

DOI: 10.7512/j.issn.1001-2303.2026.05.02

X形坡口几何参数对 800 MPa 级船用高强钢 MIG 焊后变形和残余应力的影响研究

邵星萌, 孔红雨*, 官旭辉, 王杏华, 王青云, 王景杰

洛阳船舶材料研究所(中国船舶集团有限公司第七二五研究所), 河南 洛阳 471023

摘要: 为明确 X 形坡口几何参数对 800 MPa 级船用高强钢对接接头焊接变形和残余应力的影响规律, 以坡口角度(50°、60°、70°)、根部间隙(0 mm、3 mm、6 mm)、钝边尺寸(0 mm、2 mm、4 mm)为影响因素, 采用正交试验结合数值模拟的方法开展研究。通过搭建角变形检测平台, 得到对接试板先、后焊面角变形量的响应规律, 揭示了最终角变形量的形成机制; 通过生死单元法模拟清根过程, 结合 X 射线衍射法, 得到试板残余应力的分布情况与评价指标。结果表明: 先、后焊面阶段的角变形增量对坡口几何参数的响应有明显区别, 二者增量之和决定着试板最终角变形的响应规律; 根部间隙对最终角变形的影响最为显著, 其随着根部间隙的增大先增大后减小; 纵向残余应力受钝边尺寸影响最大, 随着钝边尺寸的增加显著增大; 横向残余应力对坡口几何参数的响应与角变形响应规律基本一致。该研究为 800 MPa 级船用高强钢 X 形坡口焊接工艺优化和工程应用提供了理论支撑与技术指导。

关键词: 船用高强钢; X 形坡口几何参数; 有限元仿真; 焊接变形; 残余应力

中图分类号: TG442 文献标识码: A 文章编号: 1001-2303(2026)05-0015-10

Study on the Effects of X-Groove Geometric Parameters on Post-Welding Deformation and Residual Stress of 800MPa Grade Marine High-Strength Steel in MIG Welding

SHAO Xingmeng, KONG Hongyu*, GONG Xuhui, WANG Xinghua, WANG Qingyun, WANG Jingjie

Luoyang Ship Material Research Institute, Luoyang 471023, China

Abstract: The influence laws of X-groove geometric parameters on the welding deformation and residual stress of 800MPa grade marine high-strength steel butt joints were clarified. Groove angle (50°, 60°, 70°), root gap (0 mm, 3 mm, 6 mm) and root face size (0 mm, 2 mm, 4 mm) were selected as the influencing factors, and a study was carried out via the method of orthogonal experiment combined with numerical simulation. A test platform for measuring the angular deformation of butt plates was established. The response laws of angular deformation values of the first and second welding surfaces of butt plates were obtained, and the formation mechanism of the final angular deformation values was revealed. The back chipping process was simulated by the element birth and death method. Combined with the X-ray diffraction method, the distribution characteristics and evaluation indicators of residual stress of the plates were obtained. The results showed that obvious differences existed in the responses of angular deformation increments of the first and second welding surfaces to groove geometric parameters, and the sum of the two increments determined the response law of the final angular deformation. The root gap exerted the most significant influence on the final angular deformation, which first increased and then decreased with the increase of root gap. The longitudinal residual stress was most affected by the root face size, increasing significantly with the increase of root face size. The response of transverse residual stress to groove geometric parameters was basically consis-

收稿日期: 2026-01-20 修回日期: 2026-03-30

基金项目: 河南省科学技术协会卓越工程师基金项目(20260EFP003)

作者简介: 邵星萌(2001—), 男, 硕士研究生, 主要从事焊接工艺、焊接数值模拟研究。

通讯作者: 孔红雨(1977—), 男, 研究员。E-mail: khy7251@sina.com。

tent with that of angular deformation. The research results provided theoretical support and technical guidance for the welding process optimization and engineering application of X-groove in 800MPa grade marine high-strength steel.

Keywords: marine high-strength steel; geometric parameters of X-groove; finite element simulation; welding deformation; residual stress

引用格式:邵星萌,孔红雨,宫旭辉,等. X形坡口几何参数对 800 MPa 级船用高强钢 MIG 焊后变形和残余应力的影响研究[J]. 电焊机, 2026, 56(5): 15-24.

Citation: SHAO Xingmeng, KONG Hongyu, GONG Xuhui, et al. Study on the Effects of X-Groove Geometric Parameters on Post-Welding Deformation and Residual Stress of 800MPa Grade Marine High-Strength Steel in MIG Welding[J]. Electric Welding Machine, 2026, 56(5): 15-24.

0 引言

随着现代海洋工程等制造业向高端化方向的发展,800MPa 级船用高强钢在各类结构件制造上的使用量逐年增加^[1-3]。坡口是为保证焊接质量、实现焊透而在待焊部位加工的沟槽,极大程度上影响着焊接结构的承载安全性与使用寿命^[4]。X 形坡口加工成本低、焊透性好、填充量少,是 800 MPa 级船用高强钢中厚板焊接制造中最常用的坡口形式。

坡口几何参数包括坡口角度、根部间隙、钝边尺寸,决定着焊缝的形貌、填充量以及焊接效率,直接影响接头的焊后变形与残余应力,明确坡口几何参数对焊接接头的影响是焊接工艺设计的核心环节之一。Jiang 等^[5]对 Q345/316L 异种钢 V 形坡口对接焊的研究表明,随着坡口角度从 45°增大至 90°,试板横向收缩和角变形量显著增大,焊缝和熔合线处残余应力降低。Li 等^[6]对 316L 筒体纵焊缝的焊接仿真发现当 V 形坡口角度从 30°增大至 45°时,筒体变形趋势加剧,且残余应力分布范围和数值均有所增加。QU 等^[7]数值模拟结果表明在一定范围内坡口角度的增大使得焊趾处应力集中因子迅速减小。Zhang 等^[8]研究指出根部间隙增大会显著加剧焊接变形,焊缝附近塑性应变区扩大,残余应力分布范围拓宽。Üstündağ 等^[9]指出当间隙超过阈值时,残余拉应力峰值提升 15% 以上。石换军等^[10]研究指出间隙过小时易导致根部未焊透,引发局部应力集中,钝边过大会增加试板的横向收缩变形量。马寅等^[11]研究发现增加钝边高度有利于提升焊缝宽深比,但焊缝内部的气孔缺陷数量随之增加。此外,坡口几何参数对焊接接头的疲劳性能、抗冲击、抗拉强度、抗弯强度等力学性能都存在一定程度的

