

# 马氏体相变对 P91 钢焊接残余应力的影响

蔡宝杰<sup>1</sup>, 龚凌诸<sup>1</sup>, 徐火力<sup>2</sup>

(1. 福建工程学院 生态环境与城市建设学院, 福建 福州 350118;

2. 厦门市特种设备检验检测院, 福建 厦门 361004)

**摘要:** 基于仿真模拟软件 SYSWELD, 建立了 P91 钢材料属性数据库, 设计开发了考虑马氏体相变的“热-冶金-力学”耦合计算方法, 采用热循环曲线法对 P91 钢平板对接接头残余应力场进行数值模拟仿真分析。参照原始焊接工艺方案进行上下 0.5 mm/s 焊接速度的调整, 并进行残余应力仿真计算。结果表明, 马氏体相变能抵消焊缝热收缩时产生的拉应力。后道焊缝焊接过程中施加的热载荷对前道焊缝应力变化和平板角变形有着显著的影响。考虑后道焊缝焊接过程中施加的热载荷对前道焊缝组织变化的影响时, 焊接接头整体的拉应力大幅度下降, 热影响区的拉应力上升, 角变形起缓和作用。焊接速度越大, Von Mises 残余应力和横向残余应力越大, 纵向残余压应力越小。

**关键词:** P91 钢; 马氏体相变; 数值模拟; 热循环曲线法; 焊接残余应力; 焊接速度

**中图分类号:** TG444

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1672-4348(2022)01-0027-08

## Effect of martensitic transformation on welding residual stress of P91 steel

CAI Baojie<sup>1</sup>, GONG Lingzhu<sup>1</sup>, XU Huoli<sup>2</sup>

(1. School of Ecological Environment and Urban Construction, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, China;

2. Xiamen Special Equipment Inspection and Testing Institute, Xiamen 361004, China)

**Abstract:** Based on the simulation software SYSWELD, the material attribute database of P91 steel was established, and the “thermal-metallurgical-mechanical” coupling calculation method considering martensitic transformation was designed and developed. The thermal cycling curve method was used to simulate and analyze the residual stress field of P91 steel plate butt joint. In addition, the welding speed of up and down 0.5mm/s was adjusted according to the original welding process scheme, and the residual stress was simulated. Results show that martensitic transformation can counteract the tensile stress produced by weld thermal shrinkage. The thermal load applied in the welding process of the rear weld has a significant effect on the stress change of the front weld and the angular deformation of the flat plate. Considering the influence of the thermal load applied during the welding process of the rear weld on the microstructure change of the front weld, the overall tensile stress of the welded joint decreases greatly, the tensile stress in the heat affected zone increases to a certain extent, and the angular deformation plays a role in easing. The greater the welding speed, the greater the Von Mises residual stress and transverse residual stress are, and the smaller the longitudinal residual compressive stress is.

**Keywords:** P91 steel; martensitic transformation; numerical simulation; thermal cycling curve method; welding residual stress; welding speed

P91 钢因其具有优异的高温性能, 被广泛运用在超临界机组的高温部件<sup>[1]</sup>。随着研究不断

深入, P91 钢的焊接问题也逐渐暴露出来, 如焊接接头冷裂敏感性大, 热影响区存在 IV 型裂纹倾向

收稿日期: 2021-12-02

基金项目: 福建省科技计划项目(2020Y0055)

第一作者简介: 蔡宝杰(1997—), 男, 福建莆田人, 硕士研究生, 研究方向: 锅炉管道焊接残余应力。

通信作者: 龚凌诸(1969—), 男, 福建宁德人, 教授级高工, 博士, 研究方向: 承压设备失效分析。

等<sup>[2-4]</sup>。研究表明<sup>[5-6]</sup>,上述问题均与焊接接头的残余应力有关。因此,焊接接头残余应力的形成机理以及如何降低焊接残余应力成为众多学者近年来的研究重点。毕涛<sup>[7]</sup>使用一个平板 3D 模型计算了固态相变对平板接头 TIG 单道重熔焊接残余应力的影响;郭庆虎<sup>[8]</sup>比较了有无考虑固态相变的情况下,P91 钢管道多层多道补焊残余应力的分布规律;胡泽训<sup>[9]</sup>在计算 P91 钢残余应力时考虑了马氏体相变释放潜热;Yaghi<sup>[10]</sup>通过建立圆管 3D 模型计算 P91 钢管道多层多道焊残余应力分布。然而,到目前为止,对于多层多道焊接,关于后道焊缝的热载荷对先道焊缝组织、残余应力变化的影响研究较少,且焊接工艺参数对残余应力的影响较为复杂,通过实验研究费时费力。

本研究通过数值模拟的方式,探究在 P91 钢后道焊缝热循环载荷作用下,先道焊缝的组织、残余应力的变化规律;此外,在其他条件不变的情况下调整焊接速度并进行模拟,探究焊接速度对焊接残余应力的影响。

