

- 中国核心期刊(遴选)数据库收录期刊
- 中文科技期刊数据库收录期刊
- 中国学术期刊综合评价数据库统计源期刊
- 万方数据数字期刊网收录期刊
- 中国学术期刊(网络版)收录期刊

ISSN 1009-7864
CN 41-1242/TF

2026.1

第 32 卷 总第 184 期

宽厚板

WIDE AND HEAVY PLATE

ISSN 1009-7864



HBIS

河钢集团

舞阳钢铁有限责任公司 主办

1995 年创刊
公开发行人(双月刊)

宽 厚 板
KUAN HOU BAN

2026 年 02 月 28 日出版
第 32 卷第 1 期(总第 184 期)

《宽厚板》杂志编委会

编委会主任:

吝章国

编委会委员(按姓氏笔画为序):

王少义 韦 明 邓想涛

龙 杰 帅 勇 刘建磊

李 杰 杨俊锋 杨增国

吴俊平 吴 铠 张 朋

陈子刚 庞辉勇 赵向政

赵国昌 郝小强 袁忠业

徐海健 黄大军 彭世宝

廖仕军 戴文笠

目 次

· 试验研究 ·

基于 70 mm 厚度 Q355B 钢板的焊接热源模型及预热温度研究

..... 王海山 夏麒麟 史明方 蒋永扬(1)

EH36 级船板激光-电弧复合焊接工艺的优化研究

..... 徐俊锋 王春波 李智明(8)

X60M 级抗氢管线钢的研制与开发

..... 张 丹 刘 涛 赵本强 史小亮 王武仙 曹亚坤 赵成瑞(13)

不同冷却工艺对 EH40 级船板组织性能的影响

..... 樊 卫(18)

· 生产实践 ·

圆盘剪剪切钢板镰刀弯超标的原因分析及改进

..... 吴福善 韦家成 刘 泉(21)

板坯加热炉数字化改造与智能控制技术应用的研究

..... 欧金雄 孙 乾(24)

引锭杆下滑原因分析与改进措施

..... 胡盛凯 祝志胜 孙兵兵 张 维 牛 桩(29)

· 技术讨论 ·

1 100 MPa 级超高强度钢板切割断面磁粉探伤不合格的原因分析及改进措施

..... 孙京波 侯东华 刘 坤(33)

Q460MDZ35 钢板抗层状撕裂性能不合格的原因分析与优化实践

..... 周 杰(37)

中厚板残余应力形成机制与消除措施的探讨

..... 王庆敏 刘 鑫 刘 伟 刘应心(41)

Q460GJCZ35 钢板厚度方向性能不合格原因分析及改进措施

..... 郭 潇 王智聪 郭江华(45)

主 管:舞阳钢铁有限责任公司
主 办:舞阳钢铁有限责任公司
主 编:龙 杰
编辑部主任:孔祥丽
编 辑 出 版:《宽厚板》编辑部
印 刷:郑州豫兴印刷有限公司
发 行:《宽厚板》编辑部

刊 号:ISSN 1009—7864
CN 41—1242/TF
地 址:河南省舞钢市湖滨大道西段
电 子 信 箱:wykhhb2003@163.com
邮 编:462500
电 话:(0375)8111575/8113765
国 内 定 价:10.00 元 国内公开发行

Wide and Heavy Plate

Vol. 32 ,No. 1

February 2026

CONTENTS

• Test and Research •

- Study on Welding Heat Source Model and Preheating Temperature of 70 mm Thickness Q355B Steel Plate
..... *Wang Haishan, Xia Ruiqi, Shi Mingfang and Jiang Yongyang*(1)
- Research on Optimization of Laser – Arc Hybrid Welding Process for EH36 Grade Ship Plate
..... *Xu Junfeng, Wang Chunbo and Li Zhiming*(8)
- Research and Development of X60M Grade Hydrogen Resistant Pipeline Steel
..... *Zhang Dan, Liu Tao, Zhao Benqiang, Shi Xiaoliang, Wang Wuxian, Cao Yakun and Zhao Chengrui* (13)
- Influence of Different Cooling Processes on Microstructure and Properties of EH40 Ship Plate Steel
..... *Fan Wei*(18)

• Production Practice •

- Causes Analysis and Corrective Measures of Steel Plate Sickie Bending Nonconformity during Shearing with Disc Shear
..... *Wu Fushan, Wei Jiacheng and Liu Quan*(21)
- Research on Digital Transformation and Intelligent Control Technology Application of Slab Reheating Furnaces
..... *Ou Jinxiong and Sun Qian*(24)
- Causes Analysis and Improvement Measures for the Descent of the Dummy Bar
..... *Hu Shengkai, Zhu Zhisheng, Sun Bingbing, Zhang Wei and Niu Zhuang*(29)

• Technical Discussion •

- Causes Analysis and Improvement Measures of 1 100 MPa Ultra – High – Strength Steel Plate Magnetic Particle Inspection Failures on Cut Surfaces
..... *Sun Jingbo, Hou Donghua and Liu Kun*(33)
- Causes Analysis and Optimization Practice of Non – Conforming Lamellar Tearing Resistance in Q460MDZ35 Steel Plate
..... *Zhou Jie*(37)
- Investigation into the Formation Mechanism and Mitigation Measures of Residual Stress in Medium and Heavy Plate
..... *Wang Qingmin, Liu Xin, Liu Wei and Liu Yingxin*(41)
- Causes Analysis and Improvement Measures for the Unqualified Thickness – Direction Properties of Q460GJCZ35 Steel Plate
..... *Guo Xiao, Wang Zhicong and Guo Jianghua*(45)

Competent Unit: Wuyang Iron and Steel Co. ,Ltd.

Sponsored by: Wuyang Iron and Steel Co. ,Ltd.

Edited and Published by: Editorial Office of WIDE AND HEAVY PLATE

Address: Wugang City, Henan. **Post Code:** 462500

· 试验研究 ·

基于 70 mm 厚度 Q355B 钢板的焊接热源模型及预热温度研究

王海山^{1,2} 夏瑞麒¹ 史明方¹ 蒋永扬^{1,2}

(1 内蒙古科技大学土木工程学院; 2 浙江中南绿建科技集团有限公司)

摘 要 以 70 mm 厚度 Q355B 低合金高强度钢板的焊接工艺为研究对象, 系统分析残余应力沿焊接路径的分布特征与变化规律。通过 ANSYS 软件对 Q355B 钢板焊接后的残余应力进行模拟分析, 并将模拟结果与实测值进行对比分析, 最终确定旋转高斯曲面体热源模型为最优模型。基于此模型, 使用 ANSYS 软件模拟不同预热温度条件下焊接试板的温度场与应力场演变规律。结果表明: 预热温度控制在 400 ℃ 左右比较合理。

关键词 热源模型 焊接试验 温度场 残余应力 预热温度

Study on Welding Heat Source Model and Preheating Temperature of 70 mm Thickness Q355B Steel Plate

Wang Haishan^{1,2}, Xia Ruiqi¹, Shi Mingfang¹ and Jiang Yongyang^{1,2}

(1 School of Civil Engineering, Inner Mongolia University of Science and Technology;

2 Zhejiang Zhongnan Green Construction Technology Group Co., Ltd.)

Abstract Taking the welding process of 70 mm thickness Q355B low alloy high strength steel plate as the research object, the distribution characteristics and variation law of residual stress along the welding path is systematically analysed. The residual stress of welded Q355B steel plate is simulated and analyzed by means of the ANSYS software, of which the simulation results are compared and analysed with the actual measured values, the Rotary – Gauss body heat source model is determined as an optimum model finally. Based on the model, the ANSYS software is used to study the evolution law of the temperature field and stress field of the welded test plates under different preheating temperatures. The results show that the rational preheating temperature is set around 400 ℃.

Keywords Heat source model, Welding test, Temperature field, Residual stress, Preheating temperature

0 前言

Q355B 钢是低合金高强度钢的代表性材料, 其合金元素含量较低, 碳当量数值不高, 具有良好的焊接性能和优良的综合力学性能, 在汽车、桥梁、石化、压力容器以及建筑工程等领域获得广泛应用^[1,2]。在这些应用领域的焊接结构制造中, 焊接工艺是保证焊接质量的关键因素, 而构建焊接热源模型则是进行焊接工艺模拟分析的基础。由于在焊接过程中普遍存在局部热输入集中的现象, 导致焊件温度场不均匀, 使焊件产生较大的焊接变形和应力^[3], 因此, 选取合适的焊接热源模型至关重要^[4,5]。本研究以 70 mm 厚度 Q355B 低合金高强度钢板在工程结构应用中的焊接工艺为对象, 拟采用数值模拟与试验验证相结合的方法,

选择适用的热源模型, 为焊接工艺的优化提供更可靠的理论模型基础, 从而有助于在实际生产中更有效地预测与控制焊接变形与应力, 提升焊接结构的制造质量与性能可靠性。

1 焊接试验

1.1 试验过程

试验材料采用 (70 × 200 × 200) mm 规格 Q355B 钢试板, 焊接前试板如图 1 所示。焊接接头形式为 X 型坡口, 上侧坡口角度为 45°, 下侧坡口角度为 60°, 两块焊接用试板中间留 5 mm 的间距, 如图 2 所示。根据现场的实际情况, 选择 CO₂ 气体保护焊接方式, 全程采用手工焊接, 使用规格为 Φ1.2 mm 的 ER50 – 6 型号焊丝, 焊接电流为 280 A, 焊接电压为 25 V, 焊接速度为 4 mm/s。为

了保证焊接试验严谨性,选取三组试板进行焊接,焊接后分别检测其残余应力,测量点残余应力平均值为最终值。

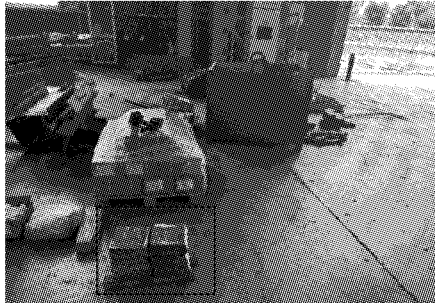


图1 焊接前 Q355B 钢试板实物

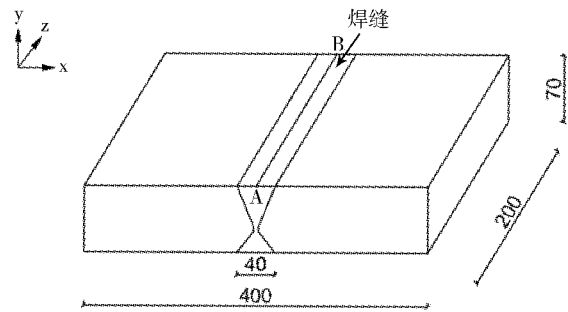


图2 Q355B 钢试板焊接接头示意图

1.2 焊接残余应力检测

采用 X 射线衍射法,从三组试板表面选取 20 个点进行残余应力测量,其分布示意图见图 3。

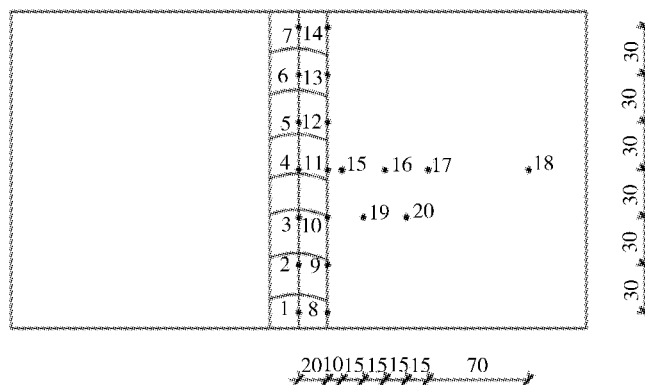


图3 测量点布置图

首先对焊趾区域进行机械打磨处理,直至金属基体完全暴露,确保表面粗糙度满足 X 射线衍射的检测要求,避免因表面不平整引起的衍射信号畸变。出于消除机械加工过程中产生表层应力影响、确保测试结果准确性的目的,使用 VWEP - X2 便携式电解抛光仪对各测量点区域进行电解剥蚀处理,以有效去除表面氧化层与加工硬化层。电解抛光参数为抛光电压 30 V、抛光电流 0.8 ~ 1.2 A、抛光流速 0.3 min、抛光时间 20 s。经电解

处理后的测量点表面形成清洁、平整的金属晶面,满足衍射测量的精度要求。

使用日本 Pulstec μ - X360s 应力测试仪对经过电解抛光处理的试板进行残余应力测试,可以精确获取各检测点垂直于焊缝方向的横向残余应力分量(σ_x)和平行于焊缝方向的纵向残余应力分量(σ_y),系统表征焊接接头残余应力的分布特征及其空间变化规律。三组试板的残余应力平均值见表 1。

表 1 测得的残余应力平均值

测量点	横向残余应力 σ_x /MPa	纵向残余应力 σ_y /MPa	测量点	横向残余应力 σ_x /MPa	纵向残余应力 σ_y /MPa
1	-34	-27	11	150	300
2	160	160	12	155	229
3	150	246	13	142	216
4	140	222	14	-39	156
5	148	148	15	129	254
6	151	132	16	64	-87
7	161	161	17	-3	-55
8	-25	-25	18	-13	-69
9	118	182	19	24	-124
10	140	280	20	32	32

2 有限元模拟

2.1 有限元模型及网格划分

为了提升计算精度,同时兼顾时效性考量,网格划分方案采取差异化处理策略,即邻近焊道区域进行细密网格化处理,而远离该处的区域则实施粗放型网格布置。焊接过程数值模拟领域采用热-弹塑性顺序耦合法。温度场分布特征优先完成数值的解析,继而将所得温度数据集作为外部热载荷条件导入到后续力学响应分析模块中。用于热传导模拟分析的单元类型选定 SOLID70 系列单元体,与之相对应,其力学分析环节则配置 Solid185 型号单元体,整个数值模型的单元数为 30 850,网格模型图如图 4 所示。

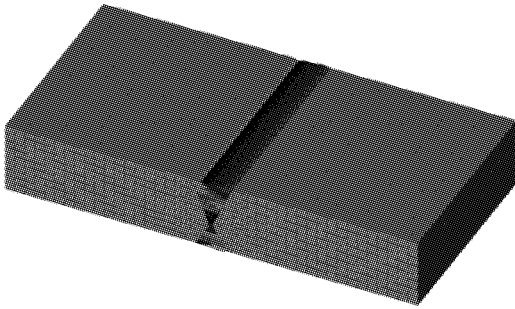


图4 网格模型图

2.2 热源计算模型

目前,常用热源模型普遍具有热源集中、贴近生产和效率高的特点。其中使用较为广泛的热源模型有双椭球热源模型、体生热率热源模型和旋转高斯曲面体热源模型。

2.2.1 双椭球热源模型

双椭球热源模型是从椭球型热源模型的基础上发展而来,优化了椭球型热源模型不能实现前半部分温度变化快、后半部分温度变化缓慢的问题。双椭球热源模型将前半部分作为一个 1/4 椭球,后半部分作为另一个 1/4 椭球。设定前半部分椭球能量分数为 f_1 ,后半部分椭球能量分数为 f_2 ,且 $f_1 + f_2 = 2$,则在前半部分椭球内热源分布见式(1),后半部分椭球内热源分布见式(2)。

$$q(r) = \frac{6\sqrt{3}f_1 Q}{\pi^{3/2} a_1 b c} \exp -3 \left(\frac{x^2}{a_1^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \right) \quad (1)$$

$$q(r) = \frac{6\sqrt{3}f_2 Q}{\pi^{3/2} a_2 b c} \exp -3 \left(\frac{x^2}{a_2^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \right) \quad (2)$$

式中: a_1 —前 1/4 椭球 x 方向长半轴长度/mm; a_2 —后 1/4 椭球 x 方向长半轴长度/mm; b —

y 方向的半轴长度/mm; c — z 方向的半轴长度/mm; f_1, f_2 —前、后椭球能量份额参数,且 $f_1 + f_2 = 2$; $Q = \eta UI$; η —有效热功率/W; U —焊接电压/V; I —焊接电流/A。

2.2.2 体生热率热源模型

体生热率热源模型是一种用于描述热量在材料内部三维空间分布的数学模型,主要用于模拟感应加热、焊接等工艺中的热传导过程。其核心目标是通过简化的数学表达替代复杂的物理耦合分析,从而在保证精度的前提下提高计算效率。体生热率热源对网格划分密度的要求相对不高;计算收敛快,不需要较高的计算机性能,计算时间短,但当研究对象为熔池内梯度分布时,准确度没有函数型热源高^[6-9]。体生热率热源模型表示见式(3)。

$$q(r) = (K \cdot U \cdot I) / (A \cdot v \cdot \Delta t) \quad (3)$$

式中: U —焊接电压/V; I —焊接电流/A; A 为焊缝横截面积/mm²; v —焊接/(mm · s⁻¹) 速度, K —热效率; Δt —每个载荷步的时间/s。

2.2.3 旋转高斯曲面体热源模型

旋转高斯曲面体热源模型是一种用于激光深熔焊接数值模拟的关键热源模型,通过将高斯曲线绕对称轴旋转形成三维曲面体,更准确地描述激光能量在熔池深度方向的分布,尤其适用于模拟深熔焊的“钉头状”熔池特征,与仅表面加热的传统高斯面热源不同之处是在深度方向(z 轴)能量均匀分布,能模拟激光穿透金属形成小孔的过程,更贴合深熔焊的物理机制,如式(4)所示。

$$q(r) = \frac{3c_s Q}{\pi H (1 - 1/e^3)} \exp \left[\frac{-3c_s}{\log(H/z)} (x^2 + y^2) \right] \quad (4)$$

