

面向 7075-T7451 铝合金厚板加工变形控制的 变向迭代优化方法

王华敏^{1,2}, 秦国华², 林 锋², 左敦稳¹, 韩 雄³, 陈雪梅³

(1. 南京航空航天大学, 江苏 南京 210016)

(2. 南昌航空大学, 江西 南昌 330063)

(3. 成都飞机工业(集团)有限责任公司, 四川 成都 610092)

摘 要: 依据毛坯分解为去除材料和成形零件两部分, 将初始残余应力分为释放应力和有效应力, 利用静力平衡条件和弯曲变形理论建立加工变形分析模型及其有限元求解方法。通过现场加工零件后, 经与实验测量结果进行对比分析可知, 无论是幅值水平还是变形曲线, 加工变形的仿真值均有很好的吻合性, 两者仅存在 10%左右的幅值误差。利用有限元方法求出相邻 2 个加工位置的零件变形, 依据“变形方向相同则步长相等、变形方向相反则步长递减”原则确定下一个加工位置, 提出加工位置的变向迭代优化方法。经与企业实际使用的中间位置法相比, 变向迭代优化方法能够使得加工变形减小 99.79%。

关键词: 7075-T7451 铝合金厚板; 残余应力; 航空整体结构件; 加工变形; 变向迭代优化算法

中图分类号: TG146.21

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2019)04-1239-10

残余应力的存在, 不仅降低工件强度, 使工件在加工时产生变形、开裂等工艺缺陷, 而且加工后的自然释放又会使得工件尺寸发生变化, 降低工件疲劳强度与抗应力腐蚀等力学性能。为此, 18 世纪中叶就开始了残余应力的研究^[1], 而我国在 20 世纪 70 年代引入 X 射线应力测试技术后才逐步认识到残余应力的重要性^[2]。目前常用的残余应力检测方法有物理方法和机械方法两大类。物理方法是通过 X 射线^[3,4]、超声波^[5]等手段进行的测定方法, 而机械方法是利用机械加工或其它方法对被测构件局部进行去除, 测量残余应力释放所引起的应变, 经换算后获得残余应力的一种方法, 主要有层剥法^[6]、钻孔法^[7,8]、裂纹柔度法^[9]等。近年来国际上引入了中子射线、同步衍射等测试方法, 但测试成本太高, 设备非常稀缺, 仅限于少数欧美国家实验室, 国内鲜见此类研究报道。

铝合金航空整体结构件是一种在加工过程中材料去除率高达 90%~95%的大型薄壁类零件^[10], 其加工变形问题一直是困扰航空领域的世界性难题^[11]。Izamshah 等人^[12]研究了隔框类结构件逐层铣削的变形规律, 认为铣削开始阶段时, 切削参数产生的残余应力再分布不均匀, 导致变形逐渐增大, 而在铣削结束阶段, 残余应力再分布较为均匀, 变形急剧减小且变化趋于平缓。孙杰

等人^[13]将工件沿厚度方向分层划分网格, 根据铝合金 7075 预拉伸板的初始残余应力分布, 通过力的平衡方程求出各层平均应力后逐层施加到隔框类整体结构件的有限元模型中, 采用载荷步方法模拟逐层铣削隔框的加工过程, 分析了残余应力分布及其释放对加工变形的影响。Guo 等人^[14]以毛坯初始残余应力为初始条件的单框铣削有限元模型, 通过分析走刀路径所导致的残余应力释放, 探讨所产生的加工变形规律。黄志刚等人^[15]以毛坯残余应力为初始边界条件、铣削力/温度为动态边界条件建立了铣削加工有限元模型, 探讨了顺序、奇偶、偶奇、对角等多种隔框加工顺序对加工变形的影响。张以都等人^[16]建立了包含毛坯初始残余应力、铣削力的耦合力学有限元模型, 分析了走刀路径、切削参数等对航空框类整体结构件加工变形的影响。梅中义等人^[17]将 7075 预拉伸残余应力以温度场模拟施加到机翼翼肋的有限元模型上, 采用单元生死技术模拟隔槽的顺序铣削过程, 研究了残余应力释放顺序对加工变形的影响。

在航空整体结构件的加工过程中, 毛坯初始残余应力被认为是影响加工变形的最主要原因^[18]。Cerutti 等人^[19]采用层剥法测量出毛坯内的初始残余应力后, 通过有限元方法分析了初始残余应力产生的加工变形, 经实验验证后认为毛坯初始残余应力是产生加工变形的关键

收稿日期: 2018-04-20

基金项目: 国家自然科学基金(51765047, 51465045); 江西省主要学科学术和技术带头人资助计划(20172BCB22013); 航空科学基金(2016ZE56011); 江西省自然科学基金(20161BAB206114)

作者简介: 王华敏, 女, 1988 年生, 博士生, 南京航空航天大学机电学院, 江苏 南京 210016, E-mail: 910291556@qq.com

因素。Huang 等人^[20,21]以毛坯残余应力为初始边界条件、铣削力/温度为动态边界条件建立了铣削加工有限元模型，综合分析了加工顺序、走刀路径、切削参数等因素对框类零件加工变形的影响，通过化铣实验测试后认为高速切削过程中毛坯初始残余应力对加工变形的贡献率高达 90%以上。

事实上，高速铣削产生的残余应力只存在于很薄的一层内，且时间短暂，加工工艺参数对初始残余应力的影响非常小，从而对最终的加工变形影响也非常小，完全可以仅仅考虑初始残余应力这一影响加工变形的关键因素^[13]。因此，通过分析残余应力释放对加工变形的影响机理，构建梁类结构件弯曲变形的分析模型及其有限元仿真方法。在此基础上，建立零件在毛坯内加工位置的优化模型及其变向迭代求解方法，旨在使得加工变形达到最小。

