

DOI: 10.7512/j.issn.1001-2303.2026.06.12

海上风电桩用 S355J2G3 厚板 FGB 埋弧焊接头 残余应力与变形的数值模拟

王 飞¹, 孔 帅¹, 冉卫国¹, 白 冰², 肖明颖²

1. 烟台打捞局, 山东 烟台 264012

2. 烟台工程职业技术学院, 山东 烟台 264006

摘 要: 针对海上风电桩用 S355J2G3 低合金高强度钢 20 mm 厚板, 建立 FGB 埋弧焊热-力耦合有限元模型, 对比单面单道、单面双道、单面三道及双面多道 4 种焊接顺序下的温度场、应力场与变形特征, 采用盲孔法和热电偶实测分别验证应力场与温度场模型。研究发现, 单面单道焊热影响区 (HAZ) 过热区宽度达 38.3 mm, 存在显著晶粒粗化风险。随焊道层数增加, 熔池峰值温度和过热区宽度分别降低 22.4% 和 23.7%, 有效缓解了组织过热。焊接残余应力以纵向拉应力为主, 单面单道焊峰值达 585 MPa, 层数增加使峰值降低 6.3%, 双面焊进一步降低 2.6%。多道焊虽可降低残余应力峰值, 但会引发 Z 轴应力反转和 Y 轴应力交变, 增加层状撕裂风险。Z 轴变形占比达 52%~78%, 单面焊最大变形量为 1.8 mm, 呈“V”形凹陷; 双面双道焊则表现出优异的变形抑制能力。本研究为高强度厚板焊接残余应力控制与结构变形优化提供了理论支撑与工艺依据。

关键词: 海上风电桩; FGB 埋弧焊接; 焊接残余应力; 数值模拟

中图分类号: TG404 文献标识码: A 文章编号: 1001-2303(2026)06-0092-13

Numerical Simulation of Residual Stress and Deformation of FGB Submerged Arc Welded Joints in S355J2G3 Thick Plates for Offshore Wind Power Piles

WANG Fei¹, KONG Shuai¹, RAN Weiguo¹, BAI Bing², XIAO Mingying²

1. Yantai Salvage Bureau, Yantai 264012, China

2. Yantai Engineering & Technology College, Yantai 264006, China

Abstract: A thermo-mechanical coupled finite element model for FGB submerged arc welding (SAW) was established for 20 mm thick S355J2G3 low-alloy high-strength steel plates used in offshore wind power piles. The temperature field, stress field, and deformation characteristics under four welding sequences—single-side single-pass, single-side double-pass, single-side triple-pass, and double-side multi-pass—were compared. The stress and temperature field models were validated by blind-hole drilling method and thermocouple measurements, respectively. Results show that the overheated zone width in the heat-affected zone (HAZ) extending 38.3 mm, posing a significant risk of grain coarsening. As the number of weld passes increases, the peak molten pool temperature and overheated zone width decrease by 22.4 % and 23.7 %, respectively, effectively mitigating microstructural overheating. Welding residual stress is dominated by longitudinal tensile stress, peaking at 585 MPa in single-side single-pass welding. Increasing the number of passes reduces this peak by 6.3%, and double-side welding achieves a further 2.6% reduction. Although multi-pass welding lowers the residual stress peak, it induces Z-direction stress reversal and Y-direction alternating stress, increasing the risk of lamellar tearing. Z-direction deformation accounts for 52%-78% of total deformation, with the maximum deformation of 1.8 mm in single-side welding exhibiting a "V"-shaped profile, whereas double-side double-pass welding demonstrates superior deformation control. This study provides theoretical support and process guidance for residual stress control and structural deformation optimization in thick high-

收稿日期: 2025-09-23 修回日期: 2025-11-04

作者简介: 王 飞(1980—), 硕士, 高级工程师, 主要从事海洋工程、救助打捞、海上风电施工工程研究。E-mail: wangfei@ytsalvage.com。

strength steel plate welding.

Keywords: offshore wind power pile; FGB submerged arc welding; welding residual stress; numerical simulation

引用格式:王飞,孔帅,冉卫国,等. 海上风电桩用S355J2G3厚板FGB埋弧焊接头残余应力与变形的数值模拟[J]. 电焊机, 2026, 56(6): 92–104.

Citation:WANG Fei, KONG Shuai, RAN Weiguo, et al. Numerical Simulation of Residual Stress and Deformation of FGB Submerged Arc Welded Joints in S355J2G3 Thick Plates for Offshore Wind Power Piles[J]. Electric Welding Machine, 2026, 56(6): 92–104.

0 引言

近年来,海上风电凭借资源储量丰富、风速分布稳定及占用陆地空间小等优势,逐渐成为全球可再生资源发展的重点方向。作为关键基础结构,海上风电桩在制造与服役过程中需面对高盐雾腐蚀、强风浪载荷、大尺寸结构试板、长设计寿命以及高维护成本等一系列严苛挑战,对焊接接头的质量与可靠性提出了更高要求^[1-2]。

埋弧焊因焊接效率高、熔深大、质量稳定等优点,已广泛应用于海上风电桩的环缝与纵缝焊接,焊接工作量占比超过95%。然而,现有双面埋弧焊技术虽能满足接头质量要求,但在实际应用中存在两方面不足:其一,生产效率偏低,需要增加翻板工序,且至少进行两次焊接操作,延长了制造周期;其二,焊接热输入较大,易导致结构试板热变形,降低尺寸精度,尤其在大型构件中尤为明显。

为突破传统双面埋弧焊的效率瓶颈,FGB(Flux-Gap-Backing)埋弧焊应运而生^[3-4]。该方法在坡口内填充合金粉料,背面敷设柔性衬垫(常用玻璃纤维布,能适应钢板错边与变形),表面覆盖烧结焊剂,并使用一根或两根实心焊丝实现单面焊接双面成形。FGB焊法可细化焊缝组织、提高力学性能和质量稳定性,并省去翻板操作,适应多种拼板工艺需求,一次成形显著提高效率,且可抑制角变形。然而,由于单面焊热输入集中于正面一侧,接头内部可能产生较大的残余应力梯度,影响接头的疲劳性能与服役可靠性;同时,多层多道焊接过程中的热循环叠加效应使残余应力分布更为复杂,传统经验方法难以准确预测。

随着计算机技术发展,焊接数值模拟已成为评估残余应力与变形的重要手段。通过建立热-力耦合模型,可模拟温度场、应力场与应变场的演化过

程,预测焊缝及邻近区域的残余应力与结构变形。例如,于磊等^[5]基于双椭球热源模型并结合“生死单元”技术,模拟了X90M钢板三丝埋弧焊的温度与残余应力分布;Manurung等^[6]利用SYSWELD软件分析了多层多道焊中T型接头的残余应力规律;宗峰等^[7]采用MSC.Marc软件模拟了16 mm厚E36钢板双丝埋弧焊的温度场,探讨了焊速与丝间距对HAZ宽度的影响。

本文针对海上风电桩用S355J2G3低合金高强度钢20 mm厚板,建立FGB埋弧焊热-力耦合有限元模型,对比分析单面单道、单面双道、单面三道及双面双道等4种焊接顺序下的温度场、应力场与变形特征,采用盲孔法实测残余应力对模拟结果进行验证,为海上风电桩厚板焊接的残余应力控制与变形优化提供理论依据与工艺参考。

1 试验材料和方法

1.1 有限元模型

建立平板对接焊接有限元模型,基板尺寸为200 mm×200 mm×20 mm,坡口形式为单V形或双V形,坡口角度40°。模型边界条件为自由状态,未施加外部约束,几何模型如图1a所示。采用六面体单元进行网格划分(见图1b),焊缝及热影响区(HAZ)网格尺寸为2.5 mm,母材区域由5 mm渐变过渡至10 mm(见图1c),以保证计算精度的同时控制计算规模。

热源模型采用Goldak双椭球体积热源^[8],其热输入在前后半椭球中分别呈正态分布,具体分布形式由式(1)、式(2)给出^[9],如图1d所示。焊接过程采用热-力间接耦合方式求解:先计算瞬态温度场,再将温度结果作为热载荷逐步加载至力学模型,得到应力场与变形场。