## 1 有限元数值模拟

### 1.1 焊道建模与网格划分

采用钨极氩弧焊(GTAW)对两块尺寸 100 mm×100 mm×10 mm 的 P91 钢平板对接焊接,如图 1 所示,焊接时板材开 V 型坡口,角度为 60°,根部间隙和钝边均为 1mm,焊接过程分 4 层 4 道完成,网格模型不考虑焊缝形状和焊接接头上下表面余高,焊接工艺参数如表 1 所示。建模时,对焊缝及热影响区进行网格细分,沿焊缝方向和焊缝垂直方向均进行网格过度处理,远离此

区域的母材部分网格相对较大,网格节点数为 78 523,3D 网格数为 72 960。

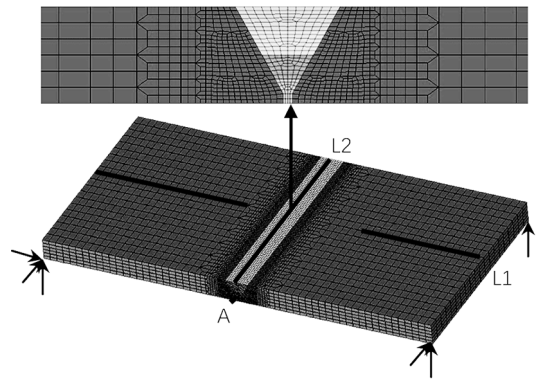


图 1 有限元网格

Fig.1 Finite element mesh

表 1 焊接工艺参数

Tab.1 Welding process parameters

焊缝层数	电压/V	电流/A	焊接速度/(mm·s <sup>-1</sup> )	预热温度、层间温度/°C	效率 η
1	10	100	2	200	0.75
2	10	120	2	200	0.75
3	12	150	2	200	0.75
4	12	180	2	200	0.75

### 1.2 材料参数

图 2 和表 2 给出了 P91 钢各金属组织随温度变化的热物理性能和力学性能参数<sup>[7,11]</sup>,为简化模拟,母材和焊丝采用相同的材料参数。SYSWELD 材料库中没有 P91 钢的材料属性,需要根据图 2 和表 2 的材料参数自行建立 P91 材料属性数据库。

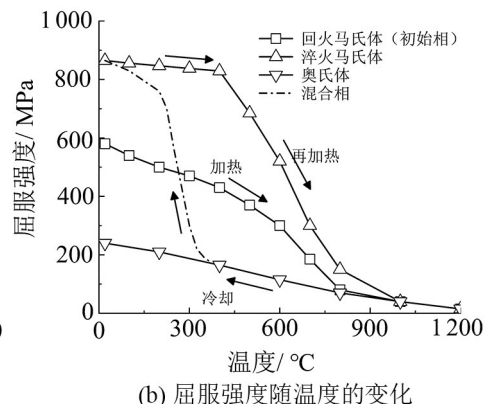
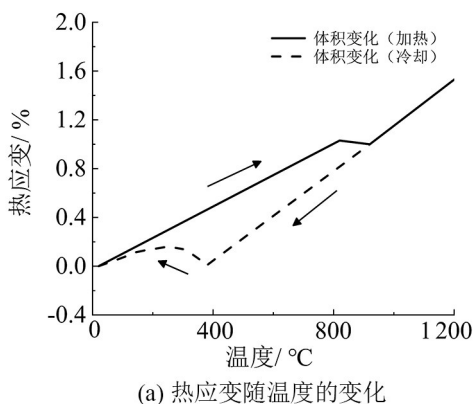


图 2 随温度变化的 P91 钢热应变和屈服强度参数

Fig.2 Thermal strain and yield strength parameters of P91 Steel varying with temperature

表 2 P91 钢材料性能参数<sup>[9]</sup>

Tab.2 Material performance parameters of P91 Steel

性能参数	温度/ °C							
	20	200	400	600	750	800	1 000	1 200
密度/ ( kg · m <sup>-3</sup> )	7 900	7 900	7 900	7 900	7 900	7 900	7 900	7 900
马氏体比热/ ( J · kg <sup>-1</sup> · °C <sup>-1</sup> )	451	512	621	806	954	873	722	705
奥氏体比热/ ( J · kg <sup>-1</sup> · °C <sup>-1</sup> )	165	196	227	258	289	321	352	384
马氏体热传导系数/ ( W · m <sup>-1</sup> · °C <sup>-1</sup> )	29.1	29.5	29.3	29.1	28.9	32.1	35.2	38.4
奥氏体热传导系数/ ( W · m <sup>-1</sup> · °C <sup>-1</sup> )	61.5	61.7	61.8	62.2	62.4	62.7	62.9	63.0
弹性模量/ GPa	218	207	190	168	152	140	108	30
泊松比	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32

