

薄壁 GH3536 尾喷管组焊变形控制工艺优化仿真

李 岩^{1,2}, 刘 琪¹, 李艳彪¹, 张艳峰³, 田孟良⁴, 吴志生¹

(1. 太原科技大学 材料科学与工程学院, 山西 太原 030024)

(2. 山西师范大学 现代文理学院转设筹备处, 山西 临汾 041000)

(3. 北京航空航天大学 机械工程及自动化学院, 北京 100191)

(4. 中国航发贵州黎阳航空发动机有限公司 技术中心, 贵州 贵阳 550002)

摘 要: 基于 SYSWELD 仿真平台, 利用热-弹-塑性有限元法和固有应变法进行仿真优化, 研究焊接工艺对薄壁 GH3536 尾喷管组件焊接变形的影响。首先进行平板对接工艺试验和热-弹-塑性有限元仿真计算, 对焊接热源模型进行校核, 获得不同焊接工艺下典型接头的平均固有应变和修正的材料热膨胀系数。建立全尺寸三维尾喷管组件的焊接有限元模型, 基于固有应变理论的弹性有限元方法, 利用平板对接获得的材料热膨胀系数, 计算焊接工艺参数与焊接约束对尾喷管组件焊接变形的影响。结果表明, 焊接电流为 40 A 时, 薄壁 GH3536 平板对接焊接接头固有应变值最小为 0.006 60, 此时尾喷管焊后变形也最小, 为推荐使用的最优焊接工艺。在焊缝、进气口和排气口同时进行夹持, 尾喷管焊后变形最小, 整体变形 1.39 mm。

关键词: 薄壁 GH3536; 尾喷管; 工艺优化; 焊接变形; 数值模拟

中图分类号: TG457

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2023)08-2775-08

尾喷管是航空发动机推进系统的重要组成部分, 其主要功能是将高温高压的发动机燃气膨胀后排出机体, 并保护传动部件免受高温侵蚀破坏^[1-2]。某新型航空发动机尾喷管由 1 mm 薄壁高温合金 GH3536 钣金件焊接而成^[3]。焊接是一个局部急速加热、熔化和快速冷却的过程, 不可避免地要使被焊工件产生不均匀的热膨胀和收缩, 特别是薄壁结构由于自身刚度小, 焊接时更容易发生大的焊接变形^[4-5]。新型薄壁尾喷管产品焊缝为曲线结构, 焊后不易校核, 如何控制尾喷管焊后变形, 使之在可接受的范围内, 以满足产品的要求是一项非常重要的课题。

随着有限元仿真方法和计算机软硬件的发展, 焊接数值仿真技术已被广泛应用于预测各类大型焊接结构的应力分布与焊后变形^[6-8]。热-弹-塑性有限元法^[9]和基于固有应变理论的弹性有限元法^[10]是焊接有限元仿真计算最常用的 2 种方法。热-弹-塑性有限元法的计算精度高, 能够再现焊接过程的各个细节, 但计算效率低, 对计算机硬件配置要求高, 不适用于大型复杂焊接结构焊接仿真^[11]。基于固有应变法的弹性有限元法不能考虑焊接过程的所有细节, 但它能快速计

算大型复杂焊接结构的整体变形, 已被广泛应用于大型焊接结构变形预测及工艺优化^[12]。

中科院修磊^[13]等利用固有应变法对大型真空室焊接部件的焊接顺序及施加外部约束进行了预测。朱琳等^[14]基于固有应变法研究了大型重载复杂轮廓真空室领圈焊接变形。王伦等^[15]基于热弹塑性理论计算提取固有应变数值, 通过固有应变法研究了焊接顺序及工装条件下组件焊接变形。梁伟等^[16]采用热弹塑性有限元法与固有应变理论, 模拟不同板厚铝合金 (A6061) 薄板结构的焊接变形。

本研究基于 SYSWELD 仿真平台, 采用热-弹-塑性有限元法与固有应变法相结合的计算方法, 从尾喷管焊后变形控制的角度出发, 通过对焊接工艺和焊接夹持进行优化, 为某新型薄壁尾喷管焊接工艺制定、焊接工装设计提供理论依据和参考。

1 计算方法

首先进行平板对接工艺试验和热-弹-塑性有限元仿真计算, 对尾喷管典型接头进行热源校核, 得到相应焊接参数下接头的平均固有应变和修正的材料热膨

收稿日期: 2023-03-20

基金项目: 国家重点研发计划 (2018YFA0707305); 山西省科技重大专项 (202101120401008); 山西省重点研发计划 (202102050201001); 临汾市重点研发计划 (2202); 山西省高等学校科技创新项目 (2022L628)

作者简介: 李 岩, 男, 1988 年生, 博士, 副教授, 太原科技大学材料科学与工程学院, 山西 太原 030024, E-mail: yanli1988@tyust.edu.cn

胀系数。建立全尺寸三维尾喷管焊接有限元模型，基于固有应变理论的弹性有限元方法，利用已获得的材料热膨胀系数，研究焊接参数与焊接夹持对尾喷管结构焊后变形的影响，从焊接变形控制角度出发，优化薄壁 GH3536 尾喷管焊接参数和工装设计方案，图 1 是本研究的分析流程。

