

航空钛合金中厚板电子束焊残余应力控制

刘金刚¹, 郑剑云¹, 陈建文², 傅 兵¹, 齐庭钰¹

(1. 湘潭大学 机械工程学院, 湖南 湘潭 411105;

2. 中国兵器工业集团有限公司 江麓机电集团有限公司, 湖南 湘潭 411100)

摘 要: 基于热弹塑性理论, 建立了航空用 TC4 钛合金中厚板的焊接有限元仿真模型, 用以研究电子束焊和热处理后残余应力的分布情况。利用双椭球热源和圆锥形热源的组合模拟电子束的热输入, 且模型考虑了固态冶金相变的作用。结果表明, 考虑固态冶金相变时仿真与试验测量得到的残余应力更加吻合, 验证了该仿真模型的有效性; 焊缝位置存在较大的纵向残余拉伸应力, 其峰值可达到 842.6 MPa, 随着离焊缝中心距离的增大纵向残余拉伸应力不断减小, 在焊缝两侧变为压应力, 直至母材边缘残余应力为 0 MPa; 热处理方法可有效减小残余应力, 也使焊件中残余应力的分布更加均匀, 且加热温度对降低残余应力的作用比较明显, 当加热温度为 973 K 时纵向残余拉伸应力的峰值可减少 43.3%。

关 键 词: 钛合金; 电子束焊; 残余应力; 热处理; 相变

中图分类号: V233.1

文献标志码: A

Residual stress control in electron beam welding of titanium alloy medium and thick plates for aviation

LIU Jingang¹, ZHENG Jianyun¹, CHEN Jianwen², FU Bing¹, QI Tingyu¹

(1. School of Mechanical Engineering, Xiangtan University, Xiangtan Hunan 411105, China;

2. Jianglu Machinery Group Company Limited,

China North Industries Group Corporation Limited, Xiangtan Hunan 411100, China)

Abstract: Based on thermo-elastic-plastic theory, a welding finite element simulation model of TC4 titanium alloy medium and thick plates for aviation was established to study the magnitude and distribution of residual stress after electron beam welding and heat treatment. A combined heat source model of double ellipsoidal with conical heat source was used to simulate the heat input of the electron beam, and the effect of solid-state metallurgical phase transformation was considered in the finite element model. The results showed that the residual stress measured by simulation and experiment was more consistent when considering solid metallurgical phase transformation, so the effectiveness of the established simulation model was verified. At the same time, it was found that there was a large longitudinal residual tensile stress at the weld position, and its peak value can reach 842.6 MPa. As the distance from the center of the weld increased, the longitudinal residual stress decreased continuously, and residual stress presented a transformation from tensile type to compressive type on both sides of the weld and became approximately 0 MPa at the edge of the base metal. Through analysis, it was found that the heat treatment method can effectively reduce the residual stress in the weldment and also made the residual stress distribution in the

收稿日期: 2022-11-07

基金项目: 国家自然科学基金(52075465); 湖南省战略性新兴产业科技攻关与重大科技成果转化项目(2019GK4025);

湖南省科技创新计划(2020RC4038); 湖南省研究生科研创新项目(CX20210643)

作者简介: 刘金刚(1979—), 男, 教授, 博士, 主要从事机电液一体化和材料工艺方面的研究。E-mail: wellbuild@126.com

引用格式: 刘金刚, 郑剑云, 陈建文, 等. 航空钛合金中厚板电子束焊残余应力控制[J]. 航空动力学报, 2023, 38(8): 1814-1825. LIU Jingang, ZHENG Jianyun, CHEN Jianwen, et al. Residual stress control in electron beam welding of titanium alloy medium and thick plates for aviation[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(8): 1814-1825.

weldment more uniform. Among the heat treatment parameters, the heating temperature had an obvious effect on reducing the residual stress, and the peak value of the longitudinal residual tensile stress can be reduced by 43.3% when the heating temperature was 973 K.

Keywords: titanium alloy; electron beam welding; residual stress; heat treatment; phase transformation

TC4 钛合金(下文简称 TC4)具有密度轻、强度高、抗腐蚀和蠕变性能等显著优点,被广泛应用于船舶、汽车制造和航天航空等行业^[1-2],某些航空用构件对轻量化和强度的要求均比较高,TC4 成为极具前景的航空构件应用材料。然而,由于 TC4 导热性能以及化学稳定性较差,航空用中厚板构件焊接需要特殊的工艺。现有钨极惰性气体保护焊(tungsten inert gas, TIG)可靠性高,可实现对薄板 TC4 的高品质焊接。但是, TIG 焊的功率密度小,致使焊缝熔深宽比小,且焊接速度不高以及生产率低,在 TC4 中厚板的应用受到限制。而电子束焊接是一种高效的真空焊接工艺,不仅焊接速度快,还可防止焊接过程中焊缝受污染,为解决 TC4 中厚板焊接问题提供了可行的技术方案^[3-5]。尽管电子束焊缝熔深宽比大以及热影响区窄,但仍存在焊接过程焊件受热不均衡、焊件存在较大残余应力的现象,影响 TC4 构件的综合性能。

残余应力是影响焊接接头疲劳性能和应力耐腐蚀性的重要因素,对焊件进行焊后热处理可以缓解残余应力,但不能完全消除。近年来,国内外许多企业和学者通过试验对焊接和热处理后焊件显微组织、力学性能和残余应力的变化情况进行了研究。Tsai 等^[6]报道了在 TC4 板电子束焊接的焊缝熔化区形成了 γ -TiAl+ α_2 -Ti₃Al 相,其表现出与普通 Ti-Al 基合金相同的层状结构、取向关系、变形机理和滑移体系,且这些金属间化合物的存在影响了接头的力学性能。Waqas 等^[7]研究了热处理对选择性激光熔化 TC4 组织和力学性能的影响,发现退火处理可以改善样品的力学性能,且通过释放残余应力来增强微观结构,显示出不同位向的层状 $\alpha+\beta$ 结构。Etesami 等^[8]的研究表明时效热处理可减少焊件中的残余应力,从而减小激光粉末床熔合增材制造过程中 TC4 部件的变形,但不会显著改变焊接接头的强度和延展性。娄宇航等^[9]探究了整体退火、电子束局部退火对电子束焊接接头组织和力学性能的影响,试验测量结果表明焊后局部退火和整体退火都能降

低焊接接头的残余应力,并且两者效果相当。

随着计算机技术和仿真软件的不断发展,采用数值仿真方法能更经济有效地预测焊接和热处理过程中应力应变的演化过程以及焊后焊件中残余应力的大小和分布。Chiumenti 等学者^[10]对 10 mm 厚 TC4 板电子束焊进行了研究,提出了一种特殊运动热源的定义来模拟电子束功率表面分布和工件厚度内的相应吸收,并通过试验验证了该热源模型的可靠性。Xie 等^[11]采用柱锥组合热源模型来模拟 TC4 板电子束焊接过程的温度场,揭示了焊接接头的残余应力分布,仿真和试验结果表明焊缝表面和焊缝内部的残余应力存在显著差异。曾庆继等^[12]利用 ABAQUS 软件对 9 mm 厚 TC4 板电子束焊接的温度场和应力场进行了有限元分析,发现残余应力集中分布在焊缝周围,在焊件内部存在三向拉伸状态。Rae^[13]对现有的最先进的残余应力建模技术进行了回顾,并打算应用于 TC4 的工业热处理。Yan 等^[14]建立了一个考虑温度效应的基于阿伦尼乌斯方程的模型来模拟 TC4 板焊后热处理的残余应力释放,发现当加热温度低于 740 K 时,残余应力略有下降,而当加热温度高于 740 K 时,残余应力下降较快。胡美娟等^[15]运用 ANSYS 对 TC4 板电子束焊和局部热处理过程进行了数值分析,采用圆锥体热源模型来模拟电子束热输入,仿真结果表明热处理后焊件的残余应力峰值比热处理前有了明显减少。上述研究工作为 TC4 板焊接残余应力的消除作出了一定贡献,然而,通过试验来研究焊件的残余应力,成本大、周期长。而现有焊接和热处理的数值仿真研究中,同时考虑三维模型和复杂冶金行为的报道却很少,也缺少热处理后焊件残余应力减小程度和重分布特征的定量分析,以及热处理工艺参数对焊件残余应力影响规律的研究。