1 加工变形分析

常用作航空整体结构件毛坯的 7075-T7451 铝合金厚板，经铸锭、热轧、淬火、预拉伸、时效等一系列工艺过程制造而成，这些过程因存在不均匀的温度场和塑性变形，板内产生了大量的残余应力。随着加工过程中材料的不断去除，板内残余应力释放与再分布，原来的应力自平衡状态遭到破坏，零件只有通过弯曲等变形行为才能达到新的平衡状态，因而导致加工精度得不到保证，甚至成为废品。

1.1 毛坯初始残余应力

初始残余应力在同一厚度方向上的平面内，一般认为是相等的。那么，由于板内的初始残余应力处于平衡状态，如图 1 所示，故满足下列方程：

$$\begin{cases} \int_z \sigma_x dz = 0 \\ \int_z \sigma_x z dz = 0 \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \int_z \sigma_y dz = 0 \\ \int_z \sigma_y z dz = 0 \end{cases} \quad (2)$$

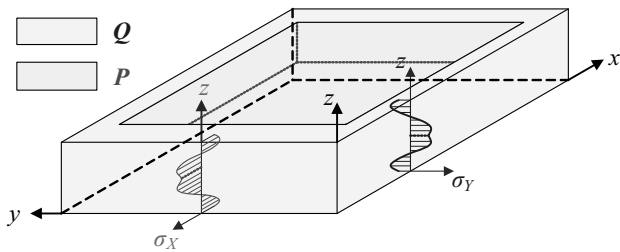


图 1 毛坯与零件示意图

Fig.1 Diagram of a blank and its workpiece

其中： $\sigma_x=\sigma_x(z)$ 为沿厚度方向分布的轧制方向应力； $\sigma_y=\sigma_y(z)$ 为沿厚度方向分布的横向方向应力。

1.2 应力释放

图 1 中的 2 个区域 P 和 Q，分别表示加工过程中去除材料和成形零件。随着加工过程的推进，材料的逐步去除使得残余应力不断得到释放。

由于残余应力小于材料的屈服极限，故残余应力的释放过程可以视为铝合金厚板的弹性变形过程。因此，残余应力释放过程完全忽略材料去除的顺序，直接认为材料是一步去除到位的。这样一来，可以将区域 P 和区域 Q 分离看待，如图 2 所示。此时，随着材料的去除，区域 P 内的应力释放导致区域 Q 受到的载荷为

$$\begin{cases} F_{QX} = \iint_Q \sigma_x dydz \\ M_{QX} = \iint_Q \sigma_x z dydz \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} F_{QY} = \iint_Q \sigma_y dydz \\ M_{QY} = \iint_Q \sigma_y z dydz \end{cases} \quad (4)$$

1.3 弯曲变形

航空整体结构件中，很多零件均可简化为典型的梁类零件。因为在轧制方向 X 的不同位置 x 上，整体结构件的横截面一般是不同的，如图 3 所示。一般地，以中性轴所在高度 $H_z=H_z(x)$ 建立坐标系后，这样，在任意位置 x 处，横截面的弯矩 $M_y=M_y(x)$ (使弯曲呈凹形的弯矩 M_y 为正) 可表示为：

$$M_y=M_{QX}+M_{QY} \quad (5)$$

这样，由任意位置 x 处截面上的弯矩 M_y 引起的挠度 $v_z=v_z(x)$ (即飞机结构件沿 Z 方向的加工变形) 可描述为：

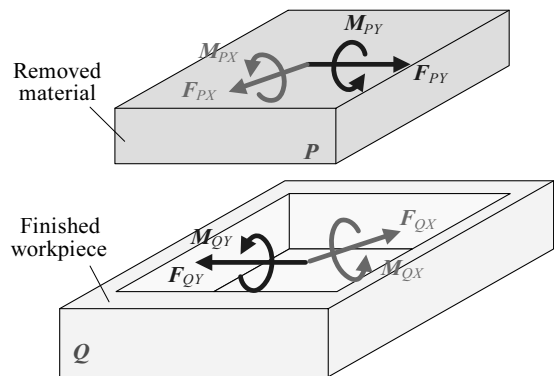


图 2 成形零件的受力分析

Fig.2 Force analysis of the workpiece

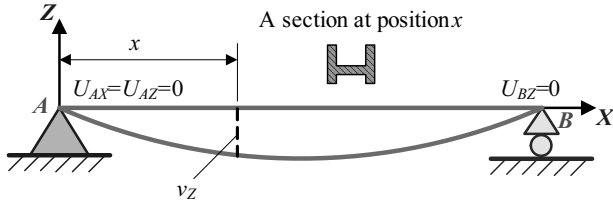


图 3 工件的弯曲变形

Fig.3 Bend deformation of the workpiece

$$\frac{d^2 v_z}{dx^2} = \frac{M_y}{EI_z} \quad (6)$$

式中： $I_z=I_z(x)$ 为任意位置 x 处的截面惯性矩。

1.4 有限元分析

式(6)中的弯曲变形模型可采用有限元方法进行计算。图 4a 为三框结构件，长为 1100 mm，宽为 80 mm，高为 30 mm，腹板厚度为 2 mm，缘条壁厚均为 1.5 mm。选择的毛坯尺寸为 1200 mm×120 mm×60 mm，材料为航空铝合金 7050-T7451，弹性模量为 $E=71.7$ GPa，泊松比为 $\nu=0.33$ 。

厚向尺寸为 30 mm 的三框结构件，在毛坯内的加工位置为 16.5 mm。图 5a 为三框结构件的有限元模型，单元类型为 C3D20R。沿厚度方向将毛坯均匀分成 40 层，选取每层中心的残余应力作为该层的应力值，根据图 4b