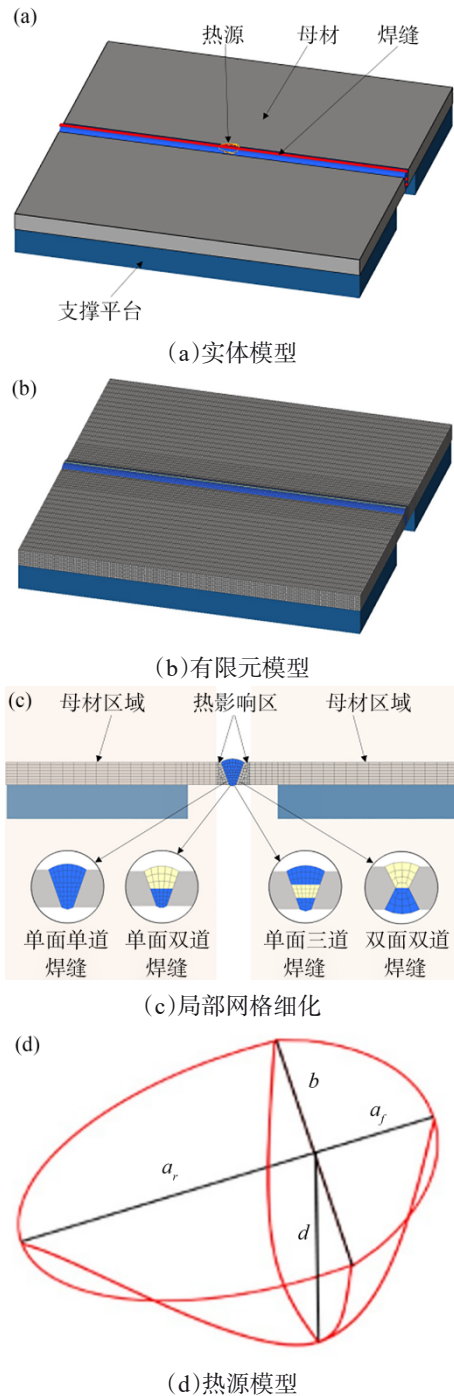


图1 有限元模型建立

Fig. 1 Establishment of finite element model

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} Q_0 f_f}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[-3 \left(\frac{x^2}{b^2} + \frac{y^2}{a_f^2} + \frac{z^2}{d^2} \right) \right] \quad (1)$$

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

式中 $Q_0 = \mu UI$, μ 为电弧热效率, U 为电压, I 为电

流; f_f, f_r 为前、后半椭球的热流密度分布系数; a_f, a_r 为焊接熔池的长度参数, $a_f \approx 0.6d$, $a_r \approx 2d$, b 和 d 分别为熔宽和熔深。

1.2 材料参数

仿真所用材料为 S355J2G3 低合金高强钢, 其化学成分见表 1。热物理性能参数 (弹性模量、热膨胀系数、密度、比热容、热导率、泊松比) 随温度变化的曲线见图 2, 采用 JMatPro 材料性能模拟软件计算获得。各焊接方案的工艺参数及热源参数见表 2。

表1 S355J2G3 钢化学成分 (质量分数, %)

Table 1 Chemical composition of S355J2G3 steel (wt. %)

C	Fe	Mn	N	P	S	Si
0.17	98.127	1.6	0.005	0.017	0.011	0.02

1.3 焊接残余应力测试方法

采用盲孔法对单面单道焊接试板表面热影响区的残余应力进行测量, 测量点分别位于焊件的熔合线、热影响区和基板处, 钻孔直径为 1.5 mm, 深度为 2 mm。采用静态应变仪采集钻孔释放的应变, 由式 (3)、式 (4) 计算测点的纵向和横向残余应力^[10]。

$$\sigma_x = \frac{(A+B)\varepsilon_x + (B-A)\varepsilon_y}{4AB} \quad (3)$$

$$\sigma_y = \frac{(B-A)\varepsilon_x + (A+B)\varepsilon_y}{4AB} \quad (4)$$

式中 $\varepsilon_x, \varepsilon_y$ 分别为 x, y 方向的释放应变; σ_x, σ_y 为 x, y 方向上的残余应力; A, B 为应变释放系数, 根据文献 [11] 计算获得, $A = -0.3452$, $B = -0.8141$ 。

2 计算结果与分析

2.1 焊接温度场

图 3 为单面单道埋弧焊接熔池形貌的仿真结果与实际焊接试验的对比, 两者吻合较好, 熔宽计算值与实测值相对误差小于 5%。图 4 为不同焊接顺序下焊接试板的温度场云图, 焊接过程中熔池均呈沿焊接方向拖尾的“水滴状”, 与焊缝凝固轨迹形状一致。图 5 为焊接试板表面热影响区典型位置的热循环曲线, 其中 P3-A 为实测温度。监测点 P1、P2 和 P3 距熔合线距离分别为 1 mm、3 mm 和 5 mm。

仿真结果表明, 在单面单道焊条件下, 热源中心计算温度达 5 328 °C。需要指出的是, 该值为

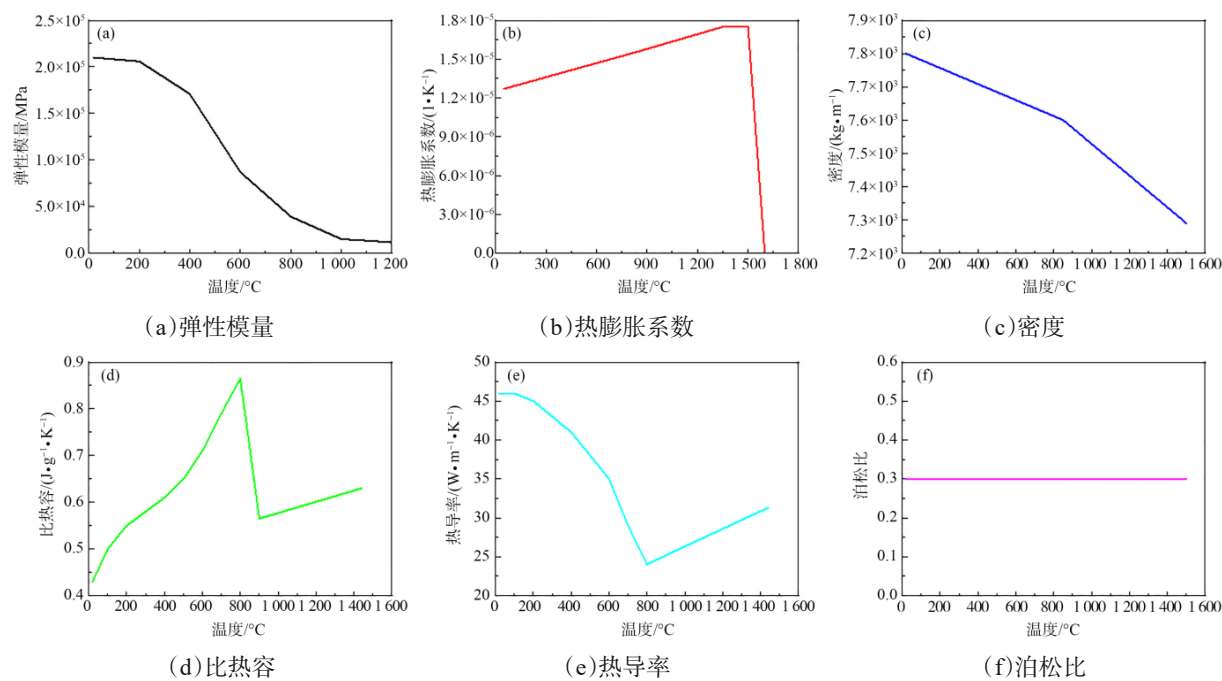


图 2 S355J2G3 钢的热力学性能参数

Fig. 2 Thermal and mechanical properties parameters of S355J2G3 steel

表 2 焊接工艺参数及热源参数

Table 2 Welding parameters

焊接接头	焊接顺序	焊接工艺参数			热源参数			
		电流/A	电压/V	速度/(mm·s ⁻¹)	前端长度a _f /mm	后端长度a _r /mm	宽度b/mm	深度d/mm
单面单道	1	960	34	3	10	30	10	20
	2	830	36	6	4	12	6	10
单面双道	1	830	36	6	6	18	10	10
	2	600	32	7	4	12	4	6
	3	650	34	7	5	15	7	7
单面三道	1	700	36	7	6	18	10	7
	2	830	36	6	4	12	6	10
双面双道	1	830	36	6	6	18	10	10
	2	830	36	6	6	18	10	10