本文基于热弹塑性理论,建立了航空用 TC4 中厚板的焊接有限元仿真模型,来研究电子束焊和热处理后残余应力的大小和分布情况。为准确预测焊后焊件的残余应力,采用了双椭球热源和三维圆锥形高斯热源相结合的组合热源来模拟电子束的热输入,通过增大焊缝处的热导率数值来

模拟电子束对熔池的搅拌作用,材料模型兼顾了固态冶金相变的作用,采用了焊后整体热处理手段来降低焊件的残余应力,分析了不同热处理参数对焊件残余应力的影响,并通过试验验证了仿真模型的正确性和有效性。

1 试验

本文以双相($\alpha+\beta$)TC4作为试验对象,TC4钛合金的化学成分可通过查取相关文献来获得^[16],采用电子束焊接方法对尺寸为200 mm×100 mm×6 mm的TC4中厚板进行对焊。试验前,对TC4板材待焊接区域和其他区域进行去氧化和去污处理;试验时,用C型夹具对试验样件进行固定,约束其垂直方向的刚体位移,采用60 kV焊接电压、62 mA射速电流和600 mm/min焊接速度进行对接焊;试验后,采用盲孔法来测量TC4焊接接头的残余应力,采用3个应变计(分别用R1、R2和R3表示),应变计R1和应变计R3相互垂直,应变计R2与前两个中的任何一个成45°或135°角,其工作原理如图1所示。

通过3个应变计测量得到3个应变值(分别用 ε_1 、 ε_2 、 ε_3 表示),再进一步计算得到第一主应

力 σ_1 和第二主应力 σ_2 ,其计算式如下^[17]:

$$\sigma_1 = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} - \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_3 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (1)$$

$$\sigma_2 = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} + \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_3 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (2)$$

$$\theta = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3 - 2\varepsilon_2}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3} \right) \quad (3)$$

式中 θ 表示 σ_1 和应变计R1之间的角度; A 和 B 表示应变释放因子,通过试验测试或者模拟来校准。

2 数值仿真

2.1 有限元模型

利用软件SYSWELD(法国ESI集团)对焊件焊后与热处理后的残余应力进行数值仿真研究,根据焊件的实际尺寸,其几何模型如图2(a)所示,建立了三维有限元模型,为兼顾计算速度和计算精度,对熔化区和热影响区的网格进行了细化^[18],采用了网格过渡技术来减少单元数量,如图2(b)所示。该模型包括270 878个3D单元和239 866个节点。在焊接和热处理过程中,材料的热学性能、力学性能和冶金特性随温度的变化而变化,材料的高温性能参数通过对低温性能参数进行外推和插值得到^[19-20],具体如图3~图4所示。本文分析的残余应力位于沿焊缝方向 $X=100$ mm纵截面上距离焊件表面0、2.3、4.4 mm和6 mm的路径P1、P2、P3和P4处,垂直焊缝方向 $Y=40$ mm横截面上距离焊件表面0、2.3、4.4 mm和6 mm的路径P5、P6、P7和P8处,和垂直焊缝方向 $Y=12$ mm横截面上距离焊件表面0 mm和6 mm的路径P9和P10处,以及垂直焊缝方向 $Y=188$ mm

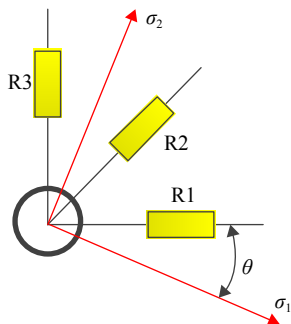


图1 盲孔法工作原理示意图

Fig. 1 Schematic diagram of blind hole method

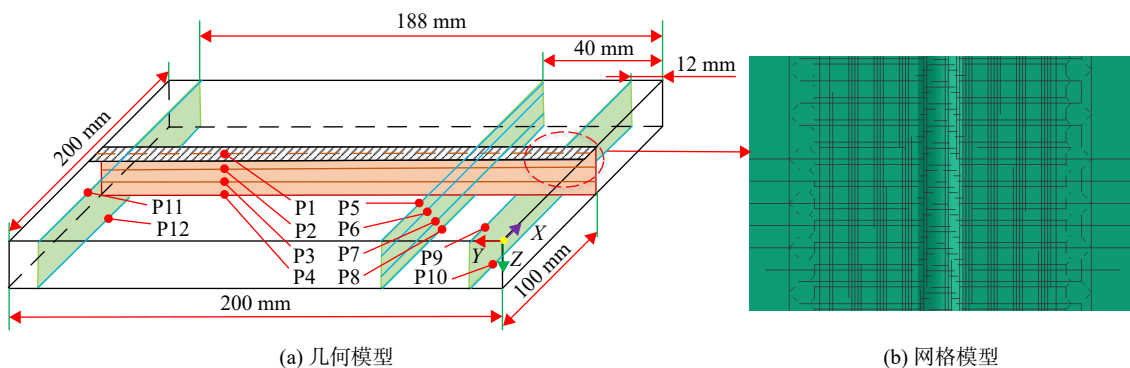


图2 钛合金中厚板焊接和热处理模型

Fig. 2 Titanium alloy medium thick plate model for welding and heat treatment

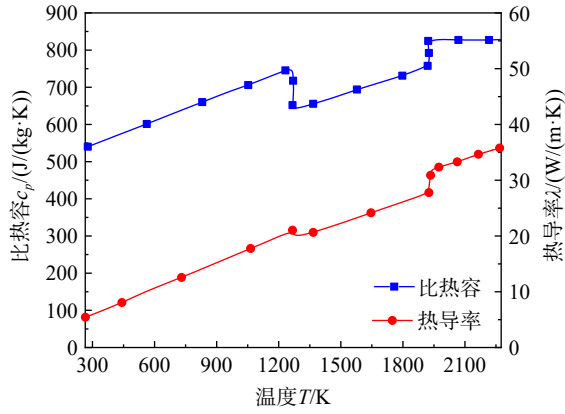


图 3 不同温度下的热物理性能参数

Fig. 3 Thermo-physical material properties at different temperatures

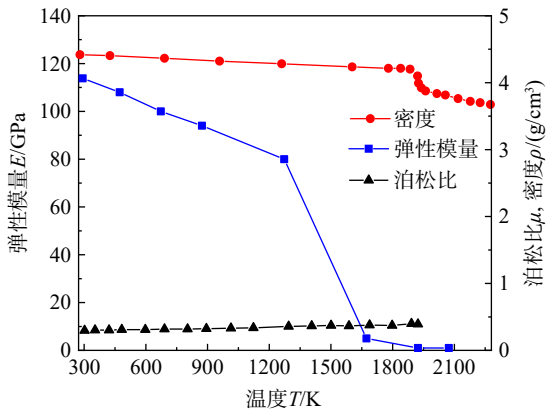


图 4 不同温度下的力学性能参数

Fig. 4 Mechanical material properties at different temperatures

横截面上距离焊件表面 0 mm 和 6 mm 的路径 P11 和 P12 处, 如图 2(a) 所示。

2.2 热源模型

结合试验所得到的焊缝形貌以及考虑电子束热的输入能量在焊件厚度方向会出现一定的衰减, 本文采用三维圆锥形高斯热源和双椭球热源相结合的组合热源, 如图 5 所示。其中, 图 5(a) 为三维圆锥形高斯热源模型^[21]。在该模型中锥形上表面的热流作用区域最大, 下底面的热流作用区域最小, 在垂直焊件厚度方向的一系列平面内, 每个截面的热流分布半径沿厚度方向呈线性衰减。垂直于 \$Z\$ 轴的任意平面上的热流分布, 可由下式来表示:

$$Q_m = Q_{m0} \exp\left(\frac{-r^2}{-r_0^2}\right) \quad (4)$$

$$r = \sqrt{x^2 + (y - y_0 - v \cdot t)^2}, \quad r_0 = r_u - \frac{(r_u - r_l)(Z_u - Z)}{(Z_u - Z_l)} \quad (5)$$