影响^[12-14]。X 形坡口多采用正面焊接-清根-反面焊接的双面成形工艺,虽有利于减小试板的角变形,但先、后焊面阶段性的焊接使得焊后变形更加难以预测,相关研究表明其对根部间隙、钝边尺寸等坡口几何参数的工艺适应性较差^[15]。清根工艺引起的坡口形状变化和局部应力重分布也会显著影响焊后变形和残余应力的演化规律^[16],但在焊接数值仿真中常被忽略^[17-18],导致热源作用位置出现偏差,有限元模型计算精度下降。

本文以 800 MPa 级船用高强钢 X 形坡口 MIG 焊对接试板为研究对象,通过分析先、后焊面两个阶段的角变形量,揭示了试板最终的角变形量随坡口几何参数的变化规律,利用“生死单元法”模拟清根过程,结合试验测量结果,明确了坡口几何参数对试板残余应力的影响,为 800 MPa 级高强钢焊接工艺应用提供指导。

1 试验方法与仿真模型

1.1 试验方法

焊接试验用钢为 800 MPa 级船用高强钢,焊接方法为 MIG 焊,焊丝选用直径 1.2 mm 的等强匹配焊丝,母材与焊丝化学成分如表 1 所示,800 MPa 级船用高强钢常温力学性能如表 2 所示。对接试板尺寸为 400 mm×200 mm×20 mm, X 形坡口几何参数包括坡口角度、根部间隙和钝边尺寸,先、后焊面坡口深度分别为试板厚度的 2/3 和 1/3,如图 1 所示。

选用 $L_9(3^3)$ 正交试验表,带入坡口各几何参数选值,得到各试板坡口几何参数组合如表 3 所示。

搭建对接试板角变形测量平台如图 2 所示,每块试板置于 3 个 50 mm×40 mm×100 mm 的支撑工

表 1 800 MPa 级船用高强钢与焊丝化学成分(质量分数, %)

Table 1 Chemical compositions of 800 MPa grade marine high-strength steel and welding wire (wt. %)

材料	C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	V	Ti
母材	≤0.11	0.17~0.37	0.40~0.70	≤0.010	≤0.015	4.4~4.8	0.40~0.70	0.30~0.55	0.03~0.09	—
焊丝	0.05	0.38	1.75	0.0076	0.007	2.51	0.58	0.64	0.08	0.035

表 2 800MPa 级船用高强钢常温力学性能

Table 2 Mechanical properties of 800 MPa grade marine high-strength steel at ambient temperature

屈服强度 R_{el}/MPa	抗拉强度 R_m/MPa	断后伸长率 $A/\%$
≥785	945	≥15

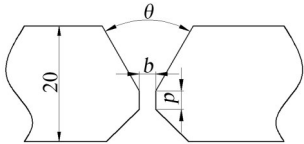


图 1 对接试板 X 形坡口几何参数示意

Fig. 1 Schematic diagram of geometric parameters for X-shaped groove

表 3 $L_9(3^3)$ 正交试验各试板坡口几何参数

Table 3 Groove geometric parameters of each test plate in the $L_9(3^3)$ orthogonal experiment

试板编号	坡口角度 $\theta/(^\circ)$	根部间隙 b/mm	钝边尺寸 p/mm
#1	50	0	0
#2	50	3	2
#3	50	6	4
#4	60	0	2
#5	60	3	4
#6	60	6	0
#7	70	0	4
#8	70	3	0
#9	70	6	2

装上,以便于在下方布置位移传感器,一侧试板用夹具完全固定(固定端),另一侧试板的角变形不受约束(自由端)。两侧下方沿板长 1/2 处置有激光位移传感器,用于记录固定端的安装位置和自由端的垂向位移,位移传感器测量点位于距试板端部 20 mm 处,以确保激光信号的稳定采集,传感器型号为 JJ-030S,检测精度为 0.01 mm。

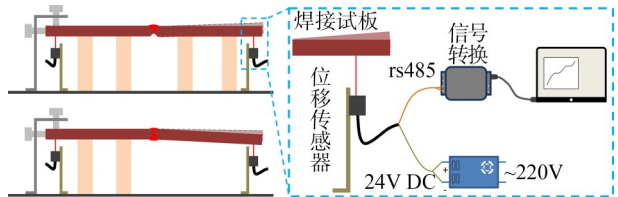


图 2 角变形测量平台

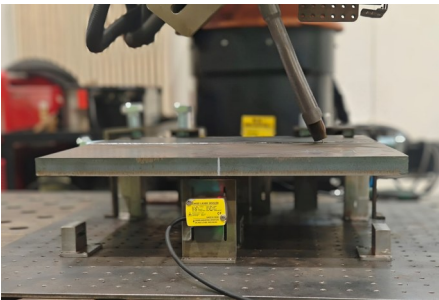
Fig. 2 Angular distortion measurement platform

为保证各道次焊接线能量的稳定性,使用 KUKA 焊接机器人进行焊接,焊接工艺参数如表 4 所示。焊接流程为:将试板按照根部间隙点焊并安装于试验工装上,记录固定端位移传感器示数;完成正面焊接并记录自由端位移传感器数据;卸下试板清根,去除自由端支撑工装,将试板翻转后重新安装,调整固定端传感器示数使其与焊前初始示数一致,保证试板翻转后固定端水平放置,如图 3a 所示;完成反面焊接并记录自由端位移传感器数据。试板角变形场景如图 3b 所示,在该工装约束下,对接试板焊接时焊缝处无下沉现象,自由端的垂向位移可以充分表征试板产生的角变形。