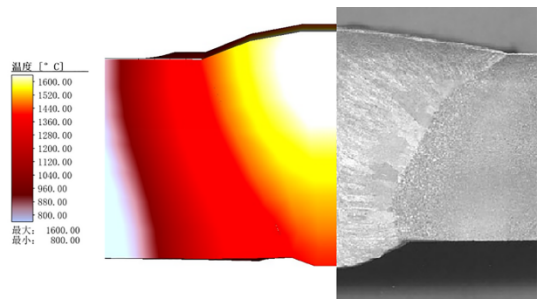
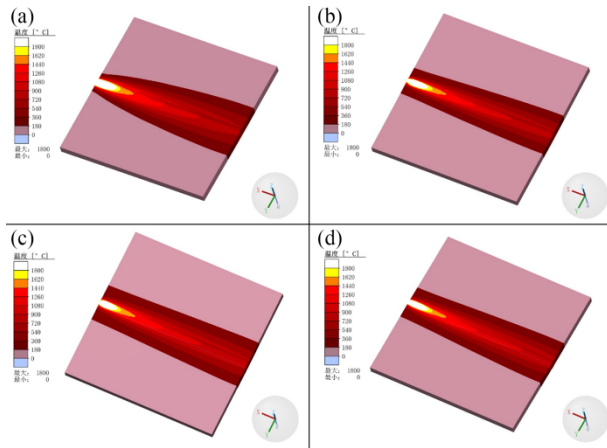


图 3 熔池形貌对比

Fig. 3 Comparison of welding pool morphology

Goldak 双椭球热源函数在几何中心处的数学极值, 由于模型未计入金属气化相变吸热效应, 该温度不具物理真实性(铁的沸点约 2 862 °C)。因此, 本文

以 HAZ 监测点的温度作为有效的定量分析依据。由图 5 可见, 单面单道焊时 P1、P2、P3 点的热循环曲线峰值分别为 1 636 °C、1 413 °C 和 1 270 °C, P1 点峰值温度远超 Ac₃, 处于过热区范围。随着焊道层数的增加, 熔池最高计算温度和 HAZ 过热区范围均呈显著下降趋势。具体而言, 当焊接道数增加至 3 层时, 热源中心计算温度降至 4 133 °C; 与此同时, P1、P2、P3 点的峰值温度分别降至 1 187 °C、1 001 °C 和 859 °C, 降幅分别为 27.3%、29.2% 和 32.3%; HAZ 过热区(>750 °C)宽度由 38.3 mm 缩减至 29.2 mm, 缩减率 23.7%。对比 P3 点计算结果与实测结果(P3-A), 两者温度变化趋势一致, 峰值温度相对误



(a)单面单道;(b)单面双道;(c)单面三道;(d)双面双道

图4 不同焊接顺序下焊接试板的温度云图

Fig. 4 Temperature nephograms of welding specimens under different welding sequences

差在合理范围内,表明所建立模型对HAZ温度场的预测具有较好的工程精度。

2.2 焊接应力场

2.2.1 模型验证

采用盲孔法对单面单道焊接试板表面HAZ残

余应力进行测量,测量点分别位于距熔合线2 mm、6 mm和10 mm处。将实测应力值与仿真计算结果进行对比,结果如表3所示。距熔合线2 mm、10 mm处的偏差分别为7.5%和5.3%,满足工程精度要求;6 mm处偏差为12.0%,可能与该位置处于HAZ组织梯度陡变区、材料本构参数的局部偏差有关。总体而言,实测值与模拟值的变化趋势较为一致,表明数值模拟用于焊接残余应力预测具备可行性。

表3 单面单道焊接试板残余应力实测值与模拟值比较

Table 3 Comparison of measured and simulated residual stress for single-side single-pass welding joint

测量点	实测值/MPa	计算值/MPa	偏差/%
熔合线+2 mm	468	503	7.5
熔合线+6 mm	402	447	12.0
熔合线+10 mm	357	376	5.3

2.2.2 焊接残余应力的空间分布规律

图6为不同焊接顺序下焊接试板的应力场云图。从整体分布规律来看,等效应力场沿焊缝中心线呈近似对称分布,高应力区以纺锤形集中于焊缝两侧的HAZ。最大等效应力出现在试板中段的

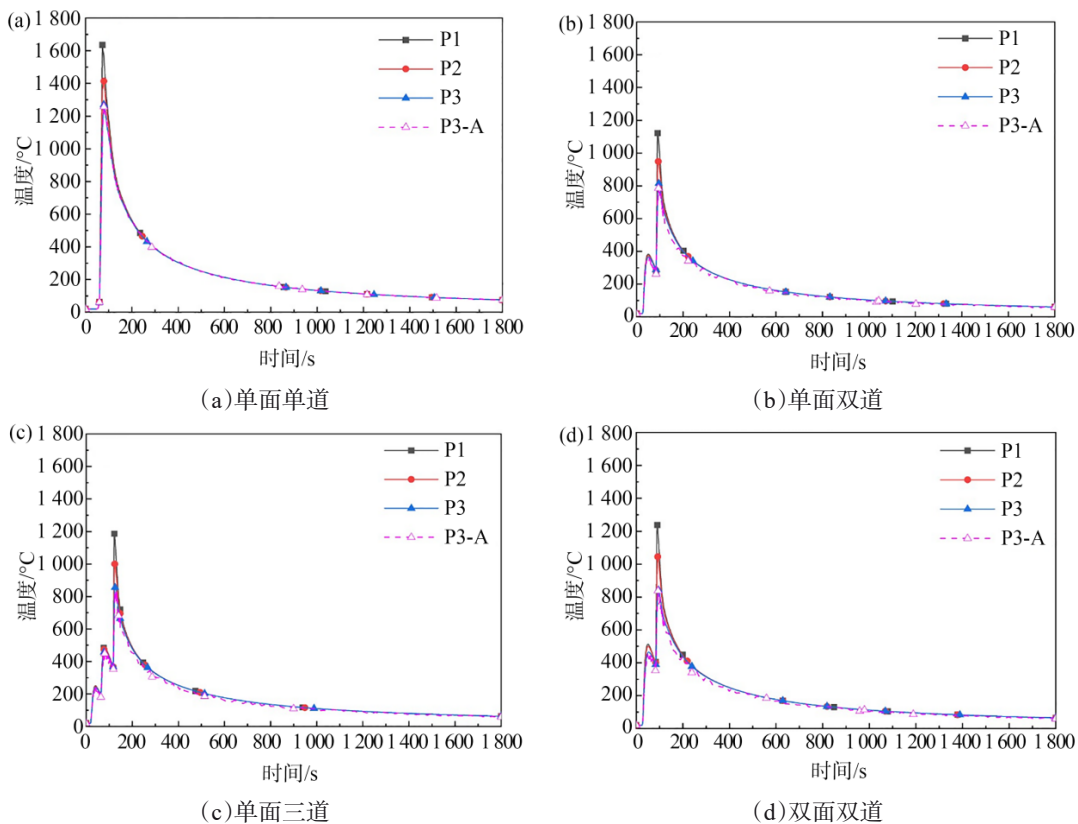
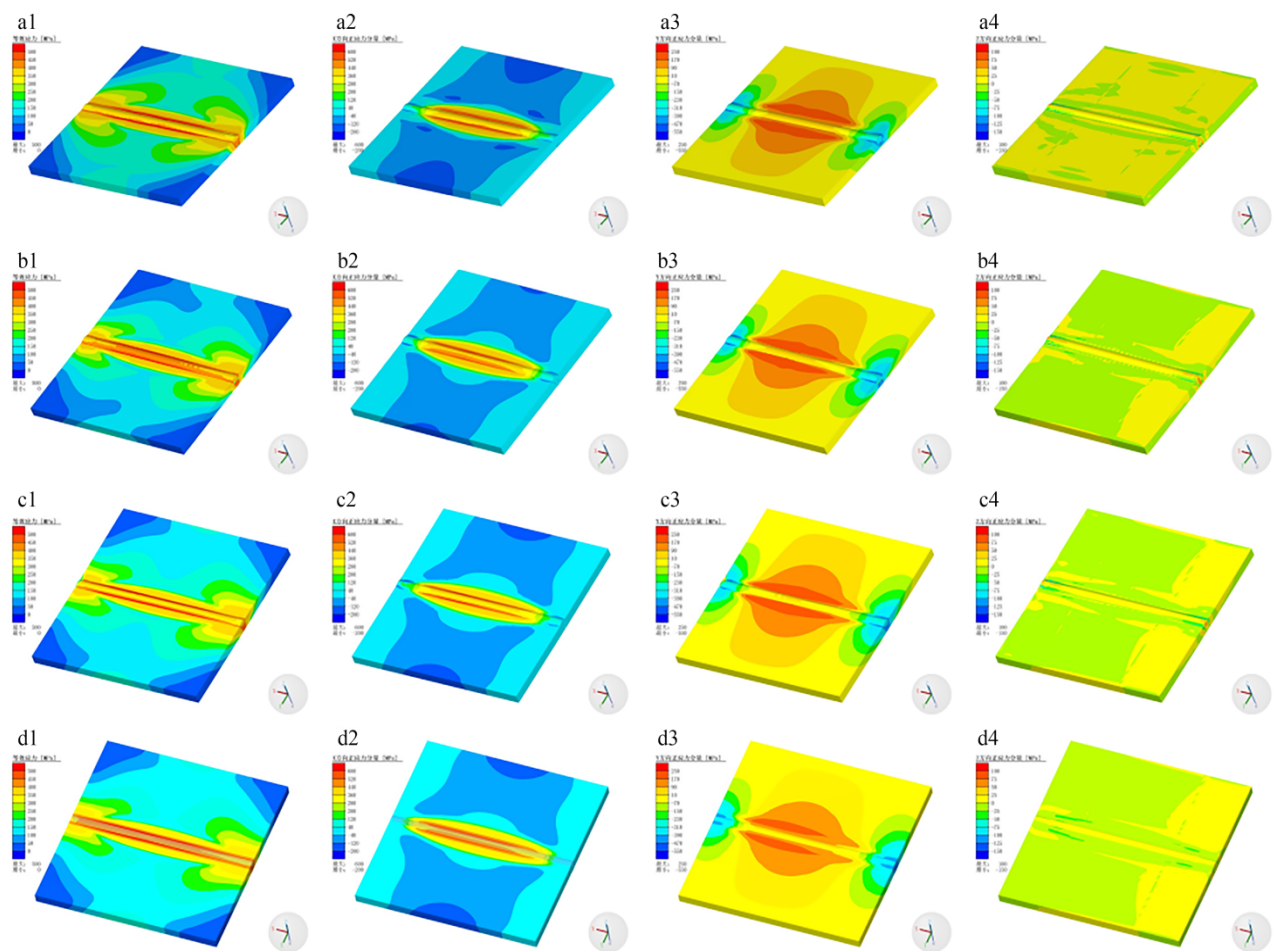