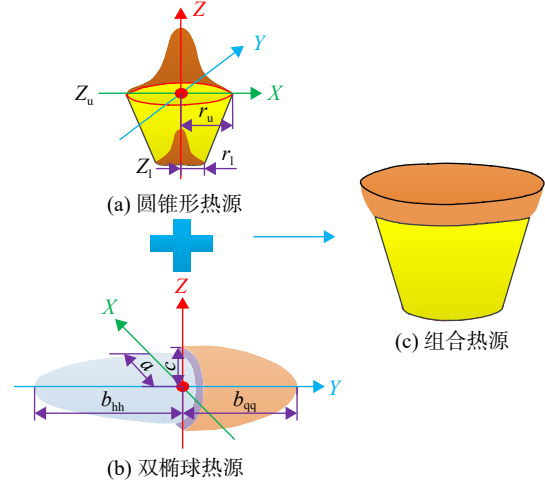


图 5 本文所用的热源模型

Fig. 5 Heat source model used in this work

式中 \$Q_{m0}\$ 表示热源中心处的热流量最大值; \$Q_m\$ 表示半径 \$r\$ 处的表面热流; \$v\$ 表示热源移动速度; \$r_u\$ 和 \$r_l\$ 分别表示锥形表面 \$Z_u\$ 和底面 \$Z_l\$ 的径向半径; \$y_0\$ 表示热源沿 \$Y\$ 轴方向的初始位置; \$t\$ 表示热源沿焊接方向移动的时间。然后, 考虑了由 Goldak 提出的双椭球功率密度分布热源模型^[22], 该体热源分为前后两部分, 其模型如图 3(b) 所示, 对于热源模型中某点 \$(x, y, z)\$ 在 \$t\$ 时刻的热流密度 \$Q_n(x, y, z, t)\$, 可由式 (6) 来表示

$$Q_n(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}fQ_{n0}}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3(y-v\cdot t)^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right] \quad (6)$$

$$Q_w = \eta UI = \beta_1 Q_{m0} + \beta_2 Q_{n0} \quad (7)$$

式中 \$a\$、\$b\$ 和 \$c\$ 分别表示双椭球热源在宽、长和深度 3 个方向的几何参数, 其中 \$b\$ 又分为热源前端半径 \$b_{qq}\$ 和热源后端半径 \$b_{hh}\$; \$Q_{n0}\$ 表示双椭球热源的总能量; \$f\$ 表示能量的比重^[23], 分为双椭球热源的前端能量占比 \$f_{qq}\$ 和后端能量占比 \$f_{hh}\$, 且 \$f_{qq} + f_{hh} = 2\$; \$Q_w\$ 表示电子束焊的有效功率; \$\eta\$ 表示电子束焊接的效率; \$\beta_1\$ 和 \$\beta_2\$ 分别表示三维圆锥形热源和双椭球热源的功率分配系数, 该系数根据试验所得到的截面焊缝几何尺寸来设定, 将功率分配给两个热源, 并使用软件 SYSWELD 中的热源校核工具来进行校核。

2.3 固态冶金相变模型

焊件在加热和冷却过程中会发生固态冶金相变, 而冶金相变过程中产生的应变会影响焊后残余应力。在本文仿真模型中, 定义了焊接加热过程中 \$\alpha\$ 相到 \$\beta\$ 相的相变和冷却过程中 \$\beta\$ 相到 \$\alpha'\$ 马

氏体的相变,假设 β 相分数随着 α 相的溶解而增加,且 α 相到 β 相的相变过程遵循威布尔概率分布函数的 Modified Avrami-Function 方程,则焊接加热过程中 α 相到 β 相的相变过程可表示为^[24]

$$f_{\alpha \rightarrow \beta}(t_1, T_1) = 1 - \exp \left[K_{\alpha \rightarrow \beta} \left(\frac{T_1 - T_{\alpha \rightarrow \beta}}{T_{\varphi} - T_{\alpha \rightarrow \beta}} \right)^{\gamma_{\alpha \rightarrow \beta}} \right] \quad (8)$$

$$T_{\beta} \geq T_1 \geq T_{\alpha \rightarrow \beta}$$

式中 $f_{\alpha \rightarrow \beta}$ 表示焊接加热过程中当温度为 T_1 时由 α 相生成 β 相的相分数; $K_{\alpha \rightarrow \beta}$ 和 $\gamma_{\alpha \rightarrow \beta}$ 表示钛合金的材料常数,通常分别取为-1.86和4.35。 $T_{\alpha \rightarrow \beta}$ 和 T_{β} 分别表示 β 相的相变开始温度和相变结束温度。马氏体的生成是一种非扩散或位移的固态相变,在不重新排列原子的情况下,晶体结构会发生快速变化。假设 α' 马氏体的相分数随着 β 相的溶解而增加,且 α' 马氏体转化遵循 Koistinen-Marburger 公式,则焊接冷却过程中 α' 马氏体的相变过程可由式(9)表示^[25]。

$$f_{\beta \rightarrow \alpha'}(t_2, T_2) = 1 - \exp \left[-K_{\beta \rightarrow \alpha'} (T_{\beta \rightarrow \alpha'} - T_2) \right] \cdot f_{\beta} \quad (9)$$

$$T_{\alpha'} \leq T_2 \leq T_{\beta \rightarrow \alpha'}$$

式中 $f_{\beta \rightarrow \alpha'}$ 表示在焊接冷却过程中当温度为 T_2 时由 β 相生成 α' 马氏体的相分数, $K_{\beta \rightarrow \alpha'}$ 表示 TC4 钛合金的材料常数,通常取值为0.015; $T_{\beta \rightarrow \alpha'}$ 和 $T_{\alpha'}$ 分别表示马氏体的相变开始温度和相变结束温度。为分析固态冶金相变对焊后残余应力的影响情况,在进行焊接有限元分析时一个仿真材料模型不考虑冶金相变的作用,另一个仿真材料模型中考虑冶金相变的作用,而两个仿真的有限元网格模型、焊接工艺参数、热学和力学的初始条件以及边界条件相同,通过分析图2中焊件路径 P5 处的纵向残余应力和横向残余应力来研究相变对残余应力的影响。

2.4 控制方程和边界条件

在焊接和热处理时能量输入到焊缝区域,再以热传导的方式传递至工件的其他区域,该过程属于典型的非线性瞬态热传导问题^[26],可通过求解三维非线性瞬态热传导方程(式(10)),来得到焊接过程中整个工件的温度分布。

$$\nabla(\lambda \nabla T) + Q(x, y, z, t) = \rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) \quad (10)$$

式中 $Q(x, y, z, t)$ 表示 t 时刻焊件上不同位置的内热源强度; T 表示瞬态温度; ρ 表示焊件的密度; c_p 表示焊件的比热容; λ 表示焊件热导率。还定义了平衡方程和热弹塑性本构方程:

$$\nabla \sigma + F = 0 \quad (11)$$

$$\{d\sigma\} = (D^e + D^p)\{d\varepsilon\} - \{C\}dT \quad (12)$$

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon_e + \Delta \varepsilon_p + \Delta \varepsilon_{th} + \Delta \varepsilon_{vol} \quad (13)$$