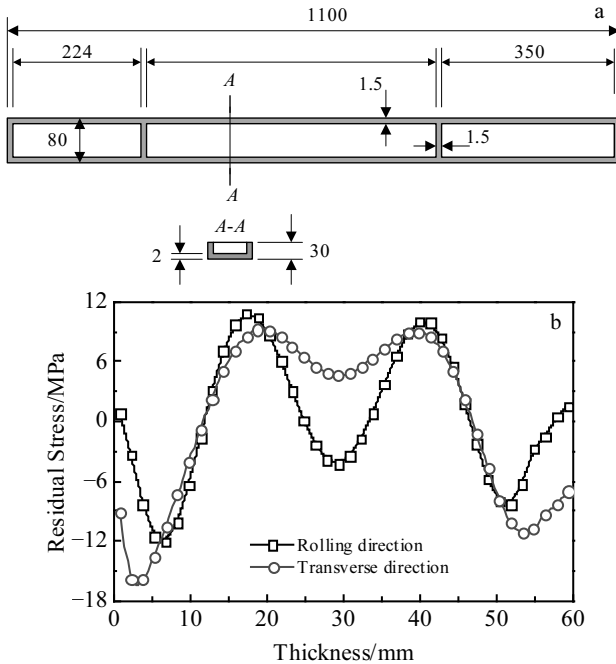


图 4 三框结构件及毛坯初始残余应力分布曲线

Fig.4 Three frame workpiece (a) and distribution curves of initial residual stress of workblank (b)



图 5 有限元仿真结果

Fig.5 Simulated results of FEM: (a) at 16.5 mm and (b) deformation nephogram

的初始残余应力分布曲线，按照式(1, 2)计算出每层的应力值（见表 1），并将表 1 中阴影部分应力施加给有限元模型。最后选择“Static, General”分析步类型，计算后变形云图如图 5b 所示。

1.5 实验验证

为了验证有限元方法的有效性和准确性，实验中采用的是某主机厂提供的 7050-T7451 美制铝厚板，直接在该厂上进行现场加工。实验过程分为以下 3 个步骤：

(1) 粗铣毛坯上、下表面至所需位置。

根据实验需要，采用无应力装夹方式，即采用压板四周顶住毛坯，如图 6 所示。按照“铣 B 面（余量 4.5 mm）→铣 A 面（余量 5.5 mm）→铣 B 面（余量 3 mm）→铣 A 面（余量 4 mm）→铣 B 面（余量 3 mm）→铣 A 面（余量 4 mm）→铣 B 面（余量 2 mm）→铣 A 面（余量 2 mm）→铣 B 面（余量 1 mm）→铣 A 面（余量 1 mm）”的加工顺序，在铣床 POWERMILL 9000×3000 上将毛坯下表面 A 铣削至 16.5 mm。

(2) 铣削出零件至规定尺寸。

零件在铣床 K211A 3500×1500 上加工成形，装夹方式采用四周压板压紧，加工后留有 0.2 mm 的耳片，以便钳工方便取出零件，如图 7 所示。加工 3 个框的内腔时，采用直径为 16 mm 的铣刀，而加工零件外侧缘条时，则采用直径为 12 mm 的铣刀，主轴转速均为 15 000 r/min。为了尽量避免铣削对加工变形的影响，在铣削外侧缘条时，轴向进给仅为 0.5 mm。

表 1 每层残余应力值

Table 1 Residual stress in each layer

Layer number	σ_x in the rolling direction/MPa	σ_y in the transverse direction/MPa	Layer number	σ_x in the rolling direction/MPa	σ_y in the transverse direction/MPa
1	0.78	-9.13	21	-3.48	4.83
2	-3.34	-15.74	22	-1.7	5.42
3	-8.31	-15.81	23	0.84	6.31
4	-11.54	-13.53	24	3.74	7.31
5	-12.12	-10.52	25	6.55	8.24
6	-10.15	-7.31	26	8.77	8.86
7	-6.34	-4.04	27	9.99	8.97
8	-1.61	-0.78	28	9.9	8.42
9	3.12	2.31	29	8.39	7.1
10	7.07	5.02	30	5.58	4.98
11	9.73	7.15	31	1.85	2.15
12	10.84	8.57	32	-2.2	-1.17
13	10.43	9.22	33	-5.77	-4.65
14	8.72	9.16	34	-8.03	-7.83
15	6.1	8.54	35	-8.29	-10.18
16	3.07	7.58	36	-6.31	-11.24
17	0.12	6.5	37	-2.7	-10.81
18	-2.3	5.54	38	-1.5	-9.3
19	-3.82	4.88	39	0.5	-8.29
20	-4.23	4.63	40	1.5	-7

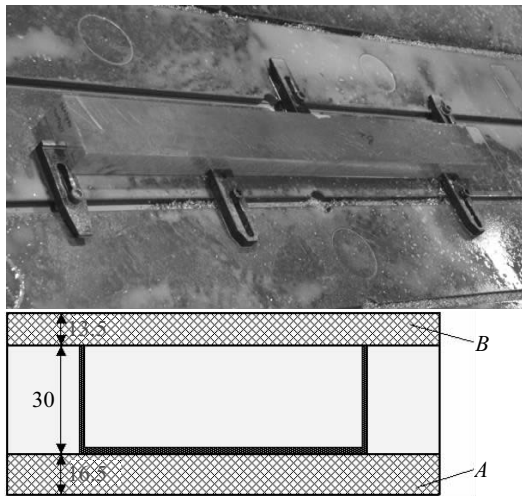


图 6 零件粗铣的装夹布局

Fig.6 Fixturing layout for the raw milling of workpiece



图 7 零件加工

Fig.7 Finish milling of the workpiece

(3) 测量与分析变形数据。

测量是在青岛前哨的桥式三坐标测量机 ADVANTAGE 15.30.10 上进行的。主要测量零件腹板内中线的变形数据，除去筋条和缘条所占位置，每隔 5 mm 选取一个位置进行变形测量，测量数据如图 8 所示。

图 8 为零件变形的实验测量结果与有限元仿真值的比较，腹板内中线关于长度方向的变形是近似光滑的曲线。有限元仿真结果中最大变形出现在正中间 550 mm 处，实验结果中最大变形均出现在中间偏两边 50 mm 左