图5 不同焊接顺序下焊接试板热影响区的热循环曲线

Fig. 5 Thermal cycles of heat - affected zone under different welding sequences



(a)单面单道;(b)单面双道;(c)单面三道;(d)双面双道;1.等效应力;2. X 方向正应力;3. Y 方向正应力;4. Z 方向正应力

图6 不同焊接顺序下焊接试板的应力云图

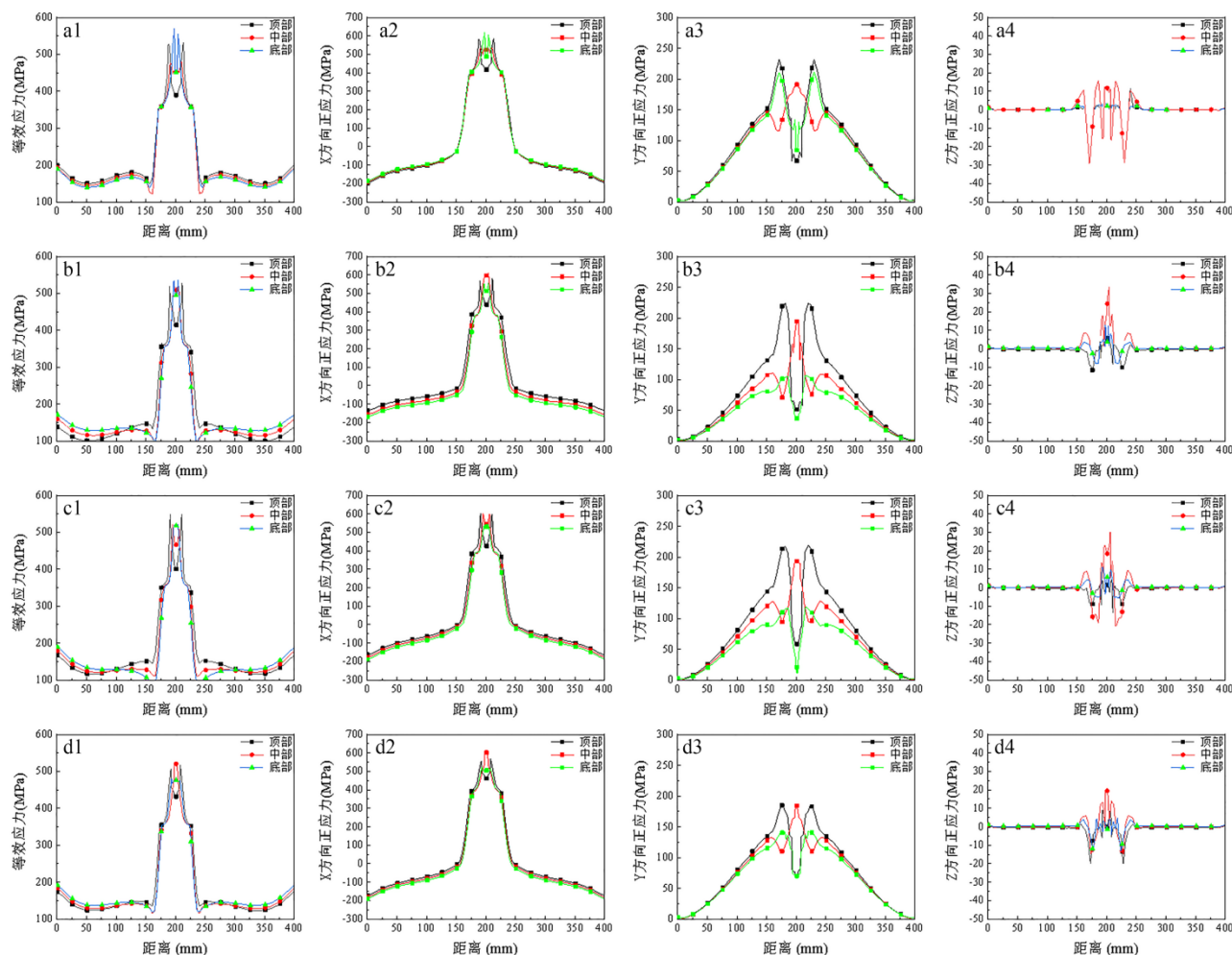
Fig. 6 Stress nephograms of welding specimens under different welding sequences

HAZ, 该区域受两端母材刚性约束最强。焊缝区域的应力沿截面呈梯度递减, 而HAZ内则存在明显的应力集中。

各主应力分量的空间分布特征如下: 纵向正应力(X 轴)以拉应力为主, 受母材刚性约束作用, 峰值集中于焊缝根部, 拉应力区覆盖约80%的焊缝长度; 试板边缘区域表现为压应力, 以实现自平衡。横向正应力(Y 轴)呈蝶形对称分布——中部为拉应力区, 两端为压应力区, 构成力矩平衡结构。垂直正应力(Z 轴)在单面单道焊中量级较小, 反映了自由边界条件下板厚方向的应力自平衡特征。

图7为四种焊接顺序下试板中心横截面不同深度位置(距上表面1 mm、10 mm、19 mm)的残余应力横向分布曲线。仿真结果表明, 随着焊道层数的增加, 等效残余应力峰值呈下降趋势, 双面焊接工

艺在应力控制方面优于单面焊接。具体而言, 在单面焊接条件下, 随着焊道层数由1层增加至3层, 等效残余应力峰值由555 MPa降至520 MPa, 降幅为6.3%; 而在双道焊接条件下, 双面焊接相较于单面焊接进一步降低等效应力14 MPa(由535 MPa降至521 MPa), 降幅为2.6%, 且应力极值区由焊缝边缘向中部迁移。此外, 纵向拉应力(X 轴)与等效残余应力的变化趋势高度一致, 是等效残余应力的主要贡献分量。单面单道焊时, 焊缝中部纵向拉应力峰值达585 MPa(见图8a2)。横向拉应力(Y 轴)沿板厚方向呈现明显的梯度差异。焊缝底部对焊道层数最为敏感: 单面单道焊底部横向拉应力峰值为210 MPa, 三道焊时降至119 MPa, 降幅50%; 而顶部与中部区域的降幅相对较小, 为4.2%~7.8%。双面焊使顶部、中部和底部区域的横向拉应力较单面双



