

某型航空发动机火焰筒整流罩 TIG 焊数值模拟研究

雷 凯, 田孟良, 段磊钊, 涂 泉, 敖 斌, 夏昌龙, 彭振肖

(中国航发贵州黎阳航空动力有限公司, 贵州 贵阳 550000)

摘 要:针对某型航空发动机火焰筒整流罩与 8 个支座的 TIG 焊问题, 基于热-弹-塑性有限元方法, 考虑了材料的非线性特点, 进行了数值模拟。首先通过搭接接头焊接实验, 验证了数值模拟方法的准确性, 然后通过模拟获取了不同焊接方案下火焰筒整流罩的变形与残余应力分布情况。结果表明, 采用间隔焊或对称焊的方法可轻微降低零件的最大变形量, 当支座的焊缝均从顶部至下部焊接时, 零件出现了严重的变形。改变焊接顺序及方向对残余应力的大小及分布均没有明显影响, 支座焊缝区域沿整流罩轴向的残余应力表现为拉应力, 支座两条焊缝中后焊焊缝的残余应力值要大于先焊焊缝的。综合考虑零件的变形及残余应力的大小及分布情况, 建议采用间隔焊及焊接方向从下部至顶部焊接。

关键词:火焰筒整流罩; 数值模拟; 焊接顺序; 焊接方向; 变形; 残余应力

DOI: 10.14158/j.cnki.1001-3814.20213361

中图分类号: TG404

文献标识码: A

文章编号: 1001-3814(2022)19-0139-06

Study on Numerical Simulation of TIG Welding of Flame Tube Fairing of An Aero-engine

LEI Kai, TIAN Mengliang, DUAN Leizhao, TU Quan, AO Bin, XIA Changlong, PENG Zhenxiao

(AECC Guizhou Liyang Aero-engine Co., Ltd., Guiyang 550000, China)

Abstract: Aiming at the TIG welding problem between flame tube fairing and eight supports of an aero-engine, numerical simulation tests were carried out based on the thermo-elastic-plastic finite element theory, and the relationship between the temperature and the materials properties were also considered. Firstly, the accuracy of the numerical simulation method was verified by the lap welding experiment. Then, the deformation and residual stress of the flame tube fairing under different welding cases were obtained by using numerical simulation method. The results indicate that the maximum value of deformation can be slightly decreased by adopting interval welding or symmetrical welding method. Serious deformation is obtained by using the welding direction from top to bottom for the two welds of the support. The magnitude and distribution of residual stress are barely influenced by changing the welding sequence and direction. The residual stress along axial direction of the fairing is tensile stress, and the residual stress of rear welding joint of the supports is larger than that of first welding joint. Comprehensively considering the magnitude and distribution of deformation and residual stress, interval welding and welding direction from bottom to top is recommended.

Key words: flame tube fairing; numerical simulation; welding sequence; welding direction; deformation; residual stress

焊接作为现代工业中不可或缺的重要技术之一, 具有可简化零件结构、减重、节约加工成本等优势, 被广泛应用于航空航天、船舶制造、汽车制造等诸多领域^[1-3]。在航空发动机制造领域中, TIG 焊 (tungsten inert gas welding) 是最为常见的一种焊接工艺, 主要被用于各类钛合金机匣、主燃烧室和加力

燃烧室中的高温零部件的加工^[4-5]。然而, TIG 焊是一种对零件局部采用电弧快速加热并冷却的过程, 因此焊后必然存在着变形与残余应力, 影响了零件的装配精度与结构强度^[6-8]。在实际的加工过程中, 通常可通过选取合适的焊接参数、焊接顺序或焊接方向等方法, 减小变形与残余应力。尤其是对于焊缝多、焊缝分布广的零件, 焊接顺序及焊接方向的选择对变形及残余应力的控制尤为重要。

图 1 为某型航空发动机火焰筒整流罩三维模型。该整流罩位于火焰筒头部, 起到连接火焰筒前端

收稿日期: 2021-12-06

作者简介: 雷凯(1993-), 男, 贵州贵阳人, 硕士, 主要研究方向: 航空发动机钛合金、高温合金焊接制造; 电话: 15285007436;

E-mail: aecckalei@163.com

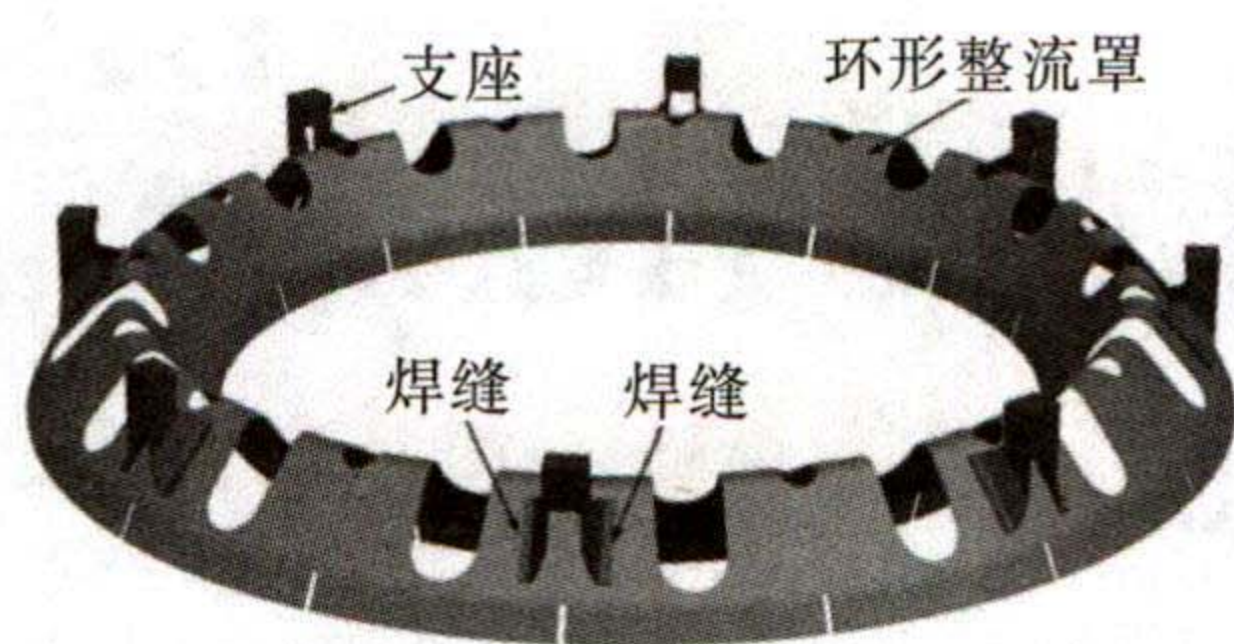


图1 火焰筒整流罩三维模型

Fig.1 Three dimensional model of the flame tube fairing

部件的作用,由8个支座及1个环形整流罩采用TIG焊组合而成,焊接处为搭接接头。其中支座与环形整流罩的材料均为GH536,支座焊接部位及环形整流罩厚度均为1.5mm,整流罩零件外径为 $\phi 476$ mm,高度为61mm。该零件焊缝多达16条,且分布广。为保证后期装配及使用,在加工过程中需对支座及环形整流罩的变形及残余应力进行控制。因此,有必要研究该零件在焊后变形及残余应力的大小及分布情况。

