

航空发动机机匣电子束焊接变形 模拟分析与优化

贺笃鹏^{1,2}, 张占英³, 杨丽¹, 邹伟龙⁴, 朱小武², 陈源宏²

(1. 中国钢研科技集团有限公司 数字化研发中心, 北京 100081;

2. 航发伊萨(北京)科技发展有限公司, 北京 100094;

3. 中国航空发动机集团有限公司 西安航空发动机有限公司, 西安 710021;

4. 钢铁研究总院 战略研究中心, 北京 100081)

摘 要: 为了对焊接变形进行预测与控制,建立了焊接接头的弹塑性有限元模型,并对电子束热源模型进行了校核,获得了接头焊接位置的塑性应变区域大小;建立了风扇叶片机匣3D壳单元有限元模型,并采用固有应变法对机匣焊接变形进行了模拟计算,获取了焊接过程的变形分布,通过实测机匣变形量并与仿真结果进行对标,验证了模型的准确性;通过对风扇叶片机匣焊接顺序以及焊接熔池宽度等工艺参数的优化,获得了控制风扇叶片机匣焊后变形的最优方案。结果表明:模拟与实测的平均变形误差仅10.3%,基于固有应变法的中心面3D壳单元有限元模型适用于大型复杂薄壁件的电子束焊接变形预测,该方法已得到应用;风扇叶片机匣焊接熔池宽度的优化能够有效控制焊后变形,焊缝上熔池宽度降低为2.7 mm,焊后平均径向变形量降低30%,能够明显降低机匣径向收缩变形,焊接顺序的优化对变形控制效果较差。

关键词: 薄壁机匣; 焊接变形; 电子束焊接; 固有应变法; SYSWELD软件

中图分类号: V263.1; TG456

文献标志码: A

Simulation analysis and optimization of electron beam welding deformation of aero-engine casing

HE Dupeng^{1,2}, ZHANG Zhanying³, YANG Li¹,
ZOU Weilong⁴, ZHU Xiaowu², CHEN Yuanhong²

(1. Material Digital Research and Development Center,
China Iron and Steel Research Institute Group, Beijing 100081, China;

2. Aero Engine Corporation of China-ESI Beijing
Technology Company Limited, Beijing 100094, China;

3. Xi'an Aero-Engine Limited,
Aero Engine Corporation of China, Xi'an 710021, China;

4. Strategic Research Center,
Central Iron and Steel Research Institute, Beijing 100081, China)

Abstract: In order to predict and control the welding deformation, the elastoplastic finite element model of the welded joint was established, and heat source model of the electron

收稿日期: 2021-01-12

基金项目: 国家重点研发计划项目(2017YFB0701801)

作者简介: 贺笃鹏(1984—),男,工程师,硕士,主要研究方向为材料与工艺数值模拟。E-mail:duanedie@sina.com

通信作者: 杨丽(1986—),女,高级工程师,博士,主要研究方向为材料与工艺数值模拟。E-mail:yangli_drc@163.com

引用格式: 贺笃鹏,张占英,杨丽,等.航空发动机机匣电子束焊接变形模拟分析与优化[J].航空动力学报,2021,36(6):1263-1272.

HE Dupeng, ZHANG Zhanying, YANG Li, et al. Simulation analysis and optimization of electron beam welding deformation of aero-engine casing[J]. Journal of Aerospace Power, 2021, 36(6): 1263-1272.

beam was checked to obtain the size of the plastic strain area of the welded joint. Then, the 3D shell element finite element model of the fan blade casing was established, and the welding deformation of the casing was simulated by using the inherent strain method, so as to obtain the deformation distribution during the welding process. The accuracy of the model was verified by measuring the deformation of the casing and comparing with the simulation results. Finally, by optimizing the welding sequence and welding pool width, the optimal scheme of controlling welding deformation was obtained through simulation calculation. The results showed that the average deformation error between simulation and actual measurement was only 10.3%. The 3D shell element finite element model of the center plane based on the inherent strain method was suitable for the deformation prediction of electron beam welding of large and complex thin-walled parts. The width of the molten pool on the weld was reduced to 2.7 mm, and the average radial deformation after welding was reduced by 30%. Controlling the weld width can significantly reduce the radial shrinkage and deformation of the casing, but the optimization of welding sequence has poor effect on deformation control.

Key words: thin wall casing; welding deformation; electron beam welding; inherent response method; SYSWELD software

航空发动机机匣结构复杂,壁薄,焊缝众多,焊接过程中不可避免会发生变形。对于薄壁类的发动机机匣焊后变形更为明显,校形困难,在焊接前进行变形预测以及焊接工艺优化非常有必要,能够有效降低焊后校形工作量^[1-2],降低报废率。

通过数值模拟的方法研究焊接过程,已应用到各个领域^[3],焊接变形的数字模拟更是工程应用领域的关注点,通过数字模拟能够快速设计优化焊接工艺及结构、评估焊后质量,降低试错成本^[4]。目前,预测焊接变形和优化焊接工艺参数、焊接顺序、焊接工装主要采用的是经典的热弹塑性有限元计算方法^[5-8],该方法计算精度较高,但对于大型构件焊接模拟,计算时间十分冗长^[9]。近年来,更高效的计算方法仍然是以有限元方法为基础,国内外学者们研究了大型、多焊缝的构件焊接变形问题,国外的 Daniewicz、羅宇及成田等学者研究了采用固有应变法对大型海洋船体结构的焊接变形模拟^[10-13];国内清华大学的蔡志鹏研究了焊接串热源模型、邓德安开发了可变步长热源模型来降低模拟计算量^[14-15]。但对于大型、多焊缝的薄壁类航空发动机机匣的电子束焊接研究较少,一直缺少一套高效的建模方法和计算方法来保证精度与计算效率。