(a)单面单道;(b)单面双道;(c)单面三道;(d)双面双道;1.等效应力;2. X 方向正应力;3. Y 方向正应力;4. Z 方向正应力

图7 不同焊接顺序下焊接试板应力横向分布曲线

Fig. 7 Transverse stress curves of welding specimens under different welding sequences

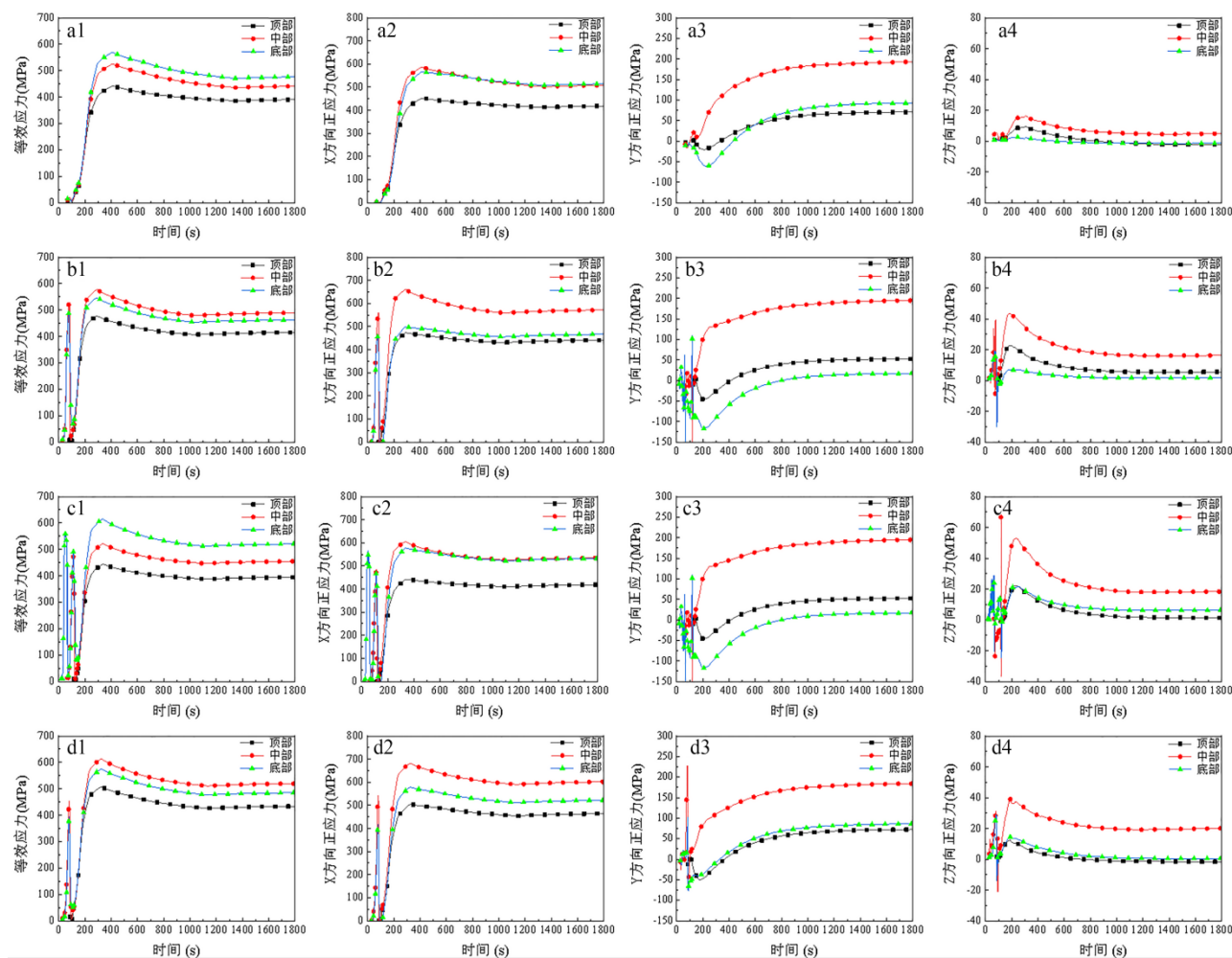
道焊分别减少39 MPa、12 MPa和38 MPa,平均降幅22.3%,进一步体现了双面焊接在横向残余应力控制方面的优势。垂直应力(Z 轴)随焊道层数增加发生了由压到拉的质变。单面单道焊接时, Z 向全截面为压应力,顶部、中部、底部峰值分别为-11 MPa、-29 MPa和-13 MPa;单面双道焊时,中部转为拉应力集中区,峰值达33 MPa。尽管增加焊道层数或调整焊接方向可将 Z 向拉应力峰值降低5~12 MPa,但对整体分布格局的影响较为有限,这可能与多层焊接热输入累积及复杂热循环过程有关(详见2.4节讨论)。

2.2.3 焊接残余应力的时间变化规律

图8为不同焊接顺序下焊缝中心截面不同深度位置(距上表面1 mm、11 mm和21 mm)的等效应力

及各主应力分量随时间的演化曲线。以单面单道焊接工艺为例(见图8a),焊接起始时刻 $t=67$ s,随后熔池金属逐步凝固与冷却。等效应力于 $t\approx 405$ s达到峰值,顶部、中部和底部分别为442 MPa、525 MPa和569 MPa;冷却至稳态后,残余应力分别为391 MPa、441 MPa和476 MPa。

在各主应力分量中,纵向拉应力(X 轴)是残余应力的主要组成部分。单面单道焊时,中部纵向拉应力峰值达585 MPa,残余值509 MPa,为各分量中最大值,表明中部区域受热和约束最为显著,应力集中程度最高。横向应力(Y 轴)在焊接初期表现为压应力,源于熔池金属膨胀引起的临时横向压缩作用,底部横向压应力于 $t=225$ s达到峰值62 MPa。进入冷却阶段后,横向应力逐渐由压转拉并趋于稳



(a)单面单道;(b)单面双道;(c)单面三道;(d)双面双道;1.等效应力;2.X方向正应力;3.Y方向正应力;4.Z方向正应力

图8 不同焊接顺序下焊缝中心应力随时间的变化曲线

Fig. 8 Stress curves of weld center with time under different welding sequences

定,残余拉应力分别为71 MPa(顶部)、193 MPa(中部)和93 MPa(底部)。中部横向拉应力显著高于两端,源于冷却过程中横向温度梯度最大引起的非对称收缩。Z向应力在单面单道焊中几乎完全自平衡,顶部和底部分别为轻微压应力(-2 MPa和-1 MPa),中部为弱拉应力(5 MPa),这与自由状态下角变形未受外部约束、垂直方向应力相互抵消有关。

当焊接顺序调整为单面双道焊接(见图8b)时,应力演化规律与单道焊接总体相似,但表现出更为复杂的波动特征。在 $t=350$ s时,由第二道焊接引发的热循环导致焊缝区域出现第二次应力峰值,顶部、中部、底部分别达到477 MPa、577 MPa、546 MPa。横向应力(Y轴)方面,由于多道焊接过程中热输入的间歇性及HAZ组织相变(如奥氏体向马氏体转

变)引起的体积应变,应力经历了两次“拉-压”反转,峰-谷振幅达 ± 120 MPa,反映了热循环过程中膨胀与收缩的交替作用。Z向应力同样出现反转现象,振幅达 ± 30 MPa;冷却完成后,顶部、中部和底部均转为拉应力状态,分别为5 MPa、16 MPa和2 MPa,反映出局部自由收缩受限造成的内向拉应力累积。

单面三道焊接(见图8c)条件下,应力反转更加剧烈。Z向应力反转振幅扩大至 ± 50 MPa,冷却后中部垂直拉应力进一步上升至18 MPa,说明多层焊接热循环引起的应力重分布更为显著。

双面双道焊接(见图8d)条件下,由于热输入在两侧分布更均衡,Z向应力反转振幅显著减小,仅为 ± 20 MPa。然而,冷却后焊缝中部的残余拉应力仍达20 MPa,略高于单面三道焊接,可能与两侧HAZ