右的位置处。由此可见，无论是整条变形曲线，还是变形大小，有限元仿真值与实验数据相比，均具有较好的吻合度。但是关于正中间位置的变形量，有限元仿真值为 0.5278 mm，实验结果为 0.5850 mm，两者之间依然存在为 9.78% 的相对误差，这除了高速铣削在动态加工过程中引入了一定的残余应力外，其它原因主要有：(1) 在残余应力和变形的测量过程中，由于受到人为操作、设备测量精度和实验方法自身限制的影响，不可避免地会带来误差。(2) 在有限元仿真计算过程中，特别是大

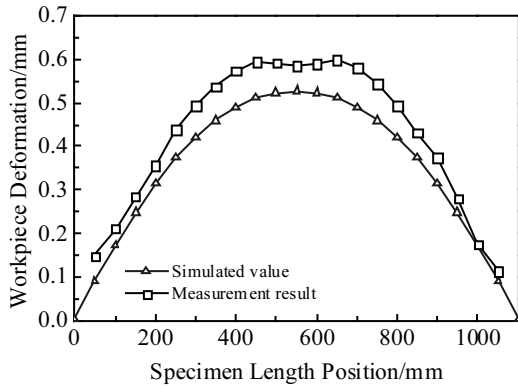


图 8 变形比较

Fig.8 Comparison of workpiece deformation

型复杂零件，因硬件限制导致其网格密度无法太高，会造成一定的计算误差。

2 变向迭代优化方法

综上所述，在毛坯内的 16.5 mm 位置处，随残余应力释放产生的零件变形可达 0.6 mm 左右，这将极大地影响着加工精度。为了保证零件的加工精度，可通过优化零件的加工位置来控制加工变形。

2.1 优化模型

实际加工中，高速切削比常规切削的切削力可减小约 30%^[22]，且工件温升低，一般不超过 3 °C^[23]，极大地减小了切削应力的产生。另一方面，毛坯初始残余应力对零件变形的贡献率高达 90%以上^[20,21]，对零件变形起着决定性作用。因此，零件变形完全可以忽略加工过程中产生的附加应力而仅受毛坯初始残余应力的影响^[13]。

一般地，毛坯的尺寸大于零件尺寸，尤其是厚向尺寸，此时零件在毛坯中加工位置不同，所受到的残余应力也不同，因而产生的变形自然也不一样，如图 9 所示。为此可通过优化零件在毛坯中的厚向位置，实现对加工变形的控制，优化模型可表达如下：

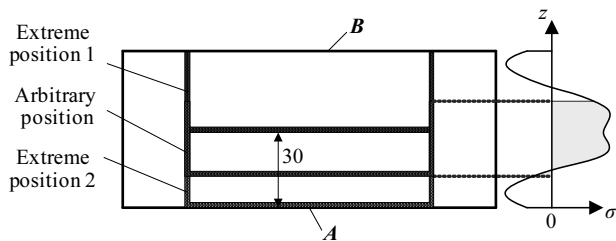


图 9 位置变动范围

Fig.9 Range of position

$$\begin{aligned}
 & \text{find } z \\
 & \min v_z \\
 & \text{s.t. } z_{\min} \leq z \leq z_{\max}
 \end{aligned} \tag{7}$$

式中： v_z 为式(6)中利用有限元方法计算的挠度； z_{\min} 、 z_{\max} 分别为零件在毛坯中的最低位置和最高位置，取决于毛坯和零件厚向尺寸。

一般地，零件变形主要取决于腹板受到的残余应力部分，如图 10a 中的 ab 、 cd 和图 10b 中的 ef 、 pq ，而该部分应力称之为有效应力。当毛坯和零件尺寸确定后，随即可确定出零件在毛坯内的位置范围，其对应的残余应力部分也就能确定出来，如图 10 中 $a\beta$ 、 eq 的应力曲线部分。此时零件变形有可能出现有正有负的情况（见图 10a），也有可能均出现均为负或均为正的不同符号情况（见图 10b）。其实，若零件变形出现均为负或均为正的情况，通过坐标变换即可实现零件变形有正有负的情况。当零件变形出现相同符号的情况时，应将坐标移动到使得 $\sigma'_{\max} = -\sigma'_{\min}$ ，即在图 10b 中有 $\sigma'_q = -\sigma'_f$ ，使得零件变形存在正负相交的情况。由此，式(7)中的优化模型可进一步描述为：

$$\begin{aligned}
 & \text{find } z \\
 & \min v_z \\
 & \text{s.t. } 0 \leq z \leq z_{\max}
 \end{aligned} \tag{8}$$

2.2 求解算法

为了求解出式(8)中零件变形为 0 的解，即零件在毛坯中的加工位置，在根据毛坯和零件在厚度方向的尺寸确定残余应力曲线的有效部分后，按照如下所述的位置变向迭代规划算法进行搜索位置 z 。

步骤 1，选取初始加工位置。

由于 $0 \leq z \leq z_{\max}$ ，故选取 z 的初始近似值 $z^0 = 0$ 。

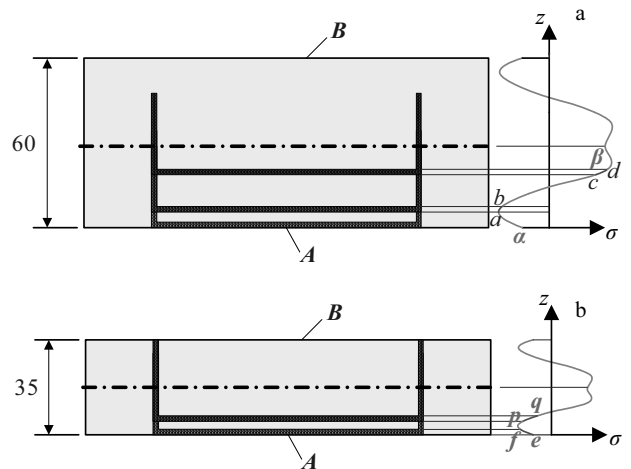


图 10 零件变形的有效应力

Fig.10 Efficient residual stresses of workpiece deformation:

(a) positive or negative and (b) both negative

采用有限元方法，计算出零件变形 v_z^0 。

确定出零件变形 v_z^0 的方向符号，若 $v_z^0 > 0$ 记方向标识 $\lambda_0=1$ ，否则记 $\lambda_0=0$ 。

步骤 2，确定第 1 个加工位置。

选取步长 $s_1=s$ ，求出 z 的 1 次近似值 $z^1 = z^0 + s$ 。

利用有限元方法，计算 $z = z^1$ 时的零件变形 v_z^1 ，判断出 v_z^1 符号。 $v_z^1 > 0$ 时有 $\lambda_1=1$ ， $v_z^1 < 0$ 时则应记 $\lambda_1=0$ 。

定义 $\delta_1 = \lambda_1 - \lambda_0$ 为当前近似值 z^1 的变形方向与上一个近似值 z^0 的变形方向之间的变化标识，用以表示 z^1 的延续性。若 $\delta_1=0$ 表示 z^1 延续性的方向无变化；若 $\delta_1 \neq 0$ 表示 z^1 延续性的方向发生变化。

步骤 3，计算下一个加工位置。

如果 $\delta_1=0$ ，则按照大小、方向均不变的原则确定下一个位置 z 的近似值，即 $z^2 = z^1 + s$ ，计算此时的零件变形 v_z^2 ，判断 v_z^2 的符号。若 $v_z^2 > 0$ ，则记 $\lambda_2=1$ ， $v_z^2 < 0$ 则有 $\lambda_2=0$ 。

如果 $\delta_1 \neq 0$ ，则按照大小递减、方向相反的原则确定下一个位置 z 的近似值，即位置 z 的二次近似值为 $z^2 = z^1 - \zeta s$ ，当前步长 $s = -\zeta s$ 。这里， ζ 为递减系数，且 $0 < \zeta < 1$ 。

重复以上过程，得位置 z 的近似值序列。此时 z 的 n 次近似值可表示如下：

$$z^n = z^{n-1} + (-1)^{\delta_n} \zeta \sum_{i=1}^n |\delta_i| s \quad (9)$$

其中：方向变化标识 $\delta_n = \lambda_n - \lambda_{n-1}$ 。

步骤 4，判断终止条件。

式(9)称为加工位置 z 的变向迭代公式，其中

$(-1)^{\delta_n} \zeta \sum_{i=1}^n |\delta_i| s$ 为当前步长， $\zeta \sum_{i=1}^n |\delta_i| s$ 为步长大小，而 $(-1)^{\delta_n}$ 则为步长方向，那么迭代过程的终止条件应为

$$|z^n - z^{n-1}| \leq \varepsilon \quad (10)$$

其中：阈值 ε 为任意给定的正数，一般取较小值。

联合式(9)和式(10)可知，当且仅当

$$\zeta \sum_{i=1}^n |\delta_i| s \leq \varepsilon \quad (11)$$

迭代过程结束， z^n 即为 z 的最终近似值。

由于在位置 z 的变向迭代规划过程中，反复采用有限元方法计算 $z_{\text{down}}=z^i$ ($0 \leq i \leq n$) 时的零件变形。为了提高计算效率，可在有限元软件 ABAQUS 主窗口的命令行接口，通过键入 Python 命令和相应的数学表达式，编程实现有限元的反复计算，流程如图 11 所示，其中 h 为零件厚向尺寸， Δz 为毛坯每层厚度， ceil 为朝正无穷方向取靠近最近整数的函数。

由于三框结构件和毛坯的厚向尺寸分别为 30 和 60 mm，故零件在毛坯内可移动的位置范围为 30 mm，即 $z_{\text{min}}=0$ ， $z_{\text{max}}=30$ mm。毛坯在划分网格时共分为 $n=40$ 层，

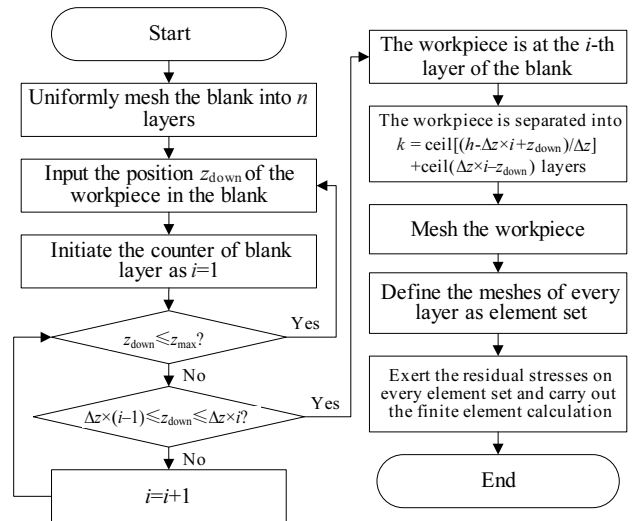


图 11 计算流程

Fig.11 Computation flowchart

每层的厚度为 $\Delta z=1.5$ mm。若给定递减系数 $\zeta=0.5$ ，初始步长 $s=30$ mm，阈值 $\varepsilon=0.0001$ mm，那么采用式(9, 11)搜索式(8)的解的过程如表 2 所示。

由表 2 可知，当变向迭代法搜索至 25 次时，步长大小 $s=0.000\ 057\ 225$ mm。从而有 $s < \varepsilon$ ，故迭代搜索过程结束，零件变形达到最小 $v_z=-0.005\ 572$ mm，此时的零件位置 $z=22.372\ 970\ 58$ mm。

3 某飞机直梁件变形分析与控制

框类整体结构件是飞机中最常见的钣金件，主要用于确定飞机外形和承受气动载荷，其结构复杂、刚性差、尺寸精度高，其加工变形问题成为航空产品工艺中的瓶颈之一。

图 12 为某飞机上典型的直梁件，中间有 7 块筋条，底面有 1 块腹板。工件的弹性模量为 $E=71.7$ GPa，泊松比为 $\nu=0.33$ 。毛坯尺寸厚 40 mm，毛坯的初始残余应力分布曲线如图 13 所示^[24]。