式中 σ 表示应力; F 表示体积力; D^e 和 D^p 分别表示弹性矩阵和热塑性矩阵; $\{C\}$ 表示一个反映应力增量的参数,该应力增量是由于材料的物理和力学特性对温度的依赖性; $\Delta \varepsilon$ 、 $\Delta \varepsilon_e$ 、 $\Delta \varepsilon_p$ 、 $\Delta \varepsilon_{th}$ 和 $\Delta \varepsilon_{vol}$ 分别表示总应变增量、弹性应变增量、塑性应变增量、热应变增量和体积应变增量。屈服准则遵循 von Mises 准则,材料应变硬化采用等向强化模型。由于试验是在室温条件开展的,将模型的初始温度设为 298 K。考虑了模型的辐射损失,模型与环境的辐射过程遵循斯蒂芬-波耳兹曼定律(Stefan-Boltzmann law)。同时,通过施加力学边界条件来模拟试验中的夹持条件。当冷却至室温后,对焊件进行整体热处理,为分析热处理参数中加热温度和保温时间对焊件残余应力的影响,本文对 5 种不同的案例进行了仿真分析,如表 1 所示。

表 1 热处理仿真案例

Table 1 Simulation cases of heat treatment

工况	T/K	t/h
1	923	2.5
2	923	1.5
3	923	4
4	873	4
5	973	4

3 结果分析和讨论

3.1 焊后残余应力的分析

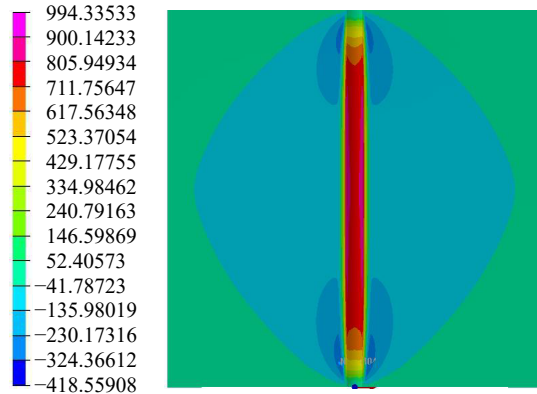
通过仿真得到了考虑相变和不考虑相变时焊件纵向残余应力和横向残余应力的分布云图,分别如图 6(a)~图 6(d)所示。由图 6(a)和图 6(b)可知,不考虑相变时仿真得到焊件纵向残余应力 σ_y 主要集中在焊缝和近焊缝区域,且表现为拉伸性质,远离焊缝中心的纵向残余应力则表现压缩性质。横向残余应力 σ_x 的情况则有所不同,焊缝和近焊缝处存在一定大小的横向残余压缩应力,在焊缝两侧则存在数值较小的横向残余拉伸应力。而由图 6(c)和图 6(d)可知,当考虑相变后焊件纵向残余拉伸应力的峰值大小和应力集中程度都有所增大,横向残余压缩应力的峰值也有所减小。

为定量地分析焊后焊件残余应力的分布和分布状态, 分别提取图 6 中沿着焊缝方向 $X=100$ mm 纵截面上路径 P1、P2、P3 和 P4, 垂直焊缝方向 $Y=40$ mm 横截面上路径 P5、P6、P7 和 P8, $Y=12$ mm 横截面上路径 P9 和 P10, 以及 $Y=188$ mm 横截面上路径 P11 和 P12 处的 σ_Y 和 σ_X , 如图 7~图 9

所示。

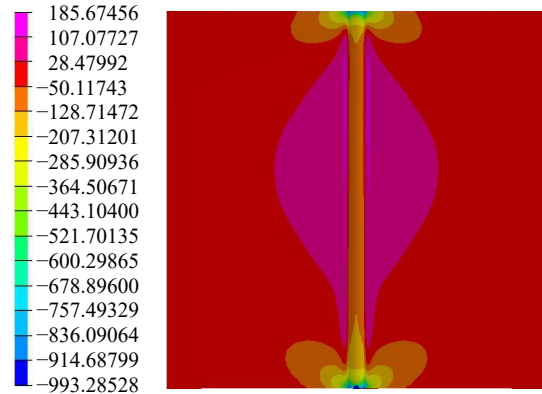
由图 7(a)可知, 相比于不考虑相变作用, 考虑冶金相变后仿真得到的纵向残余拉伸应力的峰值要小些, 这是由于冷却过程中高温 β 相转化为针状 α' 马氏体时的膨胀作用, 释放了部分残余应力。同时, 从图 7(b)中发现横向残余压缩应力峰