本文利用 SYSWELD 有限元分析软件,首先建立了对接接头的热弹塑性计算模型,校核了电子束焊接的热源模型,获得了焊接塑性应变区域大小。其次,建立了航空发动机风扇叶片机匣 3D 壳单元有限元模型,计算获取了焊接变形分布,通过

对机匣变形的实测值与模拟值进行对标,两者吻合度高,验证了基于固有应变法的中心面 3D 壳单元有限元模型的准确性。最终,通过对风扇叶片机匣焊接顺序以及焊接熔池宽度等工艺参数的优化,获得了控制风扇叶片机匣焊后变形的最优方案。

1 计算方法

本文计算机匣焊接变形的的方法包括两个部分,第一部分为热弹塑性有限元计算方法,通过该方法计算机匣典型局部对接接头的温度场,提取熔池形貌与实测形貌进行对比,并校核热源模型。基于校核好的热源模型计算对接接头的温度场结果,并提取焊缝及热影响区位置的塑性应变尺寸。第二部分为固有应变计算方法,通过该方法计算风扇叶片机匣的整体模型的焊接变形,将第一部分计算的焊缝及热影响区位置的塑性应变尺寸作为固有应变的加载区域,最终计算模型整个焊接过程的变形,该方法可以快速对大型多焊缝结构件进行模拟分析。最后,对机匣仿真与试验结果进行了对比分析,并对焊接工艺进行了优化,技术线路如图 1 所示。

1.1 热弹塑性法

1.1.1 温度场计算

本文采用焊接类型为电子束焊接,熔池形貌一般呈“钉子”型,根据其特点,本文采用 3D 高斯热源模型。3D 热源模型的截面热流呈高斯分布,热源周围的能量较低,热源中心的能量高,整个热

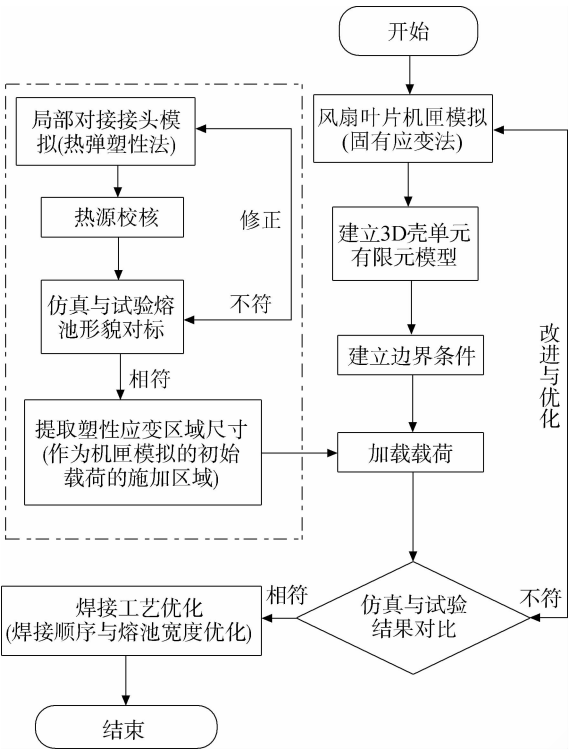


图 1 技术线路图

Fig. 1 Technical circuit diagram

源是由一系列的平面高斯热源沿着热源深度方向叠加而成,如图 2 所示。图 3 为局部接头对接试板的 3D 高斯热源模型在移动示意图。3D 高斯热源模型表达式如下^[16]。本文将通过 SYSWELD 软件对热源模型进行校核,保证模拟计算的塑性应变区域的结果精度。