沿厚度方向 Z 对薄板件进行分层，每层厚度为 $\Delta z=1$ mm，共分 40 层。由于直梁件和毛坯的厚向尺寸分别为 25 和 40 mm，故零件在毛坯内可移动的位置范围为 15 mm，即 $z_{\text{min}}=0$ ， $z_{\text{max}}=15$ mm。若给定递减系数 $\zeta=0.618$ ，初始步长 $s=15$ mm，阈值 $\varepsilon=0.0001$ mm，那么直梁件在毛坯内最佳位置的搜索过程如表 3 所示。直至搜索至 37 次时，步长大小 $s=0.000\ 089\ 290\ 1$ mm，而 $\varepsilon=0.000\ 1$ mm，故迭代搜索过程结束，零件变形达到最小 $v_z=0.028\ 81$ mm，此时的零件位置 $z=9.451\ 741\ 667$ mm，此时的变形云图如图 14a 所示。

目前，大多数学者认为铝合金厚板内残余应力沿厚

表 2 三框结构件最佳加工位置的搜索过程
Table 2 Search of optimal machining position for the third frame workpiece

No.	Position, z /mm	Layer number, k	Deformation, v_z /mm	Direction flag, λ	Variation flag, δ	Step, s /mm
1	0	20	0.3389	1	~	30
2	30	20	-0.5176	0	-1	-15
3	15	20	0.5077	1	1	7.5
4	22.5	20	-0.03444	0	-1	-3.75
5	18.75	21	0.4388	1	1	1.875
6	20.625	21	0.249	1	0	1.875
7	22.5	20	-0.03444	0	-1	-0.9375
8	21.5625	21	0.1257	1	1	0.46875
9	22.03125	21	0.07359	1	0	0.46875
10	22.5	20	-0.03444	0	-1	-0.234375
11	22.265625	21	0.02487	1	1	0.1171875
12	22.3828125	21	-0.007779	0	-1	-0.05859375
13	22.32421875	21	0.01199	1	1	0.029296875
14	22.35351563	21	0.006071	1	0	0.029296875
15	22.3828125	21	-0.007779	0	-1	-0.014648438
16	22.36816406	21	0.005662	1	1	0.007324219
17	22.37548828	21	-0.006136	0	-1	-0.003662109
18	22.37182617	21	0.005578	1	1	0.001831055
19	22.37365723	21	-0.005725	0	-1	-0.000915527
20	22.3727417	21	0.005557	1	1	0.000457764
21	22.37319946	21	-0.005623	0	-1	-0.000228882
22	22.37297058	21	-0.005572	0	0	-0.000228882
23	22.3727417	21	0.005557	1	1	0.000114441
24	22.37285614	21	0.00555	1	0	0.000114441
25	22.37297058	21	-0.005572	0	-1	-0.0000572205

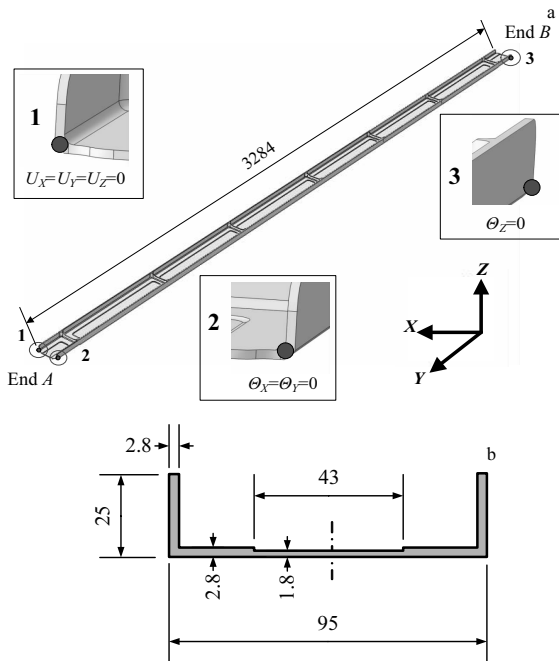


图 12 某飞机直梁件

Fig.12 A straight beam: (a) structure and (b) arbitrary cross-section

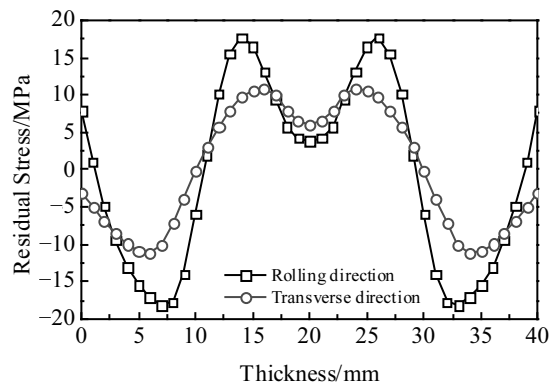


图 13 直梁件毛坯的初始残余应力

Fig.13 Initial residual stress of the straight beam^[24]

度方向呈现类似“M”形的对称分布，且在同一个厚度上应力是相同的，即残余应力仅沿厚度方向上变化。因

此，在数控加工厂的实际加工过程中，常常采用“中间位置法”加工零件。因此先对毛坯表面进行铣削，上、下 2 个表面均去除 7.5 mm 的厚度后再进行铣框，形成直梁件。这样，直梁件在毛坯内的实际加工位置 $z = 7.5$ mm，其变形云图见图 14b，最大变形量为 $v_z = -13.8$ mm。由此可见，通过优化零件的加工位置，加工变形减小了 99.79%。