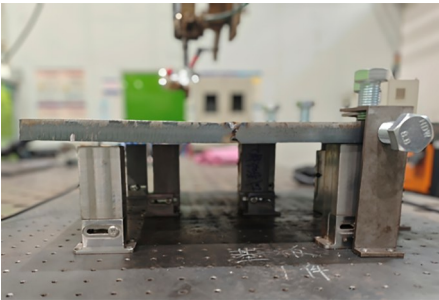
表 4 对接试板焊接工艺参数

Table 4 Welding parameters of butt-welded specimens

电流 /A	电压 /V	焊接速度 /($\text{cm} \cdot \text{min}^{-1}$)	预热及道间温 度/ $^\circ\text{C}$	后热处理
210	22	40	120	250 $^\circ\text{C} \times 2 \text{ h}$



(a) 试板翻转后固定



(b) 试板焊缝处无下沉

图 3 焊接试验过程

Fig. 3 Welding experiment scene

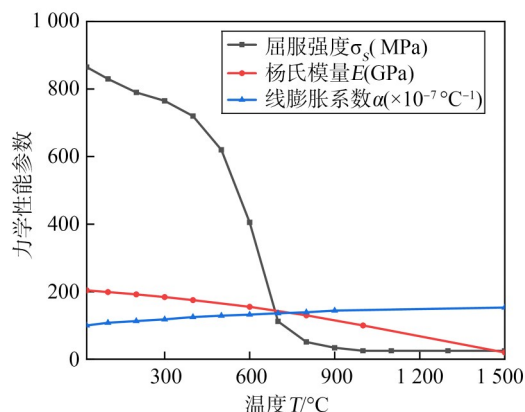
1.2 有限元模型建立

对接试板的残余应力分布难以通过实测手段获取,为准确评价坡口几何参数对 800 MPa 级船用高强钢焊后残余应力的影响,本文采用有限元仿真与试验测量相结合的方法开展研究。首先通过焊接试验得到焊缝的截面形貌和焊道分布来建立有限元模型,然后根据校核后的仿真模型计算得到该试验条件下试板焊接残余应力的宏观分布情况,选取出表征试板的残余应力水平的测量点,最后测出各试板测量点的残余应力值进行分析。

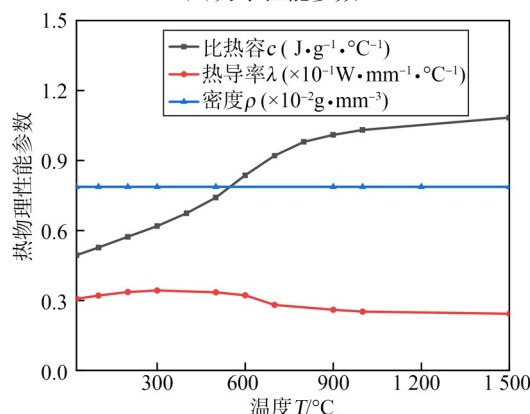
热弹塑性法通过复现焊接从加热到冷却的瞬态热-力耦合过程,直接预测焊接变形与残余应力,是目前中小型结构焊接仿真精度最高、适用性最好的方法之一^[19]。本文采用商用有限元软件 MSC.MARC 完成对接试板的热弹塑性法焊接仿真,800MPa 级船用高强钢热物理参数如图 4 所示,等强匹配焊丝材料参数与母材等同,使用 MARC 软件内嵌的双椭球体热源模型来模拟 MIG 焊的熔池形态与温度梯度分布。

按照试验条件在 MARC 软件中为有限元模型施加边界条件,为节省计算资源,对边界条件进行合理简化。如图 5 所示,模型固定端采用位移固定直接约束,自由端施加重力约束,改变自由端重力方向可以模拟试板的翻转过程,在打底焊时,支撑工装与试板之间采用变形体与可传热刚体接触进行接触约束。为每一道焊缝施加表面空气对流换热条件,对流换热系数 $15 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,环境温度 25°C ,相邻两道焊时间间隔设为 400 s ,以保证适宜的层间温度。焊缝全部填充后将环境温度设为 250°C ,时长 $7\,200 \text{ s}$ 以模拟后热过程,最后恢复到 25°C ,试板自然冷却至室温,去除试板固定端约束。

试板残余应力测试采用 X 射线衍射法,该方法通过测定焊接残余应力引发的衍射角偏移量,结合材料弹性常数、泊松比及衍射晶面应力常数,代入应力计算方程求解残余应力,具有非破坏性、高精度、高效率等特点^[20],目前已在焊接残余应力测试领域广泛应用。本文所用测试仪器为 Stresstech Oy XStress3000 G3 型 X 射线应力仪,如图 6 所示,加速电压 30 kV ,加速电流 6.7 mA ,曝光时间 8 s 。



(a) 力学性能参数



(b) 热物性能参数

图 4 800 MPa 级船用高强钢材料热物理参数

Fig. 4 Thermophysical parameters of 800 MPa grade marine high-strength steel

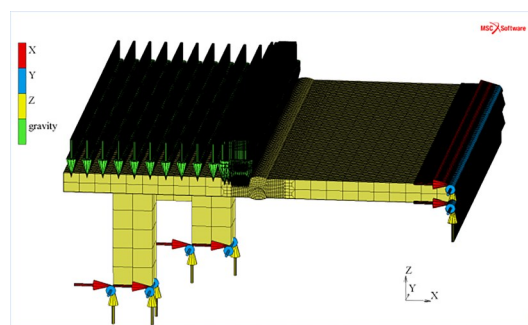


图 5 仿真模型边界条件设置

Fig. 5 Boundary condition setup of the simulation model

2 结果与分析

2.1 坡口几何参数对焊接变形的影响

图 7 所示为位移传感器记录的高强钢对接试板自由端测量点位移随焊接道次的变化情况。整体来看,试板自由端的位移分为先焊面和后焊面两个



图6 X射线应力仪

Fig. 6 X-ray stress analyzer

阶段,除由于根部间隙较大或钝边过小导致打底焊刚性不足,在后续道次热输入时受重力作用自由端位移回落以外,试板的位移随着焊接道次的增加呈现先焊面阶段增大、后焊面阶段减小的趋势。但不同坡口几何参数试板在先焊面和后焊面的试板的位移量差别明显,部分试板虽变形峰值较大,但经过后焊面抵消,最终焊接变形量较小,因此将X形坡口的焊接变形按阶段分为先、后焊面研究是十分必要的。