2 焊接热源校核

尾喷管材料为 GH3536，材料厚度为 1 mm，焊接形式为对接接头。为进行全尺寸尾喷管焊接数值模拟计算，首先进行 1 mm 厚的 GH3536 平板对接焊接工艺实验和热-弹-塑性有限元数值仿真，进行热源校核

及材料模型修正。试板尺寸 210 mm×150 mm，焊接方法钨极氩弧焊，焊接工艺参数见表 1。

根据平板对接工艺试验，建立对接接头的热-弹-塑性有限元模型，如图 2 所示，采用疏密过渡形式对焊接部分进行网格划分，焊缝区和热影响区的网格细密，远离焊缝的母材区域采用较疏的网格划分方式。整体模型 3D 实体单元共 20 400 个，模型的节点数量为 31 209 个。

查阅中国航空材料手册^[17]并考虑焊接过程材料性能的非线性特点，采用 JMatPro 计算 GH3536 随温度变化的热物理性能参数及热力学性能参数，如图 3 所示。

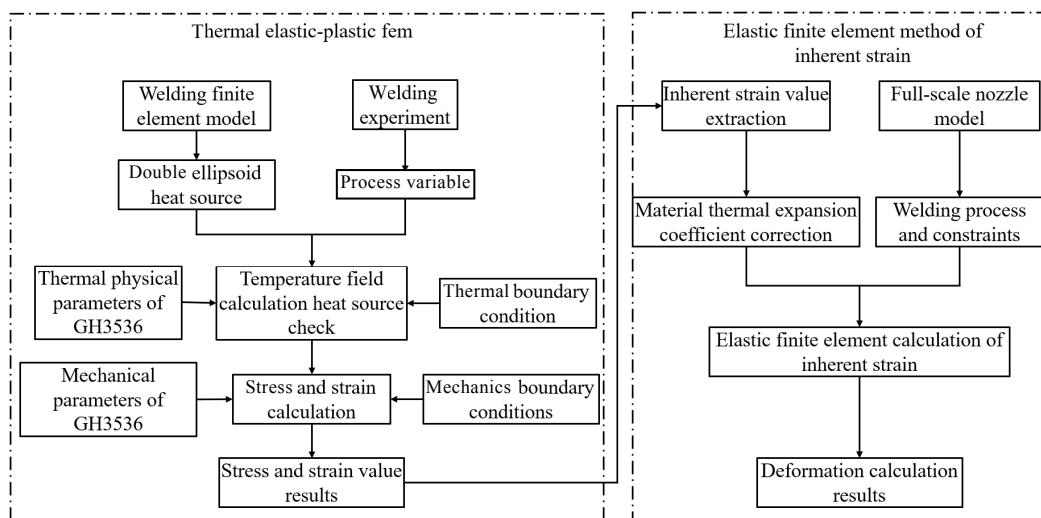


图 1 分析流程

Fig.1 Workflow chart

表 1 焊接工艺参数

Table 1 Parameters of welding processes

| Welding current, I/A | Welding voltage, U/V | Velocity/mm·s ⁻¹ | Welding energy input, q _w /J·mm ⁻¹ | Efficiency, η |
|----------------------|----------------------|-----------------------------|--|---------------|
| 30 | 15 | 3 | 150 | 0.8 |
| 40 | 15 | 3 | 170 | 0.8 |
| 50 | 15 | 5 | 150 | 0.8 |

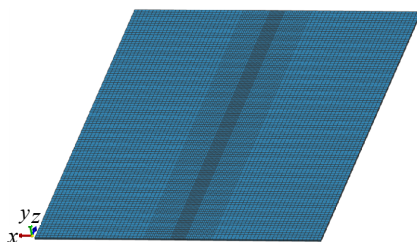


图 2 平板有限元模型

Fig.2 Finite element model of the flat-panel

焊接的过程中，电弧热在工件之中热传导的控制方程为：

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) + \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q_v = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

式中， T 为温度； λ 为热传导系数； q_v 为内部热源的发热功率； ρ 为密度； c 为比热容； t 为传热时间； x 、 y 和 z 为全体坐标系(x, y, z)中的坐标。

确定与实际焊接工艺试验相符的焊接热源模型是焊接过程数值模拟的关键^[18-19]。利用焊接仿真熔池边界准则进行热源校核^[20]，选用与实际焊接工艺相同的焊接工艺参数进行模拟计算，如果模拟得到的熔池区域边界与实际焊接的熔池大小吻合，就可以认为所选取的热源模型是合理的。

