

坡口角度对 P91 钢多层多道焊接残余应力的影响

戴玉芬¹, 尹孝辉², 刘良和¹, 唐玢¹, 王金金¹

(1. 安徽冶金职业学院, 安徽 马鞍山 243000;

2. 安徽工业大学材料学院, 安徽 马鞍山 243000)

摘要: P91 钢是典型的马氏体耐热钢, 被广泛应用于电站锅炉和石油化工等领域的高温、高压器件中。在焊接过程中产生的残余应力, 会与服役过程中的工作应力叠加, 加剧蠕变、疲劳和腐蚀, 导致焊接接头的早期失效。坡口角度对焊接接头质量的有显著的影响, 本文使用盲孔法测量了 P91 钢平板多层多道焊接接头残余应力的分布, 同时采用有限元法研究了坡口角度对 P91 钢平板多层多道焊接接头残余应力的影响。结果表明, 坡口角度的增加使焊缝宽度及焊接道数增加, 下表面横向残余拉应力和压应力峰值均降低。对于纵向残余应力, 上表面拉应力峰值从 604MPa 降低至 544MPa, 降低约 11%。压应力峰值从 209MPa 升高至 261MPa, 升高约 24.9%。下表面热影响区处的拉应力峰值增加约 10MPa。对于横向残余应力, 焊板上表面拉应力峰值从 545 MPa 升高至 648MPa, 升高约 18.9%。压应力峰值从 176MPa 降低至 134MPa, 降低约 23.9%。焊板下表面拉应力峰值从 325MPa 降低至 240MPa, 降低约 26.2%。压应力峰值从 102MPa 降低至 37MPa, 降低约 63.7%。

关键词: 坡口角度; 多层多道焊; P91 钢; 数值模拟; 残余应力

Influence of Groove Angle on residual stress in multilayer and multipass welding of P91 steel

DAI Yufen¹, YIN Xiaohui², LIU Lianghe¹, TANG Bin¹, WANG Jinjin¹

(1. Anhui vocational College of Metallurgy and Technology, Maanshan 243000, China; 2. School of Materials Science and Engineering Anhui University of Technology, Maanshan 243000, China)

Abstract: P91 steel is a typical martensitic heat-resistant steel, widely used in high-temperature and high-pressure components in power plant boilers, petrochemical industry, and other fields. Residual stresses generated during the welding process can superimpose with the working stresses during service, accelerating creep, fatigue, and corrosion, leading to early failure of the welding joint. The groove angle of the joint has a significant impact on the quality of the welding joint. This paper uses a blind hole method to measure the distribution of residual stresses in multi-layer and multi-pass welding joints of P91 steel plates, and uses the finite element method to study the effect of the joint groove angle on the residual stresses of multi-layer and multi-pass welding joints of P91 steel plates. The results show that an increase in the joint groove angle leads to an increase in weld width and the number of welding passes, with the peak lateral residual tensile and compressive stresses on the lower surface both decreasing. For the longitudinal residual stress, the peak tensile stress on the upper surface decreases from 604MPa to 544MPa, a reduction of about 11%. The peak compressive stress increases from 209MPa to 261MPa, an increase of about 24.9%. The peak tensile stress in the heat-affected zone on the lower surface increases by about 10MPa. For the transverse residual stress, the peak tensile stress on the upper surface of the weld plate increases from 545MPa to 648MPa, an increase of about 18.9%. The peak compressive stress decreases from 176MPa to 134MPa, a reduction of about 23.9%. The peak tensile stress on the lower surface of the weld plate decreases from 325MPa to 240MPa, a reduction of about 26.2%. The peak compressive stress decreases from 102MPa to 37MPa, a reduction of about 63.7%.

Key words: Groove angle; Multi-layer and multi-pass welding; P91 steel; Numerical simulation; Residual stress

1 序言

焊接技术作为一种常见的金属构件连接方法, 在火电行业的承压高温设备和管道制造中得到广泛应用。在以往电力设备事故案例中, 许多都是焊接接头的早期失效引起的^[1-4]。这主要是由于焊接完成并完全冷却后, 工件内部的应力残留其中形成了焊接残余应力^[5]。焊接残余应力的存在会对接头性

能产生较大影响，其中三向拉伸的残余应力会促进裂纹在缺陷处萌生并迅速扩展，单向或双向的高拉伸应力极大地减小了接头的耐腐蚀性能，而残余的压缩应力则能够提高接头的疲劳强度。因此，有效预测焊接残余应力对调整和控制焊接残余应力和变形具有十分重要的意义。

焊接质量不仅受预热温度，焊接热输入，层间温度的影响，坡口角度对焊接接头质量的影响也比较显著。暴兴威等人^[6]通过室温拉伸、侧弯弯曲实验证明 45°、50°、60°，HV 形坡口对接接头均有良好的拉伸性能与弯曲性能。并在低温冲击试验中发现 50° 坡口对接接头低温冲击性能高于其余两种角度坡口接头。实验测量方法由于受物理条件限制，如钻孔法、X 射线法、中子衍射法等^[7-10]，只能测量焊缝残余应力，无法测量整个焊接过程中的应力演变。随着计算机技术（软件和硬件）的发展，如今可以采用有限元法（FEM）等数值模拟技术计算各种焊接接头中的残余应力^[11-14]。其中，王会利等人^[15]发现在钢桥面板 U 肋的结构焊接中，随着坡口角度的不断增大，顶板与 U 肋板残余拉应力值峰不断减小，而在距 U 肋板焊缝中心两侧的残余压应力值则不断增大，所以在保证结构强度安全的前提下焊接坡口角度应该尽量增大。Zhao L 等人^[16]采用有限元法研究了坡口角度对 T92 钢和 S30432 钢异种管道焊接残余应力的影响，结果发现，通过减小坡口角度，T92 钢侧的轴向和环向残余应力峰值大幅降低，而 S30432 一侧焊缝和热影响区处的峰值差异不大。Qu Y 等^[17]人使用数值模拟的方法研究了坡口角度对 X70 焊接管道在地表下爆破时接头性能的影响。结果发现，管材轴向应变随着坡口角度的减小而减小，坡口角度从 15° 增加至 30° 时，应力集中因子迅速减小。然后缓慢增加。