纵向残余应力 σ_Y /MPa



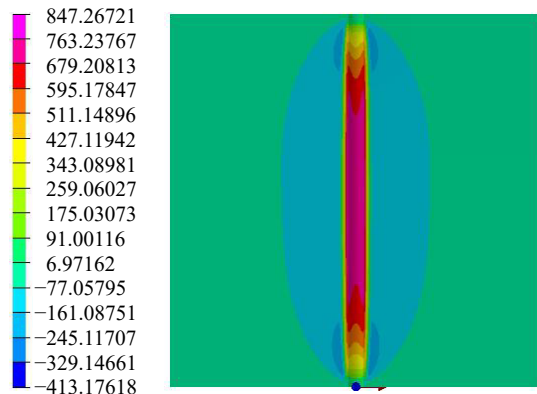
(a) 不考虑相变时纵向残余应力

横向残余应力 σ_X /MPa



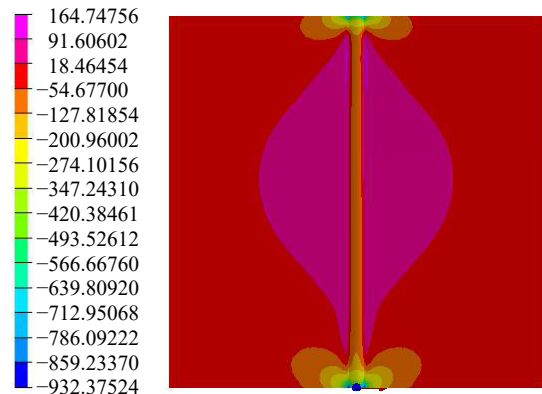
(b) 不考虑相变的横向残余应力

纵向残余应力 σ_Y /MPa



(c) 考虑相变的纵向残余应力

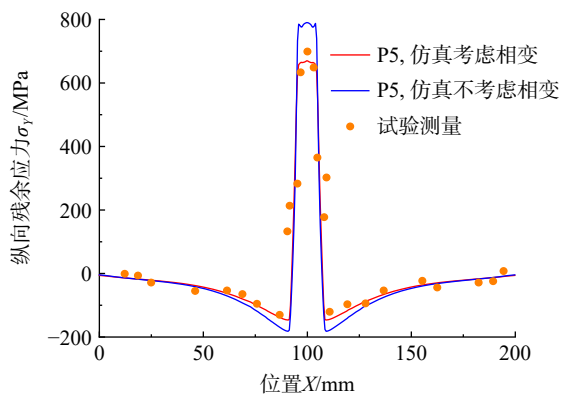
横向残余应力 σ_X /MPa



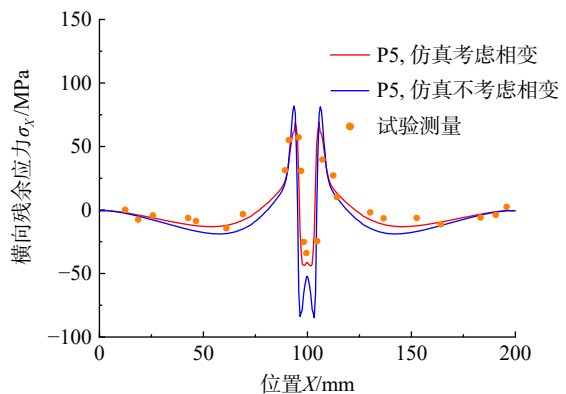
(d) 考虑相变的横向残余应力

图 6 焊后残余应力的分布云图

Fig. 6 Contour plot of the distribution of residual stress after welding



(a) 纵向残余应力



(b) 横向残余应力

图 7 焊后沿路径 P5 的残余应力分布曲线

Fig. 7 Residual stress distribution curve along path P5 after welding

值有所减小,这与其他学者的研究结果一致^[25,27]。两种仿真结果都与试验结果存在一定偏差,这是由于试验误差以及焊接模型的简化所造成的,但考虑相变时的仿真结果与试验结果更加吻合,说明考虑固态冶金相变的焊接有限元模型更为准确,因此,后续分析都基于考虑相变的焊接有限元模型展开。在 $X=100$ mm纵截面上,由图8(a)可知由于焊接开始和结束的位置是自由端,所以这两处的 σ_y 接近为0 MPa,而沿焊缝方向的板材中间区域存在着大小较稳定的 σ_y ,且表现为拉伸性质。同时,发现沿板厚方向离焊件表面不同距离处纵向残余拉伸应力的分布也存在着差异,路径P4上纵向残余拉伸应力的峰值为712.4 MPa,路径P1上纵向残余拉伸应力的峰值为774.1 MPa,而路径P2和P3上纵向残余拉伸应力的峰值分别为842.6 MPa和807.8 MPa,比前两者残余应力的峰值更大且残余应力的应力集中程度也减小了。由图8(b)可知,焊接起始和结束位置的横向残余

压缩应力偏大,但在沿焊缝方向 $Y=10\sim 190$ mm区域中 σ_x 的大小比较稳定,且表现为压缩性质,只在路径P2和P3上存在较小的横向残余拉伸应力。

在 $Y=40$ mm横截面上,由图9(a)可知各路径的纵向残余拉伸应力在焊缝中心处最大,随着离焊缝中心距离的增大,纵向残余拉伸应力先减小后转变为纵向残余压缩应力,随着距离的继续增大,纵向残余压缩应力在增大到最大值-146.6 MPa后又逐渐减小,直至母材边沿残余应力变为0 MPa。这是由于在焊接冷却过程中焊件熔化区材料收缩而受到焊缝两侧金属的拘束力,使得在焊缝处产生了拉伸应力,未超过材料屈服强度的拉应力会保留在焊件中,从而当焊件冷却至室温后在焊缝处存在较大的纵向残余拉伸应力。同时,由于焊件内部应力的自平衡,焊缝两侧会产生纵向残余压缩应力,且随着离焊缝距离的增大,这种压缩作用逐渐减小,直至母材边沿纵向残余压缩应力

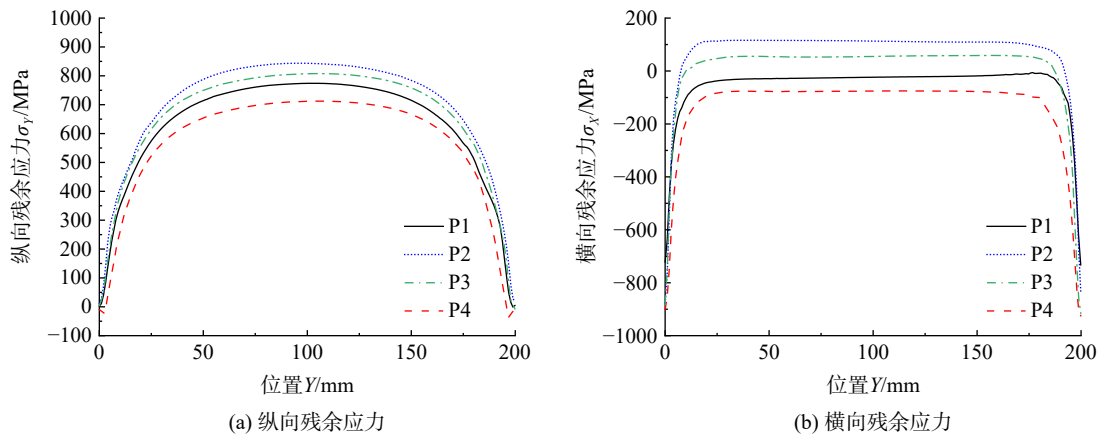


图8 焊后沿焊缝方向的残余应力分布曲线

Fig. 8 Residual stress distribution curve along the weld direction after welding

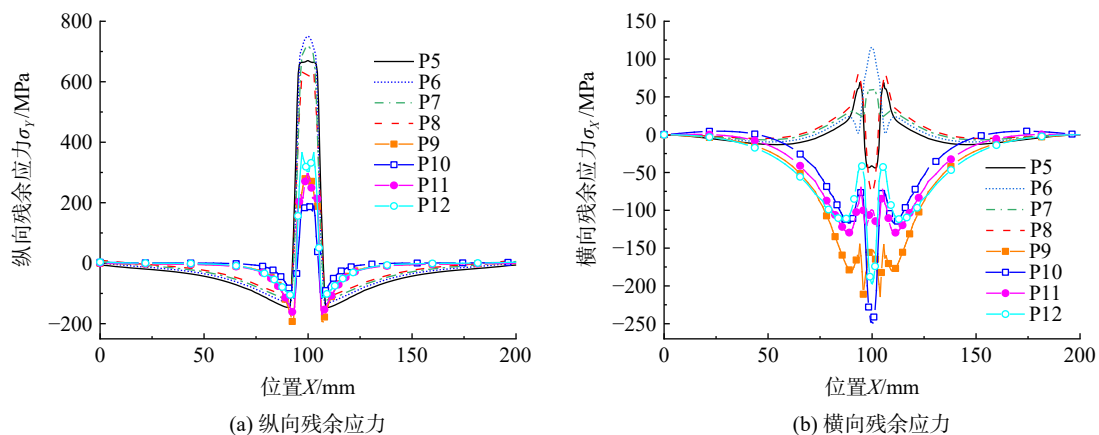


图9 焊后垂直焊缝方向的残余应力分布曲线

Fig. 9 Residual stress distribution curve along the direction perpendicular to the weld after welding

变为 0 MPa。同时,由图 9(b)可知,在 $Y=40$ mm 横截面上路径 P5 和路径 P8 上焊缝中心处的 σ_x 表现为较大的压应力,在焊缝两侧则表现为拉应力,而路径 P6 和路径 P7 处 σ_x 的分布趋势则与之相反,这是由于焊缝表面和底面与焊件内部金属在熔化与冷却时间的先后顺序的差异所造成的。

在 $Y=12$ mm 和 $Y=188$ mm 横截面上,由图 9(a)可知各路径 σ_y 的分布趋势与 $Y=40$ mm 横截面的大致相当,但是 $Y=12$ mm 和 $Y=188$ mm 横截面上焊缝处纵向残余拉伸应力的峰值却减小了很多,路径 P9、P10、P11 和 P12 处的纵向残余拉伸应力峰值分别为 290.4、196.9、296、365.4 MPa。而近焊缝处的纵向残余压缩应力的峰值却略有增加,路径 P9、P10、P11 和 P12 处的纵向残余应力峰值分别为 -193.8、-115.5、-169.1、-112.4 MPa。同时,由图 9(b)可知,在 $Y=12$ mm 和 $Y=188$ mm 横截面上,各路径 σ_x 的大小和分布趋势与 $Y=40$ mm 横截面都有着较大的差异,路径 P9、P10、P11 和 P12 处的横向残余压缩应力的峰值分别为 -213.8、-249、-129.5、-197.2 MPa。这是因为在整个焊接热循环过程中,相比于 $Y=40$ mm 横截面,由于靠近焊接开始和结束位置 $Y=12$ mm 和 $Y=188$ mm 横截面经历高温的时间相对较短,冷却速度也较快,应力在短时间内产生并在随后快速冷却中保留;其次,在对有限元模型进行力学约束时,对焊接开始截面的两个节点和焊接结束截面的一个节点进行了约束,而 $Y=12$ mm 和 $Y=188$ mm 横截面离约束节点的位置更近,所以影响程度也更大。