双椭球热源模型因其可较好的反映熔池大小和温度梯度，适用于绝大多数熔化焊接的分析场景，因此

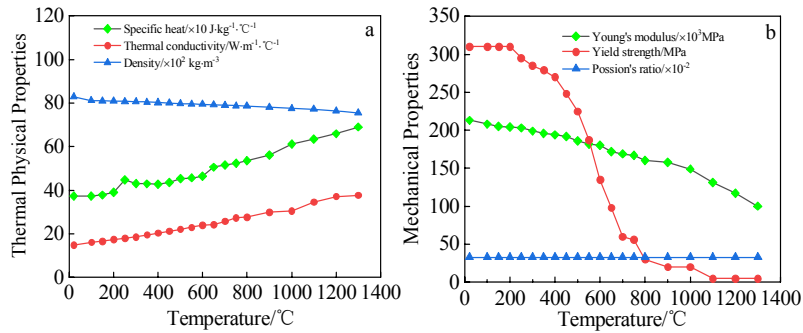


图 3 GH3536 材料热物理性能与机械性能

Fig.3 Thermal physical (a) and mechanical properties (b) of GH3536

本研究采用 Goldak 等人^[21]提出的双椭球热源模型进行模拟。双椭球热源模型分为前半椭球和后半椭球, 主要用来模拟焊点前进过程中, 焊接前进方向和相反方向上的温度梯度差异, 热源模型示意图如图 4 所示。双椭球热源中椭球形状参数需要通过试验中熔池的形状大小来校核确定^[22-24]。前后椭球的热分布函数分别为式 (2) 和式 (3)。

$$q_1(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_1\eta UI}{a_1 b c \pi^{3/2}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_1^2}\right) \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right), x \geq 0 \quad (2)$$

$$q_2(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_2\eta UI}{a_2 b c \pi^{3/2}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_2^2}\right) \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right), x < 0 \quad (3)$$

式中: η 为热源效率, 模拟中取 $\eta=0.8$; U 为焊接电压 (V); I 为焊接电流 (A); f_1 、 f_2 分别表示前后半球能量分配系数, $f_1 + f_2 = 2$; a_1 、 a_2 、 b 、 c 分别是双椭球模型的形状参数。

由于工件在焊接过程中不仅要吸收来自电弧和金属熔滴的热量, 还要向周围环境散热, 因此在有限元模型中通过定义散热面考虑工件与外部环境的热量交换。本研究考虑对流散热和辐射散热 2 种热损失形式,

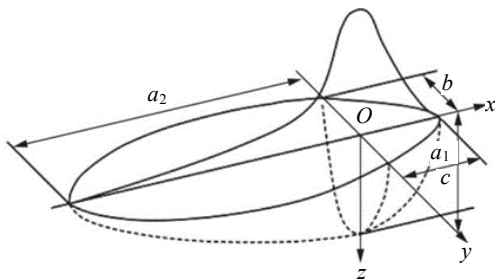


图 4 双椭球热源模型

Fig.4 Double ellipsoid heat source model

分别通过 Newton 定律式 (4) 和 Stefan-Boltzmann 定律式 (5) 描述^[25-26]:

$$q_c = -h_c(T - T_0) \quad (4)$$

$$q_r = -\varepsilon_r \sigma_r(T^4 - T_0^4) \quad (5)$$

式中, q_c 、 q_r 分别为工件与周围环境之间的对流散热和辐射散热; h_c 为对流交换系数, 取值为 $15 \times 10^{-6} \text{ W}/(\text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; T_0 为环境温度 (20°C); ε_r 为热辐射系数, 本次计算取 $\varepsilon_r=0.8$; σ_r 为 Stefan-Boltzmann 常数。

试板焊接完成后, 制取接头位置宏观金相, 在光学显微镜下观察焊缝横截面熔池区形态。图 5a 是 40 A 焊接试板焊接接头轮廓图, 从图中可以看到, 焊接区无肉眼可见的气孔和裂纹等缺陷, 焊缝上表面宽度为 6 mm, 下表面宽度为 5.5 mm。通过调整双椭球热源中椭球形状参数, 获得该工艺下对接接头温度场分布如图 5b 所示, 温度场后处理时将高于熔点 (1370°C) 温度的区域设为灰色以便于观察熔池形状。该焊接工艺下, 选取的热源模型仿真得到的熔池区域边界与实际焊接熔池大小吻合, 证明了校核后热源模型的准确性。

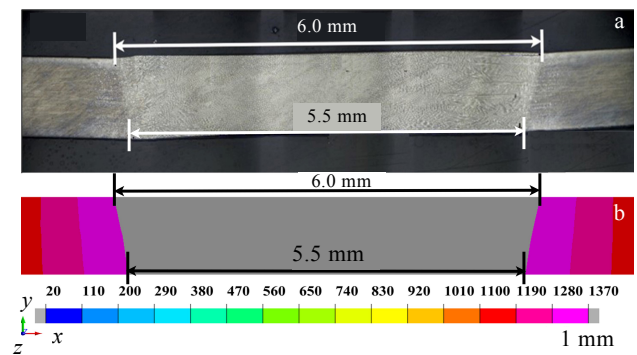


图 5 40 A 焊接试板熔池轮廓试验结果及仿真结果

Fig.5 Molten pool contour of plate for 40 A: (a) test result and (b) simulation result