本研究使用 CMT 焊接工艺制作了不同坡口角度的 P91 钢接头，采用盲孔法测量了接头残余应力分布。使用有限元法对其进行了模拟，研究了坡口角度对 P91 钢平板焊接接头残余应力的影响。

2 实验

多层多道焊接平焊试验使用的**焊接试板焊板**为山西太钢生产的 P91 热轧钢板，规格为 200mm×100mm×12mm。使用直径为 1.2mm 的 ER90S-B9 耐热钢焊丝为焊接材料，**焊板焊接试板**与焊丝化学成分如表 1 所示。

表 1 实验材料化学成分 (wt. %)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Nb	V	Cu	Al	N
P91	0.1	0.32	0.38	0.013	0.001	8.6	0.94	0.06	0.08	0.22	0.02	0.01	0.044
ER90S-B9	0.09	0.21	0.58	0.007	0.003	9.14	0.95	0.57	0.08	0.21	0.03	0.001	0.05

熔覆实验采用由 ABB 公司生产的机器人操作系统，主要由 IRB2600 型六轴机械臂、控制柜及工作台组成。焊接系统采用由奥地利伏能士焊接技术国际有限公司生产的 CMT Advanced 4000 R 型焊机。焊接试验前对基板表面油污及其他杂质进行清理。**平板多层多道平焊**焊接试验使用的焊板采用线切割的方法加工成如图 1 所示的 V 型坡口。焊接前使用 KSL-1200X 型箱式电阻炉对板材进行去应力退火，退火工艺是将钢板以低于 150°C/h 的速度升温至 500°C，保温 2h，再以相同速率降温至 300°C 后出炉空冷至室温，目的是消除由于机加工产生的内部残余应力，退火工艺如图 2 所示。

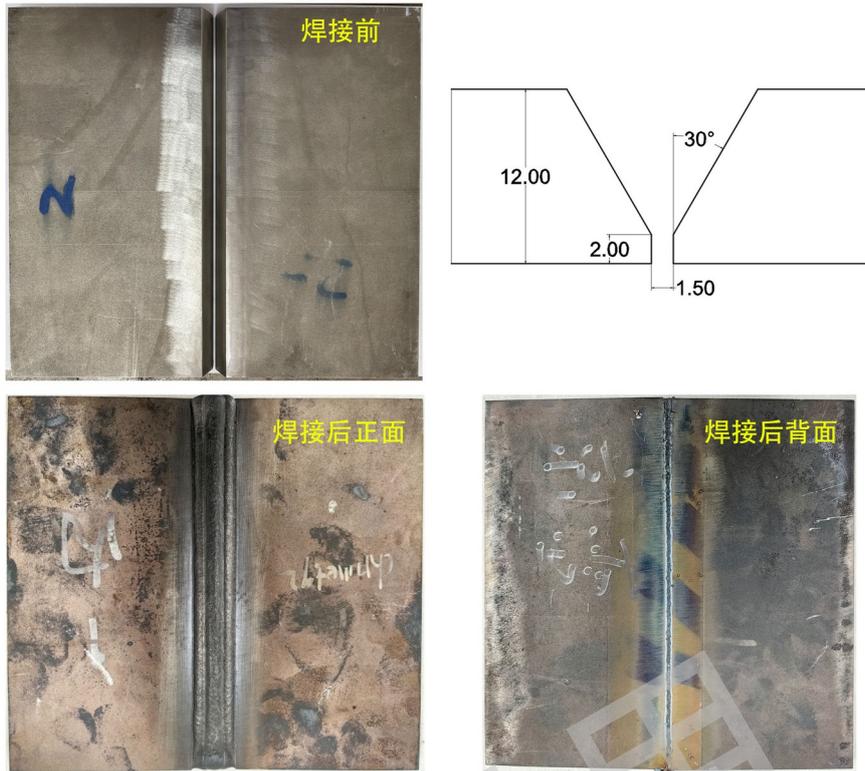


图 1 P91 钢焊接平板与坡口尺寸示意图 (单位: mm)