随着计算机技术及焊接力学的发展,利用数值模拟预测焊接变形及残余应力的技术趋于成熟。数值模拟因高效、低成本等优势,已在各类工程零部件的焊接工艺设计及优化中得到了大量应用^[9-11]。Wang等^[12]基于热-弹-塑性有限元理论,获取了H型接头在不同焊接顺序下的变形及残余应力分布,发现焊接顺序对H型接头残余应力的大小及分布无明显影响,但却明显改变了变形的大小及分布。吴泽兵等^[13]利用数值模拟的方法研究了焊接顺序对角接接头残余应力和变形的影响,认为横向变形是角接接头最主要的变形,且采用从两端向中间的焊接顺序可有效降低横向变形及应力。贺笃鹏等^[14]建立了一风扇机匣有限元模型,计算了不同焊接方案下的变形分布,并获取了最优的焊接方案。

本文建立了某型航空发动机火焰筒整流罩的有限元模型,采用Sysweld专业焊接仿真软件,基于热-弹-塑性有限元方法,考虑了材料的非线性特点,进行了数值模拟。最终获取了零件焊后的变形及残余应力场,探究了不同焊接方案对零件变形及残余应力的影响,并得出了最优的焊接方案,为零件实际的工艺设计提供了理论依据及参考。

1 实验及数值模拟方法

1.1 搭接接头焊接实验

搭接接头焊接实验使用了两块尺寸为80mm×40mm×1.5mm的GH536板料,并采用手工TIG焊

进行搭接焊接,焊丝为HGH536,焊接电压为13V,焊接电流为69A,焊接速度为3mm/s。焊接完成后采用小孔法^[15]测量了下板沿焊缝方向及垂直于焊缝方向的残余应力。

1.2 网格模型及焊接方案

进行有限元分析时首先建立了与搭接焊接实验一致的3D有限元模型(图2),用于与焊接实验进行对比,从而验证数值模拟方法的准确性。然后建立了与火焰筒整流罩一致的有限元模型(图3),其中火焰筒整流罩为典型的薄壁钣金焊接件。在近焊缝区域对网格进行了细化处理(0.5mm×0.5mm),远焊缝区则采用较大的网格尺寸(2mm×2mm)。

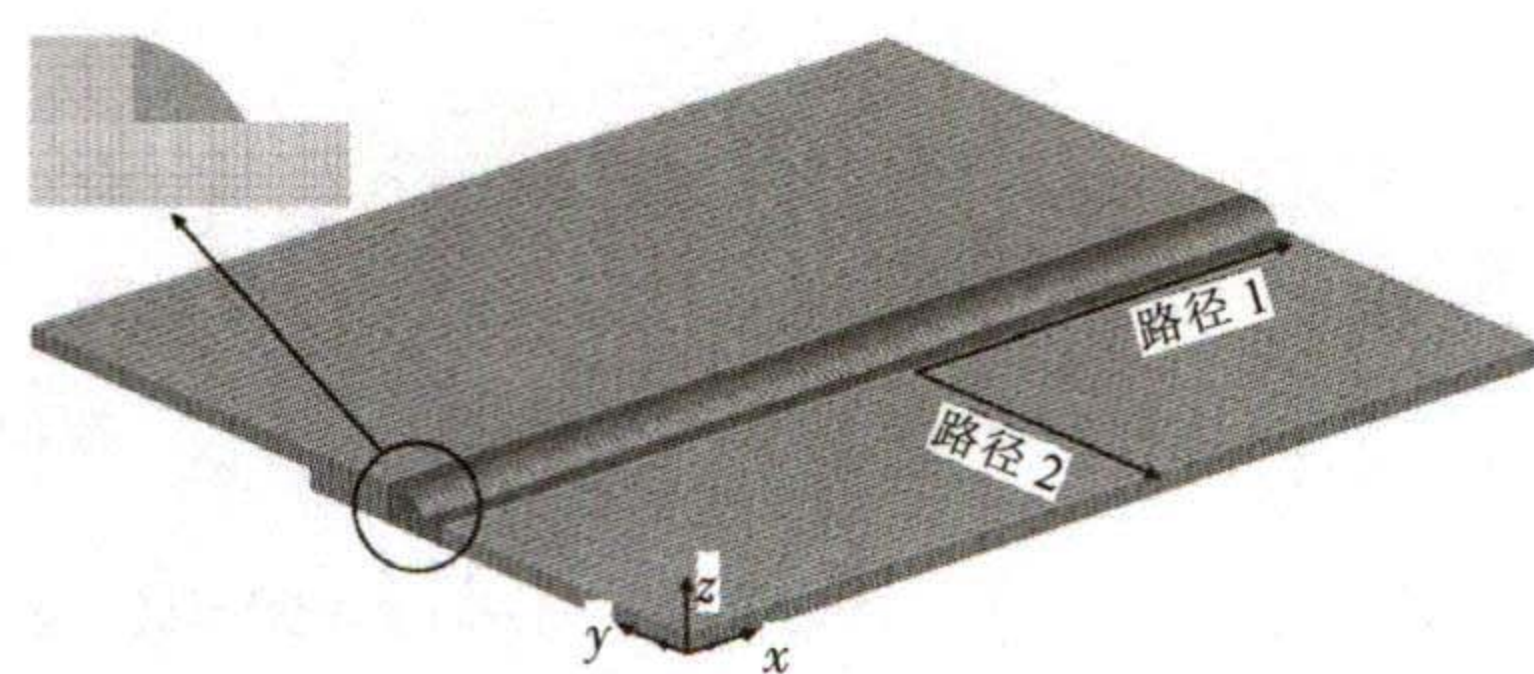
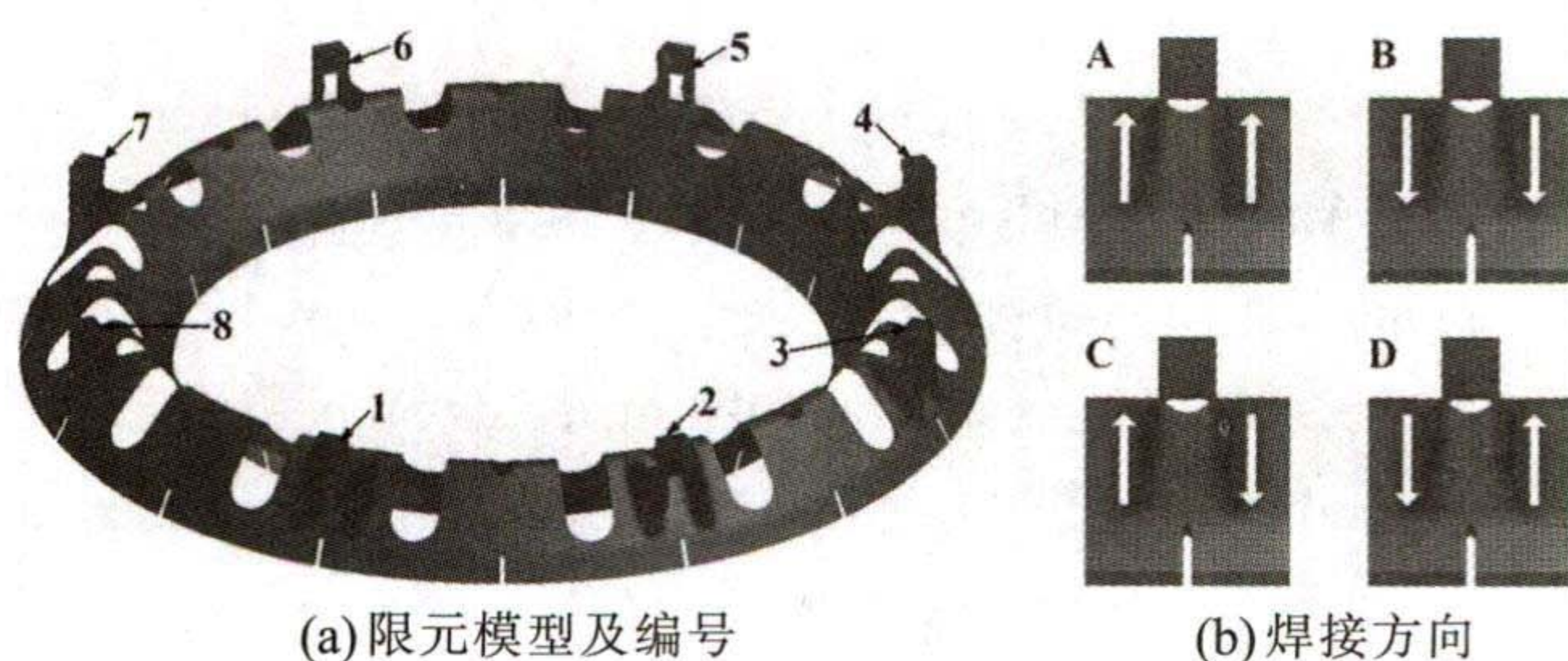