### 1.3 温度场计算

采用非线性传热方程来描述 GTAW 焊接过程中电弧在焊接接头内部的传热过程,使用 Goldak 双椭球热源模型来描述 GTAW 电弧产生的热载荷。热源产生的热载荷在焊接接头内部的非线性热传导控制方程描述如下:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \Delta T + \frac{\partial q_{\text{arc}}}{\partial t} \quad (1)$$

式中,  $\rho$  为密度, kg · m<sup>-3</sup>;  $c_p$  为比热, J · kg<sup>-1</sup> · °C<sup>-1</sup>;  $T$  为温度, °C;  $\lambda$  为热传导率, W · m<sup>-1</sup> · °C<sup>-1</sup>;  $\Delta$  是拉普拉斯算子;  $q_{\text{arc}}$  是热源的能量密度, J · m<sup>-3</sup>;  $t$  为时间, s。当焊缝金属在加热时,发生奥氏体转化,则采用奥氏体的热物理性能参数。

图 3 为 Goldak 双椭球热源模型的热流密度分布示意图,热源模型前半椭球部分和后半椭球部分的热流密度分布方程如下<sup>[7]</sup>:

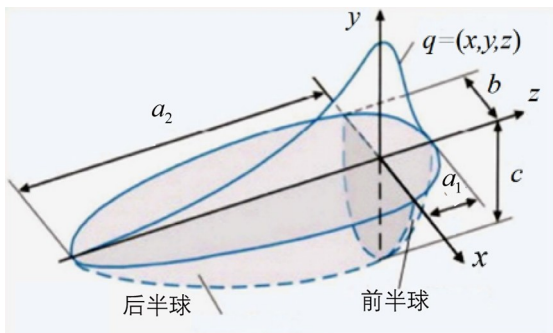
图 3 双椭球热源模型示意图<sup>[9]</sup>

Fig.3 Schematic diagram of double ellipsoid heat source model

前半椭球部分热源:

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{a_1 b c \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[ -3 \left( \frac{(x - vt - x_0)^2}{a_1^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \right) \right] \quad (2)$$

后半椭球部分热源:

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{a_2 b c \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[ -3 \left( \frac{(x - vt - x_0)^2}{a_2^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \right) \right] \quad (3)$$

式中:  $Q$  为电弧产生的热输入,  $Q = \eta UI$ ,  $\eta$  为热效率;  $U$  为电压, V;  $I$  为电流, A;  $a_1$ 、 $a_2$ 、 $b$ 、 $c$  为双椭球热源的形状参数,  $a_1$  为热源前半部分长度, mm;  $a_2$  为热源后半部分长度, mm;  $b$  为热源半宽, mm;  $c$  为热源深度, mm;  $f_f$  为前半部热源分配系数;  $f_r$  为后半部分热源分配系数,  $f_f + f_r = 2.0$ , 取  $f_f = 0.6$ ,  $f_r = 1.4$ ;  $v$  为焊接速度, mm · s<sup>-1</sup>;  $t$  为焊接时间, s;  $x_0$  表示当焊接时间为 0 时,热源在  $x$  方向所在的位置。表 1 给出了有限元模拟时所采用的焊接工艺参数。另外,有限元模拟过程中,模型考虑了平板与空气之间的对流传热与辐射传热,其表达式如下<sup>[11]</sup>:

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

$$q_r = -\varepsilon \sigma [(T + 273)^4 - (T_0 + 273)^4] \quad (5)$$

$$q_{\text{损}} = q_c + q_r \quad (6)$$

式中,  $h_c$  为对流换热系数, W · m<sup>-2</sup> · °C<sup>-1</sup>, 假设该值不随温度变化并取固定值为 25;  $\varepsilon$  为热辐射系数, 取值 0.8;  $\sigma$  为玻尔兹曼常数, W · m<sup>-2</sup> · °C<sup>-4</sup>, 其值为  $5.67 \times 10^{-8}$ ;  $T$  为当前温度, °C;  $T_0$

为环境温度,  $^{\circ}\text{C}$ , 取值为 25。

采用传统瞬态移动热源进行焊接接头的温度场和应力场模拟会导致求解时间过长、计算难收敛等问题, 而热循环曲线法能很好地解决这一问题。研究表明<sup>[12-13]</sup>, 对于平板对焊, 采用热循环曲线法模拟多层多道焊接也能得到较合理的残余应力和焊接变形结果。因此, 本文采用热循环曲线法, 代替瞬态移动热源法。

使用双椭球热源模型对焊接构件各焊道进行热源校核, 采用“熔池边界准则”, 即模拟后的熔池边界与实验得到的熔合线相符, 则认为设置的能量密度分布合理。根据设置好的热源模型计算各焊道的温度场, 提取热源达到准稳态时焊接横截面上所有点的热循环曲线, 将低于  $200^{\circ}\text{C}$  的点去除, 进行平均化处理。图 4 为提取的第一道热循环曲线。将处理好的热循环曲线导入多层多道焊模拟计算时需要的热源宏文件, 代替瞬态热源模型进行温度场和应力场计算。