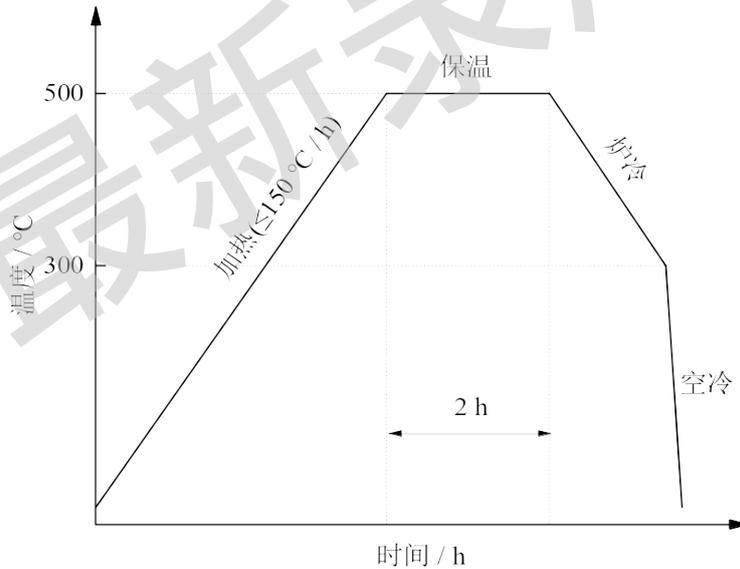


图 2 P91 钢退火工艺曲线

实验设定在 500°C 保温 2h，然后随炉冷却至 300°C 后，空冷至室温。去应力退火后，对坡口表面及附近区域进行打磨，除去氧化物使其表面发出金属光泽。焊接前先使用点焊固定两端，并保留 1.5mm 间隙。焊接时使用 95%Ar+5%O₂ 作为保护气，气流量为 20L/min。焊接时为避免出现缺陷，增加一个焊枪 Z 字型摆动。打底焊时焊枪摆动宽度为 2mm，摆动长度为 2mm，填充和盖面摆动宽度变为 4mm，摆动长度不做改变。层间温度保持在 200°C，焊接工艺过程遵循 DL/T 869-2021《火力发电厂焊接技术规程》要求进行。坡口角度方案见表 2，坡口尺寸分别为 40°、60°、100°及 120°，分别使用 4 层 6 道、4 层 7 道、4 层 9 道和 4 层 13 道来完成，焊道布置及焊接顺序如图 3 所示，焊接采用 CMT+P 的方法焊接，工艺参数见表 3。

表 2 坡口角度方案

计算案例	α_{i1}	α_{i2}	α_{i3}	α_{i4}
坡口角度	40°	60°	100°	120°

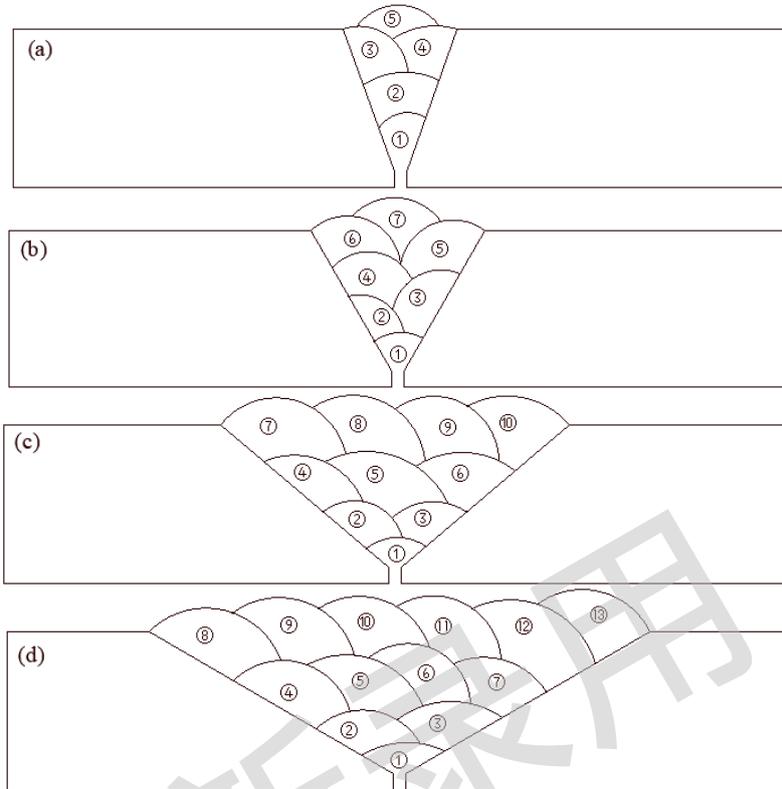


图3 不同坡口角度的焊道布置：(a, b, c, d) 分别为 40°、60°、100°和 120°坡口角度

表 3 P91 钢多层多道焊接试验参数

	电流 /A	电压 /V	送丝速度 /m/min ⁻¹	焊接速度 /mm/s ⁻¹	干伸长 /mm	气流量 /L/min ⁻¹	热输入 /J/cm ⁻¹
打底焊	130	18.4	4.5	4	15	20	5980
填充	155	19.6	5.5	5	15	20	6070

3 数值模拟

3.1 有限元模型

计算所使用的平板材质为与试验相同的 P91 钢，焊道布置及焊缝附近网格划分如图 4 所示。计算使用了二维轴对称模型。为了同时兼顾计算精度与时间，在焊缝以及热影响区域内进行了网格的精细化，而在远离焊接区域的母材部分则使用了较为粗糙的网格划分。焊接应力场分布的计算采用了顺序耦合方法，首先进行焊接温度场和显微组织转变过程的计算，然后将这些计算结果作为载荷施加在应力场计算模型中，以求解应力分布。