式中: $Q = \eta UI$; η —有效热功率/W; c_s —热源强度系数/(W · m²); r —热源最大加热半径/mm; H —体热源有效作用深度/mm。

焊接电流为 280 A,焊接电压为 25 V,焊接速度为 4 mm/s,焊接效率 $\eta = 0.8$,以此作为焊接热源参数确定的依据。对于双椭球热源模型, $a_1 = 9$ mm, $a_2 = 36$ mm, $c = 7$ mm, $b = 9$ mm。

2.3 材料热物理性能参数

有限元模拟所用的材料为 Q355B 低合金高强度钢,查阅相关资料,得到不同温度下的热物理性能,如表 2 所示。

表 2 Q355B 低合金高强度钢的热物理性能参数表

温度/ ℃	密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	弹性模量/ ($\text{kN} \cdot \text{mm}^{-2}$)	泊松比	导热系数/ ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)	屈服强度/MPa	切线模量/GPa	线膨胀系数/ ($10^{-5} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)
25	7 850	2.06	0.3	48	355	206	1.10
100	7 850	2.03	0.3	46	345	198	1.05
300	7 850	1.91	0.3	42	275	165	1.25
500	7 850	1.74	0.3	35	245	100	1.39
700	7 850	1.50	0.3	30	85	50	1.50
900	7 850	0.10	0.3	25	35	20	1.35
1 100	7 850	0.05	0.3	22	10	5	1.32
1 300	7 850	0.02	0.3	20	5	1	1.31
1 420	7 850	0.01	0.3	15	1	0	1.30

3 试验与模拟结果的分析及对比

3.1 应力场

为了进一步研究不同热源模型对厚板焊接的

模拟情况,对厚板表面 20 个测量点的应力与试验值进行对比分析,横向、纵向残余应力模拟与实测对比如图 5 所示。

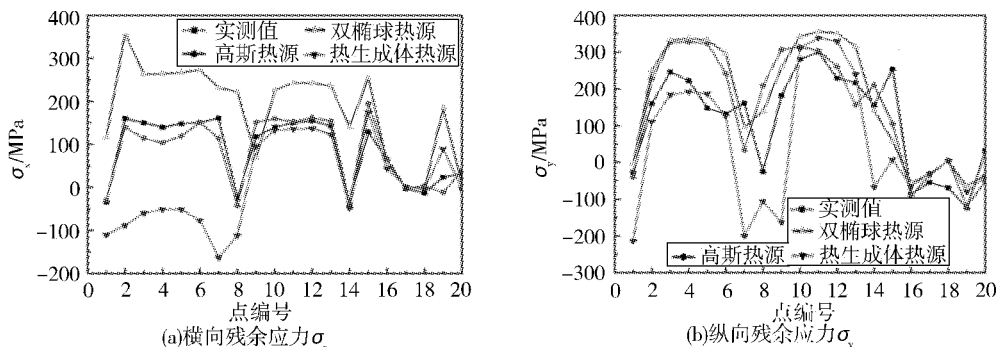


图 5 横向、纵向残余应力模拟与实测对比图

将图 5 中横向、纵向残余应力数据分析、整理成表格,如表 3 所示。由表 3 可以看出,不同热源模型模拟基板焊接时在焊缝中心、焊趾、热影响区产生的横向残余应力与纵向残余应力,旋转高斯

体曲面热源模型模拟值与实测值最为接近,相较于双椭圆热源模型和电弧熔覆体生热率热源模型,旋转高斯体曲面热源模型模拟的厚板焊接应力值更精确。

表 3 热源模型应力分析表

项目	横向残余应力 σ_x/MPa			纵向残余应力 σ_y/MPa		
	焊缝中心	焊趾	热影响区	焊缝中心	焊趾	热影响区
旋转高斯体曲面热源模型	-30 ~ 151	-43 ~ 162	-11 ~ 195	-41 ~ 328	157 ~ 314	-120 ~ 210
双椭圆热源模型	116 ~ 359	69 ~ 243	-3 ~ 255	-3 ~ 337	141 ~ 355	-64 ~ 141
电弧熔覆体生热率热源模型	-163 ~ -51	-112 ~ 137	-4 ~ 174	-214 ~ 192	-163 ~ 137	-80 ~ 7
实测值	-34 ~ 160	-39 ~ 155	-13 ~ 129	-27 ~ 246	156 ~ 300	-124 ~ 216

3.2 残余应力规律

从图 5 中可知,由测量点 1~7 可以得到垂直于焊缝方向的横向残余应力,呈现"凹"形分布特征,压应力集中于焊缝两侧区域,而拉应力则主要分布于中间部位。在焊缝中部拉应力的变化规律为先减小后增大,对称性分布特点较为显著。实

例测量点 8~14 数据表明,焊趾方向横向残余应力,呈现"凸"形分布特征,压应力集中于焊缝两侧区域,而拉应力则主要分布于中间部位;平缓化特征在中间区域应力分布上尤为明显。由测量点 15~18 测量结果可知,随着与焊缝距离的增加,热影响区内横向残余应力的总体变化规律为:初

始阶段表现为拉应力状态,而后转化为压应力状态;显现先增大后减小的整体趋势;最小拉应力的产生位置处于远离焊缝区域。

在图5中,由测量点1~7可以得到平行于焊缝方向上的纵向残余应力,呈现“凸”形分布特征,压应力集中于焊缝两端区域,中间部分为拉应力,其总体残余应力呈现先增大再减小,焊缝方向上呈现出拉应力的递增态势,最大值出现于焊缝中心区域,由测量点8~14可得焊趾方向的纵向残余应力与焊缝方向上纵向残余应力的变化相似,由测量点15~18测量结果可知,随着与焊缝距离的增加,热影响区内纵向残余应力的总体变化规律为:初始阶段表现为拉应力状态,而后转化为压应力状态;显现先增大后减小的整体趋势;最小拉应力的产生位置处于远离焊缝区域。

4 预热温度研究

预热温度是控制钢板焊接质量的核心工艺参数之一,当焊件整体的受热温度不均时会有残余应力产生,对焊件进行预热可以在焊接时起到减小残余应力的作用,焊接阶段选取不预热(25℃)和200℃、250℃、300℃、350℃、400℃5个预热温度对钢板进行模拟分析。

4.1 温度场数值模拟结果

不预热、预热200℃、预热250℃、预热300℃、预热350℃、预热400℃,热源位于表层(700 s)和冷却结束时的温度分布云图见图6~图11。

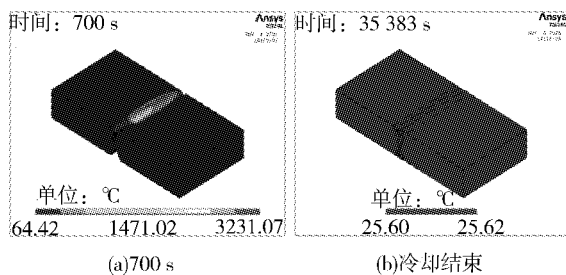


图6 不预热温度场

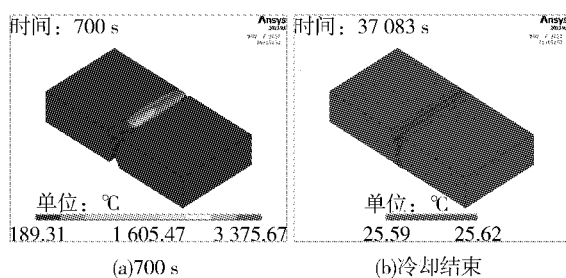


图7 预热200℃温度场

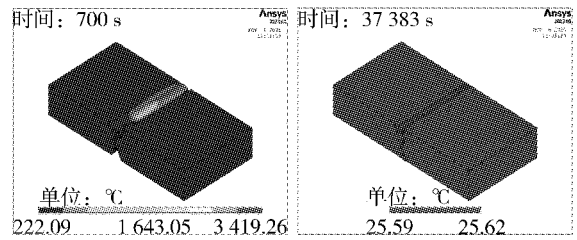


图8 预热250℃温度场

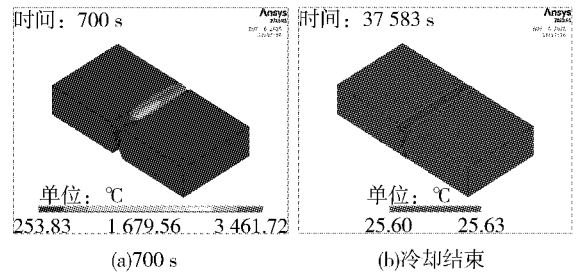


图9 预热300℃温度场

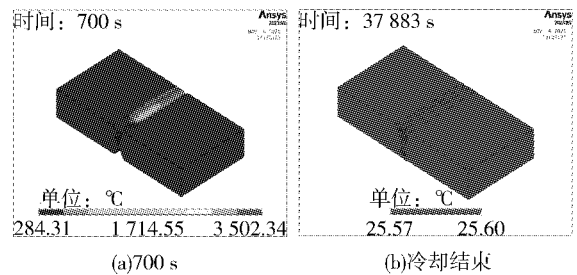


图10 预热350℃温度场

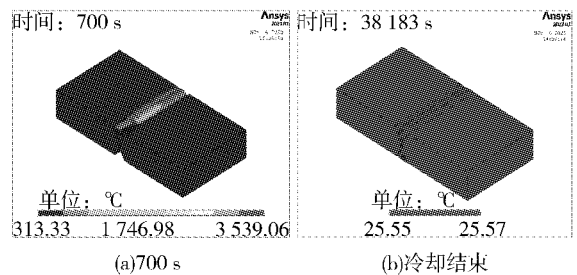


图11 预热400℃温度场

对比图6~图11可知,不预热(25℃)、预热200℃、预热250℃、预热300℃、预热350℃、预热400℃所需的冷却时间逐渐增加。将不同预热状态下基板在700 s时的温度数据整理成表格,如表4所示。由表4中可知,随着预热温度的升高,温度场的最高温度与最低温度不断提升,这是因为基板经过预热后温度显著升高,堆积首层时温度比未预热显著提升,导致散热效率降低,叠加层数增多后,热积累效应增强,使得表层焊接熔池的峰值温度随基板预热温度的升高而增大。

表 4 不同预热状态下基板在 700 s 时的温度分析表

项目	基板焊接到表层时的温度值/℃
不预热温度场	64 ~ 3 231
预热 200 ℃ 温度场	189 ~ 3 376
预热 250 ℃ 温度场	222 ~ 3 419
预热 300 ℃ 温度场	254 ~ 3 462
预热 350 ℃ 温度场	284 ~ 3 502
预热 400 ℃ 温度场	313 ~ 3 539

在 Q355B 钢板焊接过程温度场的研究中,重点考察预热温度差异性的影响。在 ANSYS 软件中,对钢板焊接的 APDL 命令流添加预热程序,设置不预热和 200 ℃、250 ℃、300 ℃、350 ℃、400 ℃ 5 个预热温度,同时在电流值、电压值与焊接速度保持不变的情况下进行模拟。提取上表面中心点数据,由此可以观察到不同预热条件作用下温度场的分布特征。

不预热和不同温度预热的 6 种状态下节点预热温度变化如图 12 所示。由图 12 中可知,在焊接热源移动过程中,焊缝处的节点会经历一个急剧升温阶段,温度迅速达到峰值;随后在热源离开

后的冷却阶段,温度缓慢下降,其升温速率显著快于降温速率,最终节点冷却至室温,温度总体呈现出“凸”形分布。

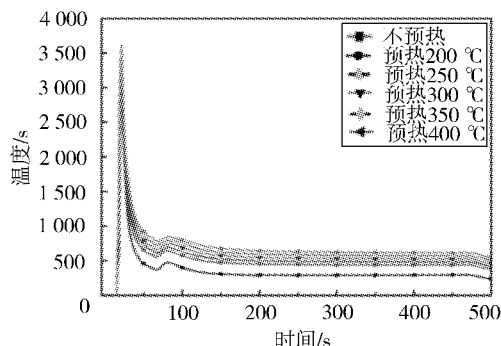


图 12 节点温度变化曲线

4.2 应力场数值模拟结果

在钢板焊接过程中,基板预热温度的变化效应,在残余应力层面表现得尤为突出。图 13 分别为基板无预热、预热 200 ℃、预热 250 ℃、预热 300 ℃、预热 350 ℃、预热 400 ℃ 时的残余应力分布图。对比图 13(a) ~ 图 13(f) 可以发现,随着预热温度的增加,残余应力的峰值逐渐减小,最大值由 389 MPa 降低至 235 MPa。

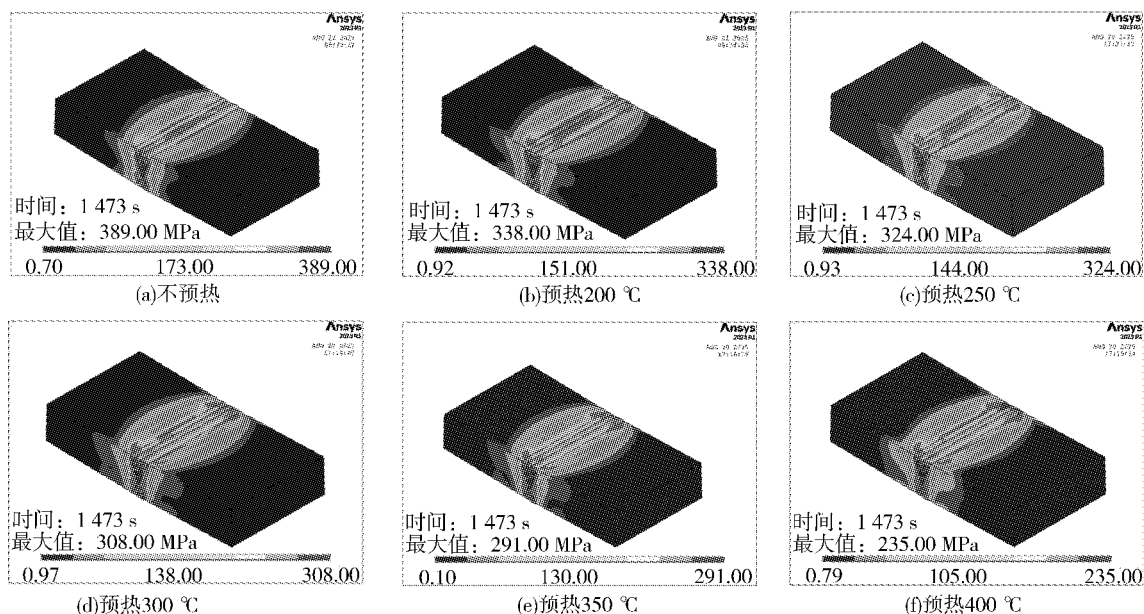


图 13 不同基体预热温度表面残余应力分布

分别提取基板上表面焊缝中心线上的残余应力,如图 14 所示。从图 14 中发现,在不同预热温度的影响下,横向残余应力变化趋势基本一致,在基板的两侧边缘区域内应力波动较大,主要为压应力,当离开基板两侧边缘区域靠近焊缝中心区

域时,陡然增加为拉应力,且分布较为均匀。当基板由不预热(25 ℃)分别增加至 200 ℃、250 ℃、300 ℃、350 ℃、400 ℃ 预热时,最大残余应力依次降低至 338 MPa、324 MPa、308 MPa、291 MPa、235 MPa。与不预热时的最大残余应力 389 MPa 相

比,最大残余应力分别降低了 13.1%、16.7%、20.8%、25.2%、39.6%,最大残余应力随着基体预热温度的增加而减小,但在预热温度分别为 350℃、400℃时,其横向残余应力和纵向残余应

力均相差不大。考虑到 400℃ 预热已经能够达到降低残余应力的效果,继续提升预热温度会增加经济和时间成本,因此,将预热温度控制在 400℃ 左右最为合适。

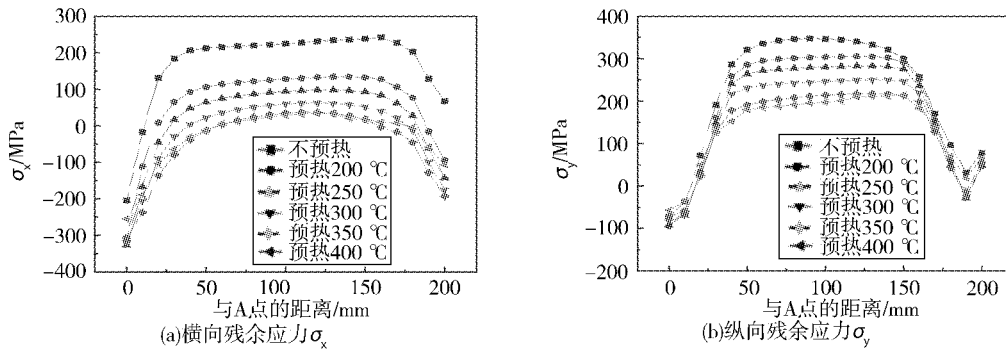


图 14 焊缝中心线上残余应力分布图

5 结论

(1) 选取双椭球热源模型、体生热率热源模型及旋转高斯曲面体热源模型三种热源模型,模拟 Q355B 厚钢板焊接后的残余应力,并与实测值进行比对,分析得出旋转高斯曲面体热源模型较其他两种热源模型能更精确地模拟厚板的焊后残余应力。

(2) 通过残余应力测量试验可知,焊缝与焊趾方向的纵向、横向残余应力大致分布均呈现先增大再减小趋势,在中间部分达到最大值,热影响区的残余应力随着与焊缝距离越远,残余应力越小。

(3) 模拟基板在不预热(25℃)、预热温度分别为 200℃、250℃、300℃、350℃、400℃时的温度场,在预热温度 < 400℃ 时,随着预热温度的提高,厚板表面焊接峰值温度逐渐增加,且堆积层内的热积累程度严重增加,导致厚板的散热效率减弱,进而使冷却至室温的时间增加,并且焊缝表面温度呈现出“凸”形分布,在焊缝中心节点的温度最高。

(4) 模拟基板在不预热、预热温度分别为 200℃、250℃、300℃、350℃、400℃时的应力场,在预热温度 < 400℃ 时,相较于不预热时的最大残余应力,分别降低 13.1%、16.7%、20.8%、25.2%、39.6%,最大残余应力随基体预热温度的增加而减小,预热温度控制在 400℃ 左右比较合理。

参考文献

- 1 赵小康,张海燕,李慧琼,等. 不同焊接参数对 Q355B 钢焊接接头力学性能的影响[J]. 金属加工(热加工),2024(9):36-40.
- 2 梁云科. 低成本 Q355B 热轧带钢生产工艺研究与实践[J]. 山西冶金,2022,45(9):79-81.
- 3 Liu Q, Qiang B, Xie Y, et al. PWHT influence on welding residual stress in 45 mm bridge steel butt-welded joint[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024, 217: 1-11.
- 4 Lang Ruiqing, Han Yongquan, Bai Xueyu, et al. Influence of the metal flow in the keyhole molten pool on the molten pool stability in continuous variable polarity plasma arc keyhole vertical-up welding[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2022, 76: 195-209.
- 5 Sun Zhenbang, Han Yongquan, Du Maohua, et al. Numerical simulation of VPPA-GMAW hybrid welding of thick aluminum alloy plates considering variable heat input and droplet kinetic energy[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2018, 34PA: 688-696.
- 6 王世杰,郭琪,闫月勤,等. Q460 高强度管环形对接焊缝残余应力分析[J]. 太原理工大学学报,2026,57(1):143-150.
- 7 乔及森,芮正雷,高振云,等. 组合热源模型下焊剂片约束电弧焊温度场预测[J]. 兰州理工大学学报,2020,46(4):27-32.
- 8 胡广旭,高靖,刘洋,等. 基于匙孔传热与能量衰减的半物理半智能热源模型[J]. 焊接学报,2025,46(6):89-97.
- 9 孙勇,刘文吉,岳建峰,等. 窄间隙 P-GMAW 电弧行为研究与温度场数值模拟[J]. 热加工工艺,2025,54(21):36-40. DOI:10.14158/j.cnki.1001-3814.20240197.