本文从X形坡口对接试板最终角变形量的形成过程出发,通过分析坡口几何参数对试板先、后焊面焊接角变形量的影响规律,得出800MPa级高强度钢对接试板最终角变形量与坡口几何参数之间

表5 试板先、后焊面以及最终角变形量

Table 5 First and later welded surfaces of specimens and final angular distortion

试板编号	#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7	#8	#9
先焊面角变形量 $\alpha_1/(\circ)$	0.3231	0.1735	1.4639	0.7321	1.4703	0.4981	0.2578	1.3812	0.9198
后焊面角变形量 $\alpha_2/(\circ)$	-0.3820	-0.3613	-0.5950	-0.4647	-0.2784	-0.6064	-0.4154	-0.2561	-0.3596
最终角变形量 $\alpha_3/(\circ)$	-0.0589	-0.1878	0.8689	0.2674	1.1919	-0.1083	-0.1576	1.1251	0.5602

分别以三种角变形量为响应指标进行极差分析,极差分析结果如表6所示,其中 k 表示在不同因素的不同水平下响应指标的平均值。根据分析结果来看,坡口几何参数对先焊面角变形量的影响按显著性由大到小分别为根部间隙、钝边尺寸、坡口角度,对后焊面角变形量的影响按显著性从大到小依次为根部间隙、坡口角度、钝边尺寸,对最终角变形量的影响大小按显著性由大到小分别为根部间隙、钝边尺寸、坡口角度。均值响应曲线如图8所示,当坡口角度从 50° 增加至 70° ,先焊面角变形量逐渐先增加后减小,后焊面角变形量先增加后减

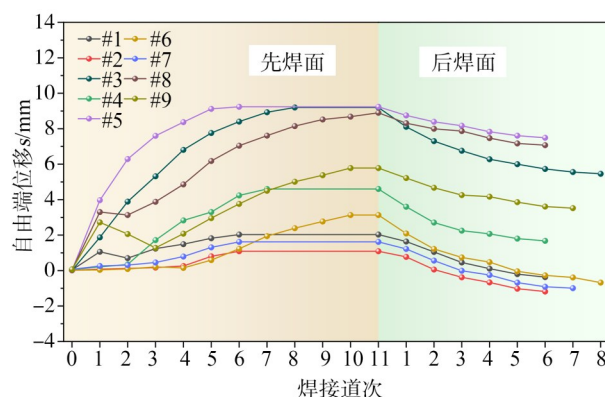


图7 各试板焊接过程自由端测量点的位移

Fig. 7 Displacement of measurement points at the free end of each test plate during the welding process

的关系。由于试板根部间隙的变化会引起位移测量点与焊缝中心距离变化,为量化分析不同坡口几何参数对试板焊接变形的影响,通过式1将试板自由端位移量转化为试板的角变形量。

$$\alpha = \frac{180}{2\pi} \arctan\left(\frac{s}{d}\right) \quad (1)$$

式中 α 为试板的角变形量; s 为自由端的位移量; d 为焊缝中心与位移传感器测量点的距离。

计算得各试板先、后焊面以及最终角变形量如表5所示,角变形量为正表示向试板先焊面方向的变形、为负表示向后焊面方向的变形。

小,最终焊接角变形量持续增加;当根部间隙从0 mm增加至6 mm,先焊面角变形量先增加后减小,后焊面角变形量先减小后增加,最终角变形量先增加后减小;当钝边尺寸从0 mm增加至4 mm,先焊面角变形量先减小后增加,后焊面角变形量先减小后增加,最终角变形量先减小后增加。

从以上分析结果来看,即使先、后焊面的角变形量关于某个坡口几何参数的影响规律一致,试板的最终角变形量也可能呈现出不同的变化趋势,这是由于最终角变形量的增量由先、后焊面的角变形量增量共同决定的,如式2所示。

表6 试板先、后焊面以及最终角变形量极差分析结果
Table 6 Range analysis results of first and later welded surfaces and final angular distortion of specimens

响应指标	因素	坡口角度 $\theta/^\circ$	根部间隙 b/mm	钝边尺寸 p/mm
先焊面角变形量 $\alpha_1/^\circ$	$k1$	0.6535	0.4377	0.7341
	$k2$	0.9002	1.0083	0.6085
	$k3$	0.8530	0.9606	1.0640
	极差	0.2467	0.5706	0.3299
	排列	3	1	2
后焊面角变形量 $\alpha_2/^\circ$	$k1$	-0.4461	-0.4207	-0.4148
	$k2$	-0.4498	-0.2986	-0.3952
	$k3$	-0.3437	-0.5203	-0.4296
	极差	-0.1061	-0.2217	-0.0344
	排列	2	1	3
最终角变形 $\alpha_3/^\circ$	$k1$	0.2074	0.0170	0.3193
	$k2$	0.4504	0.7097	0.2133
	$k3$	0.5092	0.4403	0.6344
	极差	0.3018	0.6927	0.4211
	排列	3	1	2