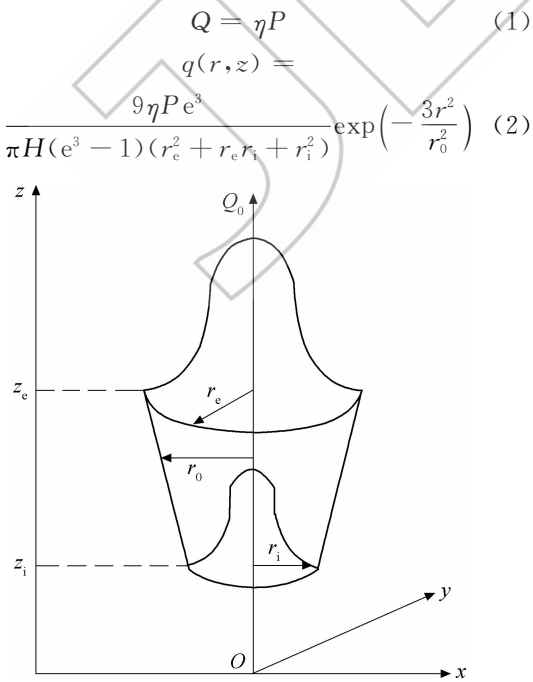


图 2 3D 高斯热源模型

Fig. 2 3D Gaussian heat source model

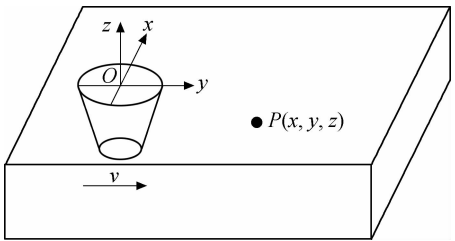


图 3 3D 高斯热源模型移动示意图

Fig. 3 3D Gaussian heat source model movement diagram

$$H = z_e - z_i \tag{3}$$

$$r^2 = (x - x_0)^2 + (y - y_0 - vt)^2 \tag{4}$$

$$r_0 = r_e - \frac{(r_e - r_i)(z_e - z)}{z_e - z_i} \tag{5}$$

式中 Q 为激光有效功率, P 为激光功率, η 为能量效率, $q(r, z)$ 为高度 z 平面上距离中心位置 r 处的热流密度分布, H 为热源高度, e 为自然对数, r_e 是热源上表面半径, r_i 热源下表面半径; r_0 为 z 坐标平面处热源的最大特征半径。 z_e 为工件表面与热源上表面的高度差, z_i 是工件表面与热源下表面高度差, v 为焊接速度, t 为焊接时间。

电子束焊接可以简化为焊接热源的移动过程, 工件的瞬态温度是随时间变化而变化的, 通过求解以下非线性传热方程, 得到了焊接过程中各节点的温度历史和整个模型范围内的瞬态温度分布。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_v = \rho(T) c_p(T) \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) \tag{6}$$

式中 $k(T)$ 为热导率与温度的函数, $\rho(T)$ 为材料密度与温度的函数, $c_p(T)$ 为比热容与温度的函数, Q_v 为内热源强度。

1.1.2 应力场计算

应力场计算主要是通过温度场的结果作为初始条件, 给定相应边界约束, 完成弹塑性计算。相关资料众多^[17], 本文不再赘述。

1.2 固有应变法

日本学者上田幸雄等提出了固有应变的概念, 其主要包括热应变、塑性应变以及相变应变, 这是焊接应力、应变产生的根本原因。固有应变表达式如下:

$$\{\epsilon^*\} = \{\epsilon\}_p + \{\epsilon\}_T + \{\epsilon\}_\theta \tag{7}$$

式中 $\{\epsilon^*\}$ 为固有应变, $\{\epsilon\}_T$ 为热应变, $\{\epsilon\}_p$ 为塑性应变, $\{\epsilon\}_\theta$ 为相变应变。

焊接过程中主要是在焊缝及热影响区的高温

区域发生塑性应变,焊缝区域经过一次焊接热循环后热应变为零,在不考虑相变产生的应变的前提下,采用一次弹性有限元计算方法即可快速的对大型焊接构件的变形进行模拟计算^[18]。但这种方法相比经典的弹塑性有限元方法计算精度低,因此确定焊缝附近的塑性应变大小及区域对提高计算精度尤为重要。一般来说,通过固有应变法的计算结果对沿焊缝的收缩区大小很敏感,固有应变区大小等于焊缝的熔融区大小^[19],固有应变施加区域为焊缝及附近的矩形区域内^[20]。因此,确定真实的固有应变区大小对于控制焊后变形的模拟精度是必要的^[21]。本文将通过建立对接接头的热弹塑性有限元模型计算获取固有应变的区域尺寸。

2 模拟分析与结果

2.1 局部对接接头焊接模拟分析

2.1.1 材料及焊接工艺参数

局部接头试板及风扇叶片机匣的材料均为 TC4 钛合金,材料热物性性能参数如表 1 所示,力学性能参数如表 2 所示。对接接头采用真空电子束焊接,尺寸及工艺参数具体如表 3 所示,焊接试板由 2.5 mm 与 2 mm 厚的试板拼焊而成。电子束焊接电流为 14 mA,电压为 125 kV,焊接速度为 1080 mm/min。

2.1.2 局部接头热弹塑性有限元模型的建立

1) 网格划分

根据局部接头试板的尺寸以及激光焊接的特点,建立了网格模型,如图 4 所示,体网格 2.5 万

表 1 TC4 材料的热物性性能参数

Table 1 Thermophysical properties of TC4 material			
温度 T/K	密度 $\rho/$ (g/cm^3)	比热容 $C_p/(J/(kg \cdot K))$	热导率 $\lambda/$ $(W/(m \cdot K))$
293	4.44	611	6.8
473	4.41	653	8.7
673	4.38	691	10.3
873	4.35	714	12.3
1073	4.32	832	13.7
1273	4.32	660	24.2
1473	4.28	700	27.3
1673	4.24	740	30.5
1923	4.21	790	33.7

表 2 TC4 材料的力学性能参数

Table 2 TC4 material mechanics property parameter				
温度 T/K	热膨胀系数 $\alpha/$ $(10^{-6}/K)$	杨氏模量 E/MPa	屈服强度 $\sigma_{0.2}/MPa$	泊松比 μ
293		113 800	900	0.32
473	9.2	108 000	700	0.32
673	9.5	100 000	550	0.33
873	10	94 000	395	0.33
1073	10.5	78 000	320	0.34
1273	8.6	68 000	138	0.38
1473	9.6	61 000	34	0.39
1673	10.6	5 300	26	0.40
1923	11.5	3 200	5	0.41

表 3 试板尺寸及焊接参数

Table 3 Test plate size and welding parameters			
焊件尺寸/ $(mm \times mm \times mm)$	焊接电流 $I/$ $(m \cdot A)$	焊接电压 u/kV	焊接速度 $v/(mm/min)$
200×150×2	14	125	1080
200×150×2.5	14	125	1080