王海山,男,2008年毕业于西南科技大学土木工程专业,正高级工程师。

夏瑞麒,男,硕士,通讯作者。

EH36 级船板激光 – 电弧复合焊接工艺的优化研究

徐俊锋 王春波 李智明
(江阴兴澄特种钢铁有限公司)

摘 要 针对 6 mm 厚度 EH36 级船用钢板的激光 – 电弧复合焊接工艺进行研究,分析激光功率、电弧电流、电弧电压、焊接速度及焊丝伸出量等工艺参数的作用机制及其对焊缝质量的影响。结果表明:当激光 – 电弧复合焊接的工艺参数设定为激光功率($5\,400 \pm 50$) W、电弧电流(200 ± 5) A、电弧电压(22 ± 0.5) V、焊接速度(2.4 ± 0.3) m/min、焊丝伸出量(3 ± 1) mm 时,6 mm 厚度 EH36 级船用钢板的焊缝实现透焊、飞溅少,焊接稳定性较高。

关键词 EH36 级船板 激光 – 电弧复合焊接 焊接质量控制 工艺参数优化

Research on Optimization of Laser – Arc Hybrid Welding Process for EH36 Grade Ship Plate

Xu Junfeng, Wang Chunbo and Li Zhiming
(Jiangyin Xingcheng Special Steel Works Co., Ltd.)

Abstract The laser – arc hybrid welding process of 6 mm thickness EH36 grade ship plates is studied. The action mechanisms of process parameters such as laser power, arc current, arc voltage, welding speed and wire extension length and their influences on weld quality are analyzed. The results show that when the process parameters of laser – arc hybrid welding are set as laser power ($5\,400 \pm 50$) W, arc current (200 ± 5) A, arc voltage (22 ± 0.5) V, welding speed (2.4 ± 0.3) m/min, and wire extension length (3 ± 1) mm, the weld of the 6 mm thickness EH36 grade ship plate achieves full penetration with less spatter and relatively high welding stability.

Keywords EH36 grade ship plate, Laser – arc hybrid welding (LAHW), Welding quality control, Process parameter optimization

0 前言

激光 – 电弧复合焊接技术(LAHW)的核心是激光与电弧双热源协同作用,产生耦合增强效应,兼具激光焊接的高能密度特性和电弧焊接的填充特性^[1,2],且能够降低热输入量、增大熔深,但调控难度较大、容易产生未焊透和气孔等缺陷。激光焊接主导深度熔化,高能量密度激光瞬间熔化汽化母材,形成小孔,实现大熔深、窄焊缝;电弧辅助成形,电弧在激光诱导下被压缩、稳定,扩大熔宽、改善润湿性与桥接性,焊丝填充补材,降低装配精度要求;协同增强机制,激光等离子体降低电弧电压、稳定弧根,电弧预热母材、提升激光吸收率;熔池双涡旋流动抑制气孔夹渣,显著提升效率与质量。

船板用 EH36 级结构钢板在船舶制造、海洋平台及海上风电等领域应用广泛,其焊接接头质量直接关系到船体结构的安全性能及使用寿命。由于海洋环境中的高湿度、高盐雾及复杂应力作用,需要焊接接头具备优良的力学性能、耐腐蚀性和低温韧性,因此,降低焊接缺陷发生率、提高焊接接头质量,依然是 EH36 级船板钢焊接研究的核心课题之一。本文以 6 mm 厚度 EH36 级船用钢板为对象,采用 IPG 光纤激光器与直流弧焊机、Ar + 20% CO₂ 混合保护气体进行焊接试验,分析激光功率、电弧电流、电弧电压、焊接速度及焊丝伸出量等工艺参数对焊缝成形、缺陷分布及接头性能的影响,进而优化 EH36 级船板激光 – 电弧复合焊接工艺。

1 焊接试验

1.1 试验材料

试验用母材为 EH36 级船板,具备良好的韧性、耐腐蚀性及焊接性能,广泛应用于船舶制造与海洋工程领域。试板规格为(6×80×180) mm,尺寸示意图如图 1 所示,关键化学成分如表 1 所示,主要包括碳、硅、锰、磷、硫等元素,含量控制严格,确保钢材达到所需强度等级。对应的力学性

能指标如表 2 所示。

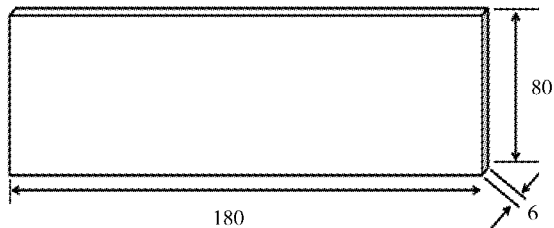


图 1 EH36 级船板母材尺寸示意图

表 1 EH36 级船板钢化学成分(质量分数) %

元素	C	Si	Mn	P	S	Nb	Ti	Cr	Ni	Cu	Mo
质量分数	0.11	0.23	1.55	0.012	0.012	0.045	0.016	0.17	0.08	0.1	0.028

表 2 EH36 级船板力学性能

R_{eL}/MPa	R_m/MPa	$A/\%$	R_{eL}/R_m	冲击温度/ $^{\circ}\text{C}$	KV_2/J
415	532	30	0.78	-40	148,159,137(148)

试验选用的焊材为 ER50-6 气体保护焊用碳钢实心焊丝,焊丝规格为 $\Phi 1.2\text{ mm}$,符合 GB/T 8110—2020《熔化极气体保护电弧焊用非合金钢

及细晶粒钢实心焊丝》标准的要求。焊丝的具体化学成分如表 3 所示,焊丝的各项力学性能指标如表 4 所示^[3]。

表 3 ER50-6 焊丝化学成分(质量分数) %

元素	C	Mn	Si	S	P	Ni	Cr	Cu
质量分数	0.06~0.15	1.40~1.85	0.80~1.15	≤ 0.025	≤ 0.025	≤ 0.15	≤ 0.15	≤ 0.50

表 4 焊丝的力学性能

R_{eL}/MPa	R_m/MPa	$A/\%$	冲击温度/ $^{\circ}\text{C}$	KV_2/J
≥ 400	≥ 490	≥ 22	-30	≥ 27

1.2 试验设备及工艺

利用激光-电弧复合焊接装置,该装置主要由激光器与 R350 焊机组成,构成高效稳定的热源耦合系统。激光器提供高能量密度光束,以深熔焊模式形成起孔效应,保证焊缝熔深;电弧则通过焊丝熔化填充坡口,改善桥接能力,二者协同作用可以在高速焊接条件下获得质量好、飞溅少的优质焊缝。为系统研究各工艺参数对焊缝质量的影响,采用单一变量法,分别调整激光功率、电弧电流、电弧电压、焊接速度及焊丝伸出量,共设计 15 组焊接试验,对比分析试验结果,为激光-电

弧复合焊接工艺参数的优化提供数据支撑与理论依据^[4]。激光功率变化区间为 5 200~5 600 W,用以考察热输入变化对焊缝的影响;电弧电流在 180~220 A 范围内调整,分析其对熔滴及焊缝影响;电弧电压变化范围为 20~24 V,研究弧长变化对电弧稳定性及熔池流动行为的作用;焊接速度设定 1.5 m/min、2.4 m/min 与 3.3 m/min 三档,探索热输入速度对焊缝质量的影响;焊丝伸出量则设定为 1 mm、3 mm 和 5 mm,对比焊丝伸长变化对熔敷效率及电弧挺度的影响。激光-电弧复合焊接工艺参数见表 5。

表 5 激光-电弧复合焊接的工艺参数

试验编号	激光功率/W	电弧电流/A	电弧电压/V	焊接速度/(m·min ⁻¹)	焊丝伸出量/mm
1#	5 200	200	22	2.4	3
2#	5 400	200	22	2.4	3
3#	5 600	200	22	2.4	3
4#	5 400	180	22	2.4	3
5#	5 400	200	22	2.4	3
6#	5 400	220	22	2.4	3
7#	5 400	200	20	2.4	3
8#	5 400	200	22	2.4	3
9#	5 400	200	24	2.4	3
10#	5 400	200	22	1.5	3
11#	5 400	200	22	2.4	3
12#	5 400	200	22	3.3	3
13#	5 400	200	22	2.4	1
14#	5 400	200	22	2.4	3
15#	5 400	200	22	2.4	5

2 试验结果与分析

2.1 不同激光功率对焊接质量的影响

图 2 为不同激光功率下激光-电弧复合焊接焊缝质量对比。由图 2 可知,当以 5 200 W 的低激光功率焊接时,焊缝出现背面未焊透缺陷,且断续成形,起点、终点处均存在较大结瘤,并伴有焊缝不饱满和咬边问题;当以 5 400 W 的中激光功率焊接时,焊缝实现透焊,飞溅少;当以 5 600 W

的高激光功率焊接时,焊缝未焊透。激光的核心是形成并维持稳定的匙孔,高能量密度使金属汽化,产生金属蒸气反冲压力,在熔池中“钻”出一个深孔,熔深与激光功率近似呈线性正相关,当激光功率较低时,无法形成稳定匙孔,仅为热传导焊接,熔深急剧下降,出现未焊透现象;当激光功率过高时,匙孔后壁容易失稳坍塌,被熔池包裹形成气泡,进而导致焊漏。

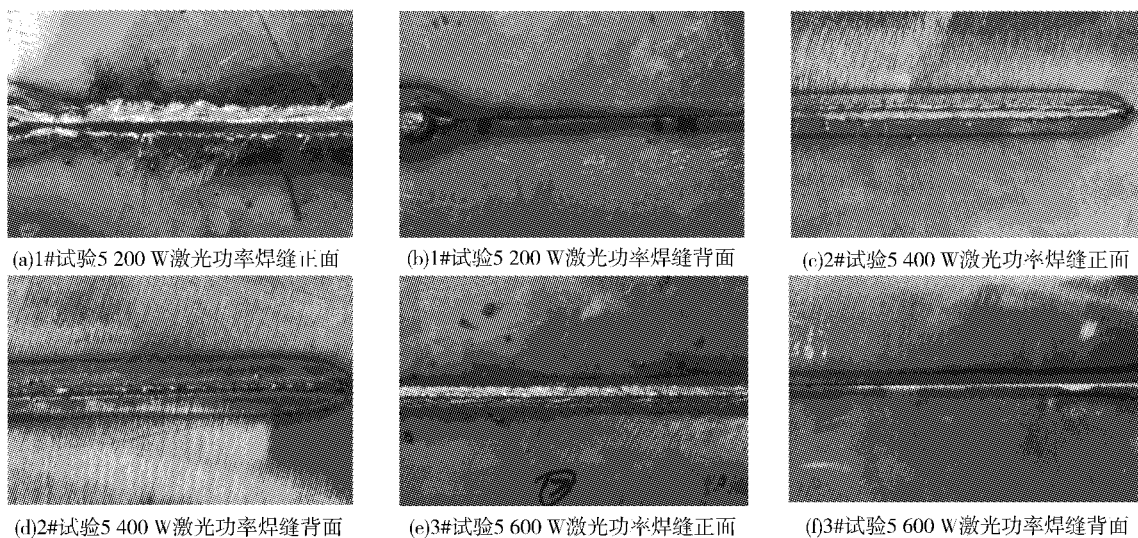


图 2 不同激光功率下的焊缝形貌

2.2 电弧电流与电弧电压对焊接质量的影响

图 3 为不同电弧电流下的激光-电弧复合焊接焊缝形貌对比。由图 3 可以看出,当电弧电流

为 180 A 时,局部未焊透;当电弧电流为 200 A 时,焊缝实现透焊,飞溅少;当电弧电流增加到 220 A 时背面有焊瘤且伴随较大的飞溅。

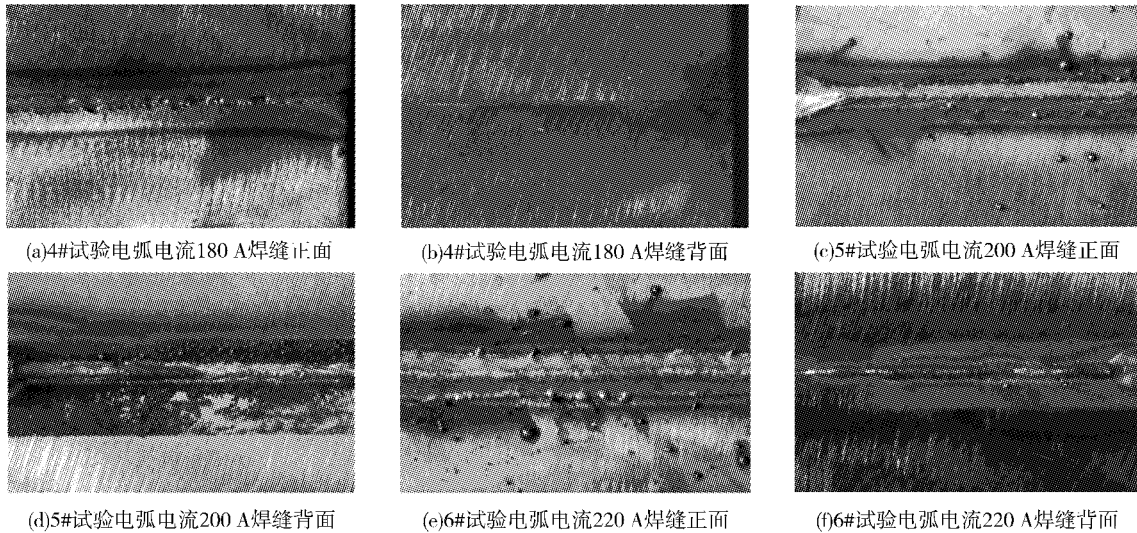


图 3 不同电弧电流下的焊缝形貌

图 4 为不同电弧电压下的激光-电弧复合焊接焊缝形貌对比。由图 4 可以看出,当电弧电压为 20 V 时,未焊透部分多;当电弧电压为 22 V

时,焊接质量稳定,钢板焊透且焊渣飞溅较少;当电弧电压为 24 V 时,电弧不稳定,飞溅增多,焊渣也较多。

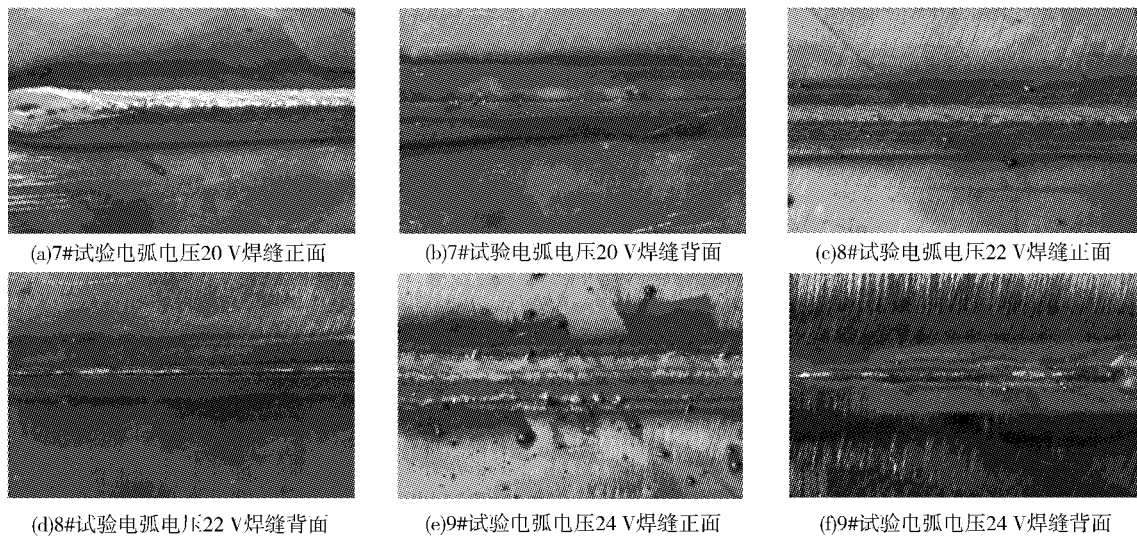


图 4 不同电弧电压下的焊缝形貌

电弧电流与电弧电压两者共同决定电弧形态、热输入和及焊接的熔深、熔宽,电流主要影响热输入和电磁力,电压主要影响弧长和热扩散范围^[5]。电弧电流增加会使电弧增强、熔深增加。当电弧电流过大时,易焊穿、咬边,飞溅大;当电弧电流过小时,易出现未焊透,且电弧不稳。电弧电