图2 焊接实验有限元模型

Fig.2 Finite element model of the welding experiment



(a) 有限元模型及编号

(b) 焊接方向

图3 火焰筒整流罩有限元模型及焊接方案示意图

Fig.3 Finite element model of the flame tube fairing and diagram of the welding cases

本次模拟研究了8个支座的焊接顺序以及每个支座上两条焊缝焊接方向对零件变形及残余应力的影响,支座编号及焊接方向如图3所示。针对8个支座的焊接,制定了三种焊接顺序,分别为顺序焊(1,2,3,4,5,6,7,8)、间隔焊(1,3,5,7,2,4,6,8)和对称焊(1,5,3,7,2,6,4,8)。而针对每个支座上两条焊缝焊接,制定了A,B,C,D四种焊接方向。其中,方案A为两条焊缝从下至上焊接;方案B为两条焊缝从上至下焊接;方案C为左边焊缝从下至上,右边焊缝从上至下焊接;方案D为左边焊缝从上至下,右边焊缝从下至上焊接,且每次焊接时均先焊接左边的焊缝。在焊接时,未采用夹具对支座及环形整流罩进行刚性约束,因此仅在整流罩内环选取对称四点进行约束,从而防止焊接过程中产生刚性位移。综上

所述,本次研究制定了 3 种支座焊接顺序×4 种焊缝焊接方向,总计 12 种焊接方案。

1.3 热源模型

本次模拟采用了由 Goldak 提出的双椭球热源模型,如图 4 所示^[12]。双椭球热源模型考虑了电弧挺度对焊接过程的影响,具有较高的计算精度,前后 1/4 椭球的热流分布函数分别如式(1)、(2)所示。

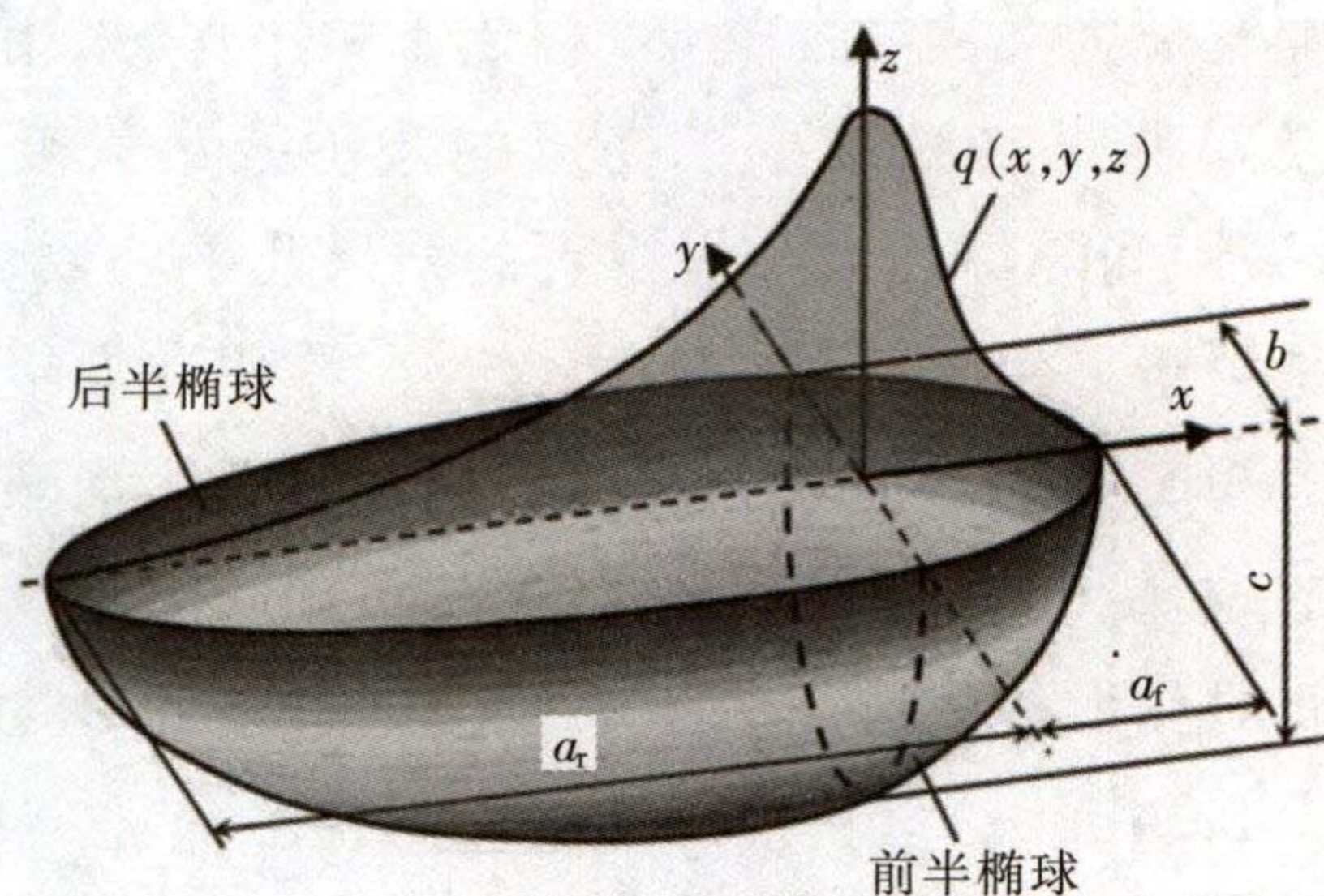


图 4 双椭球热源模型

Fig.4 Double ellipsoid heat source model

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r\eta UI}{\pi a_r b c \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_r^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) \quad x > 0 \quad (1)$$

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f\eta UI}{\pi a_f b c \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_f^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) \quad x \leq 0 \quad (2)$$

式中: U 为焊接电压(V); I 为焊接电流(A); η 为热效率; a_f, a_r, b, c 分别为双椭球热源模型的形状参数; f_f 与 f_r 分别为前后 1/4 椭球的能量分布系数。本次模拟采用的双椭球热源模型参数为: $U=13\text{ V}$, $I=69\text{ A}$, $\eta=0.8$, $a_f=1.7\text{ mm}$, $a_r=3.3\text{ mm}$, $b=1.4\text{ mm}$, $c=1.5\text{ mm}$, $f_f=0.8$, $f_r=1.2$ 。

1.4 热力学分析

在整个焊接过程中,总共存在三种传热方式:零件内部的热传导;零件与周围空气的对流换热;零件与环境的热辐射。零件内部的热传导可用式(3)所示的控制方程进行描述。零件与周围空气的对流换热则是采用 Newton 定律进行描述,如式(4)所示。零件与环境的热辐射可用 Stefan-Boltzmann 公式进行计算,如式(5)所示。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q \quad (3)$$