的耦合约束效应有关。

图9为四种不同焊接顺序下焊接试板热影响区(HAZ)顶部、中部和底部位置的应力随时间变化曲线,测量点位于试板中心位置热影区的顶部(距上表面1 mm)、中部(10 mm)和底部(19 mm)。总体而言,热影响区的应力演化趋势与焊缝金属区域基本一致,均受到热输入、冷却速率及材料相变等因素的共同影响。在单面单道焊接条件下(见图9a),热影响区的Z轴(垂直)正应力整体接近零,且中部区域一度表现为压应力状态,峰值约为-10 MPa。然而,随着焊道层数的增加(见图9b、9c)或采用双面焊接工艺(见图9d),热影响区的Z轴正逐渐由压应力转变为拉应力,Z轴方向应力振幅达 ± 60 MPa,较焊缝区(± 50 MPa)更为剧烈,反映出多道焊接对HAZ应力状态的影响不亚于焊缝区域。

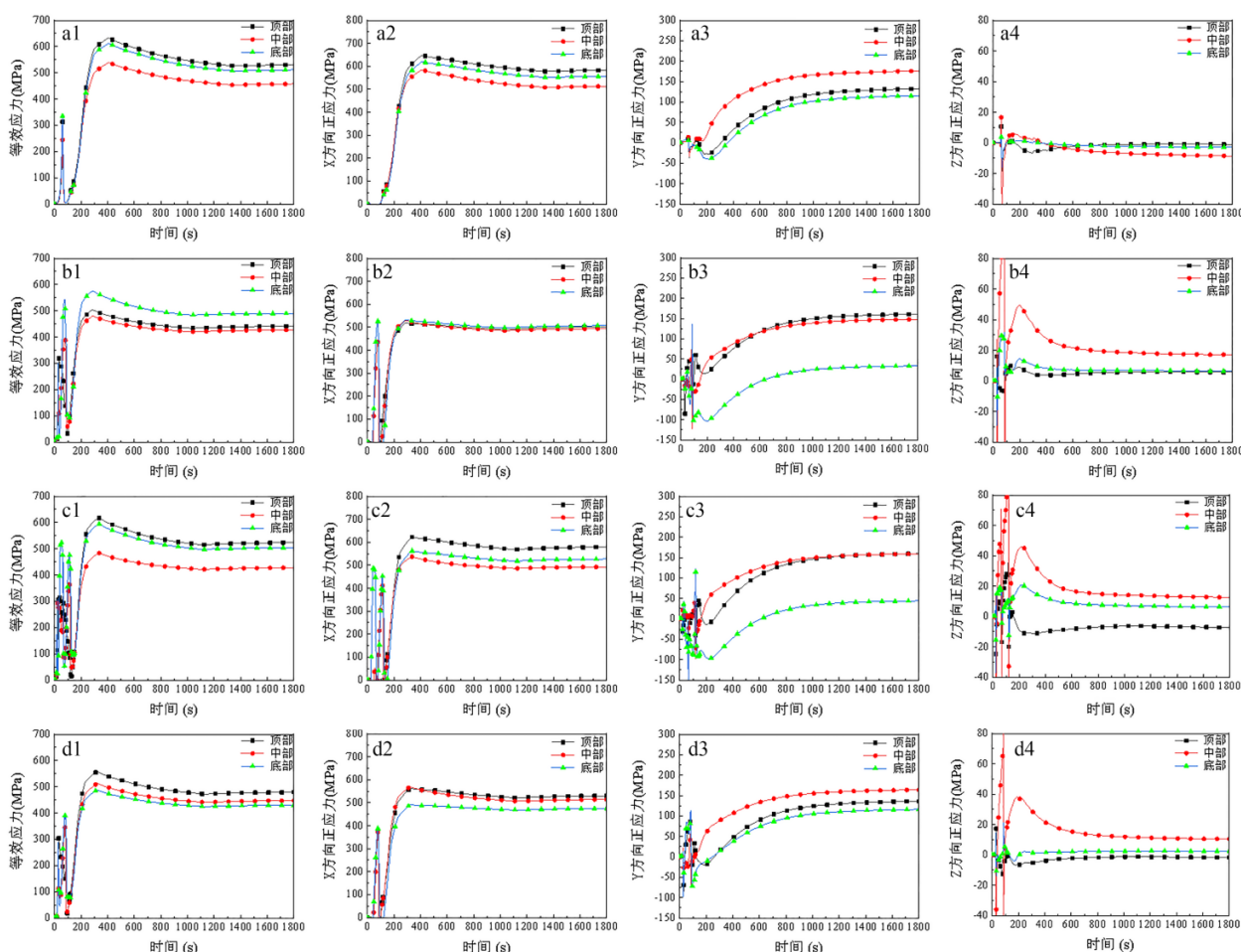
2.3 应变场计算结果

2.3.1 模型验证

对单面双道焊接试板Z轴方向的变形量进行实测验证,测量点位于试板边缘(距板边2 mm),分别获取两端及中心位置的变形量。实测值与模拟值的对比见表4。A、B两点的偏差分别为10.0%和9.1%,可接受;C点偏差达20.0%,可能与该位置处于试板中心最大变形梯度区、测点定位误差被放大有关。综合三点,模拟值与实测值的变化趋势基本一致,模型可用于定性比较不同焊接方案的变形特征。

2.3.2 不同焊接顺序的变形特征

图10为四种焊接顺序下焊接试板的变形云图,图11为各方案的最大变形量。各方案变形特征汇总如表5所示。



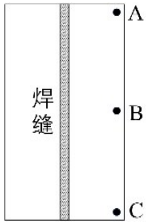
(a)单面单道;(b)单面双道;(c)单面三道;(d)双面双道;1.等效应力;2.X方向正应力;3.Y方向正应力;4.Z方向正应力

图9 不同焊接顺序下热影响区应力随时间的变化曲线

Fig. 9 Stress curves of heat - affected zone with time under different welding sequences

表4 单面双道焊接试板Z轴变形量比较

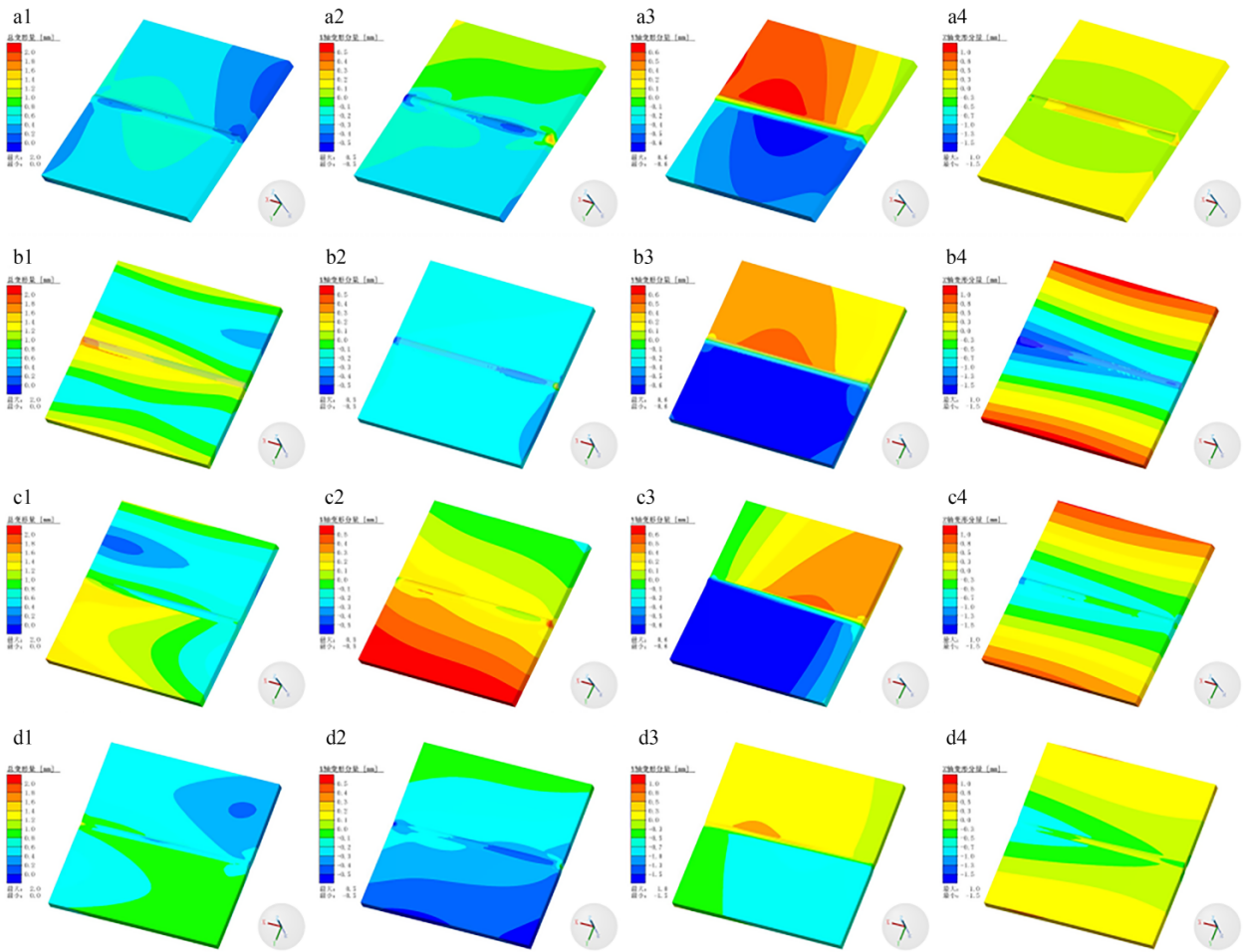
Table 4 Comparison of measured and simulated Vertical displacement (Z-direction) for single-side double-pass welding joint