压增加会使熔宽增大、弧长变长。当电弧电压过大时,电弧飘移,飞溅增多,容易出现未焊透、金属烧损现象;当电弧电压过小时,电弧较短,会出现未焊透现象,并且容易短路。

2.3 不同焊接速度对焊接质量的影响

图 5 为不同焊接速度下,对 6 mm 厚度 EH36

级船用钢板进行激光-电弧复合焊接后,获得的 焊缝形貌对比。

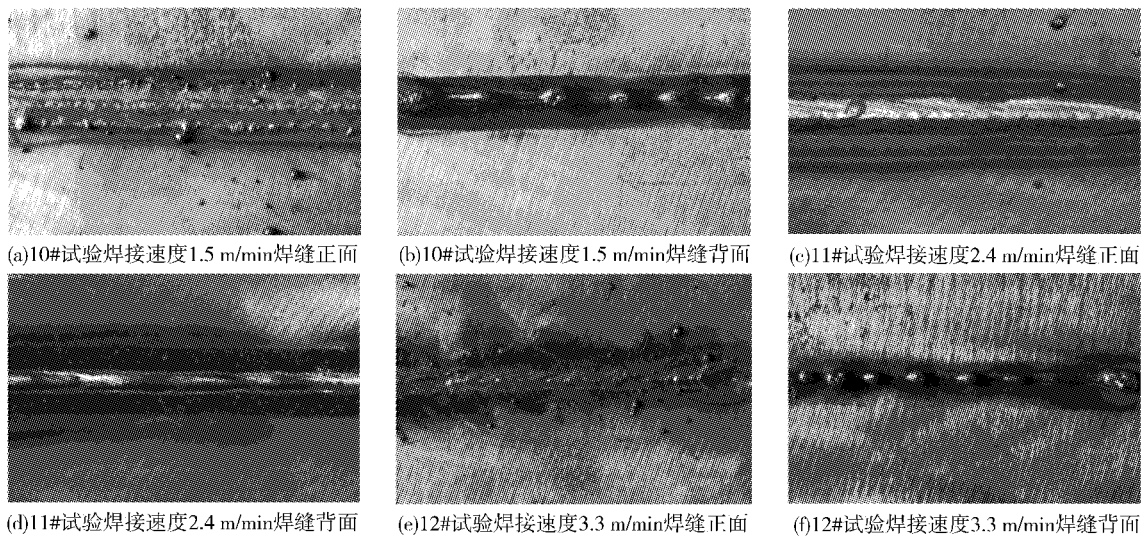


图 5 不同焊接速度下的焊缝形貌

由图 5 可以看出,当以 1.5 m/min 焊接速度焊接时,造成大量焊瘤;当以 2.4 m/min 焊接速度焊接时,焊缝实现透焊,飞溅少;当以 3.3 m/min 焊接速度焊接时,形成未焊透区与焊瘤。焊接速度决定焊接能量和热源的作用时间,是影响生产效率 and 热循环的关键。焊接速度越大,熔池存在时间越短。当焊接速度过慢时,则会引发热累积效应,导致焊缝塌陷以及背面产生焊瘤;当焊接速度过快时,其焊接热量输入不足,容易导致焊不

透。

2.4 不同焊丝伸出量对焊接质量的影响

图 6 为不同焊丝伸出量下的激光-电弧复合焊接焊缝形貌对比。由图 6 可以看出,当焊丝伸出量为 1 mm 时,焊丝接触熔池易引发短路,同时焊丝接触母材造成粘丝,形成未焊透区与焊瘤;当焊丝伸出量调整到 3 mm 时,电弧稳定且飞溅减少;当焊丝伸出量增加到 5 mm 后,形成未焊透区与焊瘤。

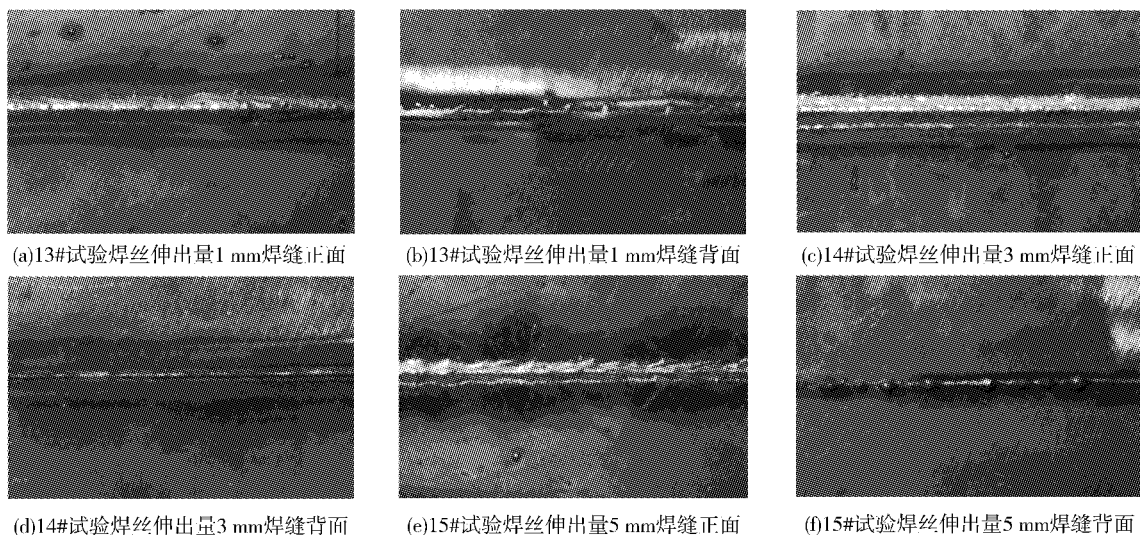


图 6 不同焊丝伸出量下的焊缝形貌

伸出导电嘴的焊丝因电阻发热而预热(I^2R 加热效应),焊丝伸出量越长,电阻热越高,焊丝熔化速度越快,在相同送丝速度下,将有更多填充

金属进入熔池,更有利于焊接。当焊丝伸出量过小时,电阻热不足,且焊丝接触熔池容易引发短路,电弧断续导致能量输入不均匀,(下转第32页)

X60M 级抗氢管线钢的研制与开发

张 丹 刘 涛 赵本强 史小亮 王武仙 曹亚坤 赵成瑞
(唐山中厚板材有限公司炼钢部)

摘 要 采用铁水预处理→LD 转炉初炼→LF 精炼→RH 真空脱气精炼→连铸冶炼 X60M 级抗氢管线钢。通过控制冶炼成分、添加 Nb、V、Ti 等元素的微合金化设计以及结合控轧控冷工艺,实现强度与韧性的平衡。研发钢板的屈服强度 502 ~ 536 MPa,抗拉强度 559 ~ 599 MPa,屈强比 0.84 ~ 0.93, -20 ℃ 冲击功 286 ~ 301 J,满足 API SPEC 5L 2018《管线钢管》中 X60M 级管线钢的要求;对比试验钢板的夹杂物情况与力学性能,为后续生产提供实践经验。

关键词 抗氢管线 夹杂物评级 屈服强度 冲击功

Research and Development of X60M Grade Hydrogen Resistant Pipeline Steel

Zhang Dan, Liu Tao, Zhao Benqiang, Shi Xiaoliang, Wang Wuxian, Cao Yakun and Zhao Chengrui
(Steelmaking Division of Tangshan Medium and Heavy Plate Co., Ltd.)

Abstract The X60M grade hydrogen - resistant pipeline steel is smelted by using hot metal pretreatment→LD converter primary melting→LF refining→RH vacuum degassing refining→Continuous casting. By controlling the smelting composition, microalloying design with the addition of elements such as Nb, V and Ti, and combining with controlled rolling and controlled cooling processes, a balance between strength and toughness is achieved. The yield strength of the developed steel plate is 502 ~ 536 MPa, the tensile strength is 559 ~ 599 MPa, the yield - to - tensile strength ratio is 0.84 ~ 0.93, and the impact energy at -20 ℃ is 286 ~ 301 J, meeting the requirements of X60M grade pipeline steel in API SPEC 5L 2018 "Pipeline Steel Pipes". Compare the inclusion conditions and mechanical properties of the test steel plates to provide practical experience for subsequent production.

Keywords Hydrogen resistant pipeline, Inclusion rating, Yield strength, Impact energy

0 前言

X60M 级(国标 L415M 级)抗氢管线钢作为一种广泛应用于中、高压油气输送管道制作的优质钢材,凭借其良好的强度与韧性匹配、优异的焊接性能和抗腐蚀能力,不仅能够适应复杂多变的地理环境和气候条件,有效降低管道建设和运营过程中的安全风险,还能通过提高输送效率、减少能耗,为能源企业带来显著的经济效益,因此在全球能源管道工程中占据着重要地位^[1-3]。在 X60M 级抗氢管线钢生产过程中,从炼钢、连铸、轧制到热处理等关键工序的工艺参数控制、设备运行状态以及原材料质量,都对最终产品的性能有深远影响^[4,5]。如何精准把握各工序之间的内

在联系,优化工艺流程,确保产品质量稳定可靠,均是钢铁企业面临的重要挑战。唐山中厚板材有限公司(简称“中厚板公司”)围绕 X60M 级抗氢管线钢的生产实践开发厚规格钢带,从原材料选择、冶炼工艺优化、连铸过程控制、轧制到热处理工艺调整等关键工序技术要点和质量管控着手,最终成功生产出强度及韧性优异、焊接性能良好的厚规格 X60M 级抗氢管线钢板。

1 成分设计、冶炼及轧制工艺

1.1 成分设计

X60M 级抗氢管线钢的成分设计以低碳、微合金化为核心,通过精准调控合金元素与工艺参数实现抗氢性能优化。其化学成分严格遵循 API

SPEC 5L 2018《管线钢管》要求,C 质量分数控制在 0.045% 以下,Mn 质量分数 1.22% ~ 1.30%, 添加 Nb、V、Ti 等微合金元素,结合控轧控冷(TM-CP)工艺细化晶粒,平衡强度与低温韧性^[6]。

关键抗氢机制体现在 2 个方面:(1)Nb 元素在钢中易形成纳米级碳化物(NbC)或碳氮化物即 Nb(C,N),这些析出相具有高表面能,可以有效

捕获氢原子,显著降低氢在基体中的扩散速率^[7,8]。(2)Cr 元素则增强高温抗氧化性,但是需要控制其质量分数以避免脆性转变温度上升^[9]。

在有害元素控制方面,S 质量分数严格限制在 0.005% 以下,P 质量分数 $\leq 0.008\%$,并通过 Ca 或稀土元素球化处理夹杂物,结合控制轧制工艺减少带状组织偏析^[10]。其成分设计见表 1。

表 1 X60M 级抗氢管线钢的化学成分设计(质量分数)

%

项目	C	Mn	S	P	Si	Als
内控范围值	0.030 ~ 0.045	1.22 ~ 1.30	≤ 0.005	≤ 0.008	0.10 ~ 0.20	0.020 ~ 0.035
目标值	0.040	1.25	0.003	0.005	0.15	0.025
项目	Cr	Ti	Nb	B	N	P_{cm}
内控范围值	0.22 ~ 0.30	0.010 ~ 0.022	0.040 ~ 0.048	≤ 0.0005	≤ 0.0045	0.11 ~ 0.13
目标值	0.25	0.012	0.042			0.12

1.2 冶炼工艺

X60M 级抗氢管线钢的冶炼工艺流程为:铁水预处理→LD 转炉初炼→LF 精炼→RH 真空脱气处理→CC 连铸。铁水经 KR 装置深度脱硫,S 质量分数 $\leq 0.001\%$,在 LD 转炉通过锰矿合金化与氩铁后吹工艺,控制 C $\leq 0.045\%$ 、P $\leq 0.011\%$,形成高碱度低氧化性渣系。在 LF 精炼阶段实施 CaSi 线 150 m 的钙处理与微合金化,将 Ti 质量分

数稳定在 0.010% ~ 0.022%,结合 400 ~ 800 L/min 强搅拌促进夹杂物变性上浮。RH 真空脱气处理维持超真空度 ≤ 270 Pa,时间 ≥ 15 min,以实现 $[H] \leq 1.5 \times 10^{-6}$ 、 $[N] \leq 30 \times 10^{-6}$,配合动态模型预测系统实现成分精准调控。连铸动态轻压下的压下量控制在 3 ~ 5 mm,二次冷却比水量控制在 1.2 L/kg。炉号为 5L04874、5L04875 的 X60M 级抗氢管线钢的化学成分见表 2。

表 2 X60M 级抗氢管线钢的化学成分(质量分数)

%

炉号	C	Mn	S	P	Si	Als
5L04874	0.041	1.255	0.001	0.009 0	0.159	0.026 0
5L04875	0.044	1.258	0.004	0.008 5	0.152	0.025 6
炉号	Cr	Ti	Nb	B	N	P_{cm}
5L04874	0.265	0.014 0	0.043	0.000 4	0.003 7	0.13
5L04875	0.274	0.013 5	0.045	0.000 1	0.002 4	0.13

1.3 轧制工艺

中厚板公司试制 8 ~ 20 mm 厚度 X60M 级抗

氢管线钢板控制轧制与控制冷却的具体工艺参数如表 3 所示。

表 3 试制 X60M 级抗氢管线钢板的控轧控冷工艺参数

钢板厚度/mm	粗轧温度/℃	中间坯厚度/mm	二次开轧温度/℃	终轧温度/℃	返红温度/℃
8 ~ 20	1 000 $\pm$ 20	35 ~ 60	≤ 950	815 $\pm$ 15	400 ~ 450

2 X60M 级抗氢管线钢夹杂物分析

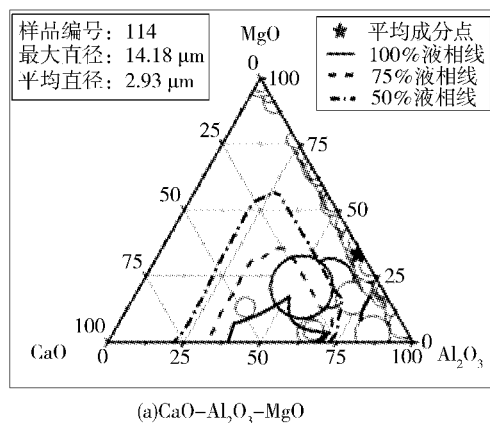
针对 5L04874 和 5L04875 两个炉次轧制钢板进行夹杂物分析和评级。沿轧制方向从钢板厚度

1/4 处切取(板厚 $\times 20 \times 15$) mm 尺寸金相试样,确保试样表面平整无划痕。金相显微镜以 500 $\times$ 放大倍数,结合 Image - Pro Plus 图像分析软件,

按照 GB/T 10561—2023《钢中非金属夹杂物含量的测定标准评级图显微检验法》标准进行夹杂物评级^[11]。试样经过镶嵌、磨制、抛光后,用4%浓度硝酸酒精溶液浸蚀后,在显微镜下逐视场扫描,重点识别A类(硫化物)、B类(氧化铝)、D类(球状氧化物)夹杂物;通过图像分析软件统计夹杂物长度、面积及分布密度。

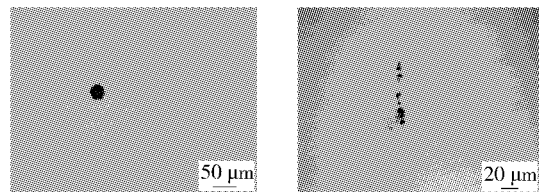
2.1 5L04874 炉次

图1为5L04874炉次轧制钢板试样上的夹杂



(a)CaO-Al₂O₃-MgO

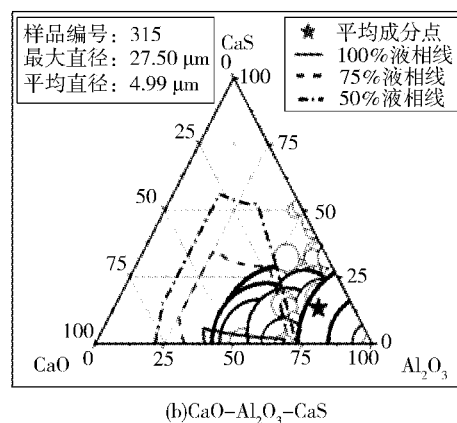
物形貌,其CaO-Al₂O₃-MgO/CaS的三元相图见图2,而夹杂物组元质量分数统计见表4。



(a)DS类夹杂物

(b)B类夹杂物

图1 5L04874炉次所轧钢板夹杂物形貌



(b)CaO-Al₂O₃-CaS

图2 5L04874炉次的三元相图

表4 5L04874炉次轧制钢板的夹杂物质量分数 %

成分	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	CaS	TiN	MnS
质量分数	64.78	9.20	10.40	11.57	0.01	4.04