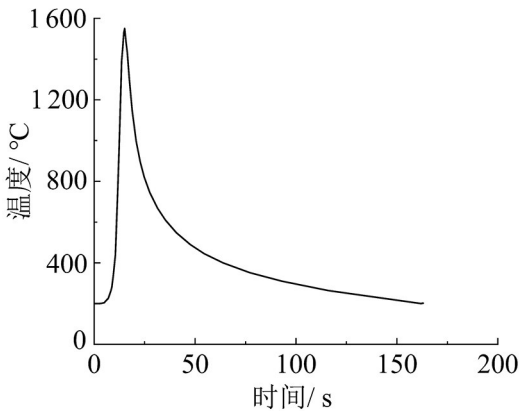


图 4 第一条焊道的热循环曲线

Fig.4 Thermal cycle curve of the first weld bead

## 1.4 组织计算

在 SYSWELD 中, 采用 Leblond 模型描述扩散性相变, 如焊缝金属在加热时奥氏体组织形成的过程, 其表达式如下<sup>[7,11]</sup>:

$$\frac{df_A}{dt} = \frac{f_{eq} - f_A}{\tau(T)} \dot{T} \quad (7)$$

式中,  $f_{eq}$  为奥氏体组织转变平衡时的比例;  $f_A$  为随温度变化的奥氏体相比例;  $\tau/f$  表示“时间延迟”, 其中  $\tau$  是与温度有关的函数,  $f$  表示加热速率函数, 以 P91 钢的连续加热转变曲线确定。

对于非扩散性相变, 如焊缝金属冷却时, 奥氏

体组织向马氏体组织转变的过程则采用 Koisten-Marburger 相变模型, 其表达式如下<sup>[7,11]</sup>:

$$f_M = 1 - \exp[-b_0(M_s - T)] \quad (8)$$

式中,  $f_M$  为马氏体组织随温度变化的比例;  $b_0$  为马氏体相变系数, 对于 P91 钢, 取  $b_0 = 0.011$ ;  $M_s$  为马氏体组织转变开始的温度,  $^{\circ}\text{C}$ , 取  $M_s = 375^{\circ}\text{C}$ ;  $T$  为冷却时的某一温度,  $^{\circ}\text{C}$ , 且  $T \leq M_s$ 。

## 1.5 应力计算

将温度场计算后各个节点的热循环以及焊接过程中焊缝金属的组织比例随温度的变化结果作为预定义场, 并加载到应力-应变计算模型中, 求解焊接残余应力。有限元模型中各个点在不同温度下的力学性能参数, 则是通过线性混合计算法则得出。

焊接接头在焊接热循环的作用下, 其力学行为变化非常复杂。在热应力的作用下, 焊接接头会发生弹性变形与塑性变形, 在组织转变的过程中会发生体积变化、屈服强度变化和相变塑性应变。因此, 焊接构件上任意点的总应变描述如下:

$$\varepsilon_{\text{总}} = \varepsilon_E + \varepsilon_P + \varepsilon_T + \varepsilon_V + \varepsilon_{Tr} \quad (9)$$

式中,  $\varepsilon_E$  为弹性应变;  $\varepsilon_P$  塑性应变;  $\varepsilon_T$  为热应变;  $\varepsilon_V$  为相变发生时产生的体积应变;  $\varepsilon_{Tr}$  为相变发生时产生的相变塑性应变。

在应力-应变计算模型中, 弹性应变遵循胡克定律, 塑性应变符合米塞斯准则, 热应变则是通过金属材料的线膨胀系数得出。此外, 通过线性混合法确定混合组织的弹性模量、屈服强度、线膨胀系数。实验测得奥氏体完全转化成淬火马氏体后产生的体积膨胀应变量为  $0.75\%$ <sup>[14]</sup>, 采用该实验结果计算相变引起的体积应变。由于缺乏相应的实验测量相变塑性应变系数, 本文采用 SYSWELD 中的默认值进行相变塑性应变的计算。分别计算考虑后道焊热载荷对先道焊组织的影响 Case1 和不考虑后道焊热载荷对先道焊组织的影响 Case2。另外, 在原有焊接工艺基础上, 调整焊接速度参数进行模拟, 探究焊接速度对残余应力的影响。

## 2 结果与讨论

### 2.1 组织计算

模型进行热-冶金计算后, 选取第 1 条焊道起始位置下表面的中点 A, 提取该节点温度和不同金属随时间变化的曲线, 如图 5 所示。从图中可看出, 节点 A 先后经历了 4 次热循环, 当温