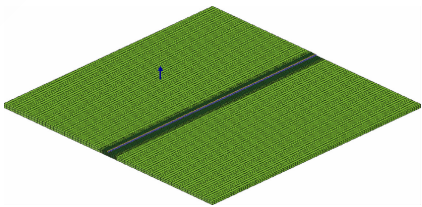


图 4 对接接头网格模型

Fig. 4 Mesh model of butt joint

个单元。由于焊接是一个快速加热且极不均匀的过程,因此对焊缝及热影响区区域网格进行了局部细化,保证热源尺寸各方向上至少包含 3 层网格,远离焊缝位置的母材网格粗化。

2) 材料参数定义

依据表 1 及表 2 热物及力学性能参数,通过 SYSWELD 软件的材料模块,将材料各参数输入到模块中,自动创建了 TC4 的材料参数. mat 文件。

3) 热源定义与加载

局部对接接头采用的是电子束焊接,热源模型如文中 1.1 节所介绍,采用的是 3D 高斯热源模型。通过 SYSWELD 软件定义了热源模型的相关参数,焊接速度为 18 mm/s,线能量为 97.2

J/mm,热效率为软件推荐值 0.8,并将热源模型加载至网格模型的焊缝位置,热载荷施加的区域为焊缝及热影响区的体单元。

4) 边界条件设置

对接接头的边界条件主要包含:①定义局部接头的热交换面,采用的是网格模型的 2D 壳单元面网格。②定义接头的工装约束,如图 5 所示,工装约束定义的位置为焊接试验的实际工装压紧位置;工装约束类型为 x 、 y 、 z 的 3 个方向的刚性约束。

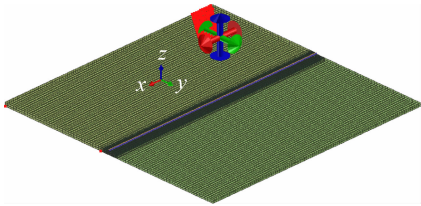


图 5 局部对接接头的工装约束

Fig. 5 Tooling constraints on local butt joints

2.1.3 电子束焊接热源模型校核

现场对相同尺寸的对接接头进行小板试验,如图 6 所示,并按相同的工艺参数进行焊接,焊后截取对接接头焊缝截面,并通过腐蚀获取熔池形貌。本文采用 SYSWELD 热源校核功能,首先计算了局部接头的温度场,然后提取了熔池温度场云图,并与实测的熔池形貌进行对比,最后通过软件进行反复迭代校正,最终获得了与实际熔池形貌尺寸相当的结果,如图 7 所示。图 7 左侧为试验获得的熔池形貌截面图,右侧为热源校核之后模拟的熔池形貌温度场云图,其中粉色部分为超过 TC4 熔点的区域,即熔化区。从对比图可以看出,焊缝正面熔池宽度约 3.79 mm,焊缝背面熔池



图 6 实际焊接试板

Fig. 6 Actual welding test plate

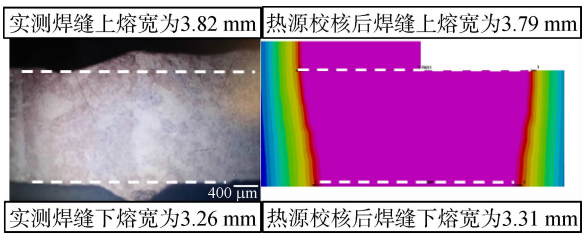


图 7 实测熔池尺寸与模拟熔池尺寸的温度云图对比
Fig. 7 Comparison of temperature cloud diagrams between measured and simulated molten pool size

宽度 3.31 mm,与实测结果对比,吻合度非常高。最终校核了电子束焊接的 3D 高斯热源模型,保证了温度场的计算精度,为下一步提取准确的焊后固有应变区域尺寸奠定了基础。

2.1.4 局部接头固有应变值及区域尺寸的确定

本文通过 SYSWELD 软件进行固有应变计算,软件本身并不能直接输入固有应变的值,主要是通过热膨胀系数和单位温度载荷转换为塑性应变值来进行计算,根据式(8),塑性应变的值即为热膨胀系数的数值,在忽略 TC4 相变应变的前提下,初始固有应变的值即为焊缝及热影响区塑性应变值。

$$\epsilon = W/F = \alpha \cdot \Delta T \tag{8}$$

式中 ϵ 为塑性应变值, W 为单位长度上焊缝总收缩量, F 为施加固有应变单元的截面积, α 为热膨胀系数, ΔT 为单位温度载荷。

基于校核过的局部对接接头热源模型,采用 SYSWELD 软件建立了热弹塑性有限元模型,计算获得了机匣局部接头焊后发生塑性应变的区域,如图 8 所示,该区域宽度约 7.8 mm,约为焊缝上熔宽的 2 倍,该区域即为固有应变区域。