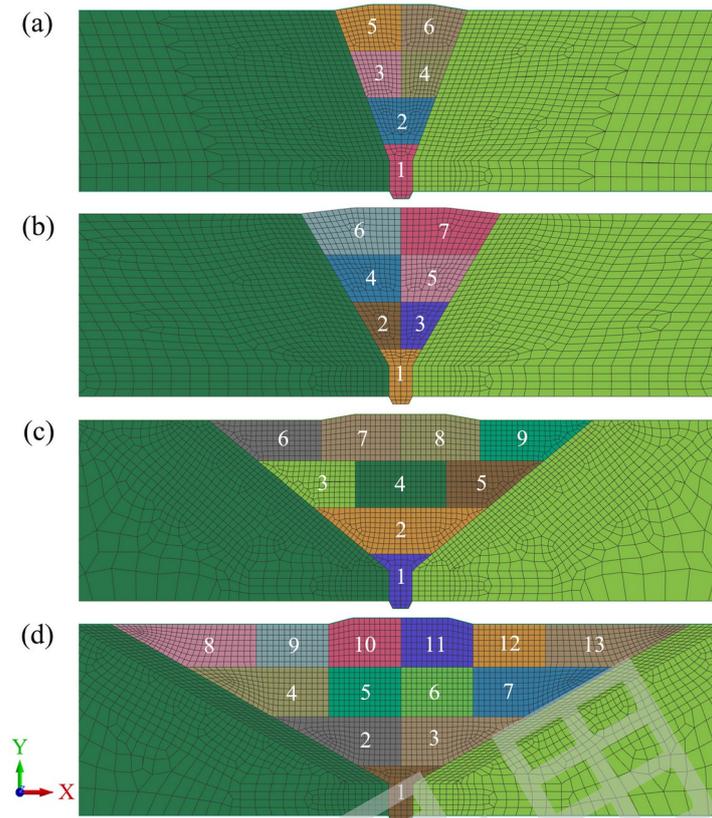


图4有限元网格模型； (a) $\alpha_i=40^\circ$ ； (b) $\alpha_i=60^\circ$ ； (c) $\alpha_i=100^\circ$ ； (d) $\alpha_i=120^\circ$

3.2 热源模型选择与优化

热源模型的选择直接影响后续温度场与应力场的计算结果及精度。CMT 热源本质上是一种电弧热源，电弧产生的热量一方面用于加热焊丝使其熔化并过渡到基板表面，另一方面使基板熔化形成液态熔池，两者共同作用形成涂层焊缝金属。

模拟使用双椭球热源模型，热源前方(前半部分)热流密度分布函数表达式为：

$$Q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q_0}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} \exp \left\{ -3 \left[\left(\frac{x}{a_f} \right)^2 + \left(\frac{y}{b} \right)^2 + \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right] \right\}, x \geq 0$$

11* MERGEFORMAT ()

热源后方(后半部分)的热流密度分布函数表达式为：

$$Q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q_0}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} \exp \left\{ -3 \left[\left(\frac{x}{a_r} \right)^2 + \left(\frac{y}{b} \right)^2 + \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right] \right\}, x < 0$$

22* MERGEFORMAT ()

式中， $Q_0 = \eta UI$ ， η 为电弧热效率， U 为电弧电压， I 为焊接电流， f_f 和 f_r 分别为前、后1/4椭球部分热输入所占总输入量的份额，其关系如式(3)， a_f , a_r , b , c 为热源模型尺寸参数，分别表示双椭球热源的前半部分长度、后半部分长度、半个熔宽和熔深。

$$f_f + f_r = 2, f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r}, f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r}$$

33* MERGEFORMAT ()

校核完成后的模拟结果与实际焊缝几何形状对比如图 5 所示。其中的紫红色区域是最优工艺参数模拟出的熔池形貌。可以看出余高、熔深和形貌与试验结果吻合良好。这也证明了使用双椭球热源模拟 CMT 进行熔覆的可行性。

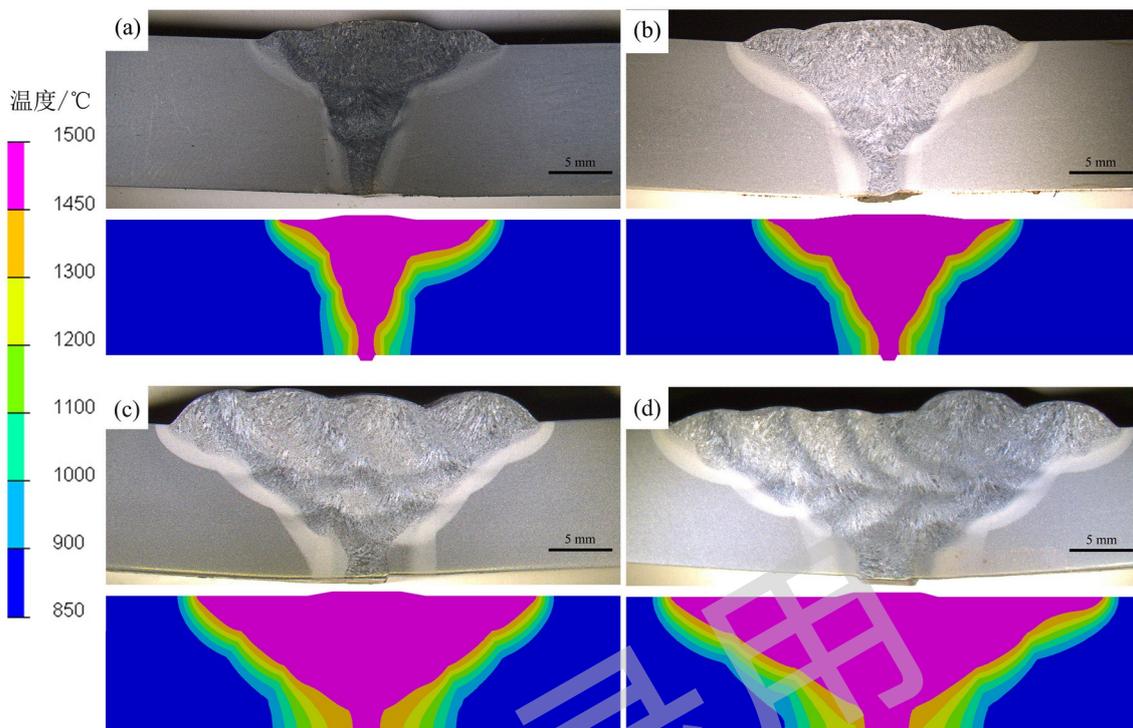


图 5 试验与模拟对比； (a) $a_i=40^\circ$ ； (b) $a_i=60^\circ$ ； (c) $a_i=100^\circ$ ； (d) $a_i=120^\circ$