度降到  $M_s$  点时开始发生马氏体相变,随着温度不断降低,马氏体含量不断升高。当温度降低到 200 °C 时,节点 A 为马氏体-奥氏体混合状态。当第 2 条焊道开始焊接时,节点 A 再次升温,由于第 2 个温度峰值超过 820~920 °C (奥氏体转变温度区间),该节点的马氏体完全奥氏体化,随温度降低到  $M_s$  点后再次发生马氏体相变。第 3 条焊道开始焊接时的情况与第 2 条类似。由于第 4 个温度峰值处于 820~920 °C,只有部分马氏体发生奥氏体转变,从图中可看出,此时未发生奥氏体转变的马氏体含量相比前 3 个温度峰值要高。

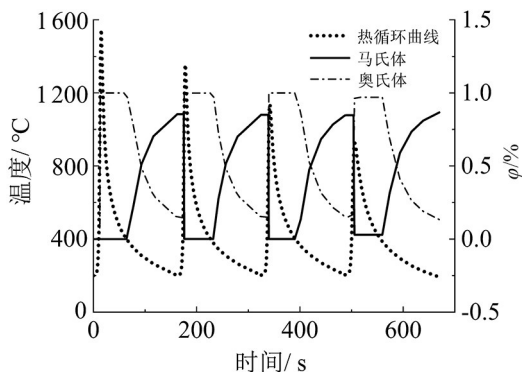


图 5 图 1 中点 A 焊接过程中的温度和不同金属相随时间的变化曲线

Fig.5 Curve of temperature and different metal phases varying with time during welding of point A in Fig.1

## 2.2 残余应力计算结果

选取图 1 模型中间截面位置、L1 路径以及热影响区域 L2 路径的应力作为代表。

图 6 为 Case1 和 Case2 中间截面焊接中横向应力的演化过程分布云图。比较后发现,第 1 条焊缝焊接结束时,Case1 与 Case2 应力大小及分布完全一致,这是由于金属冷却后横向收缩产生拉应力。当第 2 条焊道焊接结束后,Case2 第一条焊道上半部分形成了较大拉应力,第 2 条焊道中形成了较小的压应力区域,这是因为第 2 条焊缝金属冷却时马氏体相变引起的体积膨胀抑制了焊缝横向收缩作用,而第 1 条焊缝受到热循环载荷的影响,由于不考虑金属再次发生相变,没有体积膨胀去抵消金属冷却时的横向收缩,因而进一步提高拉应力。随着第 3、4 条焊道焊接完毕,拉应力区域不断扩大并向上移动,最终在第 3 条焊缝中形成较大的拉应力区域。在 Case1 中,由于考虑了后道焊热载荷对先道焊组织的影响,在第 2

条焊道焊接结束后,在马氏体相变的作用下,焊缝金属并没有产生过高的拉应力区域。随着最后一条焊道焊接完毕,截面中部出现较大的拉应力区,应力分布由上表面到下表面呈现为“拉、压、拉”。

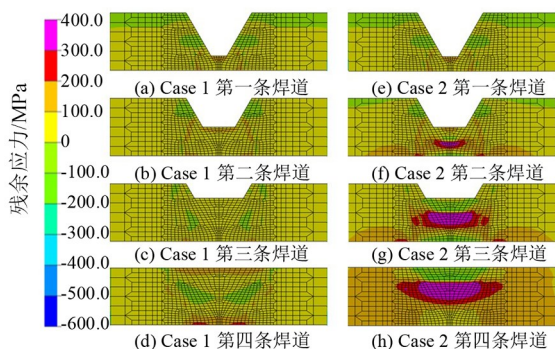


图 6 焊接过程中横向残余应力演化过程

Fig.6 Evolution process of transverse residual stress during welding

图 7 为 Case1 和 Case2 中间截面焊接过程中纵向应力的演化过程分布云图。第 1 条焊道焊接结束后两个方案的应力分布一致,由于焊缝金属冷却时发生马氏体相变,抵消了收缩时产生的拉应力,甚至产生压应力,由此可以看出,马氏体相变对于纵向残余应力的影响更大。此外,压应力区域的相邻两侧形成了较大的拉应力,这是由于该部位未发生马氏体相变,且温度较高,冷却时有较大的热收缩。当 Case2 中第 2 条焊道焊接结束后,第 1 条焊道及其热影响区形成较大的拉应力区域,这是因为不考虑第 2 条焊接时的热载荷对第 1 条焊道组织的影响时,没有体积膨胀去抵消热收缩,这与图 6 的结果类似。随着焊道不断填充,拉应力不断累积扩大。当最后一条焊道焊接完毕后可以看见,压应力仅出现在第 4 条焊道。而 Case1 由于考虑了后焊道热载荷对先前焊道组织的影响,先前焊道在热循环的作用下发生马氏体相变,引起的体积膨胀抵消了热收缩,从而在焊缝及热影响区均呈现为压应力。由此可见,考虑该因素后,焊缝处整体的拉应力大幅度下降,而热影响区的拉应力有一定的提升。