按上述方法进行焊接电流30和50 A工艺参数下平板对接焊接试验和数值仿真,得到表2不同焊接参数下的热源模型参数。

3 材料模型修正

热源校核完成后,将温度场计算结果作为热载荷加载到热-弹-塑性有限元模型中进行应力和应变计算。将计算完成的应力场,在 Visual-Viewer 后处理界面中提取焊接中间时刻焊缝截面上所有单元的固有应变曲线,然后对其求平均值,得到不同焊接工艺下 1 mm 对接接头的平均固有应变值如图 6 所示。

现有的有限元软件不能直接将固有应变作为载荷进行加载,需要对固有应变进行转化才能施加到构件中进行变形的计算^[20,27]。根据固有应变提取和施加方式的不同,主要分为等效载荷法和温度载荷法^[28]。

温度载荷法是在施加温度不变的情况下,通过改变材料线膨胀系数来施加固有应变的一种方法。温度、应变和材料线膨胀系数三者之间的关系满足:

$$\varepsilon = \frac{W}{F} = \alpha \Delta T \quad (6)$$

式中: ε 为固有应变值; F 为施加固有应变单元的截面积; W 为单位长度的焊缝收缩量; α 为热膨胀系数; ΔT 为材料熔点同室温的差值。按照公式(6),得到修正后的材料模型的热膨胀系数见表 3。

表 2 热源模型参数

Table 2 Heat source model parameters

| Welding current, I/A | Welding heat source parameter/mm | | | |
|---------------------------|----------------------------------|-------|-----|-----|
| | a_1 | a_2 | b | c |
| 30 | 2.6 | 5.4 | 2.6 | 0.2 |
| 40 | 2.7 | 5.3 | 3.0 | 0.2 |
| 50 | 2.7 | 5.3 | 3.2 | 0.2 |

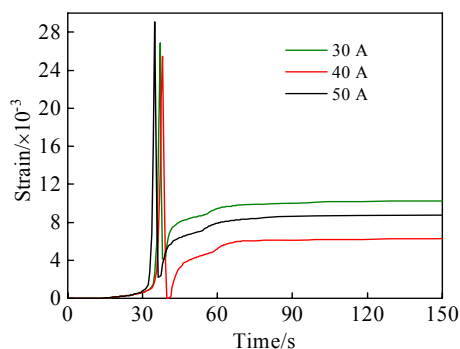


图 6 不同焊接工艺焊缝区平均固有应变曲线

Fig.6 Average natural strain curves of different welding processes in the weld zone

表 3 不同焊接工艺材料热膨胀系数

Table 3 Thermal expansion coefficients of materials with different welding processes

| Welding process | Average inherent strain value, ε | Thermal expansion coefficient value |
|-----------------|--|-------------------------------------|
| Unwelded | / | 0.000 012 1 |
| 30 A | 0.010 15 | 0.000 075 2 |
| 40 A | 0.006 60 | 0.000 048 9 |
| 50 A | 0.011 00 | 0.000 074 4 |

4 尾喷管组焊仿真建模

薄壁高温合金尾喷管三维模型如图7所示,工件图7a为内环,工件图7b为外环,内环与外环焊接后组成工件图7c尾喷管内流道。本次研究对象为尾喷管内流道内环与外环的焊接,焊缝总长度2.355 m,为便于分析将焊缝分为5段,按1→2→3→4→5对整体结构依次添加固有应变。第一部分,基于固有应变法,研究焊接电流(30、40、50 A)对尾喷管组焊变形影响;第二部分,基于固有应变法,分别施加单约束、双约束、三约束,研究焊接拘束对尾喷管组焊变形的影响。

按照1:1比例建立与实体结构一致的尾喷管三维有限元模型,采取疏密过渡形式对焊接部分进行网格划分,焊缝区和热影响区的网格细密,远离焊缝的区域采用较疏的网格划分方式。尾喷管模型焊缝区单元的最小边长为0.5 mm,网格模型中共有41 808个单元,41 338个节点。尾喷管有限元模型见图8。

5 结果与分析

5.1 焊接工艺对尾喷管组焊变形影响

利用修正后的材料模型参数,基于固有应变的弹性有限元法,获得不同焊接电流下, x 、 y 、 z 3个方向尾喷管组焊变形情况如图9所示。焊接电流不同,尾喷管变形趋势一致。 x 方向变形最大位置是排气口

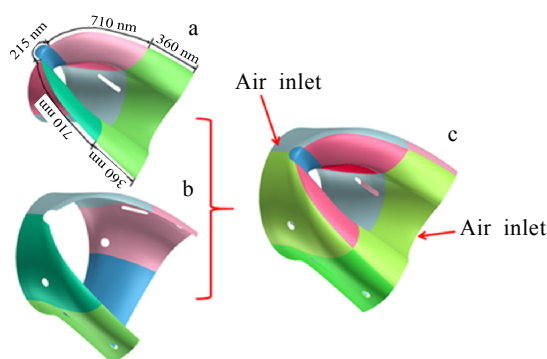


图 7 尾喷管组件模型

Fig.7 Model of the tail nozzle

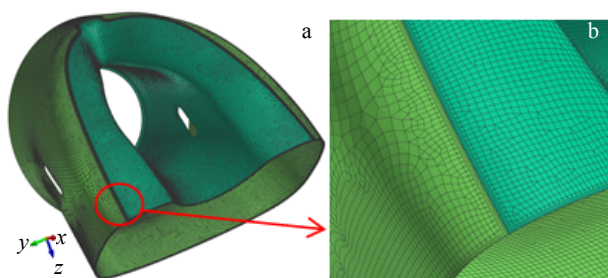


图 8 尾喷管有限元模型及局部放大图

Fig.8 Finite element model of nozzle tail (a) and local enlarged view (b)