4 结果与讨论

4.1 残余应力实验结果与计算结果对比

当钻孔间距大于 6 倍孔径时应力分布几乎不受影响，为了避免钻孔间距位置的影响，本试验为采用了 8 倍的孔距。由于孔间距的限制，垂直于焊缝中心一条直线上的应力测量位置有限。由于在平板对接接头的焊接中存在一个稳定区域，且在这个稳定区域内，残余应力沿着焊缝方向的梯度较小。测点分布如图 6 所示。

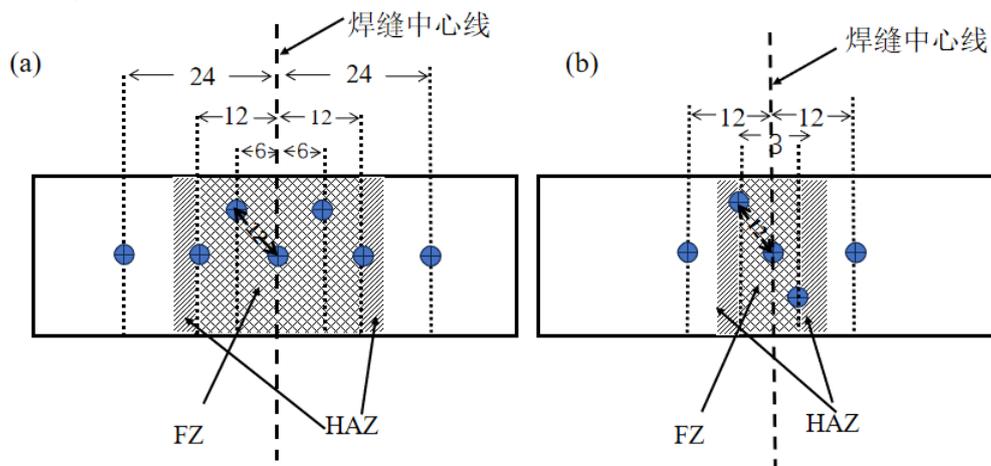


图 6 焊接接头残余应力测点分布图： (a) 上表面焊接接头应力测点位置， (b) 焊接接头下表面应力测点位置 (单位: mm)

试验过程遵循 ASTM837-81 《用钻孔应变测量决定残余应力的标准方法》标准。在盲孔法测残余应力之前，需将测点位置的焊缝打磨至与基板平齐，并使用酒精擦拭，以保证测量结果的准确性。其次根据钻孔间距以及测量位置的分布规划，在应变片上钻直径为 1.5mm、孔深为 2.5mm 的盲孔，如图 7 所示。

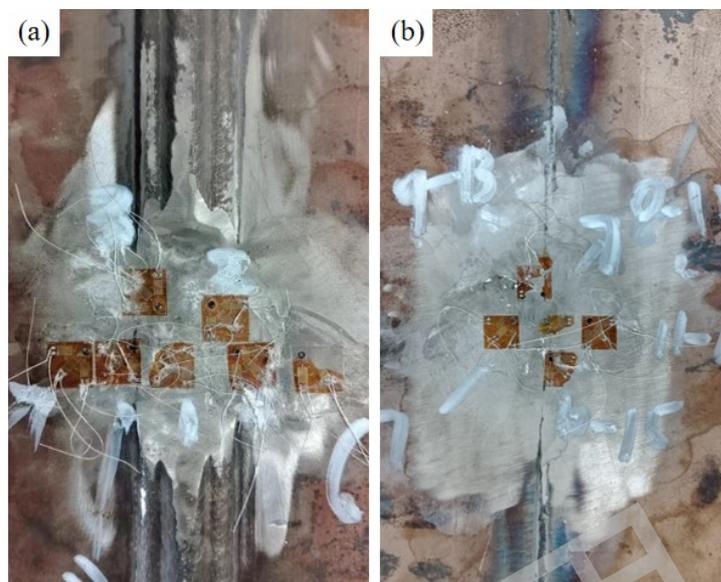


图 7 焊接接头残余应力试验图：（a）焊板上表面焊接接头应力测点试验，（b）焊板下表面焊接接头应力测点试验

图 8 为各坡口角度计算值与试验值对比，总体来看基本吻合良好。其中图（a, c, e, g）为垂直于焊接方向上表面纵向残余应力分布曲线，可以看出坡口角度的增加使焊缝和热影响区变宽，上表面焊缝处纵向残余拉应力有降低趋势，并且分布更加均匀。上表面拉应力峰值从 604MPa 降低至 544MPa，降低约 11%。压应力峰值从 209MPa 升高至 261MPa，升高约 24.9%。图（b, d, f, h）为垂直于焊接方向上表面横向残余应力分布曲线，图（b）与（d）相比可以看出坡口角度的增加使焊缝处由于末道焊热循环作用在先道焊缝处形成的拉应力值增加。图（h）与（b）相比，坡口角度的增加使上表面横向拉应力峰值从 545MPa 升高至 648MPa，升高约 18.9%。压应力峰值从 176MPa 降低至 134MPa，降低约 23.9%。