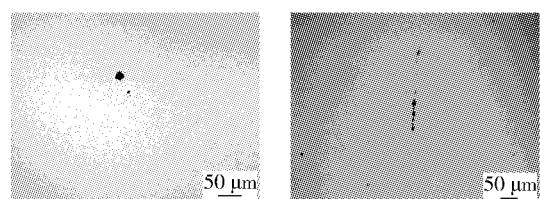
结合图2和表4可知,5L04874炉次夹杂物最大直径27.5 μm,最小平均直径2.93 μm,夹杂物的直径差距较为明显,反映出夹杂物在形成和演变时不同的动态过程,如凝固前沿的溶质偏析、枝晶间液体流动导致夹杂物碰撞或吸附等,使得尺寸分布呈现较宽范围。由平均直径2.93 μm和4.99 μm可知,夹杂物整体以细小颗粒为主,但最大直径27.5 μm的夹杂物仍可能成为局部性能劣化隐患,尤其在承受交变载荷或高应力作用时,容易引发微裂纹^[12-14]。

从夹杂物类型分布分析,A类硫化物夹杂物质量分数为4.04%,占比相对适中,其通常具有较好的塑性变形能力,在材料受力时能够随基体协调变形,适量的存在有助于缓解应力集中、改善韧性;B类氧化铝夹杂物质量分数高达64.78%,占据主导地位,这类夹杂物硬度高、塑性差,在轧制钢板变形过程中难以与基体协同,容易成为裂

纹拓展的优先路径,显著降低钢板的抗疲劳性能、断裂韧性及塑性指标。

2.2 5L04875 炉次

5L04875炉次轧制钢板试样的夹杂物形貌如图3所示。



(a)DS类夹杂物

(b)B类夹杂物

图3 5L04875炉次钢板夹杂物形貌

图4为5L04875炉次CaO-Al₂O₃-MgO/CaS的三元相图。由图4可以看出,夹杂物最大直径221.13 μm,最小平均直径3.56 μm,夹杂物平均直径为5.84 μm,A类硫化物夹杂物质量分数2.82%;B类氧化铝夹杂物质量分数77.38%。当前炉次钢板中的夹杂物特征呈现出显著不均匀性与特定类型富集现象。从尺寸分布来看,夹杂物直径跨度大,最大直径达到221.13 μm,而最小直径平均直径仅为3.56 μm,如此大的尺寸差异

表明,材料在凝固或加工过程中夹杂物的形成与演变机制复杂,涉及不同阶段的异质形核、碰撞聚合或破碎细化等过程。平均夹杂物直径为 5.84

μm,虽然整体处于微米级,但是大尺寸夹杂物会成为材料性能的潜在薄弱点。对夹杂物组元质量分数进行统计,结果见表 5。

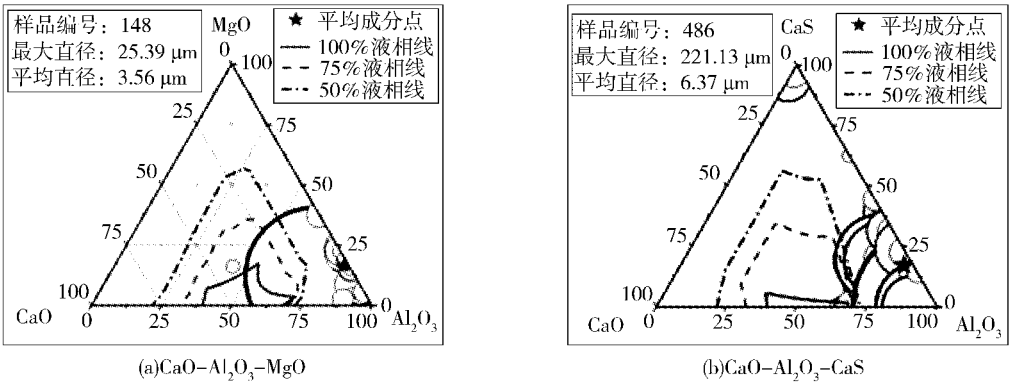


图 4 5L05875 炉次的三元相图

表 5 5L04875 炉次轧制钢板的夹杂物质量分数 %

成分	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	CaS	TiN	MnS
质量分数	77.38	2.77	4.34	12.68	0	2.82

由表 5 可知,从夹杂物类型分布来看,A 类硫化物夹杂物质量分数为 2.82%,占比相对较低,而 B 类氧化铝夹杂物质量分数高达 77.38%,呈现明显的类型富集特征。氧化铝夹杂物主要来源于冶炼过程中铝脱氧产物的残留或二次氧化反应,其硬脆的特性易在材料变形时引发应力集中,降低塑性、韧性及抗疲劳性能;硫化物夹杂物虽然含量较低,但是通常具有较好的变形能力,在适量分布时可以通过诱导裂纹分岔或钝化效应改善材料韧性,如果尺寸过大或聚集分布,则会产生负面影响。

2.3 夹杂物评级对比

依照 GB/T 10561—2023《钢中非金属夹杂物含量的测定标准评级图显微检验法》标准,对生产的管线钢板中的夹杂物等级进行评定,结果如表 6 所示。(1)5L04874 炉次对应的 5 块钢板评级结果差异较大,表明该炉次的夹杂物控制稳定性不好。其中:092-1 号钢板夹杂物评级为 DS0.5 级和 B 类细系 0.5 级,表现最优,夹杂物细小且类型均衡;091-2 号钢板夹杂物评级为 DS2.0 级,表现最差;091-1 号钢板同时存在 B 类氧化铝细系 1.5 级和 D 类球状氧化物粗系 1.0 级夹杂物,级别偏高。(2)5L04875 炉次对应的 3 块钢板夹杂物评级均为 DS2.0 级和 B 类氧化铝细系 0.5 级,结果高度一致,显示夹杂物控制工艺稳定性较好。

表 6 X60M 级钢板夹杂物评级

炉号	钢板号	A 类		B 类		C 类		D 类		DS
		粗系	细系	粗系	细系	粗系	细系	粗系	细系	
5L04874	381	0	0	0	0	0	0	0	0	1.0
5L04874	092-1	0	0	0	0.5	0	0	0	0	0.5
5L04874	092-2	0	0	0	0	0	0	0	0	1.0
5L04874	091-1	0	0	0	1.5	0	0	1.0	0	0
5L04874	091-2	0	0	0	0	0	0	0	0	2.0
5L04875	364	0	0	0	0.5	0	0	0	0	2.0
5L04875	365	0	0	0	0.5	0	0	0	0	2.0
5L04875	380	0	0	0	0.5	0	0	0	0	2.0

3 X60M 级抗氢管线钢力学性能测试

基于 API SPEC 5L 2018《管线钢管》中 X60M 级管线钢的技术要求,对 5L04874 与 5L04875 两

炉次钢板进行系统的力学性能检验,其中冲击试样为夏比 V 型缺口试样,冲击温度 -20 ℃,结果如表 7 所示。

表 7 X60M 级抗氢管线钢力学性能测试

炉号	试样编号	钢板厚度/mm	R_{eL}/MPa	R_m/MPa	$A_{50}/\%$	R_{eL}/R_m	冲击温度/℃	KV_2/J
5L04874	250515X092	14.3	518	563	38.0	0.92	-20	286
5L04874	250515X381	14.3	536	599	19.0	0.89	-20	296
5L04875	250515X380	14.3	502	596	32.5	0.84	-20	301
5L04875	250515X365	14.3	520	559	38.0	0.93	-20	297

X60M 级抗氢管线钢的力学性能测试结果显示,5L04874 炉次钢板屈服强度均值 527 MPa,5L04875 炉次钢板屈服强度均值 511 MPa,两炉次屈服强度均显著高于标准中屈服强度 ≥ 414 MPa 的要求,这两个炉次钢板的强度储备充足,为应力集中区域应用提供了安全冗余;5L04874 炉次钢板抗拉强度均值 581 MPa,5L04875 炉次钢板抗拉强度均值 578 MPa,完全符合标准要求的 517 ~ 655 MPa 之间;屈强比 0.84 ~ 0.93,符合高强度管线钢的典型特征,接近理想值 0.90,既保证结构承载能力,又避免脆性断裂风险;-20 ℃冲击功为 286 ~ 301 J,远超标准要求的 >40 J。冲击功标准差仅 6.4 J,显示优异的性能一致性。屈服强度标准差 13.9 MPa,拉伸强度标准差 21.2 MPa,属于行业领先水平。

4 结论

(1)通过铁水预处理→LD 转炉初炼→LF 精炼→RH 真空脱气精炼→连铸工艺生产的 X60M 级抗氢管线钢板,其成分 C 质量分数 0.041% ~ 0.044%,S 质量分数 0.000 1% ~ 0.000 9%,P 质量分数 0.009% ~ 0.008 5%,符合 API SPEC 5L 2018《管线钢管》中 X60M 级管线钢的要求。

(2)5L04874 炉次 5 块钢板的夹杂物评级结果差异较大,表明炉次钢板夹杂物控制稳定性不好。5L04875 炉次 3 块钢板夹杂物评级均为 DS2.0 级和 B 类细系 0.5 级,结果高度一致,显示夹杂物控制工艺稳定性较好。

(3)X60M 级抗氢管线钢钢板的屈服强度、拉伸强度以及 -20 ℃冲击功均达到 API SPEC 5L 2018《管线钢管》中 X60M 级管线钢的要求。

参考文献

1 郎丰军,黄先球,庞 涛,等. X65 管线钢抗氢致开裂性能研究[J]. 武钢技术,2015,53(5):11-13.

2 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会. GB/T 8650—2015 管线钢和压力容器钢抗氢致开裂评定方法[S]. 北京:中国标准出版社,2015.

3 张秋利,黄鹏飞,尹成先,等. X90 管线钢的抗氢致开裂性能[J]. 材料保护,2015,48(6):42-44,8.

4 陈 健,汪 兵,胡 亮,等. 偏析对 X65 管线钢抗氢致裂纹性能的影响[J]. 材料热处理学报,2015,36(4):126-132.

5 崔月瑶. 纯氢长输氢管线钢材料与抗氢脆技术的研究[J]. 冶金与材料,2023,43(1):50-52.

6 白光乾,王秋岩,邓海全,等. 氢环境下 X52 管线钢的抗氢性能[J]. 材料导报,2020,34(22):22130-22135.

7 郎丰军,黄先球,彭 浩,等. X70 管线钢抗氢致开裂性能研究[J]. 武钢技术,2017,55(1):26-29.

8 郝红梅,陈 健,汪 兵,等. X80 级管线钢的抗氢致裂纹性能[J]. 金属热处理,2016,41(4):63-70.

9 周丽萍,穆海玲,赵 楠. X52 管线钢抗氢致开裂试验裂纹成因分析[J]. 理化检验(物理分册),2013,49(4):270-273,278.

10 王 建,成海涛,陈 永,等. 高强抗氢致裂纹 X65 管线钢管生产实践[J]. 钢铁钒钛,2013,34(1):41-48.

11 彭海红. 管线钢抗氢致裂纹(HIC)性能影响因素浅析[J]. 宽厚板,2012,18(2):28-31.

12 李云涛,杜则裕,孙雯芬,等. 高强度管线钢的抗氢致裂纹性能[J]. 钢铁研究学报,2008,20(12):50-54.

13 李青麒,高正文,马士博. X60M 级别管线钢铸坯在炉时间对力学性能的影响[J]. 南方金属,2025(3):33-35,48.

14 王 浩,侯明山,段云祥,等. 超厚 X60M 管线钢带的设计及生产实践[J]. 山西冶金,2023,46(10):151-153.

张 丹,男,2015 年毕业于华北理工大学冶金工程专业。

收稿日期:2025-11-13

不同冷却工艺对 EH40 级船板组织性能的影响

樊 卫

(南京钢铁股份有限公司板材事业部厚板厂)

摘 要 EH40 级船板钢是海洋工程装备的关键结构材料,其力学性能直接决定船舶服役安全性与长期可靠性。通过进行热轧实验,系统研究轧制后控制冷却工艺参数对 EH40 船板钢显微组织演变及综合力学性能的影响规律。结果表明:不同冷却工艺可以获得不同的金相组织,对应不同的力学性能;晶粒越细小,强度越高,延伸率越低;铁素体-贝氏体双相组织的强塑性表现优于单相贝氏体;实验结果为 EH40 级船板钢工业化生产中的工艺优化与性能提升提供了理论指导与实验支撑。

关键词 EH40 冷却工艺 组织性能

Influence of Different Cooling Processes on Microstructure and Properties of EH40 Ship Plate Steel

Fan Wei

(Plate Rolling Plant, Flat Product Division of Nanjing Iron and Steel Co., Ltd.)

Abstract As a key structural material for marine engineering equipment, the mechanical performance of EH40 steel directly determines the safety and long-term reliability of ships in service. Through hot rolling experiments, this study systematically investigates the effects of controlled cooling process parameters after rolling on the microstructural evolution and comprehensive mechanical properties of EH40 steel. The results indicate that different cooling processes yield distinct metallographic structures, corresponding to varying mechanical properties; finer grains result in higher strength but lower elongation; ferrite-bainite dual-phase structures exhibit superior strength-ductility combinations compared to single-phase bainite. These experimental findings provide theoretical guidance and empirical support for process optimization and performance enhancement in the industrial production of EH40 grade shipbuilding steel.

Keywords EH40, Cooling process, Microstructure and properties

0 前言

为确保船舶航行安全性,对船舶所用钢板的强度、韧性、疲劳性能、焊接性和耐蚀性提出了更高的要求^[1-4]。通过调整船板生产工艺,可以提高钢板强度、改善钢板韧性,获得强韧性匹配良好的钢板^[5-8]。本文以 EH40 级船用钢板为研究对象,在实验室进行冷却实验,研究轧后不同冷却方式对实验钢的金相组织和性能的影响,为后续高级别钢板的生产提供参考依据。

1 实验材料及冷却工艺

在实验室将 EH40 级船板加热至 1 200 ℃,保温 2 h 后使用实验室轧机进行轧制,实验室所用

轧机的具体参数如表 1 所示。

表 1 实验室轧机参数

项目	参数
轧辊尺寸/mm	Φ450 × 450
电机功率/kW	400
最大轧制力/kN	4 000
最大开口度/mm	170
轧制速度/(m · s ⁻¹)	0 ~ 1.5

粗轧开轧温度 1 150 ℃,轧制 3 道次后待温冷却至 950 ℃,精轧 4 道次,终轧温度 810 ℃。板坯厚度变化依次为:50 mm → 38 mm → 28 mm →

21 mm →15.5 mm →11.5 mm →8.5 mm →7.5 mm,待温厚度 21 mm。轧制后按照不同的冷却工

艺分别进行冷却,具体实验钢对应的冷却工艺如表 2 所示。

表 2 冷却工艺

实验钢编号	冷却工艺
1#	直接水冷至 630 ℃。
2#	直接水冷至 495 ℃。
3#	先水冷至 700 ℃,再空冷至 630 ℃,最后水冷至 520 ℃。
4#	先水冷至 670 ℃,再空冷至 625 ℃,最后水冷至 480 ℃。
5#	先空冷至 620 ℃,再水冷至 480 ℃。
6#	先空冷至 660 ℃,再水冷至 485 ℃。

2 结果及分析

2.1 力学性能

按照 GB/T 228. 1—2021《金属材料 拉伸试

验 第 1 部分:室温试验方法》要求进行拉伸试验,根据 GB/T 229—2020《金属材料 夏比摆锤冲击试验方法》进行冲击试验,结果见表 3。

表 3 实验钢板纵向力学性能

实验钢编号	R_{eL}/MPa	R_m/MPa	$A/\%$	R_{eL}/R_m	-40 ℃KV ₂ /J	-60 ℃KV ₂ /J
1#	522	595	24.8	0.88	222	223
2#	587	665	20.4	0.88	221	211
3#	525	620	24.1	0.85	121	112
4#	575	664	23.4	0.87	123	122
5#	511	591	29.0	0.86	251	232
6#	518	579	26.2	0.89	245	244

2.2 金相组织

对轧制后按照不同冷却工艺冷却的 EH40 级

船板试样分别进行观察,其金相组织形貌如图 1 所示。

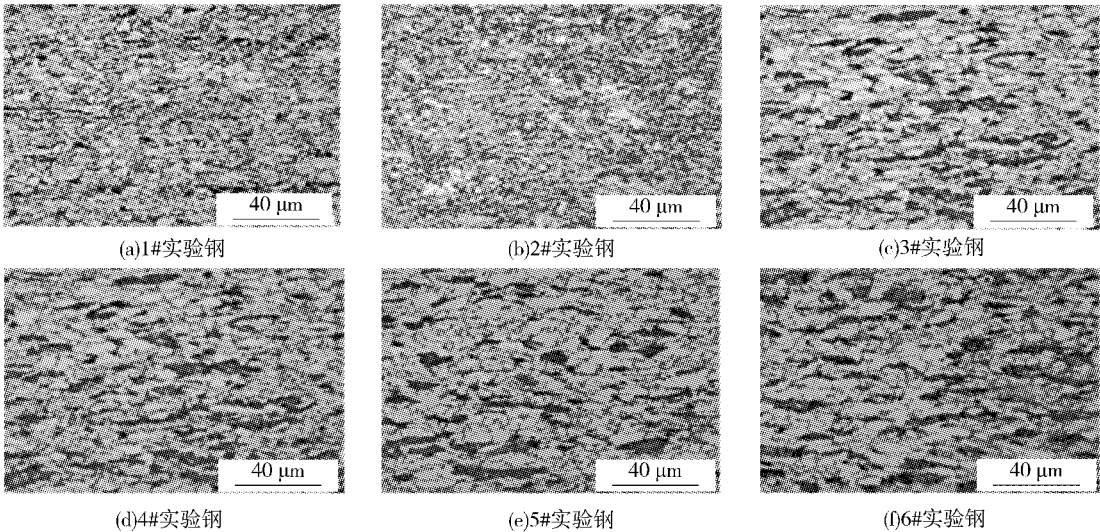


图 1 不同冷却工艺冷却下 EH40 级船板的金相组织形貌

1#和 2#实验钢均采用轧制后直接水冷冷却至终冷温度的冷却方式。1#实验钢终冷温度为 630 ℃, 2#实验钢的终冷温度 495 ℃。结合表 2、表 3 和图 1(a)、(b)可以看出, 1#实验钢终冷温度较高, 组织中铁素体含量较多, 同时有珠光体生成, 计算组织百分比, 得出铁素体体积分数为 91%, 而 2#实验钢终冷温度为 495 ℃, 大部分为贝氏体组织, 只有极少量铁素体生成。因此, 1#实验钢强度略低, 但延伸率高; 2#实验钢强度略高, 但延伸率低。