为了清晰地比较实际加工位置 $z = 7.5$ mm 和最佳加工位置 $z = 9.451\ 741\ 667$ mm 的变形结果，沿长度方向选

表 3 直梁件最佳加工位置的搜索过程

Table 3 Search of optimal machining position for the straight beam

No.	Position, z/mm	Deformation, v_z /mm	Direction flag, λ	Variation flag, δ	Step, s/mm
1	0	-4.311	0	~	15
2	15	13.71	1	1	-9.27
3	5.73	-20.41	0	-1	5.72886
4	11.45886	13.32	1	1	-3.54043548
5	7.91842452	-10.91	0	-1	2.187989127
6	10.10641365	5.758	1	1	-1.35217728
7	8.754236366	-5.665	0	-1	0.835645559
8	9.589881926	1.325	1	1	-0.516428956
9	9.07345297	-3.267	0	-1	0.319153095
10	9.392606065	-0.561	0	0	0.319153095
11	9.711759159	2.506	1	1	-0.197236612
12	9.514522547	0.6126	1	0	-0.197236612
13	9.317285934	-1.257	0	-1	0.121892226
14	9.439178161	-0.1332	0	0	0.121892226
15	9.561070387	1.056	1	1	-0.075329396
16	9.485740991	0.3363	1	0	-0.075329396
17	9.410411595	-0.3959	0	-1	0.046553567
18	9.456965162	0.07375	1	1	-0.028770104
19	9.428195058	-0.2339	0	-1	0.017779924
20	9.445974982	-0.06992	0	0	0.017779924
21	9.463754907	0.1366	1	1	-0.010987993
22	9.452766913	0.03812	1	0	-0.010987993
23	9.44177892	-0.2339	0	-1	0.00679058
24	9.4485695	-0.05208	0	0	0.00679058
25	9.45536008	0.05585	1	1	-0.004196578
26	9.451163501	-0.03	0	-1	0.002593485
27	9.453756987	0.05166	1	1	-0.001602774
28	9.452154213	0.02782	1	0	-0.001602774
29	9.450551439	-0.03487	0	-1	0.000990514
30	9.451541953	-0.03034	0	0	0.000990514
31	9.452532467	0.0281	1	1	-0.000612138
32	9.45192033	0.0283	1	0	-0.000612138
33	9.451308192	-0.03003	0	-1	0.000378301
34	9.451686493	0.02847	1	1	-0.00023379
35	9.451452703	-0.02996	0	-1	0.000144482
36	9.451597185	-0.02922	0	0	0.000144482
37	9.451741667	0.02881	1	1	-8.92901E-05

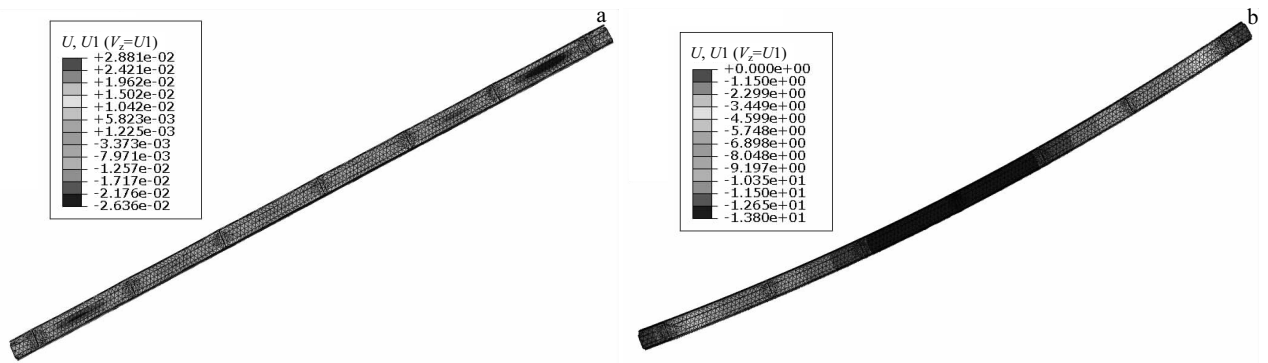


图 14 直梁件的有限元仿真结果

Fig.14 Simulated results of FEM for the straight beam: (a) optimum machining position $z=9.451\ 741\ 667\ \text{mm}$ and (b) actual machining position $z=7.5\ \text{mm}$

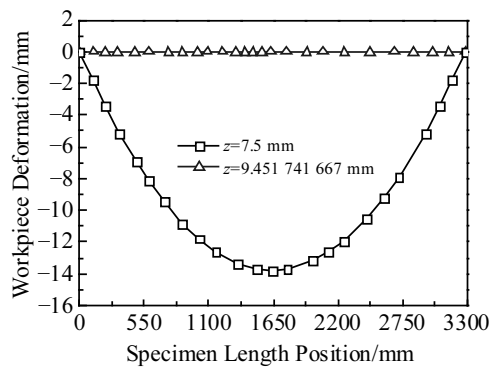


图 15 直梁件的有限元仿真结果

Fig.15 Simulated results of FEM for the straight beam

取直梁件底面的中线为观察对象。依据有限元计算结果, 绘制直梁件底面中线的变形如图 15 所示。显然, 在最佳加工位置处, 直梁件的变形几乎趋于 0, 在迭代 37 次收敛时, 最大变形仅为 0.028 81 mm, 但在毛坯中间位置加工成形直梁件, 残余应力造成的变形达到 13.8 mm, 比在位置 $z=9.451\ 741\ 667\ \text{mm}$ 处加工直梁件的变形大得多。

4 结论

1) 依据毛坯分解为去除材料和成形零件 2 个独立部分, 将对应的初始残余应力分解为释放应力和有效应力。结合有限元方法, 采用弯曲变形理论建立梁类航空整体结构件的加工变形分析模型及其求解技术。

2) 与实验测量值进行对比分析, 结果显示无论是幅值还是变形曲线, 加工变形的有限元仿真值都具有很好的吻合度。出于测量方法和设备精度、有限元网格密度等因素, 两者在幅值上也仅存在 10%左右的误差。