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

$$q_r = \varepsilon_r \sigma_r [(T+273.15)^4 - (T_0+273.15)^4] \quad (5)$$

式中: ρ 为材料密度 (kg/m^3); c 为比热容 ($\text{J/(kg}\cdot^\circ\text{C)}$); λ 为导热系数 ($\text{W/(m}\cdot^\circ\text{C)}$); T 为温度 ($^\circ\text{C}$); Q 为热流密度 (W/m^2); q_c 为对流换热密度 (W/m^2); h_c 为对流换热系数 ($15\text{ W/(m}^2\cdot^\circ\text{C)}$); T_0 为环境温度 ($^\circ\text{C}$); q_r 为辐射换热密度 (W/m^2); ε_r 为材料的发射率 (0.8); σ_r 为 Stefan-Boltzmann 常数 ($5.67\times 10^{-8}\text{ W/(m}^2\cdot\text{K}^4)$)。

力学分析是以热学计算结果作为基础,将热学计算获取的温度数据加载到有限元模型上,从而获取应变应力数据。总应变($\varepsilon_{\text{total}}$)可表示为弹性应变(ε_e),塑性应变(ε_p),热应变(ε_{th}),相变应变(ε_{tr})和蠕变应变(ε_c)之和,如式(6)所示^[12]。模拟还考虑了材料本身性能随温度的变化情况,如图 5 所示。

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_{\text{th}} + \varepsilon_{\text{tr}} + \varepsilon_c \quad (6)$$

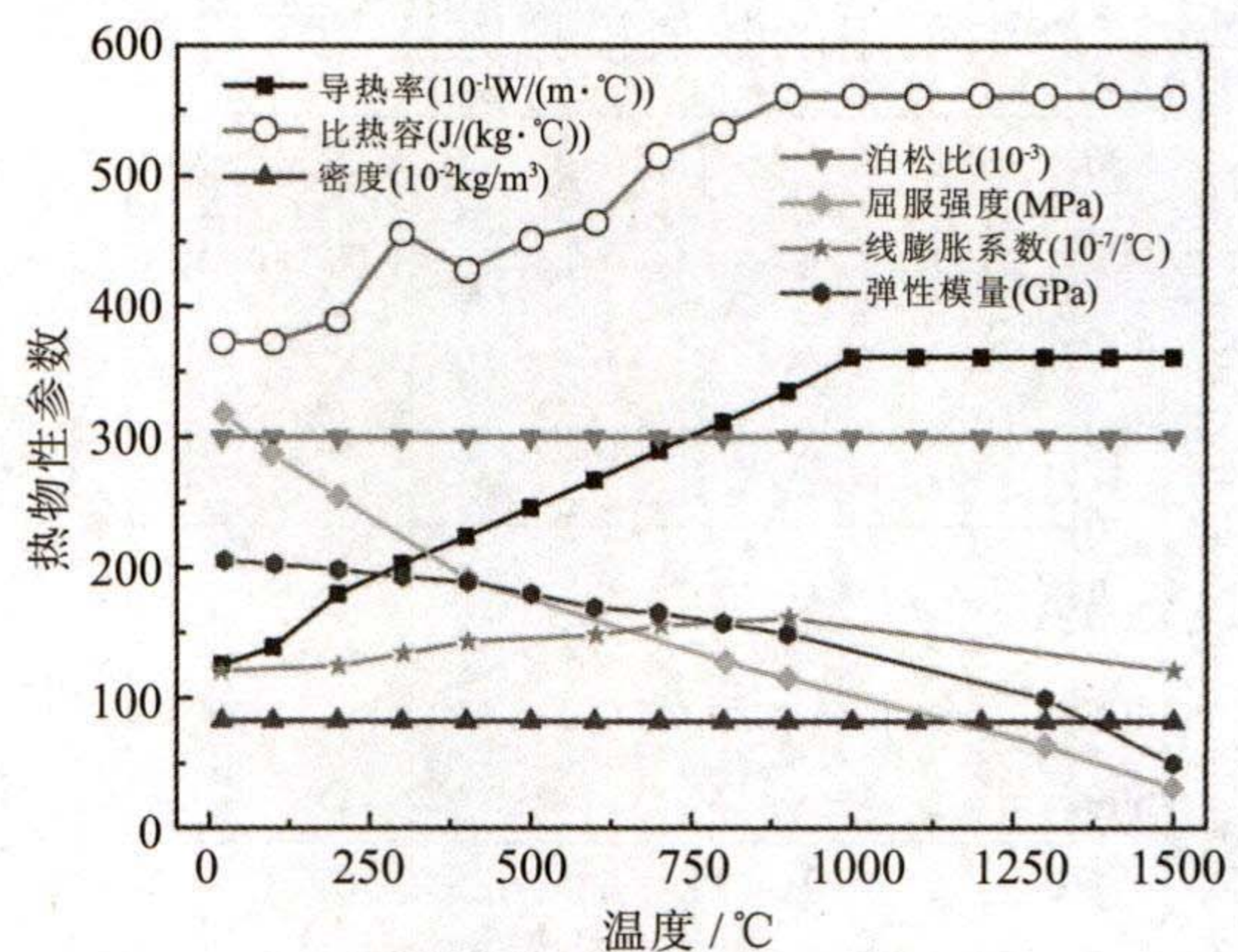


图 5 GH536 材料的性能参数^[16]

Fig.5 Properties parameters of GH536 material^[16]