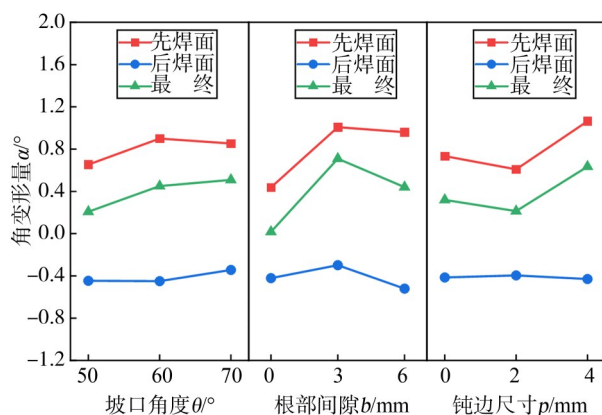


图8 试板先、后焊面以及最终角变形量均值响应图

Fig. 8 Mean response diagram of first and later welded surfaces and final angular distortion of specimens

$$\Delta\alpha_3 = \Delta\alpha_1 + \Delta\alpha_2 \quad (2)$$

式中 $\Delta\alpha$ 为不同因素水平变化时试板先、后焊面和最终角变形量的增量。

坡口角度为 50° 时,试板最终角变形量响应为正值,当坡口角度由 50° 增大至 60° 时,先焊面的角变形迅速增大,角变形指标增量为 0.2467° ,而后焊面指标增量仅为 -0.0037° ,总增量为正值,试板最终角变形量增大;当坡口角度由 60° 增大至 70° 时,虽然先、后焊面角变形量都呈下降趋势,但先焊面角变形指标增量为 -0.0472° ,后焊面角变形指标增量为 0.1061° ,总增量依旧为正值,试板最终角变形量

保持增大的趋势。同理,根部间隙为 0 mm 时,试板最终角变形量响应为正值;当根部间隙由 0 mm 增加至 3 mm 时,先焊面角变形响应增量为 0.5706° ,后焊面角变形响应增量为 0.1221° ,总增量为正值,试板最终角变形量增加;当根部间隙由 3 mm 增加至 6 mm 时,先焊面角变形响应增量为 -0.0477° ,后焊面角变形响应增量为 -0.2217° ,总增量为负值,试板最终角变形量减小。钝边尺寸为 0 mm 时,试板最终角变形量响应为正值;当钝边尺寸由 0 mm 增加至 2 mm 时,先焊面角变形响应增量为 -0.1256° ,后焊面角变形响应增量为 0.0196° ,总增量为负值,试板最终角变形量减小;当钝边尺寸由 2 mm 增加至 4 mm 时,先焊面角变形响应指标增量为 0.4555° ,后焊面角变形响应增量为 -0.0344° ,总增量为正,试板最终角变形量增大。

2.2 坡口几何参数对残余应力的影响

焊道的形状和位置决定了热源的作用区域和热传导的路径,正确模拟焊缝的填充过程是保证热弹塑性法仿真结果可靠性的前提,而X形坡口清根会清除打底焊根部以及周围区域部分母材,改变了接头的初始坡口形状。为模拟出清根过程造成的坡口的变化,本文基于“生死单元法”建立了X形坡口有限元模型。根据试板焊缝截貌规划网格单元的建模,预留出被清除的单元集合,如图9所示,忽略清根过程的热影响,在模拟后焊面焊接前“杀死”红框内的单元来简要模拟清根过程,既能保证高强度X形坡口对接试板先焊面焊缝区域的几何形貌,又能模拟出清根后对称的焊缝截貌,保证了仿真热源作用位置的准确。

按照试验约束条件来看,试板的焊接变形角变形越大,焊缝形状的对称性就越差,产生的残余应

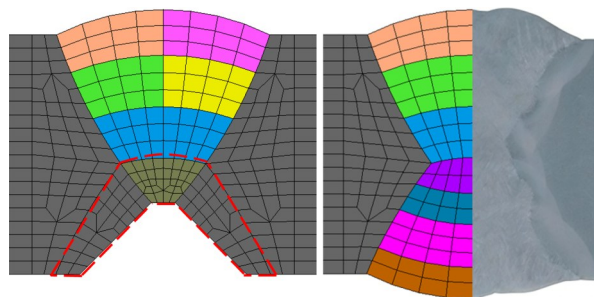
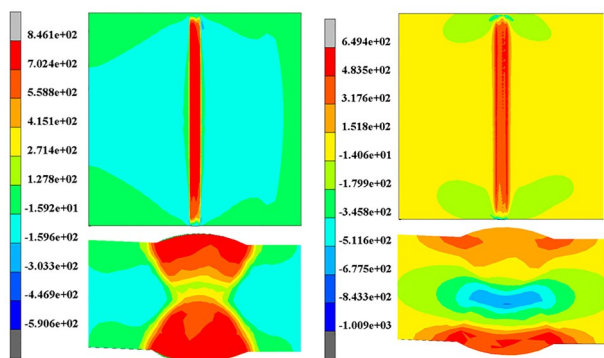


图9 仿真模型焊道单元布置

Fig. 9 Element arrangement of weld bead in the simulation model

力分布越具有代表性。选取角变形最大的#5试板进行焊接仿真,探索该试验条件下对接试板残余应力的分布规律。图10为仿真所得#5试板后焊面表面和沿焊缝长度1/2处截面残余应力的宏观分布。对于试板的纵向残余应力,从后焊面上的分布来看,焊缝处存在较大的残余拉应力,沿垂直焊缝方向迅速转变为压应力,固定端由于试验工装的约束,边缘位置的纵向残余应力分布与自由端有所区别;从焊缝截面上的分布来看,焊缝区域的纵向残余应力以拉应力为主,沿熔合线迅速转变为压应力,根部区域模拟了气刨清根导致的应力释放,在焊缝芯部存在一部分小应力区。对于试板的横向残余应力,从后焊面上的分布来看,拉应力峰存在于焊缝附近,相较于纵向残余应力,拉应力峰值较低,分布范围更广;从截面上的分布来看,拉应力主要分布在焊缝表层,且后焊面横向残余拉应力明显大于先焊面,焊缝芯部出现压应力峰值,这是由于后焊面焊接热输入产生沿厚度方向的横向应力梯度,迫使试板向后焊面变形,抵消试板先焊面留下的横向残余应力并挤压焊缝芯部,形成较大的压应力区。