综上所述,固有应变的区域为焊缝及热影响区的矩形区域内,宽度约 7.8 mm,初始固有应变值即为热膨胀系数值。

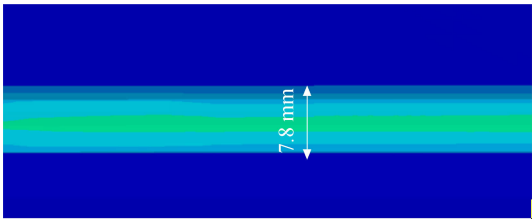


图 8 接头焊后塑性应变区域

Fig. 8 Area of plastic strain after joint welding

2.2 风扇叶片机匣的焊接变形模拟分析

本文的航空发动机某薄壁风扇叶片机匣主要

由内外壳体、59 个叶片组成,外壳体与叶片通过电子束焊接方式组焊而成,模型示意图如图 9 所示,红色实线为焊缝位置,共 59 条。机匣在焊接过程中均存在不同程度变形问题,尤其是壳体的径向收缩。本节将通过 SYSWELD 软件采用固有应变法对机匣的焊接变形进行模拟分析。

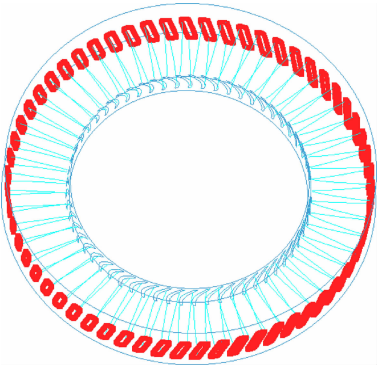


图 9 机匣焊缝示意图
Fig. 9 Schematic diagram of casing weld

2.2.1 材料及焊接工艺参数

风扇叶片机匣的材料与工艺参数与以上的局部接头试板参数一致。

2.2.2 风扇叶片机匣有限元模型的建立

1) 网格划分

图 10 为风扇叶片机匣网格模型,该模型是典型的薄壁件,首先,通过抽取中心面的方式对三维数模进行了简化;其次,采用壳单元网格划分工具进行了网格半自动划分。对焊缝及热影响区位置的网格进行细化,最终机匣的单元数为 246 222,节点数为 237 948。网格划分原则:

a) 焊缝区域宽度方向上的网格尺寸依据公式(9)来定义,热影响区位置采用同样网格尺寸进行细化;

$$S \leq D/3 \tag{9}$$

式中 S 为焊缝宽度方向上网格尺寸, D 为焊缝熔宽。

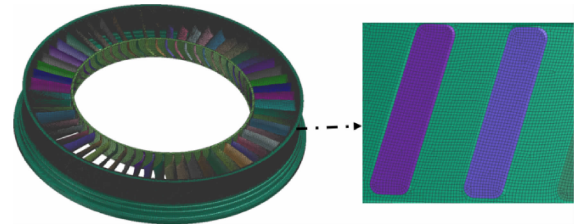


图 10 机匣网格模型
Fig. 10 Mesh model of the casing

b) 远离焊缝及热影响区域的网格,并且焊后变形较小的位置,尽量采用网格粗化的原则来设置,最终降低总体网格量,提高计算效率。

2) 焊接顺序定义

在风扇叶片机匣生产车间,机匣的焊接顺序是采用对称焊的顺序进行,即按照 1-30-45-15-23-52-8-37 的对称顺序进行焊接,其余焊接顺序的施加以此类推,如图 11 所示。焊接顺序的定义是通过 SYSWELD 软件的焊接顺序的定义工具逐步施加,在计算过程中,通过设定时间步,分别按以上顺序逐步激活焊缝,使模型按照实际焊接顺序计算。

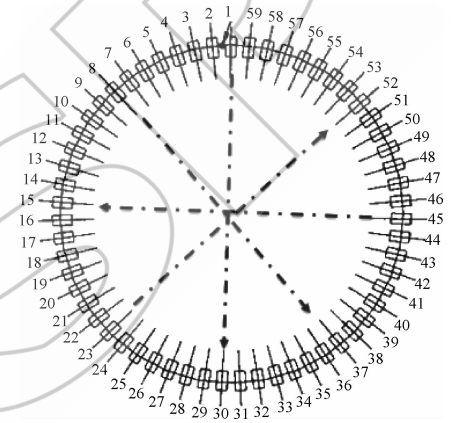


图 11 机匣焊接顺序示意图
Fig. 11 Schematic diagram of welding sequence

3) 工装约束设置

为了模拟机匣的约束情况,以节点的形式选取了机匣实际焊接工装约束位置,以 x 方向的刚性约束定义了实际压紧状态,如图 12 所示,内环均布 6 点压紧,外环均布 8 点压紧,选取底部 3 个点作为焊接工装平台约束。在焊接顺序施加的整个时间步内,以上 3 个工装约束条件均处于加载

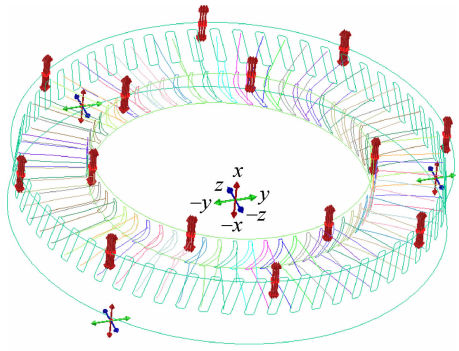


图 12 机匣工装约束
Fig. 12 Tooling constraints of the casing

状态,模拟实际工况。

4) 固有应变载荷加载

在文中第 2.2 节中,确定了固有应变值及区域尺寸,该区域位于焊缝两侧的矩形区域,宽度为 7.8 mm,固有应变值为热膨胀系数值。在 SY-SWELD 软件中通过节点的形式定义这个区域,并在该区域每个节点上加载固有应变,最终将固有应变值及区域作为初始载荷,通过 SYSWELD 软件基于固有应法计算机匣的整体变形。