图 8 为图 1 中 L1 路径上的 Von Mises 应力分布曲线,从图中可看出,Case1 焊缝位置的应力值要高于 Case2。由于金属受到热载荷影响温度先升高再降低,焊缝金属不仅会形成拉应力,平板还会产生相应的角变形,每层焊缝产生变形叠加使

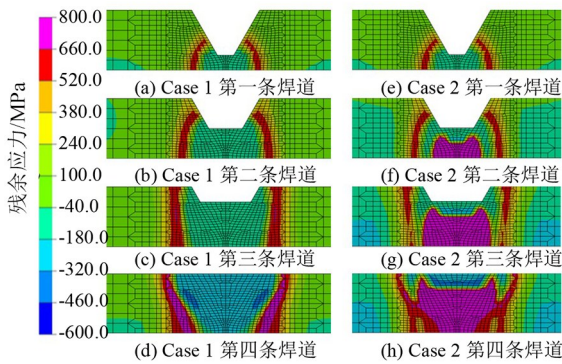


图 7 焊接过程中纵向残余应力演化过程

Fig.7 Evolution process of longitudinal residual stress during welding

得平板上表面的拉应力减小,下表面的拉应力进一步增大,而 Case1 考虑了后焊道焊接时的热载荷对先道焊缝组织的影响,马氏体相变引起的体积膨胀缓解了角变形的产生,因此 Case1 平板上表面焊缝处形成的拉应力大于 Case2。图 9 给出的角变形结果证明了这一结论。

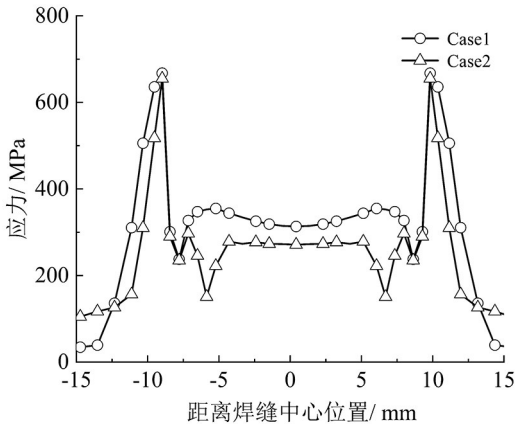


图 8 沿 L1 路径 Von Mises 应力分布曲线

Fig.8 Von Mises stress distribution curve along path L1

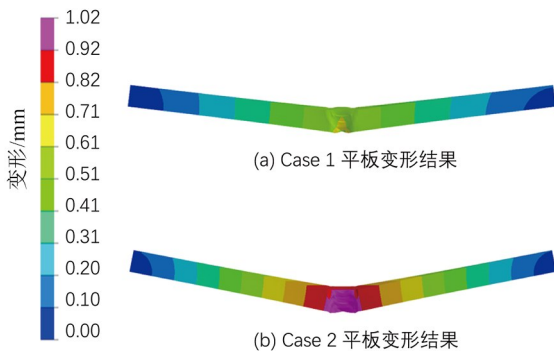


图 9 放大 20 倍的角变形结果

Fig.9 Angular deformation result magnified by 20x

### 2.3 焊接速度对残余应力的影响

在其他条件不变的情况下,调整初始方案中的焊接速度。方案 B 为初始方案,方案 A 是在方案 B 的基础上降低 0.5 mm/s,方案 C 是在方案 B 的基础上,提高 0.5 mm/s,具体焊接速度方案如表 3 所示。

表 3 焊接速度方案

Tab.3 Welding speed scheme

焊道层数	mm · s <sup>-1</sup>		
	方案 A 焊接速度	方案 B 焊接速度	方案 C 焊接速度
1	1.5	2	2.5
2	1.5	2	2.5
3	1.5	2	2.5
4	1.5	2	2.5

图 10 为 3 种方案下图 1 中 L1 路径与 L2 路径上的横向、纵向和 Von Mises 残余应力对比。由图 10(a)(b)(c)可见,3 条曲线中间焊缝位置存在间隔,其他区域基本重合。说明在 L1 路径上焊接速度的变化会对焊缝位置的残余应力大小产生影响,焊接速度越大,焊缝位置产生的 Von Mises 残余应力和横向残余应力越大,纵向残余压应力越小。另外,从图 10(c)可以看出,在 L1 路径上焊接速度的改变对纵向残余应力的影响并不显著。由图 10(d)(e)(f)可见,3 条曲线沿焊接方向中间区域存在较大的间隔,越靠近两端间隔越小,尤其是在起弧区域和收弧区域。说明在 L2 路径上焊接速度越大,焊后中间区域产生的 Von Mises 残余应力和横向残余应力越大,纵向残余压应力越小。由图 10 可看出,焊接速度的变化会改变焊接残余应力的峰值大小,但对于焊后残余应力的分布变化趋势和峰值出现位置的影响并不显著。