3) 以加工变形最小为目标, 建立零件加工位置的优化模型。在选定初始加工位置和步长的基础上, 根据相邻 2 个加工位置处相应变形的方向差异, 确定下一个加工位置取值的步长, 直至步长的绝对值在阈值范围之内, 以此求解出最优加工位置。

4) 数控加工企业一般采取中间位置法从铝厚板上加工零件, 导致在厚度为 40 mm 的毛坯上铣削成形为厚向尺寸为 25 mm、结构不对称的某飞机直梁件时, 加工变形达到了 13.8 mm。而在最佳位置 9.451 741 667 mm 加工时, 零件的加工变形仅为 0.028 81 mm。显然, 与中间位置法相比, 加工位置优化方法可使加工变形大幅减小。

参考文献 References

[1] Dong Ruiqiang(董瑞强). *Thesis for Master(硕士论文)*[D]. Hang-

zhou: Zhejiang University of Technology, 2004

- [2] Liu Jingsong(刘劲松), Xu Yi(许沂), Zhang Shihong(张士宏) *et al. Journal of Plasticity Engineering(塑性工程学报)*[J], 2003, 10(5): 42
- [3] Lu J, Retraint D. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*[J], 1998, 33(2): 127
- [4] Zheng Lin(郑林), Che Luchang(车路长), Zhang Jin(张津) *et al. Journal of Netshape Forming Engineering(精密成形工程)*[J], 2014, 6(5): 50
- [5] Song Wentao(宋文涛), Xu Chunguang(徐春广). *Machinery Design & Manufacture(机械设计与制造)*[J], 2015(10): 9
- [6] Shang Zhiyi(商执亿). *Tool Engineering(工具技术)*[J], 2015, 49(7): 104
- [7] Niku-Lari A, Lu J, Flavenot J F. *Journal of Mechanical Working Technology*[J], 1985, 11(2): 167
- [8] Liu Lili(刘力力), Fan Lixia(樊黎霞), Dong Xuehua(董雪花). *Acta Armamentarii(兵工学报)*[J], 2012, 33(6): 712
- [9] Tang Zhitao(唐志涛), Liu Zhanqiang(刘战强), Ai Xing(艾兴) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals(中国有色金属学报)*[J], 2007, 17(9): 1404
- [10] Chantzis D, Van-der-Veen S, Zettler J *et al. Procedia CIRP*[J], 2013, 8: 281
- [11] Sim W M. *International Journal of Microstructure and Material Properties*[J], 2010, 5(4-5): 446
- [12] Izamshah R, Mo J P T, Ding S. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*[J], 2012, 226(4): 592
- [13] Sun Jie(孙杰), Ke Yinglin(柯映林). *Journal of Mechanical Engineering(机械工程学报)*[J], 2005, 41(2): 117
- [14] Guo H, Zuo D W, Wang S H *et al. Transactions of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics*[J], 2005, 22(3): 234
- [15] Huang Zhigang(黄志刚), Ke Yinglin(柯映林), Dong Huiyue(董辉跃). *Journal of Zhejiang University(浙江大学学报)*[J], 2005, 39(3): 368
- [16] Zhang Yidu(张以都), Zhang Hongwei(张洪伟). *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics(北京航空航天大学学报)*[J], 2009, 35(2): 188
- [17] Mei Zhongyi(梅中义), Gao Hong(高红), Wang Yunqiao(王运巧). *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics(北京航空航天大学学报)*[J], 2009, 35(2): 146
- [18] Yang Y, Li M, Li K R. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*[J], 2014, 70(9-12): 1803
- [19] Cerutti X, Arsene S, Mocellin K. *International Journal of Material Forming*[J], 2016, 9(5): 677
- [20] Huang X M, Sun J, Li J F. *International Journal of Advanced*

- Manufacturing Technology*[J], 2015, 77(5-8): 1035
- [21] Tang Z T, Yu T, Xu L Q *et al.* *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*[J], 2013, 68(1-4): 187
- [22] Liu Baoli(刘宝莉), Zhao Xiaoqiang(赵晓强). *Aeronautical Manufacturing Technology*(航空制造技术)[J], 2014(12): 100
- [23] He Ning(何宁), Yang Yinfei(杨吟飞), Li Ling(李亮) *et al.* *Aeronautical Manufacturing Technology*(航空制造技术)[J], 2009(6): 32
- [24] Wang Shuhong(王树宏), Ma Kangmin(马康民), Ma Jun(马俊). *Journal of Air Force Engineering University*(空军工程大学学报)[J], 2004, 5(3): 19

A Crossover Iterative Method of Controlling Machining Deformation for 7075-T7451 Aluminum Alloy Thick Plate

Wang Huamin^{1,2}, Qin Guohua², Lin Feng², Zuo Dunwen¹, Han Xiong³, Chen Xuemei³

(1. Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

(2. Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, China)

(3. Chengdu Aircraft Industrial (Group) Co. Ltd, Chengdu 610092, China)

Abstract: According to separation of a blank into removed materials and formed workpiece, the initial residual stress can be divided into released stress and efficient stress so that the static equilibrium conditions and bend deformation theory were used to deduce the analysis model of machining deformation and its finite element method. And then, the measurement experiment of machined workpieces, carried out in NC machining factory, shows that the simulated results are in good agreement with the measured data for both the amplitude and deformation curves. There is only 10% difference of the amplitude between the two. Finally, based on the simulated values of the machining deformation at two adjacent positions, the signs of machining deformation can be obtained. According the determination principle of the next position that the step is invariant if the signs are the same while the step is decreasing if the signs are different, a crossover iterative method is presented for the optimal machining position. In comparison with middle position method which is frequently employed by the enterprises, the presented crossover iterative method can decrease machining deformation by 99.79%.

Key words: 7075-T7451 aluminum alloy thick plate; residual stress; aeronautical monolithic component; machining deformation; crossover iterative algorithm

Corresponding author: Qin Guohua, Ph. D., Professor, School of Aeronautical Manufacturing Engineering, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, P. R. China, E-mail: qghwzx@126.com