(a)纵向残余应力分布

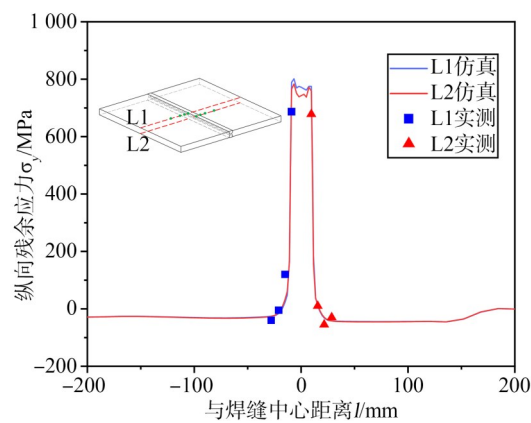
(b)横向残余应力分布

图10 #5试板残余应力在后焊面以及沿焊缝长1/2处截面的分布

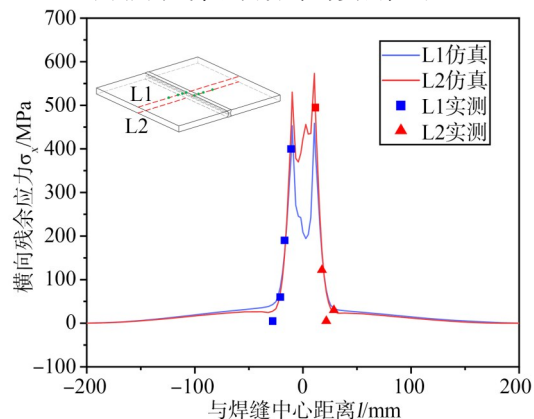
Fig. 10 Distribution of residual stress of specimen #5 on the later welded surface and the cross-section at the 1/2 length of the weld

X射线衍射法只能测量试板平整表面的表区残余应力值,为获取试板表面残余应力峰值区,沿焊缝长1/2处选取两条特征线(L1、L2),提取特征线上的纵向、横向残余应力仿真数据,如图11所示。试板纵向、横向残余拉应力峰值均出现在焊趾处,纵向残余拉应力峰值大于横向。先、后焊面纵向残余

应力分布与大小接近,横向残余应力区别较为明显,后焊面横向残余应力水平明显大于先焊面,这与残余应力云图分布一致。此外,观察特征线上的纵向残余应力分布发现,先、后焊面自由端焊趾的纵向残余应力峰值均略大于固定端。分别在L1、L2上选取残余应力测量点,测量距焊趾1 mm、5 mm、10 mm、20 mm处的残余应力值。如图11所示,残余应力测量值与仿真值对应较好,验证了基于“生死单元法”开发的有限元模型的可靠性。



(a)纵向残余应力分布与实测值对比



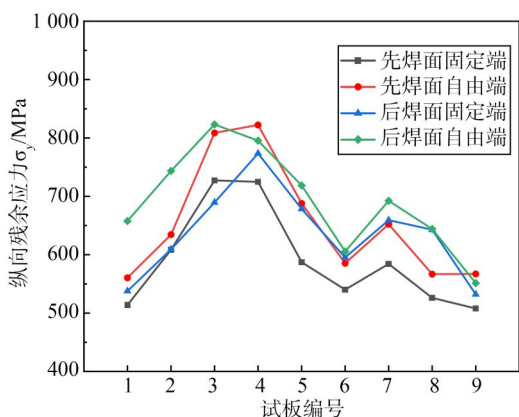
(b)横向残余应力分布与实测值对比

图11 #5试板特征线上的残余应力分布

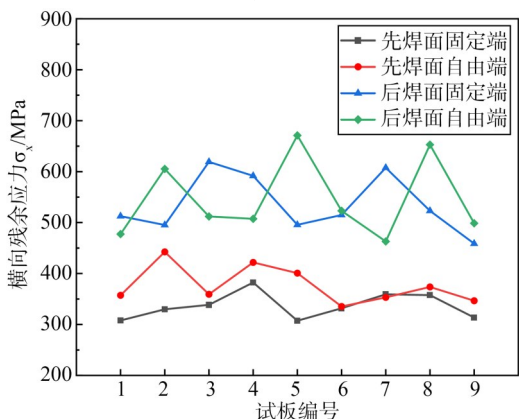
Fig. 11 Residual stress distribution along the characteristic line of specimen #5

以上分析表明,X形坡口对接试板在试验工装的约束下产生的焊接残余应力主要集中在焊缝及附近区域,试板表面残余应力峰值集中在焊趾处。因此本文选择在沿焊缝长1/2的特征线上、距两侧焊趾1 mm处取点测量,获取残余应力指标,用以表征各试板的残余应力水平。按照在对接试板上的空间位置分布将测量点定义为先焊面固定端、先焊

面自由端、后焊面固定端、后焊面自由端四种。各试板残余应力测量结果如图 12 所示,其余试板的测量点残余应力分布规律与#5 试板基本保持一致:纵向残余应力测量较为接近,横向残余应力后焊面大于先焊面,并且自由端测量点的平均纵向残余应力水平略大于固定端,证明了基于#5 试板残余应力分布选取的测量点的有效性。此外,各试板之间的纵向残余应力水平波动相对较大,说明坡口几何参数的改变会引起纵向残余应力的显著变化。



(a)纵向残余应力测量值



(b)横向残余应力测量值

图 12 各试板测量点残余应力测试结果

Fig. 12 Test results of residual stress at the measurement points of each specimen

为了体现试板残余应力平均水平,同时减小测量误差的影响,以自由端先、后焊面测量点的纵向残余应力平均值和后焊面两端测量点的横向残余应力平均值作为试板的纵向和横向残余应力的响应指标,进行极差分析,结果如表 7 所示。三个因素对纵向残余应力指标的影响由大到小依次为钝边尺寸、坡口角度、根部间隙,对横向残余应力指标的

影响由大到小依次为根部间隙、钝边尺寸、坡口角度。图 13 所示为残余应力的均值响应曲线,可以看出,X 形坡口几何参数对 800 MPa 级高强钢对接试板纵向残余应力指标的影响更加显著,随着根部间隙从 0 mm 增大至 6 mm,纵向残余应力指标呈现先缓慢后迅速的下降趋势,横向残余应力指标先增大后减小;随着钝边尺寸从 0 mm 增至 4 mm,纵向残余应力指标持续下降,横向残余应力指标先增大后减小;随着坡口角度从 50°增至 70°,纵向残余应力指标显著上升,横向残余应力指标先减小后增加。