3#和 4#实验钢均采用三段式冷却方式, 即终轧后先将实验钢水冷至铁素体相变区间附近, 然后在铁素体相变区间进行空冷, 最后水冷至贝氏体相变区间。结合表 2、表 3 和图 1(c)、(d)可以看出, 3#实验钢空冷时间更长, 4#实验钢水冷时间更长; 3#和 4#实验钢组织基本都由铁素体和贝氏体组成, 3#实验钢铁素体含量高于 4#实验钢, 但其铁素体晶粒大小不一, 部分铁素体晶粒尺寸较大, 而 4#实验钢铁素体晶粒和贝氏体晶粒更细小、组织均匀性更好。

5#和 6#实验钢均采用两段式冷却方式, 即终轧后先空冷至铁素体相变区间附近, 再水冷至贝氏体相变区间。结合表 2、表 3 和图 1(e)、(f)可以看出, 5#和 6#实验钢的冷却工艺区别为终轧后第一段空冷时间不同。5#和 6#实验钢组织基本都是由铁素体和贝氏体组成, 5#实验钢铁素体含量略高于 6#实验钢。这是由于 5#实验钢水冷前温度 620 ℃, 空冷时间较长, 而空冷冷速较慢, 随着空冷时间的延长, 多边形铁素体增多, 铁素体相变时间充分, 铁素体含量略高。

2.3 分析讨论

4#和 5#实验钢采用不同的冷却工艺路线, 组织均是铁素体 - 贝氏体组织, 然而其铁素体 - 贝氏体组织晶粒大小差别较大。对比图 1(d)、(e)可看出, 4#实验钢晶粒更细小, 结合表 3 中 4#、5#实验钢的力学性能可以看出, 4#实验钢强度更高, 但延伸率略低。对比其冷却方式, 可以看出 4#实验钢先水冷至 670 ℃, 再空冷至 625 ℃, 最后水冷至 480 ℃; 5#实验钢先空冷至 620 ℃, 再水冷至 480 ℃。两者冷却方式区别在于 4#实验钢终轧后先采用水冷的冷却方式, 冷速较大, 将细小的晶粒保留至铁素体相变前, 因此相变后的晶粒更细小;

5#实验钢终轧后直接空冷, 冷速较慢, 铁素体在冷却过程中就开始形核和长大, 铁素体晶粒尺寸要大于 4#实验钢。

对强度较高的 2#、4#实验钢来说, 强度区别不大, 控制冷却工艺下 4#实验钢延伸率更高, 说明双相铁素体 - 贝氏体组织强塑性优于单相贝氏体组织。

3 结论

(1) 采用轧后直接水冷至终冷温度的冷却方式, 随着终冷温度的降低, 组织由铁素体和珠光体转变为贝氏体, 强度随之上升, 但延伸率下降; 终轧后先水冷至铁素体相变区间附近, 再空冷后水冷。当空冷前温度较低时, 晶粒细小, 强度略高, 延伸率略低; 终轧后先空冷后水冷, 当空冷时间较长时, 铁素体含量略高, 延伸率也略高。

(2) 采用不同的冷却工艺路线得到铁素体和贝氏体组织, 晶粒越细小, 强度越高, 延伸率越低。

(3) 对比强度较高的 2#、4#实验钢性能可知, 双相铁素体 - 贝氏体组织强塑性优于单相贝氏体组织。

参考文献

- 1 张国宝. 为中国成为世界第一造船大国自豪[J]. 中国经济周刊, 2018(6): 84 - 87.
- 2 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. GB/T 712—2011, 船舶及海洋工程用结构钢[S]. 北京: 中国标准出版社, 2011.
- 3 盐谷和彦, 猪原康人, 小森务. 原油罐用耐腐蚀钢材及原油罐: 中国, CN200780012318. X[P]. 2009 - 04 - 22.
- 4 鹿岛和幸, 幸英昭. 货油舱用钢材: 中国, CN200580012361. 7[P]. 2007 - 04 - 11.
- 5 韩孝永. 铌、钒、钛在微合金钢中的作用[J]. 宽厚板, 2006, 12(1): 39 - 41.
- 6 杨作宏. 控轧控冷生产 355 MPa 含铌微合金高强船板实践[J]. 轧钢, 2003, 20(3): 71 - 73.
- 7 马云亭, 叶建军. Nb 在低温高强度船体结构钢 EH36 中的应用[J]. 宽厚板, 2002, 8(3): 18 - 23.
- 8 张鹏云. TMCP 工艺在船板生产中的应用[J]. 宽厚板, 2009, 15(6): 17 - 20.

樊卫, 男, 2013 年毕业于中国矿业大学热能动力工程专业, 工程师。

收稿日期: 2025 - 07 - 26

· 生产实践 ·

圆盘剪剪切钢板镰刀弯超标的原因分析及改进

吴福善 韦家成 刘 泉
(柳州钢铁股份有限公司)

摘 要 针对圆盘剪剪切中厚钢板镰刀弯超标的质量问题,结合现场观察到的现象,从剪切工艺参数、圆盘剪的设备构造和工作原理等方面进行分析,对可能造成镰刀弯超标的原因应用现场试验的方式逐一验证,确定镰刀弯是由于圆盘剪固定侧打滑导致两边剪刀转速不同步、钢板在剪切过程中出现跑偏所致。

关键词 圆盘剪 镰刀弯 同步轴

Causes Analysis and Corrective Measures of Steel Plate Sickie Bending Nonconformity during Shearing with Disc Shear

Wu Fushan, Wei Jiacheng and Liu Quan
(Liuzhou Iron and Steel Co., Ltd.)

Abstract In response to the quality issue of excessive sickie bending during the shearing of medium – thick steel plates with a disc shear, combined with the on – site observations, an analysis is conducted from aspects such as shearing process parameters, equipment structure and working principles of the disc shear. Through on – site experiments, each possible factor contributing to the excessive sickie bending is verified one by one. It is determined that the sickie bending results from slippage on the fixed side of the disc shear, leading to asynchronous rotational speeds of the two cutting blades and causing the steel plate to deviate during the shearing process.

Keywords Disc shear, Sickie bending, Synchronizing shaft

0 前言

柳州钢铁有限责任公司(以下简称“柳钢”)的 2 800 mm 中板生产线下游布置 2 条精整线,1#精整线的主要剪切设备为斜剪刀式双边剪和滚切式定尺剪,剪切钢板最大厚度 40 mm;2#精整线的主要剪切设备为圆盘剪和斜剪刀式定尺剪,剪切钢板最大厚度为 25 mm。2024 年柳钢销售中心收到一起用户反馈的多块钢板镰刀弯超标质量问题,经过核查,本单订货量 3 800 t,用于油库罐体制作,其中,(12×1 800×9 000) mm 规格钢板订货 432 块,共 660 t,使用过程中发现存在镰刀弯超标问题的钢板约 30 块,影响正常使用,并提出换货的需求。根据反馈的钢板材料信息反查生产系统历史数据,发现镰刀弯超标的钢板均在 2#精整线剪切,因而对圆盘剪及相关附属设备进行逐

项分析,按照剪切过程中主要工艺参数设置进行试验,以确定镰刀弯超标产生的原因,并制定相应的改进措施。

1 钢板镰刀弯超标概况

按照 GB/T 709—2019《热轧钢板和钢带的尺寸、外形、重量及允许偏差》标准中有关镰刀弯的规定,要求切边单轧钢板的镰刀弯数值不大于实际长度的 0.2%,需要测量钢板凹形侧边与连续测量部分两端点直线之间的最大距离加以判定。实际测量时,沿着钢板长度方向边部拉直线,测量直线到钢板边部的距离,如图 1 所示,经过现场逐块测量客户反馈镰刀弯超标的质量异议钢板,规格为(12×1 800×9 000) mm 钢板的镰刀弯测量值为 18~23 mm,超出 GB/T 709—2019 标准允许的范围值。

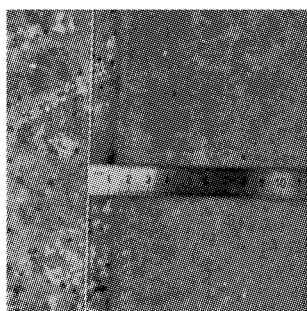


图 1 镰刀弯测量

根据最终用户反馈,在使用镰刀弯超标严重的钢板进行拼装时,2 块钢板之间存在较大的缝隙,如图 2 所示。



图 2 钢板拼装缝隙

由于 2 块钢板之间缝隙较大,需要填充的焊接材料增多,焊接和打磨的工作量也相应增加,如图 3 所示。

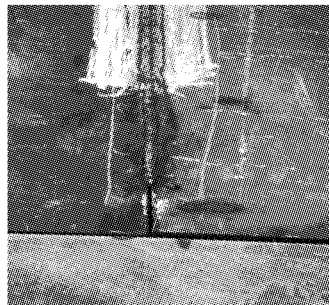


图 3 拼装钢板焊缝

2 圆盘剪设备构成

圆盘剪的主体设备由传动系统、机箱、机座、调整系统、剪刀和碎边剪系统构成,圆盘剪结构简图见图 4。圆盘剪的每个剪刀均固定在单独的轴上,固定侧和移动侧各有一个机箱,通过调整移动侧与固定侧之间的距离来实现不同宽度钢板的剪切。主传动装置由 2 台复合减速机、2 台交流变频电动机、十字轴型万向联轴器及同步轴组成。

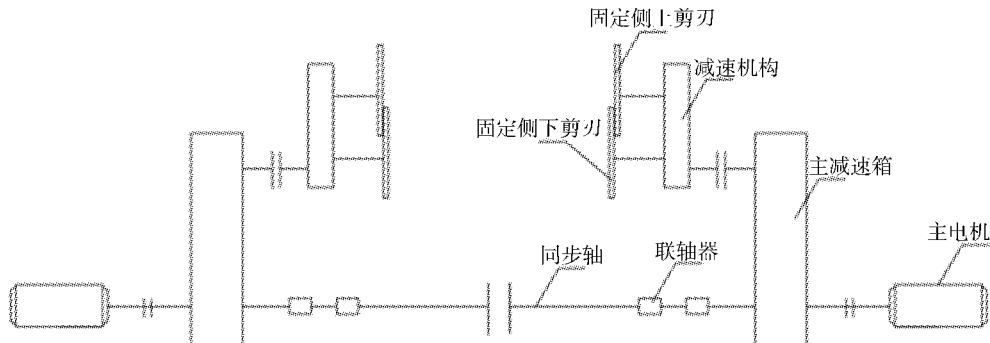


图 4 圆盘剪结构简图

由图 4 可以看出,2 台电动机及复合减速机分别布置在剪刀两侧,带动两侧的上、下刀轴,并利用同步轴及电气同步保证正常剪切。

3 镰刀弯超标原因分析

现场跟踪观察发现,出现镰刀弯超标的钢板在剪切过程中存在明显的跑偏现象,并且跑偏的方向均朝着圆盘剪固定侧。为此,针对影响较大的圆盘剪出口侧导轮状况以及剪刀间隙设定值、剪刀转速差异等剪切工艺参数进行全面检查和分析。

3.1 圆盘剪出口两侧导轮破损

为了确保剪切后钢板能沿着辊道中心线输

送,在圆盘剪的出口两侧安装了导轮。通过调整圆盘剪后两侧导轮的位置,使钢板垂直于圆盘剪剪刀轴轴线通过圆盘剪,剪切钢板产生的镰刀弯最小^[1]。现场检查圆盘剪出口侧的导轮,发现部分导轮有破损的情况,推测可能由于钢板在剪切过程中存在跑偏现象,导致剪切后钢板的镰刀弯偏大。破损导轮经过修复和重新调整,并使钢板长度方向与剪刀轴轴线中心垂直,在剪切过程中仍然发生钢板严重跑偏情况,因此,圆盘剪出口两侧导轮破损不是钢板镰刀弯超标的原因。

3.2 剪刀间隙设定值

随着钢板品种、厚度的变化以及剪切量的不

断增加,圆盘剪固定侧与移动侧的水平与垂直剪刀间隙值在剪切过程中出现漂移,当水平与垂直剪刀间隙实际值与设定值相差过大时,钢板偏离剪切中心出现剪切镰刀弯^[2]。为了避免剪刀直径不一致造成的速度差,每次更换剪刀时均对剪刀直径提出严格要求,确保上、下剪刀直径一致。采用不同的剪刀间隙值进行剪切试验,并跟踪测量钢板镰刀弯值,见表1。

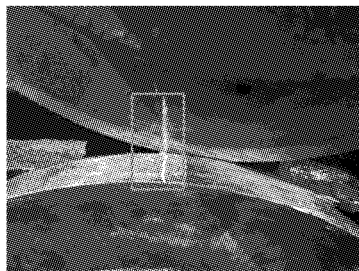
表1 镰刀弯测量值

固定侧剪刀间隙值/ mm	移动侧剪刀间隙值/ mm	镰刀弯值/ mm
0	0	20
1.2	0.5	20
10.0	20.0	18
20.0	20.0	15
30.0	30.0	15

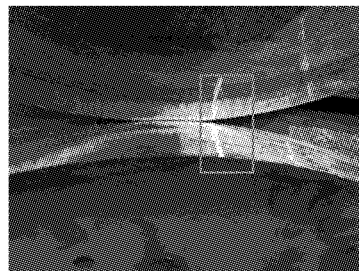
当剪刀直径相同、剪刀间隙值不同时,在剪切过程中,剪刀与钢板的作用力、反作用力不同会造成钢板跑偏。由表1可以看出,无论移动侧和固定侧剪刀间隙值相同或不同、剪刀间隙值大或小,钢板镰刀弯超标问题依然存在,说明剪刀间隙值对钢板镰刀弯问题的影响有限。

3.3 剪刀转速差异

通过试验发现,圆盘剪出口导轮磨损状况、剪刀间隙值的设定对钢板镰刀弯的影响都有限,最后对圆盘剪移动侧和固定侧上、下剪刀转速的影响展开分析。为了验证圆盘剪移动侧和固定侧剪刀转速是否一致,同一侧上、下剪刀转速是否一致,在圆盘剪静止的情况下,用白色粉笔在上、下剪刀本体画竖线标记,如图5所示。从图5中可以看到,圆盘剪启动前移动侧和固定侧上、下剪刀的标记线都在同一条直线,移动侧和固定侧的剪刀位置也大致相同。



(a)移动侧上、下剪刀

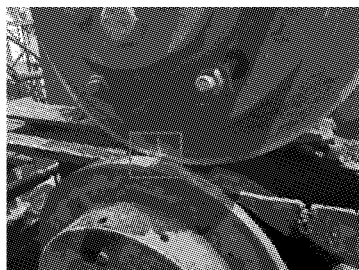


(b)固定侧上、下剪刀

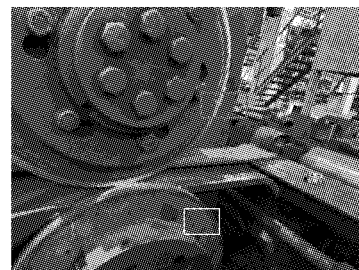
图5 圆盘剪移动侧和固定侧上、下剪刀标记

慢速启动圆盘剪,在转动5圈后,观察剪刀上原来的标记线如图6所示。图6(a)的标记线与

启动前一样,图6(b)的标记线还需要再转动约1/4圈才到水平位置。



(a)移动侧上、下剪刀



(b)固定侧上、下剪刀

图6 圆盘剪启动后剪刀标记线位置

通过对比圆盘剪转动5圈后和转动前的标记线位置变化情况,结果发现:

(1)圆盘剪转动5圈后,其同一侧上、下剪刀的标记点能重合,说明同一侧上、下剪刀的转速一

致。

(2)圆盘剪转动5圈后,移动侧剪刀标记线已回到原始标记线位置,但固定侧剪刀标记线仍差1/4圈,由此可以判断,圆盘(下转第48页)

板坯加热炉数字化改造与智能控制技术应用的研究

欧金雄¹ 孙乾²

(1 南京钢铁股份有限公司; 2 山东钢铁股份有限公司)

摘 要 板坯加热炉作为轧钢生产线的主要热工设备,其控制精度和运行效率对加热工序乃至整个生产线的产品质量、能耗和生产成本有直接的影响,传统板坯加热炉存在加热均匀性差、能耗高、人工干预频繁等问题。为此,针对板坯加热炉进行数字化改造,构建“感知-计算-执行”智能控制系统,采用加热工艺动态匹配、步进梁智能联动等技术。经过数字化改造,加热温度波动降低至 $\pm 15\text{ }^{\circ}\text{C}$,吨钢燃料消耗降低 12.5%,人工干预频次减少 80%~90%,加热质量、效率及能源利用率显著提升,可以为企业在轧钢厂加热生产及加热炉数字化改造提供参考借鉴。

关键词 轧钢 板坯加热炉 数字化改造 智能控制 能耗优化 生产效率

Research on Digital Transformation and Intelligent Control Technology Application of Slab Reheating Furnaces

Ou Jinxiong¹ and Sun Qian²

(1 Nanjing Iron and Steel Co., Ltd.; 2 Shandong Iron and Steel Co., Ltd.)