内环边缘, 发生了内凹变形; y 方向变形最大位置位于内环和外环起焊焊缝位置, 发生外翘变形; z 方向变形最大位置位于进气口内环边缘部位, 这主要是由进气口固定约束造成的。经整理, 不同焊接工艺下最大变形值得到表 4。由表 4 可知, 焊接电流 30 和 50 A 时 x 方向变形最大, 约 1.50 mm, 40 A 时 x 方向焊接

变形较小, 为 1.33 mm。焊接电流对尾喷管 y 方向和 z 方向变形影响较小, 3 组焊接工艺下尾喷管在 y 方向和 z 方向上焊接变形相似, y 方向变形量约为 0.78 mm, z 方向变形量约为 1 mm。在焊接电流为 30 和 50 A 时, 尾喷管不同方向和整体变形相似, 这主要是由于这 2 种焊接参数下, 热输入基本相同造成的。综合分析可知, 3 种焊接参数下, 焊接电流 40 A 时, 平板对接焊接接头固有应变值最小, 内环与外环尾喷管焊后变形也最小, 为推荐使用的最优焊接工艺。

表 4 不同焊接工艺最大变形值

Table 4 Maximum deformation value of different welding processes

| Welding current/A | Overall deformation/mm | X direction deformation/mm | Y direction deformation/mm | Z direction deformation/mm |
|-------------------|------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| 30 | 1.576 | 1.4948 | 0.7797 | 1.0591 |
| 40 | 1.390 | 1.3262 | 0.7737 | 0.9924 |
| 50 | 1.574 | 1.4950 | 0.7864 | 1.0581 |