2.2.3 风扇叶片机匣模拟结果分析

机匣外壳体与叶片焊接完成后,焊缝及热影响区位置主要呈现径向收缩变形,机匣整体呈现轴向收缩变形,如图 13 所示,a 为焊接前尺寸,b 为焊接后变形量放大 20 倍的效果图。图 14 为节点 A、B、C 在整个焊接过程中的变形曲线,A、B、C 这 3 个节点分别取自模型两条焊缝之间的上、中、下 3 个位置,A 点焊后径向变形量为 1.18 mm,B 点径向变形量为 1.27 mm,C 点径向变形量为 0.79 mm。总体趋势上,在 A、B、C 点随着焊接道次的增加,径向变形量逐步增大,主要是由于焊接过程中塑性应变的累加导致焊接变形总体趋势上呈上升趋势。焊接道次的第 60 道是工件上工装约束的去除过程,约束释放以后,应力得到了一部分释放,宏观上表现为,内环轴向变形增大,

A、B 点的径向变形减少。工装释放后,C 点的径向收缩量变化很小,主要是由于 C 点靠近机匣外环的底部,此处焊接过程中无工装约束,因此工装的释放对该点影响较小。

机匣焊接完成后,应力及应变分布云图如图 15、图 16 所示,应力与应变主要集中在焊缝及热影响区,焊缝上应力集中最为明显,约 620 MPa,应变值约为 0.0038;焊缝长度方向上热影响区位置应力应变分布较均匀,应力水平较低,约 400 MPa,但焊缝拐角以及靠近上下端面处应力集中较为明显,应力值约 500 MPa,最高应变值达 0.0075。机匣焊缝及热影响区位置应力较集中,且应力值较大。为了保证机匣的服役可靠性,防止应力值高及应力集中问题导致的焊缝开裂等问题,后续应设计合理的去应力退火工艺,如,增加热处理保温时间、提高退火温度,降低退火冷却速度等方式来降低应力水平,控制应力集中等问题,最终保证机匣焊缝位置的服役可靠性。

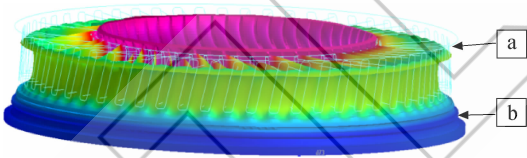


图 13 机匣变形趋势图
Fig. 13 Deformation trend chart of the casing

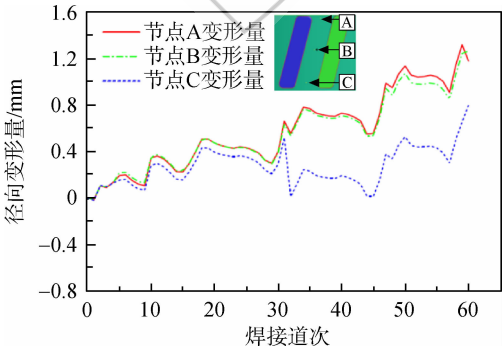


图 14 A、B、C 节点焊接过程中的变形曲线
Fig. 14 Deformation curve in the welding process of A, B and C

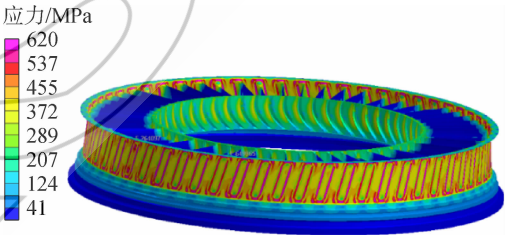


图 15 机匣的应力分布云图
Fig. 15 Stress distribution nephogram of casing

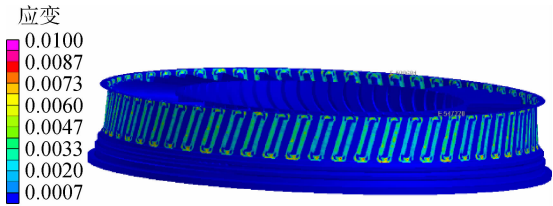


图 16 机匣的应变分布云图
Fig. 16 Strain distribution nephogram of casing

2.3 风扇叶片机匣焊接变形模拟与试验对比

西安航空发动机有限公司机匣分厂对风扇叶片机匣上 A、B、C 点的径向变形进行了检测,检测设备为三坐标测量仪。仿真结果与实测结果对比如表 4 所示,A 点径向收缩变形误差仅 7%,B 点径向收缩变形误差 10%,C 点径向收缩变形误差 14%,实测风扇机匣叶片焊后径向变形结果与仿真结果吻合。结果表明,基于固有应变法的中心面

3D壳单元有限元模型适用于大型复杂多焊缝薄壁机匣的电子束焊接变形预测。通过仿真与试验结果的标定,为下一步焊接工艺优化奠定了基础。

表 4 风扇叶片机匣仿真结果与实测结果对比表
Table 4 Table of simulation results and actual results of the casing

位置	径向收缩量/mm		误差/%
	实测结果	模拟结果	
A 点	1.27	1.18	7
B 点	1.14	1.27	10
C 点	0.68	0.79	14

2.4 风扇叶片机匣的工艺优化

基于风扇叶片机匣的模拟值与实测值的对标结果,三点的平均误差为 10.3%,结果吻合,该模型精确度可用于下一步的仿真优化。根据现场工艺经验及优化方案的可执行性,初步确定了焊接优化方案的方向为:焊接熔宽优化以及焊接顺序优化。