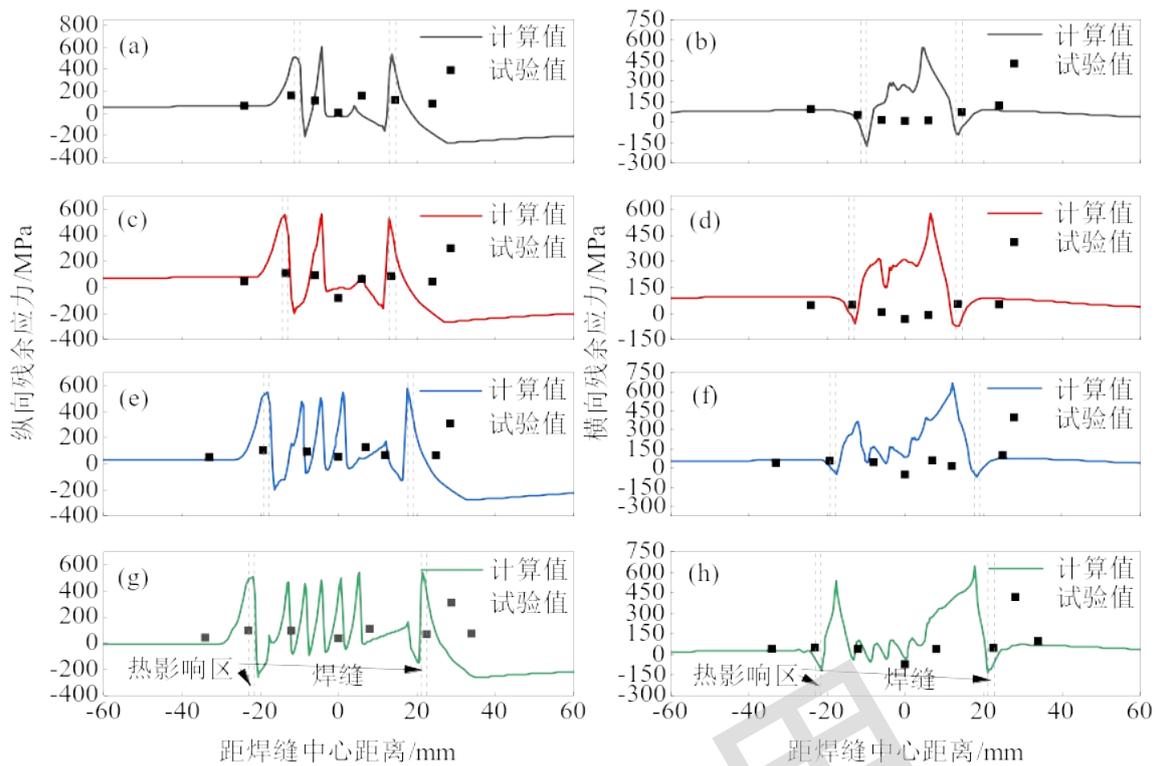


图8 上表面残余应力分布曲线与试验对比；(a, b) $\alpha_i = 40^\circ$ ；(c, d) $\alpha_i = 60^\circ$ ；(e, f) $\alpha_i = 100^\circ$ ；(g, h) $\alpha_i = 120^\circ$

4.2 残余应力计算结果

图9为不同坡口角度上表面纵向残余应力分布云图。可以看到，坡口角度的增加使焊缝宽度及焊接道数增加，残余应力分布也发生明显改变。图(a)与图(b)相比，坡口角度改变不大，残余应力分布相似。应力峰值位于热影响及附近的母材中，并且该区域拉应力值随坡口角度的增加而降低。焊缝处压应力变化并不明显。焊缝中部由于次道热循环作用形成的拉应力有增高趋势，原因是焊接道数的增加使热源作用在焊件上的时间增加，焊缝处积累的热量更多，在焊接完毕冷却时产生更大的热收缩。图(d)与图(c)相比与前两个案例坡口角度及焊接道数增加更为明显，从云图中明显看到焊缝应力区域的变宽。焊接热影响区处拉应力峰值相较于前两个案例也有所降低。从图(d)与图(a)可以看出，坡口角度从 40° 增加至 120° 使热影响区处拉应力峰值明显降低，由于后道热循环作用，使焊缝中心处产生的拉应力由坡口角度为 40° 时的“条带状”变为 120° 时的“树枝状”，压应力峰值变化不大。

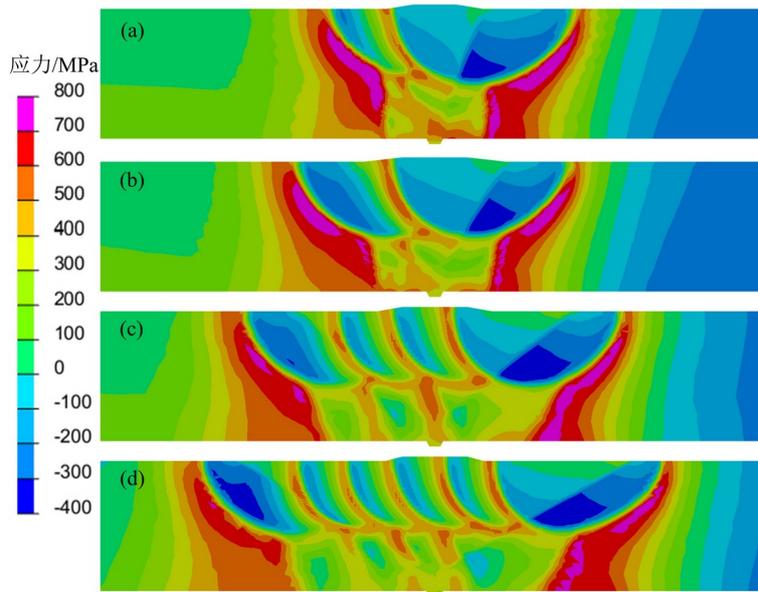


图9 纵向残余应力分布； (a) $\alpha_i=40^\circ$ ； (b) $\alpha_i=60^\circ$ ； (c) $\alpha_i=100^\circ$ ； (d) $\alpha_i=120^\circ$