Abstract The slab reheating furnace is the main thermal equipment of steel rolling production line, the control accuracy and operating efficiency have direct influence on the product quality, energy consumption and production cost of either the reheating process or the entire production line, but the traditional slab reheating furnace encounters the problems such as poor reheating uniformity, high energy consumption and frequent manual intervention. In order to resolve the problems, the digital transformation of the furnace is implemented and the intelligent control system of perception, computation and execution is established, in which the technologies of the reheating process dynamic matching, walking beam intelligent linkage are applied. After the digital transformation, the reheating temperature fluctuation is reduced to $\pm 15\text{ }^{\circ}\text{C}$, the fuel consumption per ton is decreased by 12.5%, the manual intervention frequency is reduced by a value ranging from 80% to 90%, and the reheating quality, efficiency and energy utilization rate are significantly improved, which can provide the references to the enterprises of the reheating production and reheating furnace digital transformation in the rolling mill.

Keywords Steel rolling, Slab reheating furnace, Digital transformation, Intelligent control, Energy consumption optimization, Production efficiency

0 前言

板坯加热炉(简称“加热炉”)作为轧钢生产过程中轧制坯料加热处理的核心设备,其控制精度与运行效率直接关系到钢材质量、能源消耗及生产成本。传统加热炉受限于固定工艺参数与人工经验控制模式,在应对多品种板坯混炉加热时矛盾尤为突出^[1,2]。随着“双碳”目标对工业能效提升的迫切要求,以及智能制造技术的深入应用,

传统加热炉的数字化改造成为行业转型方向。通过引入智能感知、动态控制与可视化管理技术,破解多品种板坯加热过程中的工艺协同难题,实现加热质量、能源利用与生产效率的综合优化^[2,3]。以南京钢铁股份有限公司(简称“南钢”)为例,加热板坯材质涵盖管线钢、轴承钢等多个钢种,厚度范围 20~200 mm(常规生产板坯厚度 $\geq 50\text{ mm}$, 20 mm 为特殊规格薄板坯,采用定制化装炉工艺),规格跨度较大,传统加热工艺下常因同一炉

内板坯差异导致小规格过度加热、大规格加热不充分等问题,加热温度波动幅度达到 $\pm 30\text{ }^{\circ}\text{C}$,不仅影响后续轧制质量,还造成燃料消耗居高不下,吨钢燃料消耗较行业先进水平高出 10% 以上。同时,高温高粉尘的作业环境影响到常规每 2 h 一次的人工巡检频率,参数调整滞后性明显,难以满足高端产品生产的精准化需求。

本研究以加热炉数字化改造项目为对象,通过分析数字化技术在温度控制、步进梁运行管理中的实际应用,解决传统工艺加热均匀性差、能耗高、人工干预频繁等问题,通过构建多品种板坯加热过程的精准控制模型,提升加热温度稳定性,减小加热温度波动幅度;通过优化步进梁智能联动机制,降低板坯在炉内滞留时间的差异;通过能源

管理系统升级,实现吨钢燃料消耗降低,并减轻操作人员劳动强度。

1 传统加热炉存在问题分析

1.1 多品种板坯加热均匀性差

加热炉日常生产需要加热处理十余个钢种的板坯,涵盖低碳钢、高合金钢、管线钢等不同品种,例如 Q235B、06Cr19Ni10 (304 不锈钢)、X70、GCr15 等,板坯厚度范围 20 ~ 200 mm。传统加热工艺采用“固定温度 + 固定时长”的控制模式,无法针对单块板坯的材质、尺寸差异动态调整加热工艺参数。薄板坯易出现过度加热问题,而厚板坯则易出现加热不充分问题。典型钢种不同厚度板坯的传统加热工艺效果对比如表 1 所示。

表 1 典型钢种不同厚度板坯传统加热工艺效果对比

板坯厚度/mm	材质	加热时间/min	实际表面温度/ $^{\circ}\text{C}$	心部温度/ $^{\circ}\text{C}$	轧制缺陷率/%
20	Q235B	120	1 250	1 180	5
100	X70 管线钢	120	1 180	1 120	3
200	GCr15 轴承钢	120	1 150	1 000	8

由表 1 可知,当 20 mm 厚度 Q235B 低碳钢板坯按照传统工艺加热 120 min 时,表面温度可达到 1 250 $^{\circ}\text{C}$,远远超过 1 150 $^{\circ}\text{C}$ 的理想加热温度,导致氧化铁皮厚度增大、金属烧损率升至 1.5%,即薄规格板坯过度加热;200 mm 厚度 GCr15 轴承钢板坯采用与 20 mm 厚度 Q235B 钢板坯相同的加热时长时,板坯心部温度仅能达到 1 000 $^{\circ}\text{C}$,低于轧制要求的 1 100 $^{\circ}\text{C}$,需要进行二次加热,使生产效率下降约 20%,即厚规格板坯加热不充分。

1.2 能源消耗与控制效率失衡

传统加热炉的燃烧控制依赖操作人员经验调节,空燃比无法根据生产负荷进行动态优化,导致能源浪费显著^[3,4]。

在高负荷生产即板坯装载量达到 100% 时,

人工调节空燃比常滞后 15 ~ 20 min,过量空气导致燃烧效率降低,吨钢燃料消耗高达 1.2 GJ,比理论最优值高出 15%;在低负荷生产即板坯装载量低于 50% 时,燃烧器仍然维持固定功率运行,空燃比在 1.15 ~ 1.40 之间,比值偏高,使得加热炉在远低于额定负荷的工况下运行,能源利用率不足 70%。在步进梁运行方面,传统工艺采用固定前进速度 0.10 m/s,与板坯加热进度脱节;薄板坯在加热完成后仍然只能随着步进梁缓慢移动,导致薄板坯在炉内多停留 30 ~ 40 min,散热损失增加约 8%;厚板坯因加热时间不足,需要通过人工干预延长步进梁的停滞时间,操作误差则加剧加热不均匀程度。传统加热炉加热工艺下不同负荷的燃料消耗与控制效率对比如表 2 所示。

表 2 传统加热炉加热工艺下不同负荷的燃料消耗与控制效率对比

板坯装载比例/%	空燃比	吨钢燃料消耗/GJ	每班人工调节频次/次	步进梁速度/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)
100	1.25	1.20	8 ~ 10	0.10
70	1.20	1.15	5 ~ 6	0.10
50	1.30	1.18	6 ~ 8	0.10

1.3 人工操作的环境制约与管理短板

加热炉区域长期处于高温、高粉尘的恶劣环境下,炉体表面温度达 $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以上,粉尘浓度超过 50 mg/m^3 ,人工操作面临巨大挑战^[3-5]。

巡检效率低,操作人员每 2 h 进行一次现场巡检,单次巡检耗时约 30 min,难以实时捕捉如局部过度加热点之类炉内板坯温度异常;参数记录滞后,如温度、步进梁位置等工艺参数依赖纸质台账记录,数据录入误差率约 5%,且追溯分析时需要人工翻查记录,单次问题排查耗时长达 2 h;劳动强度大,如燃烧器阀门开启关闭、步进梁速度调整,每个班次需要进行 8~10 次人工调节,操作人员易因疲劳导致调节幅度偏差,如空燃比调节误

差 ± 0.05 ,进一步影响加热稳定性。

此外,传统工艺管理缺乏对单块板坯全生产流程的追溯能力。当产品在轧制工序出现缺陷时,难以快速锁定具体板坯的加热参数,导致工艺优化周期长达 2~3 个月,制约新产品开发进度。

2 加热炉的数字化技术改造方案

2.1 智能控制系统的架构与功能

加热炉数字化改造以精准控制、动态协同为目标,构建“感知-计算-执行”一体化的智能控制系统,如图 1 所示。系统通过硬件升级与软件集成,实现了对板坯加热全流程的实时监控与自动调节^[5,6]。

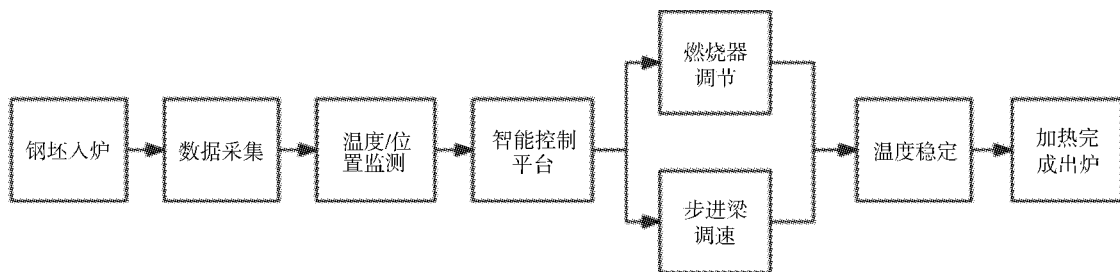


图 1 数字化加热炉控制流程图

硬件层部署多维度感知设备,在加热炉炉膛顶部及侧墙安装 6 台红外热像仪,以 5 s/次的频率采集板坯表面温度数据,测温精度 $\pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$,可以识别直径 $\geq 50\text{ mm}$ 的温度异常区域;步进梁轨道两侧加装激光位移传感器,实时追踪每块板坯的位置坐标,位置精度 $\pm 1\text{ mm}$,并通过二维码扫描模块读取板坯材质、尺寸等基础信息;升级燃烧器控制系统,配备伺服电机驱动燃气调节阀与空气挡板,实现空燃比 0.1 级精准调节。

软件层开发可视化控制平台,主界面采用动态流程图设计,可以显示炉内板坯分布及步进梁运行状态,并实时呈现温度曲线、燃烧参数等关键数据;集成多目标优化算法,可根据板坯属性自动匹配加热工艺,支持“单块板坯独立控制”与“全炉批次协同控制”双模式切换;具备异常预警功能,当温度波动超过 $\pm 15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 或步进梁运行误差超过 $\pm 50\text{ mm}$ 时,系统自动触发声光报警并生成处置建议。

2.2 关键控制技术的创新实践

加热炉数字化改造的核心突破在于通过多维度技术创新,实现了单块板坯精准控制与全流程

动态协同。

2.2.1 加热工艺动态匹配技术

针对多种品种板坯混炉加热的难题,系统建立“材质-尺寸-温度”关联模型,告别传统“固定温度+固定时长”控制模式。不同加热时长的板坯按照“厚板坯先装炉、薄板坯后装炉”的顺序分区布置,同炉混装时厚板坯布置于加热段前段,薄板坯布置于加热段后段,利用炉内温度梯度匹配不同的加热节奏。例如,20 mm 厚度 Q235B 低碳钢板坯与 200 mm 厚度轴承钢同炉加热时,系统自动为薄板坯设定总时长为 90 min 的“快速升温+短时保温”路径,为厚板坯分配总时长为 180 min 的“阶梯升温+延长保温”策略。通过红外热像仪实时扫描温度场,当某块板坯局部温度低于目标值 $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,邻近燃烧器功率自动提升 15%,10 min 内完成温度补偿,避免因炉内气流扰动导致的加热不均匀。

2.2.2 步进梁智能联动机制

改变传统的固定速度模式,采用“温度-位置-速度”闭环控制速度模式。当板坯表面温度达到目标值的 95% 时,步进梁速度从 0.1 m/s 提

升至 0.15 m/s,减少过度加热风险;如果板坯心部温度滞后,系统则延长该板坯在加热段的停留时间,最长增加 30 min,并同步调整对应区域的燃烧功率。这种“按需运行”模式使板坯在炉内停留时间误差从 ± 40 min 减小 ± 10 min,解决了因薄板等待厚板导致的散热损失问题。

2.2.3 能源自适应优化算法

通过空燃比动态调节与生产负荷之间的匹配,实现燃烧效率最大化。在板坯装载量 $\geq 80\%$ 的高负荷生产时,系统根据炉气中控制在 2% ~ 3% 范围的 O_2 含量,自动将空燃比从 1.25 优化至 1.18,吨钢燃料消耗也从 1.20 GJ 降低至 1.05 GJ;在板坯装载量 $< 50\%$ 的低负荷生产场景,则启动脉冲燃烧模式,使燃烧器间歇式工作,能源利用率从 70% 提升至 85%,同时减少氮氧化物排放量约 10%。

2.2.4 人机协同操作升级

可视化控制平台集成一键式操作界面,操作人员通过拖拽板坯图标调整加热顺序,板坯在炉内未进入加热段前可以自由调换位置,进入加热段后由于温度梯度匹配要求,仅仅可以在同温度区间进行小幅度调整,不可以跨温度区间调换位置。系统自动重新计算步进梁路径。历史数据模块支持按板坯编号快速追溯温度曲线,问题排查

时间从 2 h 缩短至 10 min。针对新操作人员,平台实时提示参数调节建议,如“当前空燃比偏高,建议降低 0.05”信息,将人工调节误差从 ± 0.05 降至 ± 0.02 ,显著降低对经验的依赖。

3 数字化改造的实施效果与效益分析

3.1 质量与效率的显著提升

加热炉经过数字化改造,板坯加热过程的稳定性与均匀性都得到显著提高。通过红外热像仪实时监测与动态温度补偿技术,板坯表面温度波动范围从传统加热工艺的 ± 30 $^{\circ}C$ 降至 ± 15 $^{\circ}C$,头部与尾部温差从平均 50 $^{\circ}C$ 减至 20 $^{\circ}C$ 以下,如表 3 所示。以 X70 级管线钢为例,改造前因加热不均匀导致的轧制裂纹缺陷率高达 3.5%,改造后降至 1.2%,不合格品数量下降,质量损失金额减少。步进梁智能联动机制的应用,彻底改变了传统“固定速度+人工干预”的粗放或控制模式。板坯在炉内平均停留时间从 150 min 缩短至 120 min,且不同厚度板坯的停留时间误差控制在 ± 10 min 范围以内。以 200 mm 厚度 GCr15 轴承钢为例,改造前因加热时长不够而进行二次加热的比例达到 8%,改造后通过“延长停留+局部补热”的加热控制策略,使一次加热合格率提升至 99%,生产效率提高约 25%。

表 3 数字化改造前、后板坯加热均匀性对比

项目	温度波动范围/ $^{\circ}C$	头、尾部温差/ $^{\circ}C$	轧制裂纹缺陷率/%	二次加热率/%
改造前	± 30	50	3.5	8.0
改造后	± 15	20	1.2	1.0

3.2 能源消耗与管理成本的优化成果

将加热炉进行数字化改造后,对能源利用效率的提升尤为显著。通过空燃比动态优化算法与脉冲燃烧技术,使吨钢燃料消耗从 1.20 GJ 降低

至 1.05 GJ,年节约天然气约 800 万 m^3 ,按照当前天然气价格计算,可节省成本约 2 000 万元,同时减少碳排放 1.2 万 t,改造前、后能源消耗与人工成本对比的具体数据如表 4 所示。

表 4 改造前、后能源消耗与人工成本对比

项目	吨钢燃料消耗/GJ	年天然气消耗/万 m^3	每班人工干预频次/次	工艺优化周期/天
改造前	1.20	8 000	8 ~ 10	84
改造后	1.05	7 200	1 ~ 2	28

在板坯装载量 $< 50\%$ 的低负荷生产时,能源利用率从 65% 提升至 85%,避免了传统工艺中设备在低于额定负荷工况下运行的现象。

在人工成本与管理效率方面,操作人员每个班次的人工干预频次从 8 ~ 10 次减少至 1 ~ 2 次,劳动强度降低 70% 以上。可视化平台的自动数

据记录功能投用后,使工艺参数追溯时间从 2 h 缩短至 10 min,新产品试生产周期从 3 个月压缩至 1 周。以轴承钢新产品开发为例,改造前反复调试加热曲线 3~4 轮,现在通过历史数据对比与智能算法推荐,仅需 1 轮调试即可确定最优化工艺,研发效率提升 60%。

3.3 经济效益与行业示范价值

从经济效益看,数字化改造项目投资回收期约 2.5 年。除直接降低的质量损失与能源成本外,生产效率提升带来的隐性收益同样显著,年产能提升约 15%,按照每吨板坯利润 200 元计算,可以新增收益超过 3 000 万元。

该项目的成功实施,为钢铁行业提供了传统设备智能化改造的典型范本。其核心经验,如单块板坯精准控制模式、多变量协同算法等,已在南钢进行实际应用,平均轧制缺陷率降低 50% 以上,吨钢燃料消耗下降 8%~10%。随着 5G 与 AI 技术的深度融合,南钢计划将加热炉数据与企业级 MES 系统打通,实现从单设备优化到全流程协同的升级,进一步释放数字化转型的价值潜力。

4 加热炉数字化的行业价值与未来展望

4.1 行业推广价值

加热炉数字化的改造实践,为钢铁行业破解多品种生产难题提供了可复制的技术范式。其核心价值体现在两方面:

(1) 技术适配性,可视化控制平台与智能算法可快速移植至推钢式、环形不同类型加热炉,尤其适合中小批量、多规格板坯的柔性生产场景。某中型钢厂引入该技术后,轧制缺陷率从 4.2% 降至 1.8%,吨钢燃料消耗下降 9%,验证了该技术的普适性。

(2) 管理模式创新,单块板坯精准控制理念突破了传统批次管理的局限性,为高端合金钢材之类产品的个性化定制生产提供了管理范本,该模式已延伸至轧制、热处理等工序,推动钢铁生产向智能制造单元升级。

4.2 现存挑战与未来方向

尽管改造成效显著,仍需正视两大挑战:

(1) 设备可靠性方面,高温环境下红外热像仪镜头易受粉尘污染,平均清洁周期 2 个星期,激光传感器年故障率约 3 次,需要进一步研发耐高温、自清洁型感知设备。

(2) 系统协同性方面,加热炉数据与企业级 ERP、MES 系统对接深度不够,跨工序数据联动仅实现 40%,尚需要构建工业互联网平台打通数据流。

可以从三方面深化创新:(1) 引入 AI 视觉算法,通过历史数据训练板坯温度预测模型,将控制提前量从 5 min 延长至 15 min。(2) 试验应用氢能燃烧技术,将碳排放再降低 30%。(3) 开发远程运行维护模块,结合 5G 技术实现加热炉故障诊断的分钟级响应,进一步释放数字化红利。

5 结语

(1) 加热炉数字化通过温度与步进梁智能控制、可视化精准管理,有效解决了多钢种板坯混炉加热的均匀性难题,提升了温度稳定性,降低了燃料消耗与劳动强度。改造后数据显示,板坯加热质量显著提升,能耗与人工干预频次大幅减少,验证了数字化技术在钢铁生产流程优化中的关键作用。

(2) 不仅实现了单一设备的智能化升级,还构建了“精准控制+动态协同”的生产模式,为多品种、小批量板坯加热的柔性生产提供了可复制技术路径。其核心价值在于通过数字化手段重构工艺逻辑,打破传统生产瓶颈,为钢铁行业向高效化、绿色化转型提供了实证范例。技术的深化应用有望推动全产业链的智能化变革。

参考文献

- 1 李志民. 加热炉装钢系统的应用[J]. 河北冶金, 2023, 18(1): 40-43.
- 2 黄坚, 徐兰君. 数字化燃烧技术在蓄热式加热炉中的应用[J]. 工业炉, 2019, 41(2): 49-50, 66.
- 3 赫金龙. 中厚板加热炉 AI 智能模拟控制系统应用探析[J]. 数字化用户, 2022(10): 40-42.
- 4 杨福瑞. 数字化脉冲燃烧控制技术在太钢加热炉上的应用[J]. 工业加热, 2007, 36(5): 48-50.
- 5 杨秀丽. 浅谈计算机在加热炉智能模糊控制系统中的应用[J]. 引文版: 工程技术, 2016, (5): 32.
- 6 杨进航, 李瑞清. 数字化加热炉的发展及应用优势[J]. 工业炉, 2006, 28(4): 19-20, 25.