表 7 试板残余应力评价指标极差分析结果

Table 7 Range analysis results of evaluation indices of residual stress of specimens

响应指标	因素	坡口角度 $\theta/^\circ$	根部间隙 b/mm	钝边尺寸 p/mm
纵向残余应力 σ_y/MPa	$k1$	704.7	696.7	603.3
	$k2$	702.5	665.9	685.7
	$k3$	612.3	656.8	730.5
	极差	92.4	39.9	127.2
	排序	2	3	1
横向残余应力 σ_x/MPa	$k1$	537.0	526.6	534.0
	$k2$	550.6	573.9	526.2
	$k3$	534.0	521.1	561.4
	极差	16.7	52.8	35.2
	排序	3	1	2

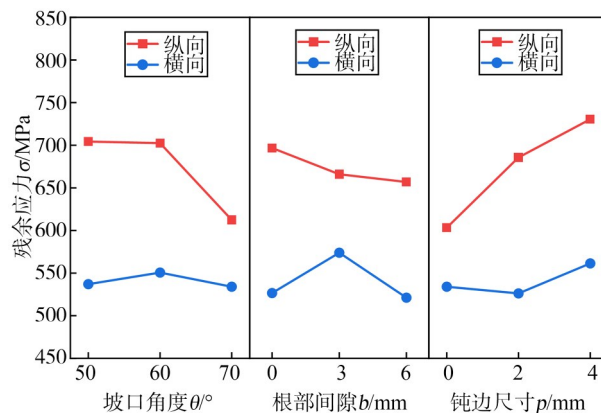


图 13 试板残余应力评价指标均值响应图

Fig. 13 Mean response diagram of evaluation indices of residual stress of specimens

从以上分析的结果可知,钝边尺寸对试板纵向残余应力影响最为显著,随着钝边尺寸的增加试板纵向残余应力指标迅速增大。原因是随着钝边尺寸的增大,焊缝根部熔合区域显著增加,冷却阶段的纵向收缩受母材的拘束显著增加,导致试板纵向

残余应力水平的显著增大;坡口角度的增大会引起纵向残余应力评价指标的下降,且主要集中在坡口角度由 60° 增大至 70° 时,这是由于坡口角度过大时,焊缝余高减薄,焊趾处应力集中现象减弱,导致附近区域的表区残余应力迅速减小;根部间隙的增加会引起纵向残余应力评价指标的下降,原因是根部间隙增大,焊道显著减薄,熔合区厚度减小,焊缝纵向收缩受到的拘束力减弱,纵向应力释放更充分,应力水平逐渐降低。

对于试板横向残余应力来说,其指标响应规律与试板最终角变形量的基本一致。而坡口角度从 60° 升到 70° 后,试板最终角变形量有所上升,横向残余应力指标则开始下降,这是由于焊趾处应力集中现象的减弱引起的。从横向残余应力在厚度方向上的分布来看,测量点结果接近拉应力峰值,焊接过程产生的横向内应力梯度是引起试板转角变形的主要驱动力,两者在响应规律上的一致性也说明了在本次试验条件下试板的横向拉应力峰值可以代表横向应力梯度的分布,间接体现了应力评价指标选择的可靠性。

3 结论

(1) 本文从 X 形坡口对接试板最终角变形量形成过程的角度出发,分别分析了试板先、后焊面对坡口几何参数的响应规律,通过对两个阶段响应增量的计算,揭示了 X 形坡口几何参数对 800 MPa 级船用高强度钢 MIG 焊最终角变形量影响规律的形成原因。分析结果表明,根部间隙对 800 MPa 级船用高强度钢对接试板最终角变形量的影响最为显著,且随着根部间隙的增大最终角变形量先增大后减小。

(2) 基于“生死单元法”搭建了#5 试板热弹塑性法仿真模型,模拟了因气刨清根造成的坡口初始形状的改变,保证了仿真热源作用位置与实际焊道的对应关系,得到了试验条件下 800 MPa 级高强度钢对接试板焊接残余应力的分布规律,并据此选取了残余应力指标测量点。测量结果表明,测量点处实测结果与仿真结果对应较好,各试板之间的残余应力分布规律基本保持一致,验证了该模型残余应力计算结果的可靠性以及测量点选取的科学性。

(3) 选取自由端先、后焊面纵向残余应力的平均值和后焊面焊缝两侧横向残余应力平均值作为 800 MPa 级船用高强度钢对接试板残余应力极差分析的响应指标。分析结果表明:X 形坡口几何参数对接试板纵向残余应力指标的影响主要以钝边尺寸为主,随着钝边尺寸的增加,纵向残余应力显著增大;试板横向残余应力指标的响应结果整体上与试板最终角变形量的响应结果相似,以根部间隙的影响为主,随着根部间隙的增大,呈现先增大后减小的趋势。

(4) 为有效控制 800 MPa 级船用高强度钢 X 形坡口 MIG 焊对接接头角变形和残余应力,在坡口几何参数设计阶段应优先关注根部间隙与钝边尺寸的匹配。结合本文研究结果与现有工程实践经验,推荐 X 形坡口核心几何参数取值如下:根部间隙控制在 1~3 mm,钝边尺寸选取 1~2 mm,坡口角度选取 50° ~ 60° 。该参数组合可有效抑制对接接头角变形,同时将残余应力维持在较低水平,为 800 MPa 级船用高强度钢 X 形坡口焊接工艺优化提供了关键理论支撑。

参考文献:

- [1] 陈绍鑫,方乃文,信国松,等. 海工装备用低合金高强度钢焊接现状与展望[J]. 电焊机,2025,55(07):15-35.
CHEN S X, FANG N W, XIN G S, et al. Current Situation and Prospect of Welding of Low-alloy High-strength Steel for Offshore Equipment [J]. Electric-Welding Machine, 2025, 55(07): 15-35.
- [2] 李长福,高云保,李宝治,等. 船舶用高强度低合金钢的发展综述[J]. 铸造,2025,74(10):1309-1320.
LI C F, GAO Y B, LI B Z, et al. Review of the Development of High Strength Low Alloy Steel for Ship [J]. Foundry, 2025, 74(10): 1309-1320.
- [3] 王伟,何亮,何磊. 船用高强度钢焊接材料合金系研究现状[J]. 材料开发与应用,2020,35(6):79-83.
WANG W, HE L, HE L. Review on Welding Material Alloy Systems of High Strength Steels for Ships [J]. Development and Application of Materials, 2020, 35(6): 79-83.
- [4] 崔亚男,陈兴召,郭优,等. 坡口形式对 Q390/Q690 异种低合金钢焊接残余应力的影响[J]. 机械工程材料, 2024, 48(08): 61-67.
CUI Y N, CHEN X Z, GUO Y, et al. Effect of Groove

- Form on Welding Residual Stress of Q390/Q690 Dissimilar Low Alloy Steel[J]. Materials for Mechanical Engineering 2024,48(08):61-67.
- [5] Bingchun J, Zhenzhen L, Quan C. Influence of bevel angle on the welding-induced residual stress and distortion based on a thermometallurgical-mechanical model in a Q345-316L dissimilar butt welded joint[J]. Journal of Adhesion Science and Technology, 2021, 35(20):2249-2273.
- [6] Li T, Huang B, Hong X, et al. Effect of groove angle on the residual stress and deformation of nuclear waste container cylinder body welded by plasma arc welding[J]. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 2024, 55(4):443-454.
- [7] Yandong Q, Zhengpeng L, Jiye L, 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(A):104504.
- [8] Zhang L, Peng G, Yang F, et al. Effect of Welding Gap of Thin Plate Butt Welds on Inherent Strain and Welding Deformation of a Large Complex Box Structure[J]. Materials, 2024, 17(9).
- [9] Üstündağ Ömer, Bakir N, Gook S, et al. Hybrid laser-arc welding of laser and plasma-cut 20 mm-thick structural steels[J]. Welding in the World, 2022, 66(3):1-8.
- [10] 石换军. 铝合金对接接头 MIG 焊组对间隙及钝边尺寸研究[J]. 金属加工(热加工), 2021(04):59-62.
- SHI H J. Study on Fit-up Gap and Root Face Dimension of Aluminum Alloy Butt Joints for MIG Welding[J]. MW Metal Forming, 2021(04):59-62.
- [11] 马寅, 韩晓辉, 杨志斌, 等. 坡口尺寸对铝合金激光-MIG 复合焊缝成形及力学性能的影响[J]. 大连交通大学学报, 2021, 42(01):57-61.
- MA Y, HAN X H, YANG Z B, et al. Effects of Groove Size on Weld Formation and Mechanical Property of Laser-MIG Hybrid Welded Aluminum Alloy Joint[J]. Journal of Dalian Jiaotong University, 2021, 42(01):57-61.
- [12] Changwan H, Jaehyeok D, Sanghoon K. Fatigue life analysis based on the groove angle reduction in the butt welding of excavator booms[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 2024, 238(13):6614-6623.
- [13] 郝晓杰, 段成红, 罗翔鹏, 等. 不同坡口尺寸 6005A 铝合金激光-MIG 复合焊接微观组织及力学性能研究[J]. 中国激光, 2025, 52(04):39-48.
- HAO X J, DUAN C H, LUO X P, et al. Microstructures and Mechanical Properties of Laser-MIG Hybrid Welding Processed 6005A Aluminum Alloy with Different Groove Dimensions[J]. Chinese Journal of Lasers, 2025, 52(04):39-48.
- [14] İpek E N, Elaldi F. Analysis of Welding Groove Angle and Geometry on Strength of Armor Steel[J]. Materials and Manufacturing Processes, 2012, 27(12):1437-1441.
- [15] 梁晓梅, 王猛, 吴妍, 等. 焊接坡口类型对中部槽激光-MAG 复合焊接工艺适应性及力学性能的影响[J]. 机械制造文摘(焊接分册), 2016(1):4-8, 48.
- LIANG X M, WANG M, WU Y, et al. Effect of Welding Grooves on Adaptability and Mechanical Properties for Central Groove Based on Laser-MAG Hybrid Welding process[J]. Welding Digest of Machinery Manufacturing, 2016(1):4-8.
- [16] 强斌. 桥梁钢厚板对接焊焊接残余应力空间分布及调控技术研究[D]. 成都:西南交通大学, 2017.
- QIANG B. Study on Spatial Distribution and Regulation Technology of Welding Residual Stress in Butt Welding of Thick Bridge Steel Plates[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2017.
- [17] 崔健, 姜河蓉, 刘珏, 等. 大型空泡水洞分段总组焊接变形和残余应力仿真[J]. 船舶工程, 2025, 47(6):113-120.
- CUI J, JIANG H R, LIU J, et al. Simulation of Welding Distortion and Residual Stress of Segmented Group of Large Cavitation Tunnel[J]. Ship Engineering, 2025, 47(6):113-120.
- [18] 杨树玄. 大型厚板 H 型钢结构 GMAW 焊接工艺与实验研究[D]. 杭州:杭州电子科技大学, 2021.
- YANG S X. GMAW welding technology and experimental study on large thick plate H-shaped steel structure[D]. Hangzhou: Hangzhou Dianzi University, 2021.
- [19] Han H Y, Lim B H, Shin S T, et al. Prediction of Welding Deformation Using the Thermal Elastic-Plastic Finite Element Method by Considering Welding Interpass Temperature[J]. Materials, 2024, 17(15):3656-3656.
- [20] Gangwar K, Ramulu M. Residual Stress Measurement Using X-ray Diffraction in Friction Stir-Welded Dissimilar Titanium Alloys[J]. Materials, 2024, 17(7):1482.