### 3 结语

1) 是否考虑后焊道焊接时的热载荷对先焊道组织的影响对于残余应力的形成与分布有着明显的差异。在 Case2 中,较大的横向拉应力区域出现在第 3 条焊道及其附近的热影响区域,而较大纵向拉应力则是出现在第 1、2、3 焊道及其附近的热影响区域。在 Case1 中考虑该因素后,马氏体相变大幅度降低了焊接接头整体拉应力。

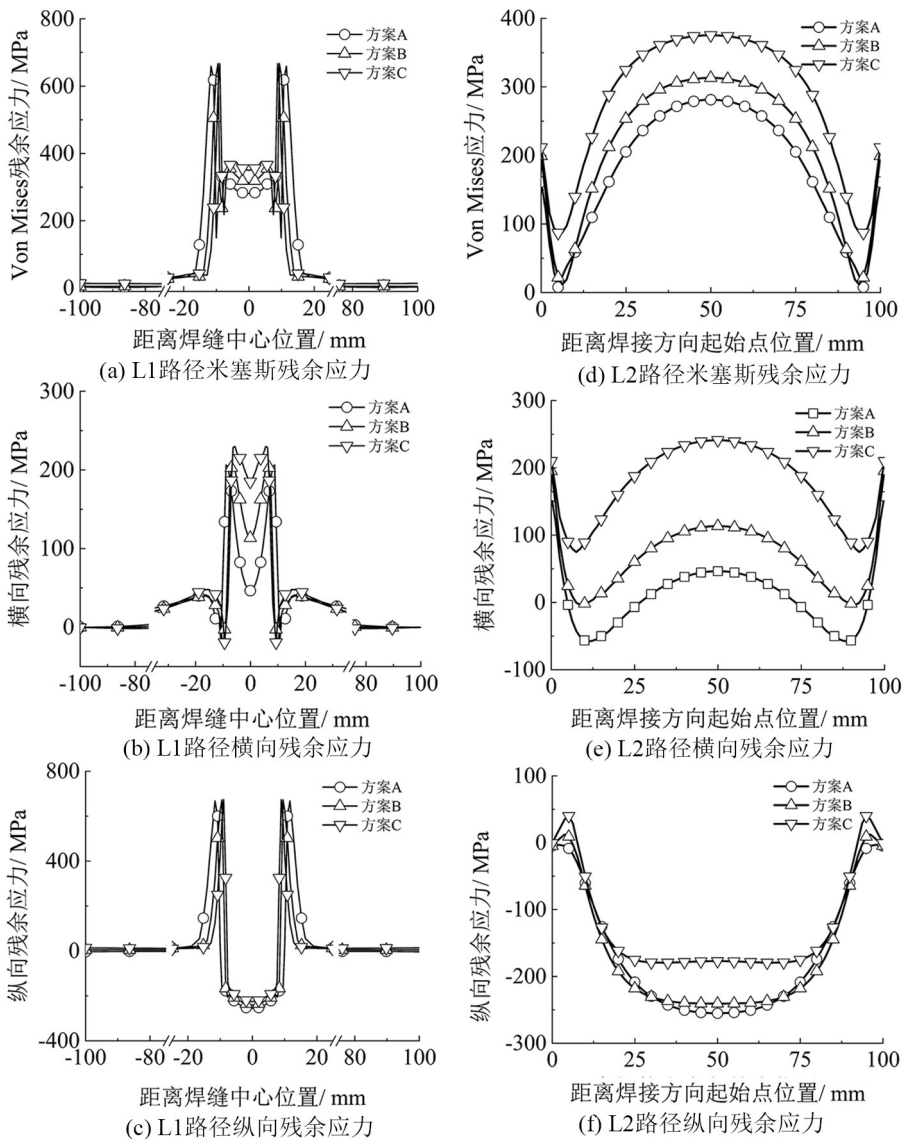


图 10 各方案在路径 L1 和 L2 上的残余应力分布

Fig.10 Residual stress distribution of each scheme on paths L1 and L2

2) 考虑焊接时的热载荷对先焊道组织的影响后,马氏体相变引起的体积膨胀抑制了角变形的产生。

3) 在 L1 路径上的焊缝位置和 L2 路径上的焊缝中间区域,其焊接产生的 Von Mises 残余

应力和横向残余应力均随着焊接速度的增大而增大,纵向残余压应力则相反。

4) 焊接速度的变化对于残余应力峰值大小有较大影响,对于残余应力分布趋势和峰值出现位置的影响并不显著。

## 参考文献:

- [1] 翁立奎, 宋鹏飞, 贾亦轩, 等. 电站锅炉常用材料及研究现状[J]. 热加工工艺, 2021, 50(2): 18-21.
- [2] 邢迪雄, 王洪洲, 王进峰, 等. 基于连续性损伤理论对 P91 钢蠕变的损伤研究[J]. 中国工程机械学报, 2021, 19(4): 367-370.
- [3] 徐连勇, 赵雷, 荆洪阳. 高参数火电机蒸汽管道高温完整性研究进展[J]. 华东交通大学学报, 2017, 34(6): 1-25.
- [4] PANDEY C, SAINI N, THAKRE J G, et al. Effect of cooling medium on microstructure evolution and tensile properties of creep-strength-enhanced ferritic steel[J]. Science and Technology of Materials, 2018, 30(2): 86-91.