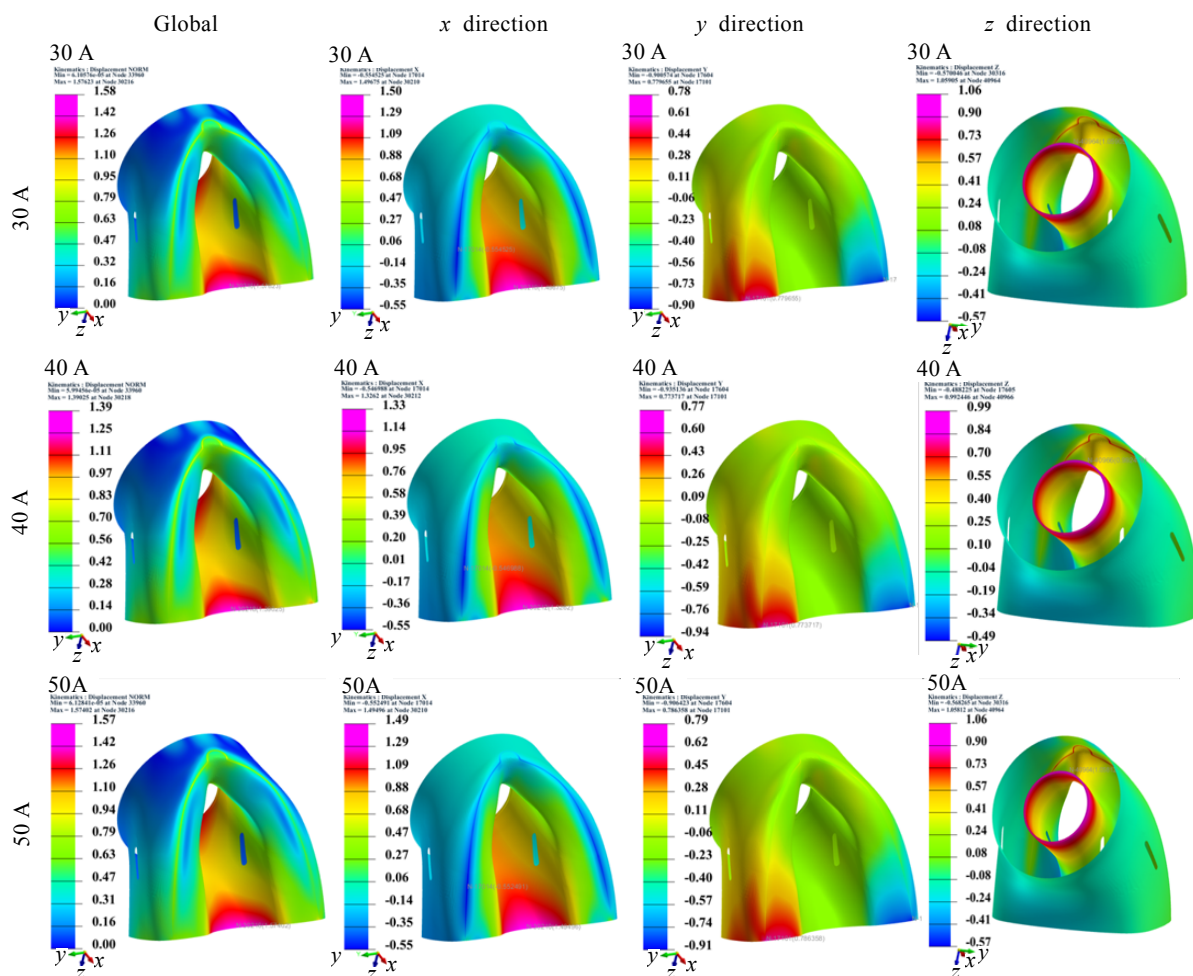


图 9 不同焊接工艺变形图

Fig.9 Deformation diagram of different welding processes

5.2 外拘束对尾喷管组焊变形影响

在焊接模拟时如果不对模拟工件施加位移约束, 工件会发生空间整体移动, 使得无法准确地计算出变形结果^[13]。因此研究自由状态下工件的焊接变形时, 需要对焊接模型进行必要位移约束。在进气口内圆施加三点固定约束, 模拟工件自由状态下的焊接变形, 三点固定约束见图10a。图10b是模拟自由状态下, 尾喷管组焊变形云图, 焊接变形最大位置位于外环进气口边缘处, 最大变形量为6.00 mm。

将焊缝处约束、排气口约束、进气口约束, 分别标记为 I、II、III, 研究施加不同约束尾喷管焊后变形的影响。

施加单约束: 只添加 I 约束仿真结果不收敛, 为无效计算。仅添加 II 约束, 如图11b所示, 此时焊接最大变形发生在外环进气口边缘处, 最大变形为4.91 mm, 相比自由状态减少18.17%; 仅添加 III 约束, 如图11d所示, 最大变形发生在内外环弧形焊缝位置处, 最大变形为2.39 mm, 相比自由状态减少60.17%, 说明单约束情况下, 进气口施加约束更能有效的控制焊接变形。

施加双约束: 在同时添加 I + III 约束时, 仿真结果不收敛, 为无效计算。在同时添加 I + II 约束时, 变形结果如图12b所示, 组焊最大变形发生在外环进气口边缘处, 最大变形量2.27 mm, 相比仅施加 II 约束, 焊接变形量减少53.77%。同时施加 II + III 约束时, 如图12d所示, 最大变形发生在内外环弧形焊缝位置, 最大变形量2.76 mm, 相比仅施加 III 约束, 焊接变形量增加15.48%, 说明与仅施加 III 约束相比, 同时施加 II + III 约束, 对控制尾喷管组焊变形不利。

在同时施加 I + II + III 约束时, 如图 13b 所示, 焊后最大变形发生在内环排气口中部, 最大变形量为1.39 mm, 相较于同时施加 I + II 约束, 焊接变形量减少 38.77%。

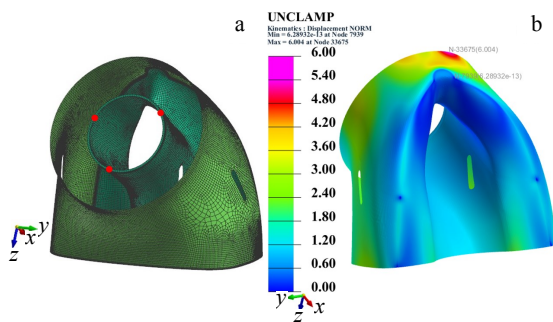


图 10 自由状态约束图及变形图

Fig.10 Unconstrained deformation diagram: (a) constrained diagram and (b) deformation diagram

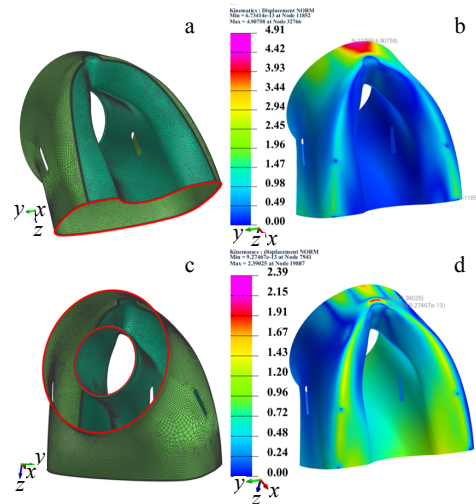


图 11 单约束及约束变形图

Fig.11 Single constraint: (a) II constrained, (b) II deformation, (c) III constrained, and (d) III deformation