1) 焊接熔宽优化方案:①方案,焊缝上熔宽为 3.0 mm;②方案,焊缝上熔宽为 2.7 mm;③方案,焊缝上熔宽为 2.5 mm。

2) 焊接顺序优化方案,本文主要通过 PAM-OPT 模块自动优化焊接顺序。

2.4.1 焊接熔宽优化结果分析

基于风扇叶片机匣模型,分别对以上焊接熔宽的三种方案进行了模拟仿真,并提取了 A、B、C 这 3 个点的变形结果。如表 5 所示,方案①与原方案 A、B、C 三点的径向变形量分别降低 5%、8%、9%;方案②与原方案中 A、B、C 三点的径向变形量分别降低 28%、32%、30%;方案③与原方案中 A、B、C 三点的径向变形量分别降低 37%、39%、38%。三种方案的模拟结果表明,焊缝上熔宽越小,径向变形量越小。主要是由于焊缝及热

表 5 各方案焊接变形对比表
Table 5 Comparison table of welding deformation of each scheme

位置	径向收缩量模拟结果/mm			
	原始方案	方案①	方案②	方案③
A 点	1.18	1.12	0.85	0.74
B 点	1.27	1.19	0.87	0.78
C 点	0.79	0.72	0.55	0.49

影响区的塑性应变区域变小,初始固有应变区域变小,最终导致焊后径向收缩量变小。

2.4.2 焊接顺序优化结果分析

焊接顺序优化采用的是 PAM-OPT 优化模块,利用软件自带遗传算法,以焊接顺序作为优化对象,目标函数为机匣上 A 点(节点 N2355134)的 y 方向最小径向变形量。焊接顺序优化需要通过自动优化模块 PAM-OPT 与焊接仿真软件 SYSWELD 求解器相互调用,每当通过 PAM-OPT 得出焊接顺序的一代种群后,需要通过 PAM-OPT 接口调用 SYSWELD 求解器,分别对每一种焊接顺序下 A 点的焊后径向变形进行计算,再通过 PAM-OPT 模块自带遗传优化程序进行选择、交叉、变异等运算,并产生新一代种群,再进行下一步循环计算,如此反复循环,直至获得最优种子。

优化过程中主要的约束条件设定如下:

1) 机匣模型上 A 点(节点 N2355134)的 y 方向最小径向变形量。

2) 设定种群尺寸为 177,由于机匣的焊缝是严格对称的 59 条焊缝,理论上并没有焊缝本身的先后顺序的约束,因此焊缝顺序能够自由组合,即 59 的阶乘。为了减小计算量,设定种群尺寸作为约束条件。

最终自动优化出最佳焊接顺序,59 道焊缝的最优焊接顺序为 26-41-59-23-56-50-30-44-40-1-28-11-58-55-32-29-49-20-10-46-19-9-6-39-2-48-27-15-16-34-57-42-5-14-38-12-45-25-47-51-37-4-22-17-33-24-8-35-31-21-53-13-43-3-54-18-52-36-7。最佳焊接顺序下 A 点径向变形为 1.271 mm,与原始焊接顺序 A 点径向变形量 1.273 mm 对比,仅降低 0.16%。结果表明:通过焊接顺序优化风扇叶片机匣的径向变形效果非常微小,仿真最优焊接顺序与原始焊接顺序均是最佳焊接顺序。

综上所述,通过仿真多方案优化,确定了影响风扇叶片机匣的主要因素之一为焊缝熔宽。熔池宽度对变形的影响较大,熔宽越小,径向变形量越小。综合考虑设计要求的范围值,采用熔宽为 2.7 mm 作为最优方案,平均径向变形量降低 30%,能够明显降低机匣径向收缩变形。通过 PAM-OPT 计算的最优焊接顺序下的变形与原始顺序相比差异极小,采用原始对称焊接顺序作为最优方案。

3 结 论

1) 建立了机匣的典型对接接头弹塑性有限元模型,并对比实际和模拟的焊缝熔池截面,校核了适合于薄壁机匣的电子束焊接热源模型;

2) 通过抽取风扇叶片机匣三维 CAD 模型中心面的方法来简化几何模型,以及通过焊缝及热影响区网格划分原则来构建机匣的有限元网格模型,能够在保证计算精度的前提下减少网格划分工作量,尤其是复杂机匣模拟网格划分困难问题,降低了机匣变形模拟仿真门槛;

3) 模拟计算了航空发动机风扇叶片机匣焊后变形,并与实测值进行了对比,平均径向变形吻合度达 89.7%,变形量吻合度高,变形趋势完全吻合。结果表明,基于固有应变法的中心面 3D 壳单元有限元模型适用于大型复杂多焊缝薄壁机匣的电子束焊接变形预测,该方法已在中国航发西安航空发动机有限公司、中国航发贵州黎阳航空发动机有限公司及中国航发南方工业有限公司等航空发动机厂得到应用;

4) 基于准确的机匣计算模型,分别对焊接顺序以及焊接熔宽两种工艺进行了优化,获得了最佳工艺方案。结果表明:控制焊接熔宽能够有效降低焊接变形,熔宽越小,径向变形量越小;对称焊缝结构的焊接顺序对变形的影响较小;

5) 采用控制焊缝熔宽的方式能够有效降低机匣径向变形,设计要求的范围内,焊缝熔宽控制在 2.7 mm,风扇叶片机匣径向变形降低 30%。

参考文献:

- [1] 郝幼淮. 罐式集装箱罐体的焊接技术探讨[J]. 焊接技术, 2003, 32(5): 53-56.
HAO Youhuai. Discussion on welding technology of tank container body[J]. Welding Technology, 2003, 32(5): 53-56. (in Chinese)
- [2] 李涛. 焊接钢制罐体焊接应力及变形的控制应用[J]. 科技创新导报, 2012(1): 68.
LI Tao. Control application of welding stress and deformation of welded steel tank[J]. Science and Technology Innovation Herald, 2012(1): 68. (in Chinese)
- [3] 李晓东, 李春广, 朱志民, 等. 铝合金薄板 MIG 焊焊接变形仿真预测的工程应用[J]. 焊接学报, 2014, 35(2): 104-108.
LI Xiaodong, LI Chunguang, ZHU Zhimin, et al. Engineering application of simulation prediction of MIG welding deformation of aluminum alloy sheet[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2014, 35(2): 104-108. (in Chinese)
- [4] 闫德俊, 刘雪松, 周广涛, 等. 大型底板结构焊接顺序控制变形数值分析[J]. 焊接学报, 2009, 30(6): 55-58.
YAN Dejun, LIU Xuesong, ZHOU Guangtao, et al. Numerical analysis of welding sequence control deformation of large-scale bottom plate[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2009, 30(6): 55-58. (in Chinese)
- [5] UEDA Y, YAMAKAWA T. Analysis of thermal elastic-plastic stress and strain during welding by finite element method[J]. Japan Welding Society Transactions, 1971, 2(2): 135-142.
- [6] HIBBITT H D, MARCAL P V. A numerical, thermo-mechanical model for the welding and subsequent loading of a fabricated structure[J]. Computers and Structures, 1973, 3(5): 1145-1174.
- [7] FRIEDMAN E. Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1975, 97(3): 206-213.
- [8] LINDGREN L E, KARLSSON L. Deformations and stresses in welding of shell structures[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1988, 25(2): 635-655.
- [9] 张建勋, 刘川, 张林杰. 焊接非线性大梯度应力变形的高效计算技术[J]. 焊接学报, 2009, 30(6): 107-111.
ZHANG Jianxun, LIU Chuan, ZHANG Linjie. Efficient calculation technology for welding nonlinear large gradient stress and deformation [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2009, 30(6): 107-111. (in Chinese)
- [10] DANIEWICZ S R, MCANINCH M D, MC-FARLAND B, et al. Application of distortion control technology during fabrication of large offshore structures[C] // Proceedings of the International Conference on Modeling and Control of Joining Processes. Orlando, US: American Welding society, 1993: 156-160.
- [11] LUO Y, ISHIYAMA M, MURAKAWA H. Welding deformation of plates with longitudinal curvature (mechanics, strength and structure design) [J]. Transactions of JWRI, 1999, 28(2): 57-65.
- [12] 羅宇, 村川英一, 上田幸雄. 固有ひずみを用いた弾性計算による溶接変形および残留応力の推定[J]. 日本造船学会論文集, 1997, 1997(182): 783-793. (in Japanese)
- [13] 成田. 固有ひずみを用いた薄肉閉断面部材の溶接変形予測[J]. 溶接構造シンポジウム 1997, 1997: 290-296. (in Japanese)
- [14] 蔡志鹏, 赵海燕, 吴甦, 等. 串热源模型及其在焊接数值模拟中的应用[J]. 机械工程学报, 2001, 37(4): 25-29.
CAI Zhipeng, ZHAO Haiyan, WU Su, et al. String heat source model and its application in numerical simulation of welding [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2001, 37(4): 25-29. (in Chinese)
- [15] DENG D, KIYOSHIMA S, OGAWA K, et al. Predicting welding residual stresses in a dissimilar metal girth welded pipe using 3D finite element model with a simplified heat source[J]. Nuclear Engineering and Design, 2011, 241(1): 46-54.
- [16] 刘佳, 杨玉东, 石岩, 等. 基于 Visual-Environment 的复杂

结构薄壁件激光焊接工艺优化[J]. 机械工程学报, 2017, 53(14):150-158.

LIU Jia, YANG Yudong, SHI Yan, et al. Numerical simulation analysis on optimization of laser welding process for the complex structural thin-walled part based on visual-environment[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(14):150-158. (in Chinese)

[17] 王勖成, 邵敏. 有限单元法基本原理和数值方法[M]. 北京:清华大学出版社, 1997.

[18] 李飞. 钢箱梁焊接固有应变的研究[D]. 天津:河北工业大学, 2011.

LI Fei. Research on welding inherent strain of steel box girder[D]. Tianjin: Hebei University of Technology, 2011. (in Chinese)

[19] DONG Wenchao, LU Shanping, LU Hao, et al. Numerical simulation and control of welding distortion for double floor structure of high speed train[J]. Acta Mechanica Sinica, 2014, 30(6):849-860.

[20] 魏良武. 固有应变法预测焊接变形的研究及其工程应用[D]. 上海:上海交通大学, 2004.

WEI Liangwu. Investigation on inherent strain method for welding deformation prediction and engineering application [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2004. (in Chinese)

[21] JACKSON K, DARLINGTON R. Advanced engineering methods for assessing welding distortion in aero-engine assemblies[C] // Materials Science and Engineering. Sheffield, UK: IOP Publishing, 2011, 26(1):12-18.

(编辑:张 雪)