图10为不同坡口角度横向残余应力分布云图。可以看到坡口角度对横向残余应力分布趋势的影响与纵向残余应力类似，都使高应力区变宽。图(a)与(b)可以看出坡口角度的增加使焊缝中部由于末层焊道而形成的拉应力值增加，焊缝处压应力值变化不大。图(c)与(d)相较于前两个案例变化更加明显，坡口角度的增加使高拉应力区更集中在焊缝中部，焊缝底部横向残余压应力也明显增大。图(d)与图(a)相比，焊缝处高拉应力明显更集中在焊缝中部。末层焊道中的压应力峰值明显增加，原因是坡口角度的增加使焊缝变得更宽，需要更多填充材料的堆积，增加焊缝的横向上的刚性。并且焊缝金属填充量的增加导致焊缝和热影响区冷却速率降低，使材料有更多时间以不均匀的方式收缩，导致应力集中。

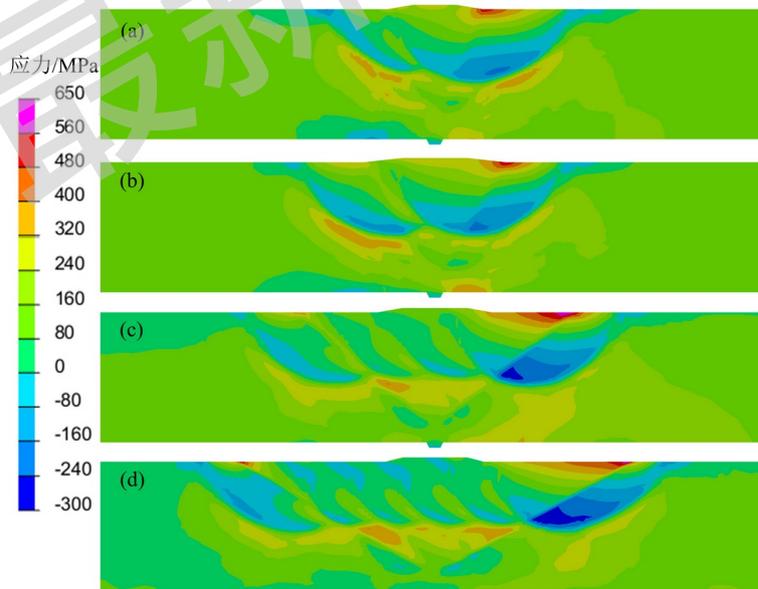


图10 横向残余应力分布； (a) $\alpha_i=40^\circ$ ； (b) $\alpha_i=60^\circ$ ； (c) $\alpha_i=100^\circ$ ； (d) $\alpha_i=120^\circ$

图11为接头下表面纵向和横向残余应力分布曲线。从图(a, c, e, g)可以看到，坡口角度增加使热影响区处纵向残余应力峰值明显变大，图(g)与图(a)相比下表面热影响区处的拉应力峰值增加约10MPa。焊缝中部拉应力则随坡口角度的增加呈现降低趋势。图(b, d, f, h)为横向残余应力分布曲线。图(h)与图(b)相比，随坡口角度的增加使下表面横向残余拉/压应力峰值均降低。