- [5] LI X N, HOU S, HAN L Z, et al. Analysis of cracking causes of P91 welding seam of high pressure steam guide pipe of supercritical unit[J]. Journal of Physics: Conference Series, 2021, 1820(1): 012036.
- [6] KUMAR Y, DASH M K, MOITRA A, et al. Experimental investigation of creep crack growth behavior in the heat affected zone of boron added modified 9Cr-1Mo steel weld[J]. Materials Science and Engineering: A, 2021, 814: 141180.
- [7] 毕涛, 邓德安, 刘晓占, 等. 固态相变对 P91 钢焊接残余应力的影响[J]. 焊接学报, 2015, 36(9): 55-59, 116.
- [8] 郭庆虎, 胥国祥, 陈东高, 等. P91 钢多层多道同质补焊残余应力的数值模拟[J]. 焊接, 2020(9): 12-18, 61.
- [9] 胡泽训, 赵建平. 马氏体相变对 P91 多道焊残余应力的影响[J]. 热加工工艺, 2019, 48(17): 142-146, 149.
- [10] YAGHI A H, HYDE T H, BECKER A A, et al. A comparison between measured and modeled residual stresses in a circumferentially butt-welded P91 steel pipe[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2010, 132(1): 011206.
- [11] 张彦斌. 9Cr-1Mo 钢焊接残余应力的数值模拟与实验验证[D]. 重庆: 重庆大学, 2017.
- [12] 杜博睿, 郭绍庆, 李能, 等. 超高强度不锈钢厚板多道 TIG 焊温度场和应力场数值模拟[J]. 焊接, 2014(12): 37-41, 66.
- [13] 吴振, 王发展, 安高灵, 等. 基于热循环曲线的分段移动组合型焊接热源研究[J]. 热加工工艺, 2015, 44(11): 211-216.
- [14] 王学, 胡磊, 陈东旭, 等. 马氏体相变对 9%Cr 热强钢管道多道焊接接头残余应力演化的影响[J]. 金属学报, 2017, 53(7): 888-896.

(责任编辑: 陈雯)

(上接第 6 页)

不会出现较大波动, 导致训练出来的径向基神经网络对后轮路面附着系数估计效果好。

### 3 结论

本文基于 Carsim/Simulink, 通过将 EKF 算法和 RBF 神经网络算法进行融合, 设计出路面附着系数估计算法, 并与单纯 RBF 神经网络估计结果

进行对比, 验证了该融合算法能有效提升路面附着系数估计的精度。同时, 在 RBF 神经网络算法中通过差值二分法对当前样本下的决定系数进行寻优, 尽可能发挥 RBF 神经网络优势, 准确估计路面附着系数。从双移线工况下的仿真结果可以得到, 采用 EKF+RBF 相融合的路面附着系数估计精度高于单纯 RBF 的估计精度。

### 参考文献:

- [1] 王少帅, 李登峰. 基于无迹卡尔曼滤波的路面附着系数估计[J]. 电子设计工程, 2020, 28(1): 27-31.
- [2] 吕梦男, 孙涛, 李洁. 基于扩展卡尔曼滤波的车辆状态参数估计[J]. 农业装备与车辆工程, 2018, 56(5): 77-80.
- [3] 王健, 杨君, 于蓬, 等. 不同路况下路面附着系数实时估计[J]. 河北科技大学学报, 2020, 41(2): 172-180.
- [4] ENISZ K, SZALAY I, KOHLRUSZ G, et al. Tyre-road friction coefficient estimation based on the discrete-time extended Kalman filter[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering, 2015, 229(9): 1158-1168.
- [5] RATH J J, VELUVOLU K C, ZHANG D, et al. Estimation of road adhesion coefficient using higher-order sliding mode observer for torsional tyre model[C]//Intelligent Robotics and Applications, 2013: 202-213.
- [6] 余志生. 汽车理论[M]. 5 版. 北京: 机械工业出版社, 2009: 108-109.
- [7] 宋涛. 轮毂驱动电动车的路面附着系数估计方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2017.
- [8] 周磊, 张向文. 基于 Dugoff 轮胎模型的爆胎车辆运动学仿真[J]. 计算机仿真, 2012, 29(6): 308-311, 385.
- [9] 樊旭, 黄颖, 冷文楠, 等. 基于径向基神经网络的地基微波辐射计反演算法研究[J]. 气象与环境学报, 2020, 36(2): 62-69.

(责任编辑: 陈雯)