2 结果与讨论

2.1 实验与数值模拟结果对比

图 6 为搭接焊实验与数值模拟的熔池形貌对比及焊缝热循环曲线。可以看出,当焊接开始时,焊缝

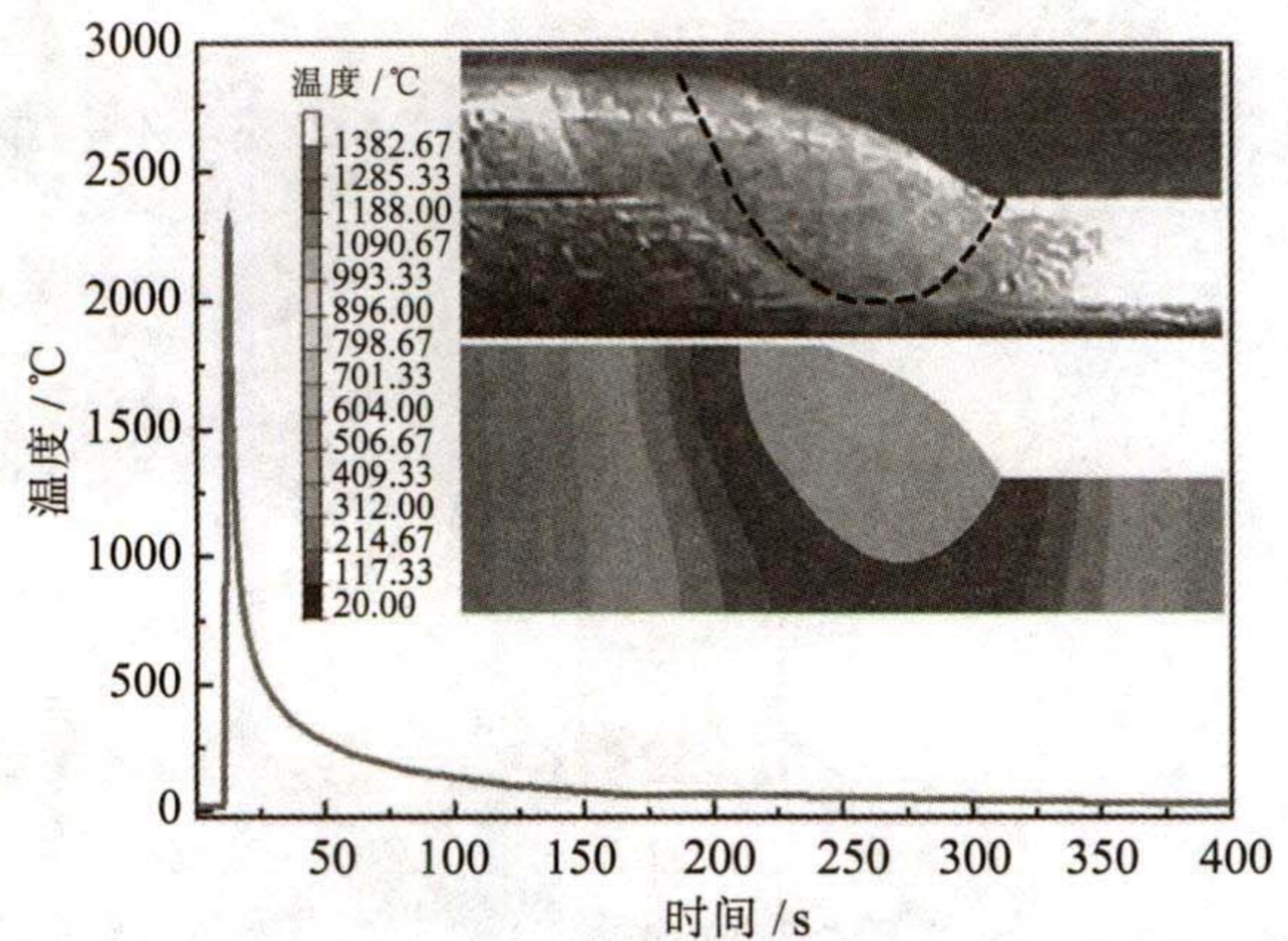


图 6 温度变化曲线及焊接实验与数值模拟熔池对比

Fig.6 Temperature variation curve and comparison of fusion zone by welding experiment and numerical simulation

温度急剧上升并达到熔点以上，熔池最高温度达到约 2370℃，与文献 [17] 中得出的结果基本一致。GH536 的熔点为 1295~1381℃，因此将数值模拟结果中温度高于 1381℃ 的区域规定为熔池区域。经对比发现，数值模拟得到的熔池形貌与焊接实验的结果大致吻合，这证明双椭球热源参数的设置是合理的。

图 7 为实验及模拟获得的残余应力结果对比。对于路径 1 与路径 2，无论是在 x 方向还是 y 方向残余应力，实验结果与模拟结果虽有一定的偏差，但总体上匹配较好。实验与模拟结果之间存在的偏差可能由两方面原因导致，第一是数值模型相对于实际存在一定理想化的假设；第二则是数值模拟忽略了板料在焊接前存在的初始应力^[18]。综上所述，数值模拟及焊接实验得出的结果具有较好的匹配性，因此本次研究中采用的数值模拟方法是可行的。

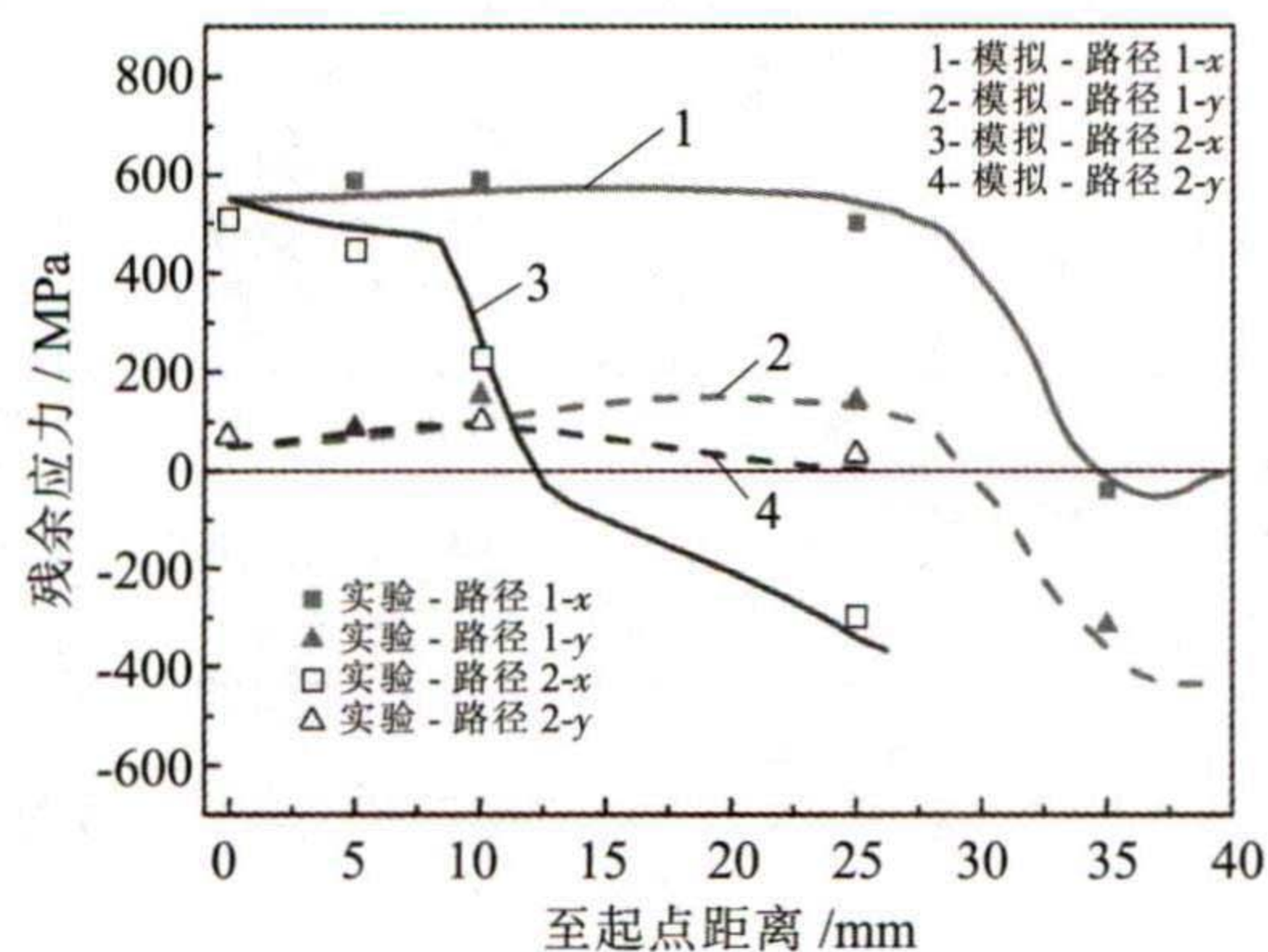


图 7 焊接实验与数值模拟的残余应力对比
Fig.7 Comparison of residual stress between welding experiment and numerical simulation

2.2 焊接变形分析

火焰筒整流罩在不同焊接方案下得到的变形云图如图 8 所示(彩图见电子版,下同)。可以看出,在

同一种焊缝焊接方向条件下,分别采用顺序焊、间隔焊及对称焊时,零件的焊接变形趋势基本一致,且零件在焊后的变形主要集中在支座上端面、焊缝处及整流罩外圆开槽处。如图 9 所示,支座在焊后呈向外侧倾倒变形,焊缝位置呈向下凹陷变形,这也是导致支座向外侧倾倒的原因。而对于整流罩外圆开槽处,在无支座的位置表现为向外翘曲变形,在有支座的位置则表现为向内翘曲变形。相比于顺序焊,采用间隔焊及对称焊略微减少了变形的范围及最大变形值,且采用间隔焊及对称焊得到的结果几乎一致。这主要是由于采用间隔焊或对称焊时,零件在焊接过程中容易产生相互抵消的变形趋势,从而达到减小变形的效果。当采用焊接方向 C,并采用间隔焊或对称焊时对变形的改善效果最明显,但最大变形量仅下降了 0.24mm。