其中，焊板下表面拉应力峰值从 325MPa 降低至 240MPa，降低约 26.2%。压应力峰值从 102MPa 降低至 37MPa，降低约 63.7%。

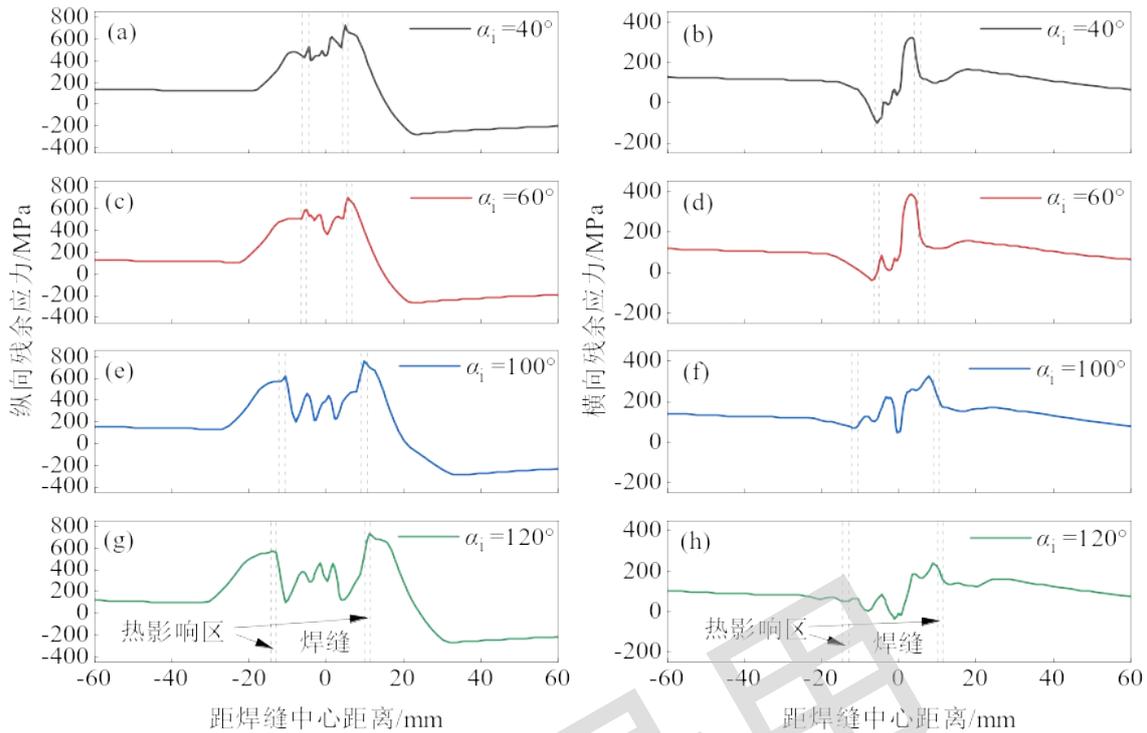


图 11 下表面残余应力分布曲线；(a, c, e, g) 为纵向，(b, d, f, h) 为横向

5 结论

使用 CMT 焊接技术对 P91 钢焊板在不同坡口角度条件下进行了焊接试验，并使用 SYSWELD 软件建立了有限元模型，对不同坡口角度下焊接接头残余应力分布进行了数值模拟。结合试验结果分析得到以下结论：

- (1) 坡口角度的增加使焊缝宽度及焊接道数增加，下表面横向残余拉应力和压应力峰值均降低。
- (2) 纵向残余应力，上表面拉应力峰值从 604MPa 降低至 544MPa，降低约 11%。压应力峰值从 209MPa 升高至 261MPa，升高约 24.9%。下表面热影响区处的拉应力峰值增加约 10MPa。
- (3) 对于横向残余应力，焊板上表面拉应力峰值从 545MPa 升高至 648MPa，升高约 18.9%。压应力峰值从 176MPa 降低至 134MPa，降低约 23.9%。焊板下表面拉应力峰值从 325MPa 降低至 240MPa，降低约 26.2%。压应力峰值从 102MPa 降低至 37MPa，降低约 63.7%。

参考文献

- [1] 彭云, 宋亮, 赵琳, 等. 先进钢铁材料焊接性研究进展[J]. 金属学报, 2020, 56(04): 601-618.
- [2] 刘晨曦, 毛春亮, 崔雷, 等. 低活化铁素体/马氏体钢组织调控及其固相连接研究进展[J]. 金属学报, 2021, 57(11): 1521-1538.
- [3] 何焕生, 余黎明, 刘晨曦, 等. 新一代马氏体耐热钢 G115 的研究进展[J]. 金属学报, 2022, 58(03): 311-323.
- [4] 高云鹏, 王颖, 王东坡, 等. TC11 钛合金扩散连接接头组织及力学性能研究[J]. 稀有金属材料与工程, 2023, 52(02): 770-776.
- [5] 张涛, 王东坡, 邓彩艳, 等. 双周疲劳载荷作用下焊接接头线性累计损伤分析[J]. 焊接学报, 2014, 35(03): 61-65+116.
- [6] 暴兴威, 许鸿吉, 吴庆祝, 等. 不同坡口角度 HV 形对接接头的组织及力学性能[J]. 焊接技术, 2023, 52(03): 43-47+113-114.
- [7] GUO Jiang, FU Haiyang, PAN Bo, et al. Recent progress of residual stress measurement methods: A review[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2021, 34(2): 54-78.
- [8] Ogawa K, Deng D, Kiyoshima S, et al. Investigations on welding residual stresses in penetration nozzles by means of 3D thermal elastic plastic FEM and experiment[J]. Computational Materials Science, 2009, 45(4): 1031-1042.
- [9] Zhang S, Fan Z, Li J, et al. Experimental characterisation and numerical modelling of residual stresses in a nuclear safe-end dissimilar metal weld joint[J]. Metals, 2021, 11(8): 1298.
- [10] Wan Y, Jiang W, Li J, et al. Weld residual stresses in a thick plate considering back chip^{**}: Neutron diffraction, contour method and finite element simulation study[J]. Materials Science and Engineering: A, 2017, 699: 62-70.
- [11] 邓德安, 张彦斌, 李索, 等. 固态相变对 P92 钢焊接接头残余应力的影响[J]. 金属学报, 2016, 52(04): 394-402.
- [12] 邓德安, 村川英一, 麻宁绪. 相变塑性对低温相变钢焊接接头残余应力计算精度的影响[J]. 焊接学报, 2014, 35(8): 9-12.
- [13] 任森栋, 毕涛, 李索, 等. P92 钢多层多道焊接接头残余应力的有限元模拟[J]. 机械工程材料, 2019, 43(11): 42-46.
- [14] Kumar R, Halder P, Amrithalingam M. et al. Experimental and Numerical Analysis of Residual Stresses in Similar and Dissimilar Welds of T91 and Super304H Steel Tubes[J]. Journal of Materials Engineering and Performance. 2023, 33(8): 3722-3730.
- [15] 王会利, 王犇, 谢常领, 等. 钢桥面板 U 肋焊接残余应力影响因素分析[J]. 世界桥梁, 2019, 47(01): 53-58.
- [16] Zhao L, Liang J, Zhong Q, et al. Numerical simulation on the effect of welding parameters on welding residual stresses in T92/S30432 dissimilar welded pipe[J]. Advances in Engineering Software, 2014, 68: 70-79.
- [17] Qu Y, Li Z, Li J, et al. Effect of weld geometry parameters on dynamic behavior of buried X70 steel pipeline under subsurface detonation[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2021, 194: 104504.

作者简介: 戴玉芬 (1982-), 女, 安徽马鞍山人, 讲师, 硕士, 主要研究方向: 机械及冶金材料;
电话: 18949601250, Email: 51491069@qq.com