测试位置	测量点	实测值/mm	计算值/mm	偏差/%
	A	1.1	1.0	10.0
	B	1.2	1.1	9.1
	C	1.2	1.0	20.0

单面单道焊(见图10a)总变形呈中心对称分布,最大变形出现在焊缝中心位置,总变形量为0.9 mm。 X 轴(纵向)变形以焊缝方向的收缩为主,最大值为 -0.6 mm(负号表示沿焊接反方向收缩); Y 轴(横向)变形在焊缝两侧呈现正负交替分布,变形范围为 $-0.7\sim+0.7$ mm,具有明显的对称性,反映出单侧焊

接引起的横向弯曲效应。 Z 轴(垂直)变形表现为典型的“W”形翘曲形态,焊缝中心上拱 $+0.8$ mm,边缘轻微上拱 $+0.2$ mm,中间区域下沉 -0.5 mm,这种形变主要源于焊缝金属的凝固收缩与母材刚性约束之间的耦合作用。

单面双道焊(见图10b)的总变形沿焊缝方向呈轴对称分布,最大变形量为1.8 mm,位于焊缝末端附近。 X 轴(纵向)变形的累计收缩为 -0.5 mm。 Y 轴(横向)变形范围扩大至 $-0.9\sim+0.6$ mm,且对称性下降,第二道焊接热输入叠加在首道焊缝的残余应力基础上,导致横向应力失衡并增强了横向弯曲变形。 Z 轴(垂直)变形由焊缝中心下沉 -1.8 mm与边缘上拱 $+1.2$ mm构成,呈现V形凹陷特征,表明双道焊接中第二道的收缩应力使首道焊缝热软化区域发生反向塑性变形而塌陷。



(a)单面单道;(b)单面双道;(c)单面三道;(d)双面双道;1.等效应力;2. X 方向正应力;3. Y 方向正应力;4. Z 方向正应力

图10 不同焊接顺序下焊接试板的变形云图

Fig. 10 Strain nephograms of welding specimens under different welding sequences

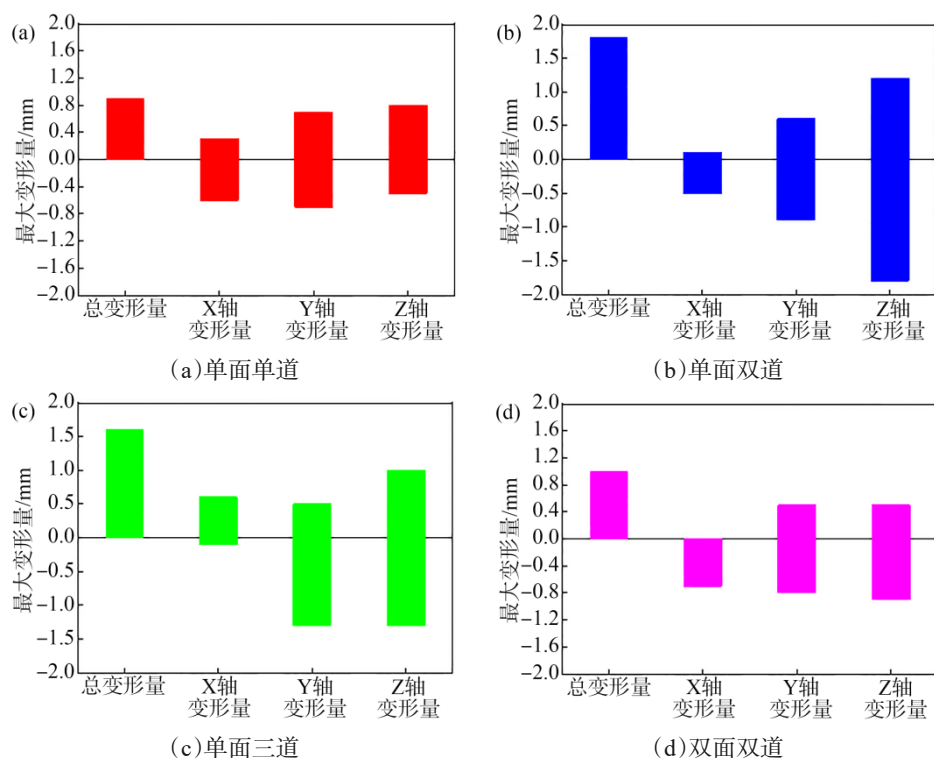


图 11 不同焊接顺序下焊接试板的最大变形量

Fig. 11 Maximum deformation of welding specimens under different welding sequences

表 5 不同焊接顺序下焊接试板变形特征汇总

Table 5 Summary of welding deformation characteristics under different welding sequences

焊接方案	总变形最大值/mm	X轴收缩/mm	Y轴范围/mm	Z轴特征	Z轴占总变形比例/%
单面单道	0.9	-0.6	±0.7	“W”形翘曲,中心+0.8 mm,中间下沉-0.5 mm	52
单面双道	1.8	-0.5	-0.9~+0.6	“V”形凹陷,中心-1.8 mm,边缘+1.2 mm	78
单面三道	1.6	-0.1	-1.3~+0.6	非稳定翘曲,中心-1.2 mm,边缘+1.0 mm	70
双面双道	1.0	-0.5	±0.7	中等翘曲,中心-0.9 mm,边缘+0.5 mm	60

单面三道焊(见图 10c)的变形模式更为复杂,总变形呈多极扩散分布,最大值 1.6 mm 出现在试板四角。 X 轴(纵向)变形的累计收缩量为 -0.1 mm,显示纵向变形受横向和垂直方向耦合作用的有效抑制。 Y 轴(横向)变形进一步扩大至 $-1.3\sim+0.6$ mm,对称性持续降低; Z 轴方向焊缝中心下沉 -1.2 mm,边缘上拱 $+1.0$ mm,呈现非稳定翘曲形态。三道焊接过程中反复热循环使 HAZ 材料力学性能下降,尤其是抗塑性变形能力减弱,增强了变形响应。同时,由于缺乏外部约束,每道焊接产生的残余变形作为初始缺陷进入下一道热-力耦合过程,进一步加剧了变形复杂性。

双面双道焊(见图 10d)总变形呈扩散分布,最大变形量 1.0 mm,出现在四角区域。 X 轴方向最大

收缩为 -0.5 mm,较单面双道焊接方案减少约 17%,表明双面热输入有助于抑制纵向收缩变形。 Y 轴(横向)变形范围 $-0.7\sim+0.7$ mm,分布对称; Z 轴(垂直)方向焊缝中心下沉 -0.9 mm,边缘上拱 $+0.5$ mm,表现为中等幅度翘曲。这说明双面焊接热源对构件上下表面产生的热应力与变形趋势部分抵消,从而改善了整体变形状态。

综上所述,在所有焊接顺序中, Z 轴(垂直方向)变形占总变形量的 52%~78%,表明垂直方向翘曲是焊接变形的主要特征。该现象主要归因于埋弧焊过程中高热输入引起的非对称热收缩与角变形叠加效应;此外,在无外部夹紧约束的自由状态下,塑性应变释放不受限制,进一步加剧了垂直方向的变形响应。