当支座焊接顺序一致,而分别采用 A、B、C、D 四种焊接方向时,零件的变形趋势虽然依旧一致,但变形的范围及变形量却有较大的差别。尤其是采用焊接方向 B 时,在焊缝及焊缝附近出现了大面积的凹陷变形,导致支座向外倾倒变形严重。这主要是由于零件为薄壁件,刚性差,而两条焊缝均采用从高至低的焊接方向时,最后冷却的位置都处于下端,更容易引起零件的凹陷变形。当采用焊接方向 C 及间隔焊或对称焊时得到了最小的变形量(1.14mm)。对比变形云图可以发现,焊接方向 C 虽然最大变形量最小,但支座的变形量却明显大于焊接方向 A 的。考虑到在该零件加工过程中对支座变形的控制要优先于对整流罩外圆翘曲变形的控制,因此采用焊接方向 A 及间隔焊的方法最佳。

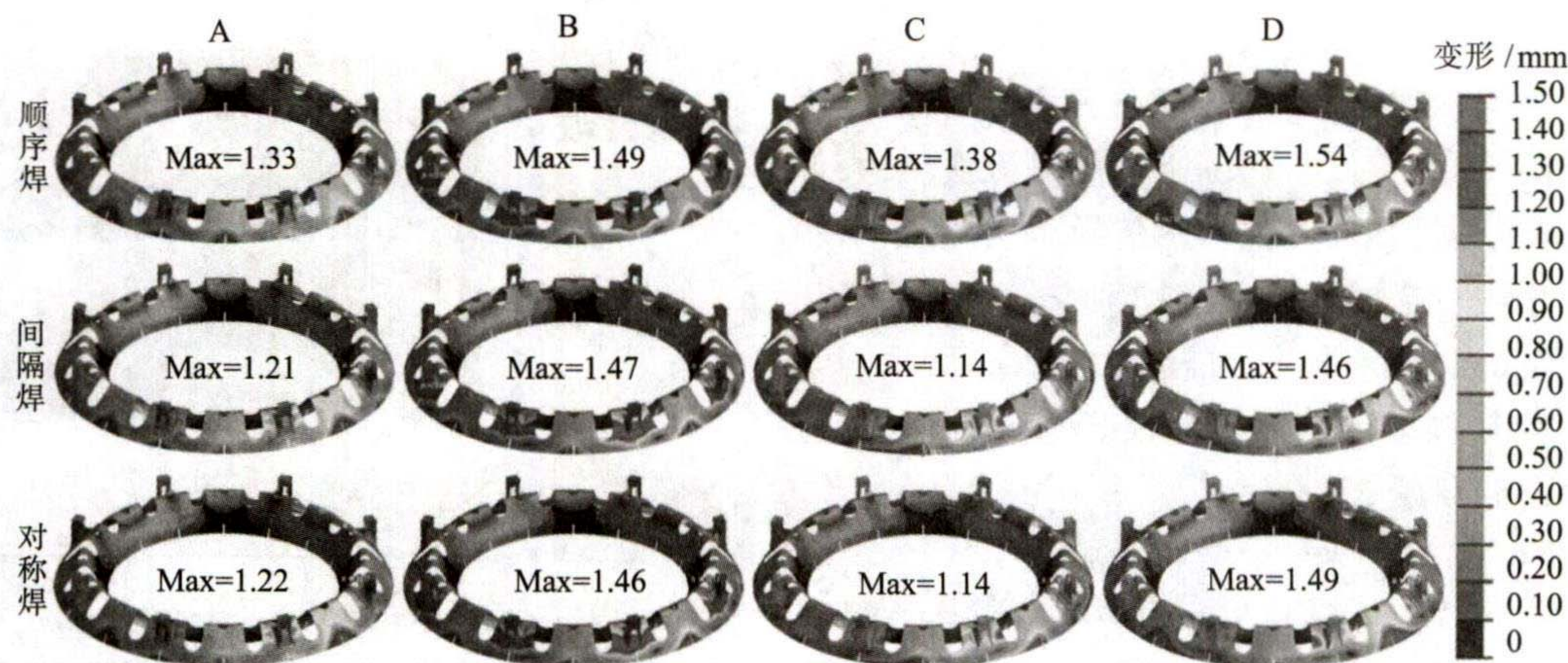


图 8 不同焊接方案下的变形云图
Fig.8 Deformation contours under different welding schemes

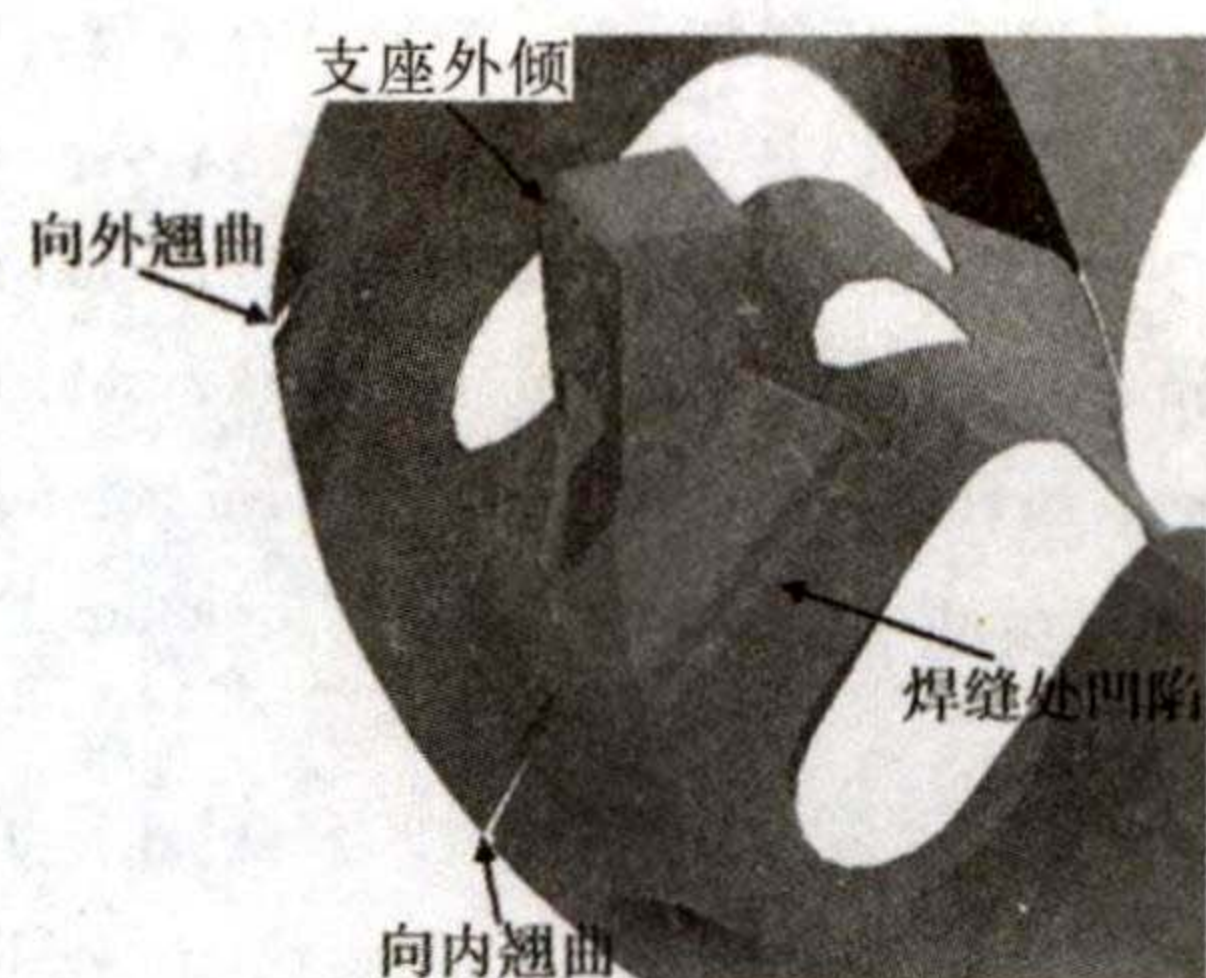


图 9 火焰筒整流罩变形趋势(2.5 倍放大)
Fig.9 Deformation trend of the flame tube fairing
(2.5 times enlarged)