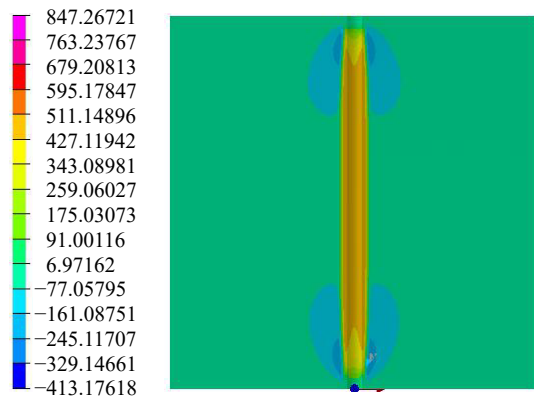
3.2 热处理后残余应力的分析

为分析热处理对焊件残余应力的影响,本节

对表 1 中的案例 1 进行了数值模拟,得到了热处理后焊件 σ_y 和 σ_x 的分布云图,如图 10(a)和图 10(b)所示。通过与图 6(c)和图 6(d)进行对比,发现相比于焊后焊件的残余应力,经过热处理后焊件的 σ_y 得到了明显释放,且焊缝两侧纵向残余压缩应力的应力集中程度也有所增大,而 σ_x 的分布特征则变化较小。为定量分析热处理对焊件残余应力大小和重分布的影响规律,分别提取图 10 中沿焊缝方向 $X=100$ mm 纵截面上路径 P1、P2、P3 和 P4,垂直焊缝方向 $Y=40$ mm 横截面上路径 P5、P6、P7 和 P8, $Y=12$ mm 横截面上路径 P9 和 P10,以及 $Y=188$ mm 横截面上路径 P11 和 P12 处的 σ_y 和 σ_x ,分别如图 11 和图 12 所示。

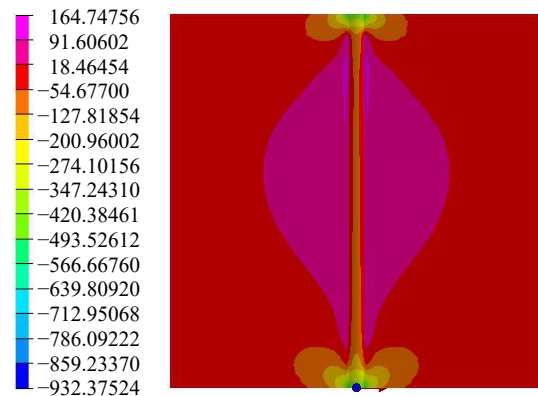
在 $X=100$ mm 纵截面上,通过对比图 11(a)和图 8(a)可以看出,相比于焊后焊件的 σ_y ,经过热处理后焊件残余应力的大小和分布都有着显著的变化。热处理后路径 P1、P2、P3 和 P4 上纵向残余拉伸应力的峰值分别为 477.5、525.4、504.8、449.8 MPa,分别减小了 38.3%、37.6%、37.5% 和 36.9%,并且沿焊缝方向纵向残余拉伸应力大小稳定的区域更大了。说明热处理方法不仅能有效降低焊件的残余应力,且能使焊件中沿焊缝方向 σ_y 的分布更加均匀。同时,路径 1 上纵 σ_y 和 σ_x 的仿真结果与试验结果也基本吻合,进一步验证了有限元模型的准确性。在 $Y=40$ mm 横截面上,结合图 12(a)和图 9(a),可以发现经过热处理后焊缝两侧的纵向残余压缩应力也有所减小,相比于焊后路径 P5、P6、P7 和 P8 上纵向残余压缩应力为 -146.6、-137、-123.5、-108.7 MPa,热处理后变为 -105.7、-100.8、-91.3、-84.3 MPa,分别减小

纵向残余应力 σ_y /MPa



(a) 纵向残余应力

横向残余应力 σ_x /MPa



(b) 横向残余应力

图 10 热处理后焊件残余应力的分布云图

Fig. 10 Contour plot of the distribution of residual stress after heat treatment

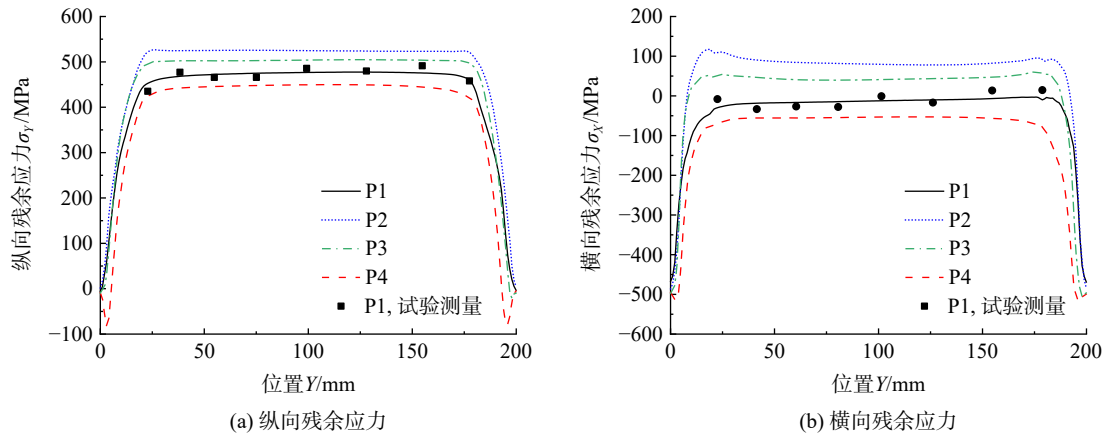


图11 热处理后沿焊缝方向的残余应力分布曲线

Fig. 11 Residual stress distribution curve along the weld direction after heat treatment

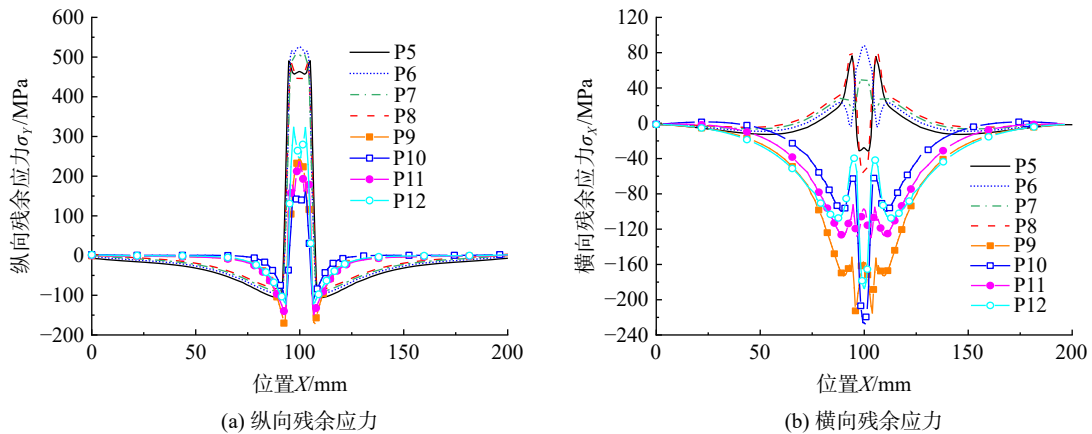


图12 热处理后垂直焊缝方向的残余应力分布曲线

Fig. 12 Residual stress distribution curve along the direction perpendicular to the weld after heat treatment