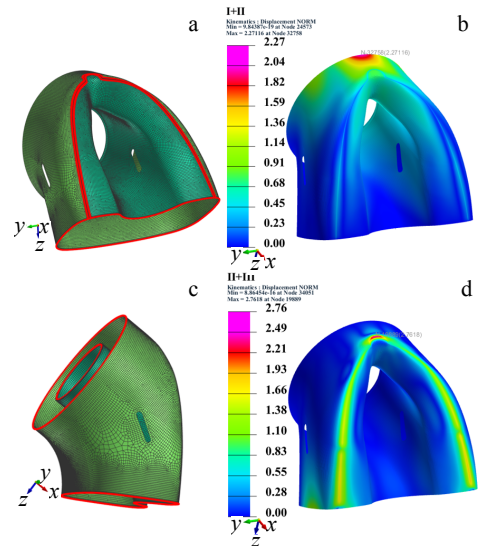


图 12 双约束及约束变形图

Fig.12 Double constraint: (a) I + II constrained, (b) I + II deformation, (c) II + III constrained, and (d) II + III deformation

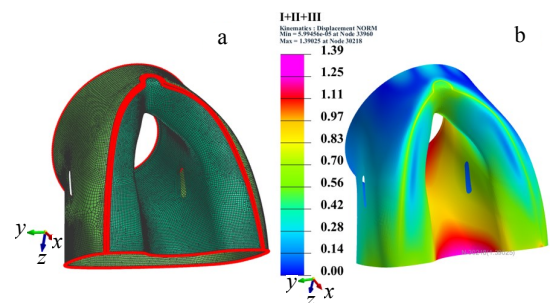


图 13 三约束及约束变形图

Fig.13 Three constraint: (a) I + II + III constrained and (b) I + II + III deformation

表 5 不同约束条件下变形情况

| Table 5 Different constraints deformation | | | |
|---|--------------------------------|---------------------|---------------------------------|
| Constraint type | Constraint position | Total deflection/mm | Deformation position |
| Free state | - | 6 | Inlet outer ring edge |
| Single constraint | Weld bead | - | No convergence |
| | Air vent | 4.91 | Inlet outer ring edge |
| | Air inlet | 2.39 | Arc weld |
| Double constraints | Welds, air inlets | - | No convergence |
| | Weld bead, air vent | 2.27 | Outer ring inlet edge |
| | Air inlet, air vent | 2.76 | Arc weld |
| Three constraints | Weld bead, air inlet, air vent | 1.39 | Central inner ring exhaust port |

综合分析，将不同约束条件下，尾喷管焊后变形归纳于表5。若施加单约束，进气口施加约束，尾喷管焊后变形最小；若施加双约束，焊缝和排气口施加约束，尾喷管焊后变形最小；在所有方案中，对焊缝、进气口和排气口同时施加约束，尾喷管组件焊后变形最小。焊接加工时可根据工装实际情况进行约束选择。

6 结 论

- 1) 通过热-弹-塑性数值模拟与试验手段相结合的方法，研究了不同焊接工艺参数下熔池形貌，模拟结果与试验结果吻合，验证了所选热源模型的合理性和准确性。基于固有应变法对材料模型进行修正，获得了不同焊接工艺下材料的热膨胀系数。
- 2) 焊接电流为40 A时，薄壁GH3536平板对接焊接头固有应变值最小为0.006 60。该参数尾喷管焊后变形也最小，为推荐使用的最优焊接工艺。
- 3) 尾喷管焊接时，在焊缝、进气口和排气口同时进行夹持，尾喷管焊后变形最小，整体变形值1.39 mm。

参考文献 References

[1] Lin Peng(林 鹏), Zhuang Fujian(庄福建), Qu Linfeng(曲林锋) *et al. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*(航空学报)[J], 2022, 43(6): 526 160

[2] Chen Yile(陈以勒), Yu Kaikai(俞凯凯), Xu Jinglei(徐惊雷). *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*(航空学报)[J], 2021, 42(6): 124 259

[3] Zhang Hongwei(张洪伟), Zhang Yidu(张以都), Wu Qiong(吴 琼) *et al. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*(北京航空航天大学学报)[J], 2007(10): 1251

[4] Deng D, Liang W, Murakawa H. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2006, 183(2): 219

[5] Deng D, Kiyoshima S. *Nuclear Engineering and Design*[J], 2010, 240(4): 688

[6] Murakawa H, Deng D, Ninshu M *et al. Computational*

Materials Science[J], 2012, 51(1): 43

[7] Liu Chuan, Zhang Jianxun, Niu Jing. *Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2009, 38(8): 1317

[8] Fan Jikang, Zhang Wei, Qi Bojin *et al. Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2017, 46(9): 2417

[9] Ueda Y, Murakawa H, Ninshu M. *Welding Deformation and Residual Stress Prevention*[M]. Amsterdam: Elsevier, 2012

[10] Liang Wei, Hu Xing, Zheng Ying *et al. Thin-Walled Structures*[J], 2020, 147: 106 568

[11] Gui Xiaoyan(桂晓燕), Zhang Yanxi(张艳喜), You Dengyong(游德勇) *et al. Transactions of The China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2021, 42(12): 34