2.3 残余应力分析

火焰筒整流罩在不同焊接方案下得到的米塞斯等效应力 (Von Mises stress) 云图如图 10 所示,米塞

斯等效应力一个综合的概念,它考虑了第一、第二、第三主应力,可以用来作为零件的疲劳性能、破坏性能等的评价。通过模拟结果可以发现,零件焊后应力主要集中在焊缝及附近的热影响区,且每个支座右侧焊缝(后焊接)附近的应力值要大于左侧焊缝(先焊接)。对于 12 种不同的焊接方案,等效应力的分布及大小均没有明显区别。对应力云图观察得出,每一个支座焊接时产生的等效应力都仅存在于该支座所占据的 1/8 区域内,对相邻的支座并未产生影响,因此焊接顺序或焊接方向的改变,对等效应力的分布及大小没有产生明显影响。此外,零件在焊后的应力值处于较大的范围(峰值为 569.3~585.4 MPa),为确保零件后期使用的可靠性及寿命,需对零件进行

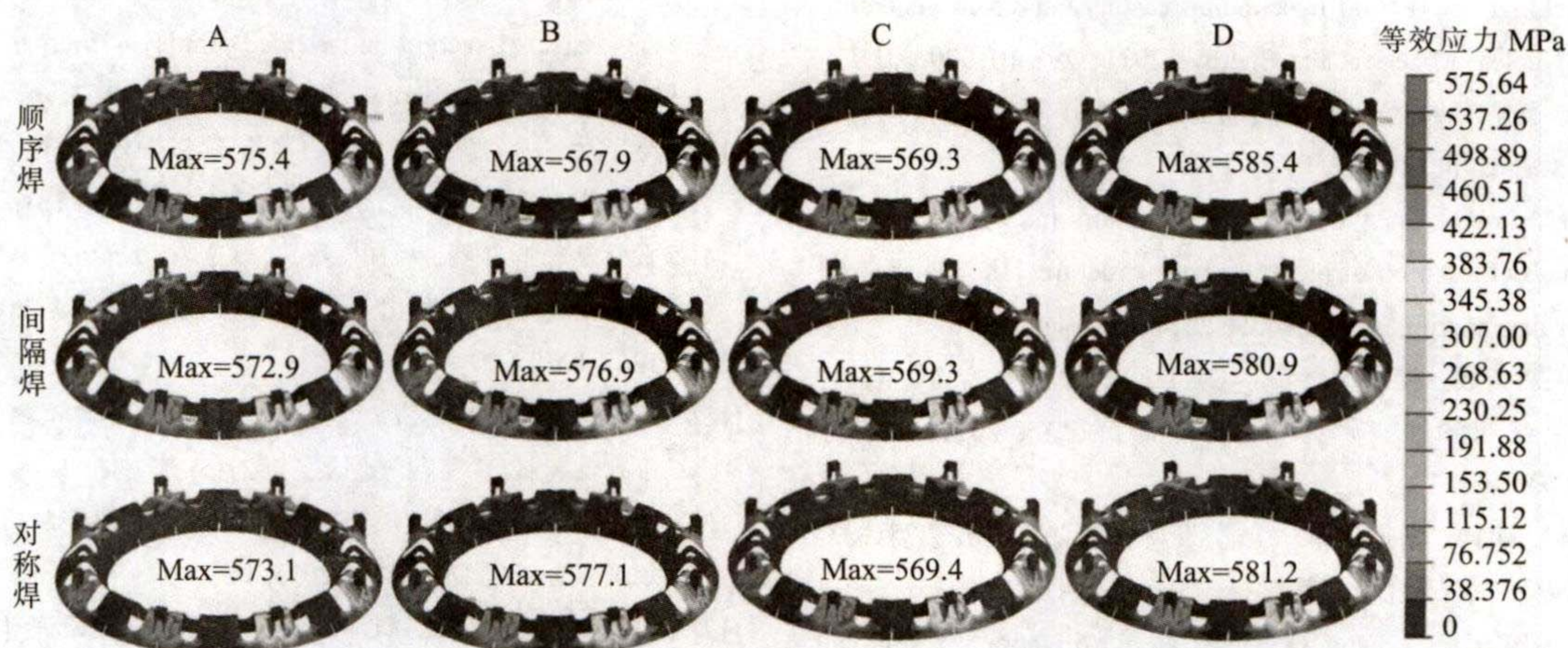


图 10 不同焊接方案下的等效应力云图
Fig.10 Contours of von Mises stress under different welding schemes

去应力热处理。

由于火焰筒整流罩在工作时主要受沿 z 轴方向(零件轴线方向)的拉伸或压缩应力,因此进一步对支座两条焊缝在 z 轴方向的残余应力进行了分析,以焊接方向 A 间隔焊 1 号支座为例,结果如图 11

所示。可以看出,支座两条焊缝附近的残余应力均表现为拉应力,且沿远离 0 点的方向均呈先增大再减小的变化趋势,在距离 0 点 5 mm 处达到最大。在整个焊缝区域内,焊缝 1 沿 z 轴方向的残余应力都要小于焊缝 2 的,最大值分别为 197.2 MPa 与 223.6 MPa。从图 11 中可以看出,当仅完成焊缝 1 的焊接,即焊缝 2 还未焊接时,此时焊缝 1 沿 z 轴方向的残余应力最大值达到了 219.6 MPa,然而,当完成焊缝 2 的焊接后,焊缝 1 的残余应力有了明显的下降。这主要是由于两条焊缝距离较近(30 mm),因此在进行焊缝 2 的焊接时,热量会传递到附近区域,使焊缝 1 温度升高,部分残余应力得到释放。