了27.9%、26.4%、26.1%和22.4%，发现沿板材厚度方向越靠近焊件表面的区域处残余应力减小的幅度更大，说明经过热处理后 σ_y 沿焊件厚度方向的分布也更加均匀。

另一方面，分别提取图12(a)和图9(a)中 $Y=40$ mm横截面路径P6上距焊缝中心的 σ_y ，分别为-115.2、-98.8、-70.2 MPa，热处理后变为了-89.3、-77.3、-55.9 MPa，分别减小了22.4%、21.8%和20.4%，且发现越靠近焊缝中心残余应力减小的幅度更大，说明经过热处理后 σ_y 沿垂直焊缝方向的分布也更加均匀。

在 $Y=12$ mm和 $Y=188$ mm横截面上，通过对比图11(a)和图8(a)可以看出，热处理后路径P9、P10、P11和P12上纵向残余拉伸应力的峰值分别为242.7、162.4、235.5、322.7 MPa，分别减小了16.4%、17.5%、20.4%和11.7%。同时，也可以发现经过热处理后路径P9、P10和P11上焊缝两侧的纵向残余压缩应力减小为-171.1、-112.9、

-148.6 MPa，分别减小了11.7%、2.3%和12.2%。而路径P11上焊缝两侧的纵向残余压缩应力则增加为-121.3 MPa，增加了7.9%。由此可以看出，相比于 $Y=40$ mm横截面，热处理对 $Y=12$ mm和 $Y=188$ mm横截面上的作用效果相对小些。这是因为残余应力是由材料的弹性应变、弹性模量和屈服强度来决定，在热处理过程中随着温度的升高材料的屈服强度会随之减小，当局部残余应力大于材料的屈服强度时，材料就会发生屈服，产生拉伸塑性应变，抵消焊接时产生的压缩塑性应变，使得弹性应变减小，进而减小该区域的残余应力，这种现象在焊后焊件中纵向残余拉伸应力较大的位置更为明显。然后，由于焊件内部应力的自平衡作用，焊件中残余压缩应力的大小和分布区域也会发生改变，从而使得残余应力在焊件中的分布更为均匀。同时，结合图8(b)、图9(b)、图11(b)和图12(b)，可以看出对焊件进行热处理后，焊件中横向残余应力的大小和分布发生了变化，但是

变化不大,说明热处理法对焊件中横向残余应力的影响较小。

3.3 热处理参数对残余应力的影响分析

为进一步研究热处理方法对焊件残余应力的作用情况,分析了热处理参数中加热温度和保温时间对焊件残余应力的影响规律,以更好地指导工程应用。结合文中第3.1节、第3.2节的分析,考虑到焊件中纵向残余应力的影响比横向残余应力更大,且热处理对垂直焊缝方向 $Y=40\text{ mm}$ 横截面上的残余应力释放的效果更为显著,因此在本节中只对焊件沿焊缝方向 $X=100\text{ mm}$ 纵截面上和垂直焊缝方向 $Y=40\text{ mm}$ 横截面上的纵向残余应力进行分析。通过对表1中的案例进行仿真,得到了不同加热温度和保温时间下路径P1、P4、P5和P8上的 σ_y ,分别如图13和图14所示。

由图13可知,不同保温时间下路径P1、P4、P5和P8上 σ_y 的分布都分别近似重合,说明保温时间对焊件 σ_y 的释放作用效果较小。而由图14(a)可知,加热温度能显著影响焊件表面和底面的 σ_y 。以路径P1上纵向残余拉伸应力的变化为例,发现相比于焊后路径P1上纵向残余拉伸应力的峰值774.1 MPa,当加热温度分别为873、923、973 K时,经热处理后路径P1上纵向残余拉伸应力的峰值为513.6、477.5、439.1 MPa,分别减小了33.7%、38.3%和43.3%,说明随着加热温度的升高,纵向残余拉伸应力减小的幅度更大。同时,由图14(b)可知,不同加热温度可有效降低焊缝中心处的纵向残余拉伸应力,而远离焊缝中心的纵向残余压缩应力也有着不同程度的增大,以实现内部应力的平衡。

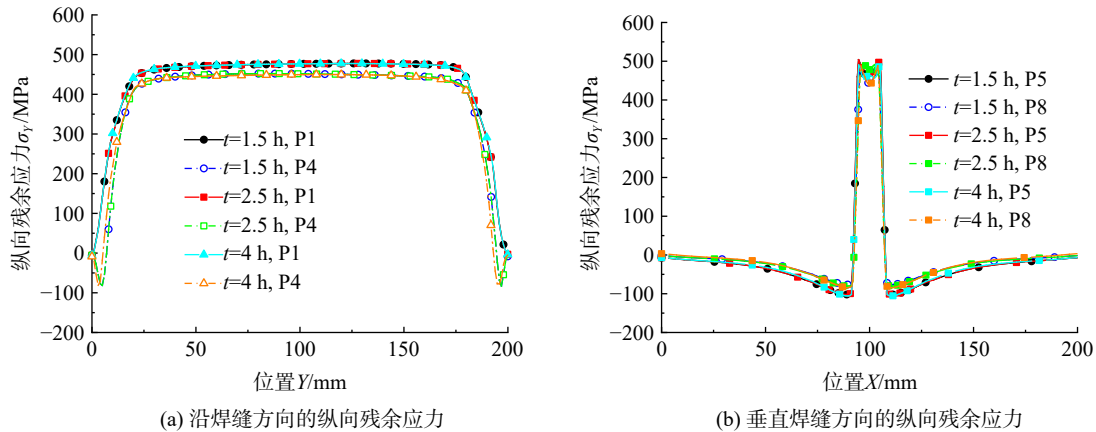


图13 不同保温时间下纵向残余应力分布曲线

Fig. 13 Longitudinal residual stress distribution curve under different holding times

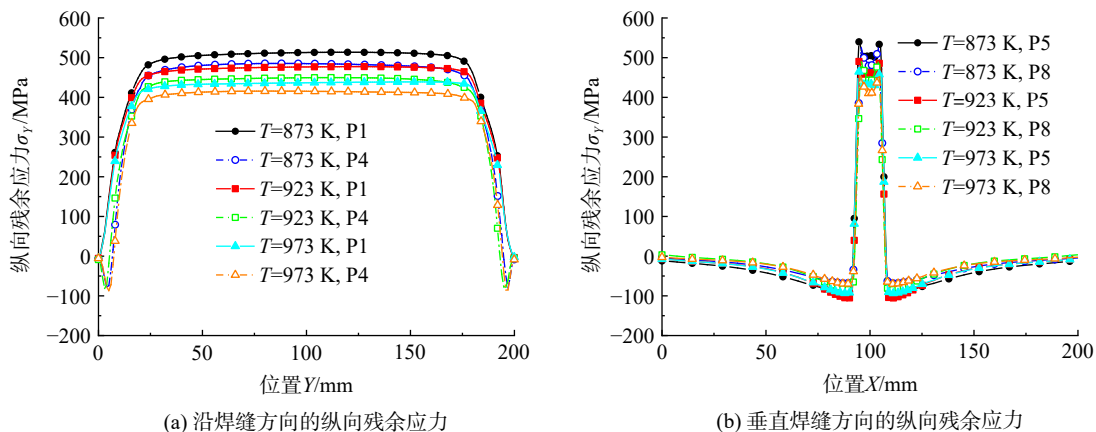


图14 不同热处理温度下的纵向残余应力分布曲线

Fig. 14 Longitudinal residual stress distribution curve under different heating temperatures