单面焊接过程中,随着焊道层数的增加,总变形量由0.9 mm上升至1.6 mm,显著体现了多道焊热输入的累积效应。相比之下,双面双道焊接通过在工件上下表面施加对称热源,有效抵消了部分焊接应力与变形,其总变形量较单面双道焊方案降低44%,进一步验证了双面焊接工艺在变形控制方面的优越性。

在实际工程应用中,应根据结构精度需求选择合适的焊接顺序:对于高精度构件,推荐优先采用双面双道焊接工艺,并合理控制反面焊接的层间温度,以实现更充分的残余应力释放和变形平衡;单面单道焊接则适用于厚板快速连接场景,能在保持较低变形量的同时提升生产效率;单面多道焊接更适用于变形容忍度较高的构件结构。为进一步减小角变形,建议在焊接前预设Z轴方向+0.5 mm的反变形量,并通过交替改变焊接方向以调控横向变形,实现整体变形的最小化。

2.4 讨论

2.4.1 温度场模型的适用边界与HAZ组织演化

温度场计算结果表明,单面单道焊接过程中熔池峰值温度高达5 328 °C,该值为Goldak双椭球热源函数的数学极值,不具物理真实性(详见2.1节说明)。本文以HAZ监测点温度作为有效分析依据:P1点峰值温度达1 636 °C,远超 A_{c3} ,该区域奥氏体晶粒显著粗化,为横向裂纹的形成提供了粗晶脆化条件。尽管多层焊接可将HAZ过热区宽度缩小23.7%,但残余应力场分析显示,纵向拉应力(X轴)仍主导焊缝区域的应力状态,其峰值高达585 MPa,方向与焊缝轴线平行,可能增加横向裂纹敏感性。

应力空间分布特征进一步揭示,在单面单道焊中,横向应力(Y轴)在焊缝中部形成193 MPa的拉应力集中区,位置与常见的纵向裂纹起裂区域高度一致。值得注意的是,在多道焊接过程中,板厚方向(Z轴)应力由压应力转变为拉应力,中部峰值达33 MPa;同时,垂直方向角变形显著增强,单面双道焊Z向最大变形达1.8 mm,呈“V”形凹陷,从而构成层状撕裂易发的三向拉应力状态。

应变场演化结果进一步表明,单面多道焊中Z轴方向变形占总变形的78%,反映出强烈的非对称塑性流动趋势,从而加剧母材分层倾向,该特征与

层状撕裂的典型分层破坏模式高度一致。虽然多道焊接工艺在一定程度上降低了等效残余应力,但伴随而来的Z轴应力反转(振幅达 ± 50 MPa)以及横向应力剧烈波动(振幅达 ± 120 MPa)可能促进微裂纹的萌生与扩展。

此外,HAZ区域在多道焊过程中经历了多次热循环,例如P3点温度波动幅度高达859 °C,易诱发奥氏体-马氏体相变所导致的体积应变,进一步加剧局部应力集中和微结构脆化,从而显著提升裂纹形成风险。

3 结论

(1)温度场分析结果表明,在单面单道FGB埋弧焊接过程中,熔池峰值温度达5 328 °C(Goldak双椭球热源函数数学极值,未计气化相变吸热,不具物理真实性);HAZ监测点P1峰值温度达1 636 °C,过热区(>750 °C)宽度38.3 mm,晶粒粗化风险显著。随着焊道层数的增加,熔池温度明显下降(3层焊接时降幅达22.4%),HAZ过热区宽度也相应缩减23.7%,有效缓解了局部过热对组织结构和性能的不利影响。

(2)应力场分析结果显示,在单面焊接条件下,焊道层数由1层增加至3层时,等效残余应力峰值呈逐步下降趋势,累计降幅为6.3%;双面焊接在此基础上进一步降低了应力峰值,降幅为2.6%。焊接残余应力仍以纵向拉应力(X轴)为主导,单面单道焊峰值可达585 MPa,易诱发横向裂纹的产生与扩展。尽管多道焊工艺有助于缓解热集中问题,但伴随出现的Z轴(垂直方向)应力反转(振幅 ± 50 MPa)以及Y轴(横向)应力交变(振幅 ± 120 MPa),可能导致三向拉应力叠加,从而加剧层状撕裂的风险。

(3)结构变形分析表明,Z轴方向(板厚方向)变形在总变形中占比高达52%~78%,是焊接变形的主要来源。随着焊道层数增加,单面焊接引发的角变形持续叠加,最大总变形量达到1.8 mm,呈现出典型的“V”形凹陷特征。相较之下,双面双道焊接通过正反面热输入的对称性抵消了部分变形,其最大总变形量较单面双道焊降低了44%,变形抑制效果显著。工程应用中,对变形控制要求高的构件宜优

先选用双面双道焊;采用单面焊时,建议预设Z向反变形量1.0~1.5 mm,并交替改变焊接方向以调控横向变形。

参考文献:

- [1] DÍAZ H, GUEDES SOARES C. Review of the current status, technology and future trends of offshore wind farms[J]. Ocean Engineering, 2020, 209: 107381.
- [2] 陶建根, 陈怡, 黄博远. 海上风电发展现状与趋势分析[J]. 能源工程, 2023, 43(4): 1-9.
- TAO J G, CHEN Y, HUANG B Y. Analysis on current status and development trend of offshore wind power [J]. Energy Engineering, 2023, 43(4): 1-9.
- [3] 杨伟锋, 刘桑, 许斌, 等. AH36 船用钢板双丝 FGB 法工艺试验[J]. 焊接技术, 2020, 49(5): 77-79.
- YANG W F, LIU S, LIU B, et al. Process test of twin-wire FGB method for AH36 marine steel plate [J]. Welding Technology, 2020, 49(5): 77-79.
- [4] 鞠理杨, 喻军, 刘建峰, 等. 基于 FGB 法的船体曲面拼板焊接工艺研究[J]. 船舶与海洋工程, 2015, 31(5): 56-61.
- JU L Y, YU J, LIU J F, et al. Research on hull curved panel welding process based on FGB method [J]. Ship and Ocean Engineering, 2015, 31(5): 56-61.
- [5] 于磊, 李志宏, 姜璐, 等. X90M 管线钢多丝直缝埋弧焊接模拟与分析[J]. 电焊机, 2022, 52(3): 46-52.
- YU L, LI Z H, JIANG L, et al. Simulation and analysis of multi-wire longitudinal submerged arc welding of X90M pipeline steel [J]. Electric Welding Machine, 2022, 52(3): 46-52.
- [6] Manurung Y H P, Lidam R N, Rahim M R, et al. Welding distortion analysis of multipass joint combination with different sequences using 3D FEM and experiment [J]. International Journal of Pressure Vessels & Piping, 2013, 111-112: 89-98.
- [7] 宗峰, 霍光瑞, 吴松林. 双丝埋弧焊工艺焊接温度场模拟分析[J]. 材料开发与应用, 2016, 31(4): 51-56.
- ZONG F, HUO G R, WU S L. Simulation analysis of welding temperature field in twin-wire submerged arc welding process [J]. Development and Application of Materials, 2016, 31(4): 51-56.
- [8] GOLDAK J, CHAKRAVARTI A, BIBBY M. A new finite element model for welding heat sources [J]. Metallurgical Transactions B, 1984, 15(2): 299-305.
- [9] 祁帅, 严春妍, 史志丹, 等. X80 管线钢三丝埋弧焊纵向残余应力数值模拟[J]. 电焊机, 2015, 45(4): 153-157.
- QI S, YAN C Y, SHI Z D, et al. Numerical simulation of longitudinal residual stress in three-wire submerged arc welding of X80 pipeline steel [J]. Electric Welding Machine, 2015, 45(4): 153-157.
- [10] 张义, 韩阳, 张舟, 等. Q690D 高强度钢板多层多道焊应力与变形的数值模拟[J]. 热加工工艺, 2022, 51(15): 117-121.
- ZHANG Y, HAN Y, ZHANG Z, et al. Numerical simulation of stress and deformation in multi-layer multi-pass welding of Q690D high-strength steel thick plate [J]. Hot Working Technology, 2022, 51(15): 117-121.
- [11] 陈惠南. 盲孔法测量残余应力 A、B 系数计算公式讨论[J]. 机械强度, 1989(2): 31-36.
- CHEN H N. Discussion on calculation formulas of A and B coefficients for residual stress measurement by blind-hole method [J]. Journal of Mechanical Strength, 1989(2): 31-36.

编辑部网址: <http://www.71dhj.com>