3 结论

(1) 采用数值模拟得出的熔池形貌及残余应力与焊接实验的匹配性较好,验证了数值模拟方法的准确性。

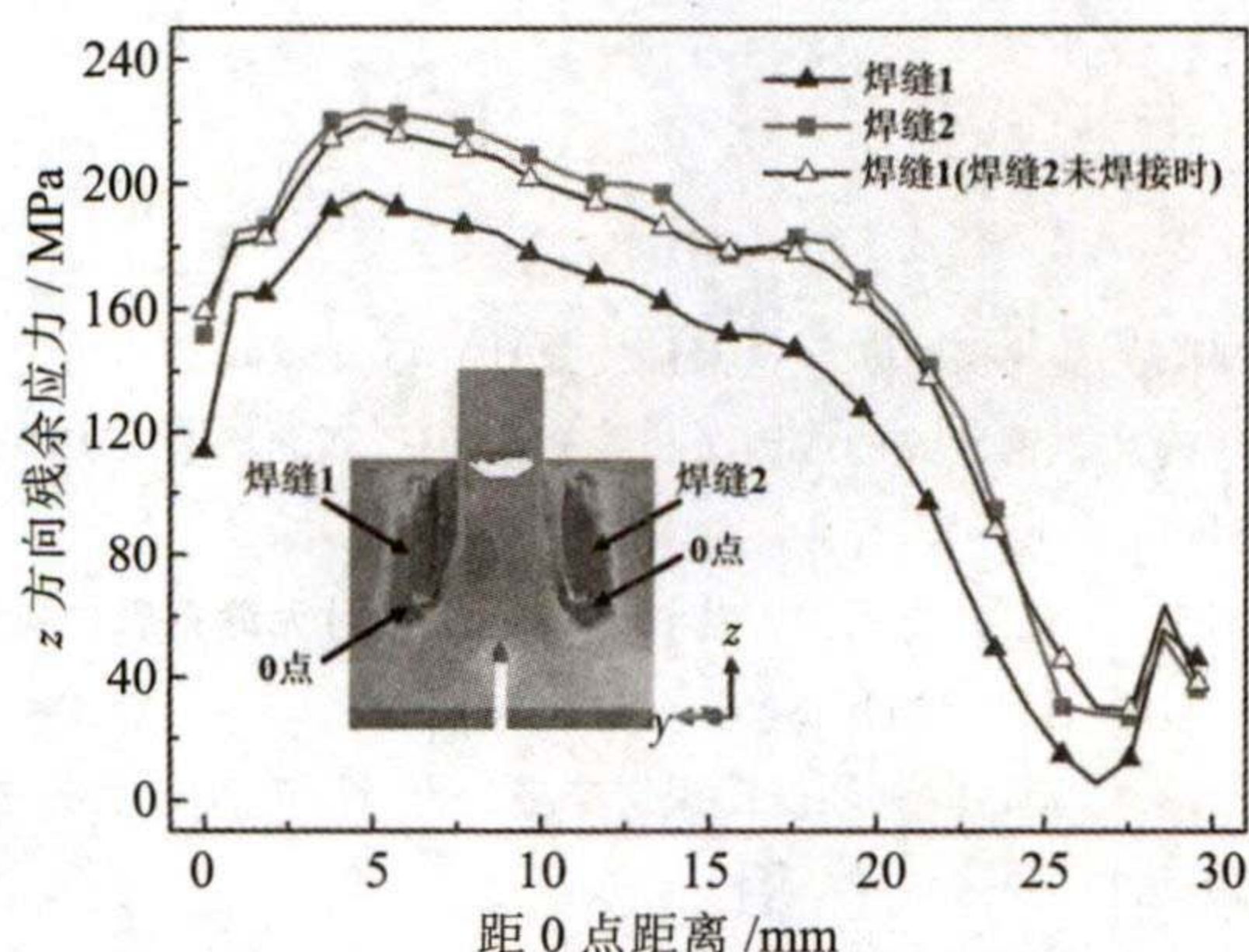


图 11 z 方向残余应力变化
Fig.11 Variation of z direction residual stress

(2) 采用间隔焊或对称焊的方法可轻微降低零件的最大变形量,当采用焊接方向 B(两条焊缝从上至下焊接)时,零件出现了严重的变形。

(3) 改变焊接顺序及焊接方向对残余应力的分布及大小均没有明显影响,支座焊缝区域沿 z 方向(轴向)表现为拉应力,右侧焊缝的残余应力值要大于左侧焊缝。

(4) 综合考虑零件的变形及残余应力的分布情况,建议采用间隔焊及焊接方向 A(两条焊缝从下至上焊接)。

参考文献:

- [1] He G Q, Yang Z G, Xi B, et al. Deformation control during the welding of AP1000 main pump casing and steam generator [J]. Nuclear Materials and Energy, 2021, 29: 101090.
- [2] 钟华, 夏皓春, 赵守君. 船舶舱壁板焊接顺序设计与仿真 [J]. 焊接技术, 2021, 50(9): 43-48.
- [3] Yi J N, Lin J, Chen Z, et al. Prediction and controlling for welding deformation of propeller base structure [J]. Journal of Ocean Engineering and Science, 2021, 6(4): 410-416.
- [4] 仲超, 刘奋成, 程洪茂, 等. GH4169 镍基高温合金 TIG 焊接修复组织和性能研究 [J]. 热加工工艺, 2019, 48(3): 28-34.
- [5] 高双胜, 曲伸, 杨烁, 等. 航空发动机薄壁机匣疲劳裂纹修复焊接变形控制 [J]. 焊接学报, 2016, 37(4): 95-97.
- [6] Liu Y, Wang P, Fang H Y, et al. Mitigation of residual stress and deformation induced by TIG welding in thin-walled pipes through external constraint [J]. Journal of Materials Research and Technology, 2021, 15: 4636-4651.
- [7] 马雪鹤, 袁武华, 张勇伟, 等. 焊接顺序对 Q370qE 桥梁钢焊接残余应力的影响 [J]. 热加工工艺, 2022, 51(1): 120-123.
- [8] 王浩军, 张颖云, 伍亚辉, 等. TC4 钛合金薄板双侧激光角焊搭接变形研究 [J]. 热加工工艺, 2020, 49(9): 144-146.
- [9] Wu J, Qiang B, Liao X X, et al. Experimental investigation and numerical simulation of welding residual stress in orthotropic steel deck with diaphragm considering solid-state phase transformation [J]. Engineering Structures, 2022, 250: 113415.
- [10] Zhang Q H, Ma Y, Cui C, et al. Experimental investigation and numerical simulation on welding residual stress of innovative double-side welded rib-to-deck joints of orthotropic steel decks [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 179(3): 106544.
- [11] 黄新宇, 李宁. 基于 Simufact 的大型钢结构架体焊接变形模拟分析与预测 [J]. 热加工工艺, 2019, 48(21): 147-152.
- [12] Wang Y F, Feng G J, Pu X W, et al. Influence of welding sequence on residual stress distribution and deformation in Q345 steel H-section butt-welded joint [J]. Journal of Materials Research and Technology, 2021, 13: 144-153.
- [13] 吴泽兵, 周珂飞, 郭龙龙, 等. 焊接顺序对角接头残余应力和变形的影响 [J]. 热加工工艺, 2021, 50(13): 150-154.
- [14] 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.
- [15] 路浩, 朱政, 邢立伟. 高钢级管道残余应力超声波法检测及小孔法验证 [J]. 油气储运, 2021(5): 533-538.
- [16] 董翠屏. 无人机主燃烧室火焰筒焊接变形控制研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2015.
- [17] 海明天. 薄壁火焰筒焊接变形仿真与控制研究 [D]. 湘潭: 湘潭大学, 2020.
- [18] Dai P Y, Wang Y F, Li S, et al. FEM analysis of residual stress induced by repair welding in SUS304 stainless steel pipe butt-welded joint [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 58: 975-983. 

(上接第 148 页)

- [7] 武冬蕾. 连铸关键设备故障诊断与漏钢预报关键技术研究 [D]. 天津: 天津理工大学, 2006: 1-21.
- [8] 夏云进, 范鼎东, 李杰. 大方钢坯连铸二冷区传热与凝固过程数值模拟 [J]. 过程工程学报, 2014, 14(2): 217-221.
- [9] 白亮. 2101 双相不锈钢连铸凝固过程组织与热应力研究 [D]. 上海: 上海大学, 2015: 1-8.
- [10] 邹友富, 米永峰, 郝葆江, 等. 连铸圆坯应力裂纹与无缝钢管缺陷关系的探讨 [J]. 包钢科技, 2019, 45(4): 34-39.
- [11] 翁鹏. 圆钢裂纹的成因分析及预防 [J]. 河北冶金, 2019(11): 51-52.
- [12] 刘平, 陈爱梅, 史凤武. 连铸坯中心质量对无缝钢管内折的影响 [J]. 钢管, 2009, 38(6): 47-49.
- [13] 边锋. 27SiMn 钢坯(材)探伤缺陷分析与研究 [J]. 特钢技术, 2011, 17(3): 41-44. 