4 结 论

本文基于热弹塑性理论,建立了航空用TC4

中厚板的焊接有限元仿真模型和热源模型,兼顾了固态冶金相变的影响,分析了焊接和热处理后焊件残余应力的大小和分布特征,并采用盲孔法

对焊件残余应力进行了测量。基于仿真和试验研究可以总结出以下结论:

1) 相比于不考虑固态冶金相变的作用, 考虑相变后仿真得到的焊缝处纵向残余拉伸应力更小, 且与试验测量的残余应力更加吻合, 验证了所建有限元模型和热源模型的正确性和有效性。

2) 焊后焊缝和近焊缝处存在较大的纵向残余拉伸应力, 且焊件内部的纵向残余应力要比焊件表面和底面的纵向残余应力都大, 其峰值可达到 842.6 MPa, 接近材料的屈服强度。随着离焊缝中心距离的增大, 纵向残余应力先由拉应力变为压应力, 在母材边缘则变为 0 MPa。

3) 相比于焊后残余应力, 经过热处理后焊件的残余应力得到了有效释放, 焊件中沿焊缝方向、垂直焊缝方向和焊件厚度方向上残余应力的分布也更加均匀。且加热温度对残余应力的影响较大, 当加热温度为 973 K 时, 纵向残余拉伸应力的峰值可减少 43.3%。

参考文献:

- [1] CHEN Shuhai, HUANG Jihua, CHENG Donghai, et al. Superplastic deformation mechanism and mechanical behavior of a laser-welded Ti-6Al-4V alloy joint[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2012, 541(15): 110-119.
- [2] CUI Chunxiang, HU Baomin, ZHAO Lichen, et al. Titanium alloy production technology, market prospects and industry development[J]. *Materials and Design*, 2011, 32(3): 1684-1691.
- [3] MEHDI B, BADJI R, JI V, et al. Microstructure and residual stresses in Ti-6Al-4V alloy pulsed and unpulsed TIG welds[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2016, 231: 441-448.
- [4] OLIVEIRA J P, PANTON B, ZENG Z, et al. Laser joining of NiTi to Ti6Al4V using a Niobium interlayer[J]. *Acta Materialia*, 2016, 105: 9-15.
- [5] SARESH N, PILLAI M G, MATHEW J. Investigations into the effects of electron beam welding on thick Ti-6Al-4V titanium alloy[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007, 192/193: 83-88.
- [6] TSAI C J, WANG L M. Improved mechanical properties of Ti-6Al-4V alloy by electron beam welding process plus annealing treatments and its microstructural evolution[J]. *Materials and Design*, 2014, 60: 587-598.
- [7] WAQAS M, HE Dingyong, LIU Yude, et al. Effect of heat treatment on microstructure and mechanical properties of Ti6Al4V alloy fabricated by selective laser melting[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2023, 32(2): 680-694.
- [8] ETESAMI S A, FOTOVVATI B, ASADI E. Heat treatment of Ti-6Al-4V alloy manufactured by laser-based powder-bed fusion: process, microstructures, and mechanical properties correlations[J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2022, 895: 162618.1-162618.15.
- [9] 娄宇航, 蔺广学, 刘俞平, 等. TC4真空电子束焊后热处理对接头组织性能的影响[J]. *热加工工艺*, 2013, 42(19): 179-182.
- LOU Yuhang, LIN Guangxue, LIU Yuping, et al. Effect of post-weld heat treatment on microstructure and mechanical properties of electron beam welded TC4 Joints[J]. *Hot Working Technology*, 2013, 42(19): 179-182. (in Chinese)
- [10] CHIUMENTI M, CERVERA M, DIALAMI N, et al. Numerical modeling of the electron beam welding and its experimental validation[J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2016, 121: 118-133.
- [11] XIE Pu, ZHAO Haiyan, WU Bing, et al. Using finite element and contour method to evaluate residual stress in thick Ti-6Al-4V alloy welded by electron beam welding[J]. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 2015, 28(7): 922-930.
- [12] 曾庆继, 徐连勇, 韩永典, 等. 钛合金(TC4)电子束焊接模拟[J]. *焊接学报*, 2014, 35(11): 109-112, 118.
- ZENG Qingji, XU Lianyong, HAN Yongdian, et al. Finite element numerical simulation of electron beam welding of TC4 titanium alloy[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2014, 35(11): 109-112, 118. (in Chinese)
- [13] RAE W. Thermo-metallo-mechanical modelling of heat treatment induced residual stress in Ti-6Al-4V alloy[J]. *Materials Science and Technology*, 2019, 35: 747-766.
- [14] YAN Guangxu, CRIVOI A, SUN Yajuan, et al. An arrhenius equation-based model to predict the residual stress relief of post weld heat treatment of Ti-6Al-4V plate[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 32: 763-772.
- [15] 胡美娟, 刘金合. 电子束焊接及局部热处理复合技术的数值分析[J]. *焊接学报*, 2007, 28(5): 93-96, 100, 118.
- HU Meijuan, LIU Jinhe. Numerical analysis of electron beam welding and local heat treatment combination technology[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2007, 28(5): 93-96, 100, 118. (in Chinese)
- [16] TIAN Yinbao, SHEN Junqi, HU Shengsun, et al. Microstructure and mechanical properties of wire and arc additive manufactured Ti-6Al-4V and AlSi₅ dissimilar alloys using cold metal transfer welding[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 46: 337-344.
- [17] JIANG Fei, FU Zhongqiu, JI Bohai, et al. Fatigue life evaluation of deck to u-rib welds in orthotropic steel deck integrating weldment size effects on welding residual stress[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2021, 124: 105359.1-105359.18.
- [18] 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. (in Chinese)
- [19] AHN J, HE E, CHEN L, et al. Prediction and measurement of residual stresses and distortions in fibre laser welded Ti-6Al-4V considering phase transformation[J]. *Materials and Design*, 2017, 115: 441-457.
- [20] WEN Quan, JI Shude, ZHANG Liguang, et al. Temperature, stress and distortion of Ti-6Al-4V alloy low-temperature friction stir welding assisted by trailing intensive cooling[J]. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 2018, 71(12): 3003-3009.
- [21] 张魏静, 杨建文, 刘占一, 等. 微贮箱移动电子束焊接传热数值分析[J]. *航空动力学报*, 2017, 32(1): 35-41.
- ZHANG Weijing, YANG Jianwen, LIU Zhanyi, et al. Numerical analysis of heat transfer of moving EBW in micro propellant tank[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2017, 32(1): 35-41. (in Chinese)
- [22] GOLDAK J, CHAKRAVARTI A, BIBBY M. A new finite element model for welding heat sources[J]. *Metallurgical Transactions*:

- B, 1984, 15(2): 299-305.
- [23] DENG D. FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects[J]. [Materials and Design](#), 2009, 30(2): 359-366.
- [24] BUFFA G, DUCATO A, FRATINI L. FEM based prediction of phase transformations during friction stir welding of Ti_6Al_4V titanium alloy[J]. [Materials Science and Engineering: A](#), 2013, 581: 56-65.
- [25] KUMAR B, BAG S. Phase transformation effect in distortion and residual stress of thin-sheet laser welded Ti-alloy[J]. [Optics and Lasers in Engineering](#), 2019, 122: 209-224.
- [26] DENG D, KIYOSHIMA S. Numerical simulation of welding temperature field, residual stress and deformation induced by electro slag welding[J]. [Computational Materials Science](#), 2012, 62: 23-34.
- [27] ZHANG Kaiyuan, DONG Wenchao, LU Shanping. Finite element and experiment analysis of welding residual stress in S355J2 steel considering the bainite transformation[J]. [Journal of Manufacturing Processes](#), 2021, 62: 80-89.

(编辑: 王碧珺)