[12] Li Zhizhong(李智钟), Zhou Jianping(周建平), Xu Yan(许燕) *et al. Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2016, 37(4): 77

[13] Xiu Lei(修磊), Wu Jiefeng(吴杰峰), Liu Zhihong(刘志宏) *et al. Transactions of the China Welding Institution* (焊接学报)[J], 2017, 38(12): 51

[14] Zhu Lin(朱琳), Wu Jiefeng(吴杰峰), Liu Zhihong(刘志宏). *Transactions of the China Welding Institution* (焊接学报) [J], 2018, 39(11): 6

[15] Wang Lun(王 伦), Pan Bo(潘博), Huang Yichen(黄怡晨) *et al. Transactions of the China Welding Institution* (焊接学报)[J], 2019, 40(3): 111

[16] Liang Wei(梁伟), Deng Yin(郑颖), Deng Dean(邓德安). *Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2021, 57(6): 70

[17] Editorial Committee of China Aviation Materials Manual (《中国航空材料手册》编辑委员会). *China Aviation Materials Handbook, 2nd Edition*(中国航空材料手册, 第2版)[M]. Beijing: Standards Press of China, 2002

[18] Li Ziliang(李滋亮), Liu Jianqiao(刘剑桥), Ren Sendong(任森栋) *et al. Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2018, 54(10): 59

[19] Tang Qi(唐琪), Chen Peng(陈鹏), Chen Jingqing(陈静青)

- et al. Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2019, 40(3): 32
- [20] Zhao Xin(赵欣), Zhang Yanhua(张彦华). *National Academic and Technical Exchange Conference on Computer Application in Welding*(全国计算机在焊接中的应用学术与技术交流会)[C]. Beijing: Chinese Mechanical Engineering Society, 2008
- [21] Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. *Metallurgical Transactions B*[J], 1984, 15(2): 299
- [22] Wang Su(汪苏), Zhou Feng(周锋), Zhang Yingli(张瑛莉) *et al. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*(北京航空航天大学学报)[J], 2008(8): 986
- [23] Huang Zunyue(黄尊月), Luo Zhen(罗震), Ao Sansan(敖三三) *et al. Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2016, 37(8): 31, 44, 130
- [24] Liang Wei(梁伟), Zhou Liang(周亮), Sun Xiaolu(孙晓露) *et al. Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2017, 38(3): 103
- [25] Dai Peiyuan(戴培元), Hu Xing(胡兴), Lu Shijie(逯世杰) *et al. Acta Metall Sin*(金属学报)[J], 2019, 55(8): 1058
- [26] Huang Dingchun(黄定春), Wen Huanhong(温焕翊), Li Hongjie(李宏杰) *et al. Hoisting and Conveying Machinery*(起重运输机械)[J], 2019(14): 90
- [27] Song Kunlin(宋坤林), Zhan Xuhe(展旭和), Xu Liang(徐良) *et al. Welding & Joining*(焊接)[J], 2021(12): 42
- [28] He Dupeng(贺笃鹏), Zhang Zhanying(张占英), Yang Li(杨丽) *et al. Journal of Aerospace Power*(航空动力学报)[J], 2021, 36(6): 1263

Optimal Simulation of Welding Deformation Control Process for Thin-Wall GH3536 Tail Nozzle

Li Yan^{1,2}, Liu Qi¹, Li Yanbiao¹, Zhang Yanfeng³, Tian Mengliang⁴, Wu Zhisheng¹

(1. School of Material Science and Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

(2. Upgrading Office of Modern College of Humanities and Sciences, Shanxi Normal University, Linfen 041000, China)

(3. School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100191, China)

(4. Technology Center, AECC Guizhou Liyang Aero Engine Co., Ltd, Guiyang 550002, China)

Abstract: Based on SYSWELD simulation software, a computational method combining the thermal elastic plastic finite element method (FEM) and the inherent strain method FEM was used to study the influence of the welding process on welding deformation of the thin-walled GH3536 tail nozzle assembly. Firstly, the plate docking process test and thermal elastic plastic FEM calculation are carried out to check the welding heat source model, and the average inherent strain value of the joint and the modified thermal expansion coefficient of the material under different welding processes were obtained. Secondly, the finite element model of full-size three-dimensional tail nozzle welding was established. Based on the elastic FEM of the inherent strain theory, the influence of welding process parameters and welding constraints on the welding deformation of the tail nozzle assembly was calculated by the thermal expansion coefficient of the material obtained by plate docking. The results show that when the welding current is 40 A, the minimum inherent strain value of the thin-walled GH3536 plate butt welding joint is 0.006 60, and the deformation of the nozzle after welding is also the smallest, which is the recommended optimal welding process. When the weld, air inlet and exhaust port are clamped at the same time, the deformation of the nozzle is the smallest after welding, and the overall deformation is 1.39 mm.

Key words: thin-walled GH3536; tail nozzle; process optimization; welding deformation; numerical simulation

Corresponding author: Li Yan, Ph. D., Associate Professor, School of Material Science and Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, P. R. China, E-mail: yanli1988@tyust.edu.cn