欧金雄, 男, 2021 年毕业于南京理工大学机械工程专业, 工程师。

孙乾, 男, 硕士, 工程师, 通讯作者。

收稿日期: 2025-12-08

引锭杆下滑原因分析与改进措施

胡盛凯 祝志胜 孙兵兵 张 维 牛 桩
(宁波钢铁有限公司炼钢厂)

摘 要 针对连铸过程中,引锭杆下滑导致结晶器液面下降等情况进行分析讨论。结果表明:开浇阶段拉坯阻力大和设备间存在间隙等因素共同导致引锭杆下滑。采取送引锭杆模式优化、封引锭杆操作标准化、涂抹润滑油、控制出苗时间、加强设备的点检管理等措施,有效地改善了由引锭杆下滑引起的结晶器液面下降问题,提升了结晶器液面稳定性,保障了产品质量的稳定和生产效率的提高。

关键词 板坯连铸机 引锭杆 拉坯阻力 间隙

Causes Analysis and Improvement Measures for the Descent of the Dummy Bar

Hu Shengkai, Zhu Zhisheng, Sun Bingbing, Zhang Wei and Niu Zhuang
(Steelmaking Plant, Ningbo Iron and Steel Co., Ltd.)

Abstract This article analyzes and discusses the drop in mold level caused by the descent of the dummy bar during the continuous casting process. The results show that the descent of the dummy bar is jointly caused by factors such as high withdrawal resistance during the initial casting stage and gaps between equipment components. By optimizing the dummy bar feeding mode, standardizing the plugging operation, applying lubricating oil, controlling the breakout time, and enhancing equipment inspection and maintenance, the problem of mold level drop caused by dummy bar descent has been effectively improved. This has enhanced the stability of the mold level, ensuring consistent product quality and increased production efficiency.

Keywords Slab continuous caster, Dummy bar, Withdrawal resistance, Gap

0 前言

连铸中间包开浇生产过程中,高温钢水经过浸入式水口注入结晶器,并在水冷铜板的作用下,在结晶器内壁形成一层均匀的初生凝固壳,然后与引锭杆一起被拉出结晶器,继续在下方的二次冷却区一边凝固一边前进,最终经火焰切割形成一定尺寸的连铸坯。

在炼钢工序连铸过程中,引锭杆扮演着重要的角色,它不仅引导着钢坯的凝固和成型,更是启动和维持整个拉坯过程的关键。没有引锭杆,初生钢坯将无法稳定地被拉出结晶器,连铸过程也就无法顺利进行^[1]。

1 设备简介及引锭杆的作用

宁波钢铁有限公司(简称“宁钢”)于 2006 年

正式成立,现在拥有 3 座 180 t 顶底复吹转炉,2 台板坯连铸机。宁钢炼钢厂连铸机的工艺参数如表 1 所示。

表 1 宁钢连铸机的工艺参数

项目名称	相关参数
机型	两机两流直弧型板坯连铸机
连铸板坯规格/mm	230 × (950 ~ 1 650) × (9 000 ~ 11 000)
矫直方式	连续弯曲、连续矫直
引锭装入方式	下装式
送引锭速度/(m · min ⁻¹)	5
流间距/m	6
结晶器长度/mm	900
结晶器锥度/%	0.95
工作拉速/(m · min ⁻¹)	0.9 ~ 1.7

宁钢炼钢厂连铸机具有大包自动判渣、加保护渣机器人、自动拆卸液压缸机器人、二冷电磁搅拌及结晶器在线调宽等先进技术。在连铸过程中,引锭杆是不可或缺的一部分,需要具有运行平稳、不偏摆、不震动,引锭头与铸坯连接可靠,脱离时方便、快速,能重复使用的特点^[2]。其主要作用是在开浇时将铸坯从结晶器内引出并通过二冷区,具体有下列 3 个作用。

(1) 引导连铸坯形成和稳定。高温液态钢水从中间包注入结晶器后,首先与铺在引锭头上方的冷料直接接触。引锭杆的引锭头伸入结晶器底部,在钢坯开始凝固时,引锭杆可以稳定地引导凝固的连铸坯向下延伸,防止钢坯在结晶器底部变形或者粘结。在连铸坯完全凝固前,连铸坯内部仍然处于液态或半液态状态。引锭杆可以提供一个稳定的支撑,防止未完全凝固的连铸坯在重力作用下发生塌陷或变形。

(2) 建立初始拉坯力。在连铸开浇起步时,

需要一个外力将已经形成的连铸坯从结晶器中拉出来。引锭头与初生钢坯以卡扣形式牢固连接,从而将外部的驱动辊产生的拉力传递到连铸坯上,启动整个拉坯过程。引锭杆的坚固性和良好的传力性能,确保了扇形段能够稳定地将连铸坯向下传导。

(3) 成为后续矫直和切割的基准。引导连铸坯在结晶器下方保持一个稳定的形状和方向,为后续的矫直和切割设备提供良好的输入条件。

宁钢引锭杆装置下装引锭杆系统由引锭杆、脱锭装置、引锭杆对中及存放装置等构成。引锭杆为链节式,如图 1 所示,采用下装式引锭,引锭杆规格为 $(180 \times 1\,700 \times 10\,300)$ mm,引锭接收小车为侧移式,小车横移速度 6.7 m/min ;脱锭采用线外脱锭,液压缸顶升式;下装式引锭杆的存放装置位于离线位置,送引锭杆时必须等到连铸坯及坯尾切割完毕后,且切割(割)辊道和切割后辊道上无板坯时才能将引锭杆送入^[3]。

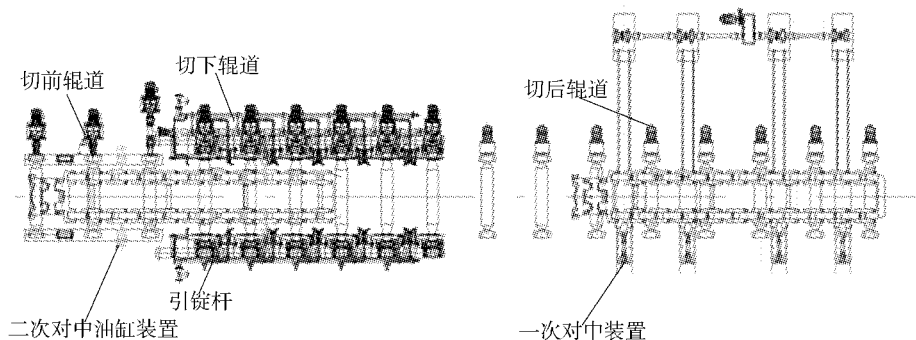


图 1 引锭杆图

2 引锭杆下滑的危害及原因

宁钢在中间包开浇起步阶段,发生多起结晶器液面高度下降情况,如图 2 所示,图中结晶器液

面下降多次,下降幅度为 20 mm 。经过排除液位检测计、引锭头尺寸大小等影响因素,确定该结晶器液面陡然下降是由引锭杆下滑导致的^[4-6]。

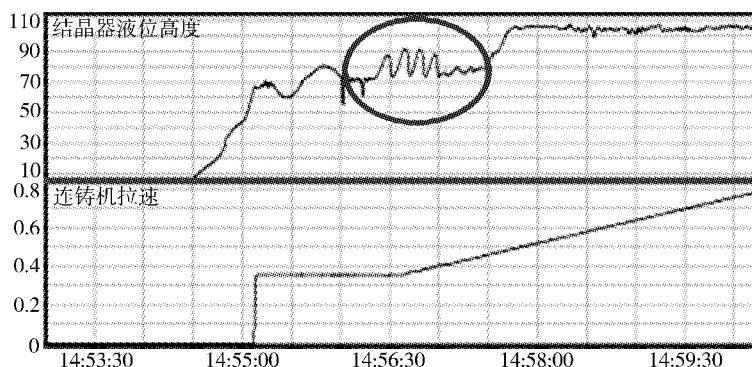


图 2 中间包开浇结晶器液面陡然波动图

引锭杆下滑带来的危害是多方面的,严重威胁连铸生产的安全与质量。最直接的危害是导致结晶器液面陡然下降,极易卷入非金属夹杂物,显著降低铸坯质量;若初生坯壳捕捉了较大尺寸的夹杂物,甚至可能在不引起 BO 报警的情况下,导致未完全凝固的坯壳在出结晶器时就发生渣漏漏钢事故;突然且幅度较大的引锭杆下滑,极易造成初生坯壳撕裂,导致结晶器黏结漏钢;引锭杆的突然下滑,尤其是下滑幅度过大时,会对扇形段等下游设备造成剧烈撞击,严重影响设备的正常使用功能和使用寿命,增加设备维修成本,延误生产。因此,引锭杆下滑是连铸生产中必须严加防

范的重大隐患^[7-10]。

搜集后台结晶器液面和连铸机拉速数据,绘制引锭杆下滑拉速变化图,如图3所示,观察连铸机拉速走势情况。结晶器液面下降时,连铸坯行进距离约为 500 mm。此行进距离为凝固坯壳和引锭头连接处,刚出结晶器下口。连铸机拉速处于起步阶段,在提高拉速之前,拉速有缓慢减小的趋势。当拉速减小到某一值且准备提拉速前,或经过某一位置,拉速有小幅度的陡然增加后又恢复。结合实际情况,分析可知,连铸中间包开浇起步阶段,拉坯阻力大和设备间有间隙两大因素共同导致引锭杆下滑。

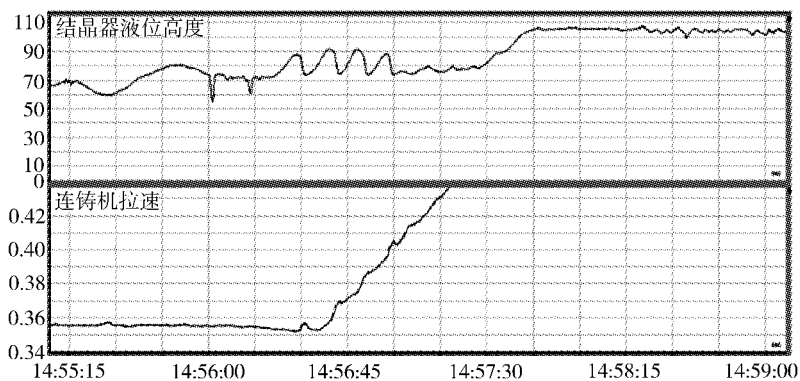


图3 引锭杆下滑拉速变化图

3 改进措施

(1)在送引锭杆末期,采取更精细化的“上-下-上”动作模式。具体操作流程是:引锭头在进入结晶器并到达开浇标定位置后,继续向上移动 50 mm,接着点动向下移动 100 mm,最后再向上移动 50 mm,稳定在开浇标定位置。这一系列操作的目的是为了杜绝引锭杆链节关节处出现卡阻现象。通过先上后下的微调,可以有效消除可能存在的微小间隙,确保链节的顺畅啮合。随后的回升动作,则是为了防止在正式开浇的瞬间,引锭杆因未完全就位而发生瞬时下滑。这种精准控制的操作,极大地提高了引锭过程的稳定性和可靠性。

(2)确保封引锭杆操作的标准化。首先需在结晶器角缝处均匀涂抹硅胶,随后,根据结晶器不同尺寸的断面,精确地调控并加入相应配比的冷却料,可以最大程度地减少因封引锭头操作不规范而导致的冷却不符合要求。过多的冷料将极大地增加后续拉坯过程中产生的阻力,影响拉坯速

度和产品质量。

(3)在封引锭头的环节,将结晶器内壁铜板上均匀地涂抹上润滑油。开浇起步阶段,高温钢水流入结晶器,由于结晶器保护渣来不及熔融,难以提供足够的液态渣进行润滑,只有通过涂抹润滑油来起到润滑、减少摩擦、保护表面质量等作用,防止早期黏钢,保证铸坯质量,确保连铸机顺利起步。

(4)合理控制出苗时间。根据结晶器断面大小将出苗时间控制在 60 ~ 80 s 的范围内。若出苗时间过短,过快的结晶速率可能导致初生坯壳底部断裂、内部产生裂纹以及严重的铸坯变形,进而影响产品质量。相反,若出苗时间过长,则会增加铸坯内部应力,存在诱发冷隔的风险,并且会显著增加拉坯阻力,同时也会对铸坯的最终组织性能产生不利影响。

(5)加强设备的点检管理。对关键设备部件进行定期、细致的检查确认,重点关注引锭杆的清扫及润滑情况,确保链节活动顺畅无阻;保持扇形段辊面的清洁度,防止杂质影响引锭杆通过;检查

引锭杆联轴器螺栓的紧固情况,预防松动引发故障;确保扇形段驱动辊装置的转动功能正常运行;对内、外弧扇形段驱动电机转速进行优化,确保电机驱动力能够满足生产要求。所有检查结果都应及时做好记录,以便追踪设备状态。通过这些系统性的点检,可以确保设备持续处于功能可靠的状态,从而最大限度地降低设备故障对生产造成的影响。

采取上述 5 项措施后,有效地降低了连铸开浇阶段引锭杆下滑的几率。

4 结语

宁钢在连铸中间包开浇起步阶段存在结晶器液面高度陡然下降的现象,排查后确认是引锭杆下滑所导致。通过分析推测其主要原因在于拉坯阻力大以及设备间存在间隙,他们共同作用导致引锭杆受力不稳定而下滑,进而引起结晶器液面陡然下降。针对引锭杆下滑问题,制定了 5 项措施并实施验证,有效地改善了由引锭杆下滑引起的结晶器液面下降问题,提升了结晶器液面稳定性。实现了连铸工艺的平稳顺行,为实现连续稳定生产打下坚实基础,保障了产品质量的稳定和生产效率的提高。

参考文献

- 1 邹中升,周大伟.上装式引锭杆调试生产过程中存在问题分析[J].冶金设备,2011(3):47-49,34.
- 2 杨拉道,谢东钢.常规板坯连铸技术[M].冶金工业出版社,2002:48-51.
- 3 干勇.现代连续铸钢实用手册[M].冶金工业出版社,2010:223-224,262.
- 4 聂衡峰.九钢板坯连铸机引锭链下滑原因分析及控制[J].江西冶金,2018,38(3):32-34.
- 5 马振翔.酒钢 6#连铸机开浇引锭杆下窜原因及解决方案[J].甘肃科技,2013,29(9):68-69.
- 6 周敏.浅析酒钢 4#、5#连铸机引锭杆窜动的原因[J].甘肃冶金,2011,33(2):18-19,24.
- 7 吕士金,胡德胜,肖朝华,等.方圆坯连铸机引锭杆下滑现象的研究与改进[J].连铸,2019,44(4):79-82.
- 8 徐林林.马钢大圆坯连铸机引锭杆下滑现象的研究与控制[J].冶金设备,2015(2):44-46.
- 9 陈祥.攀钢 1#板坯连铸机拉矫机电气系统升级改造[J].冶金设备,2021(S2):51-53,120.
- 10 吴玉生.5#板坯连铸机引锭杆下窜原因的分析与解决[J].酒钢科技,2010(1):3.

胡盛凯,男,2018年毕业于安徽工业大学冶金工程专业,硕士,工程师。

收稿日期:2025-10-20

(上接第 12 页)

造成未焊透区与焊瘤,同时焊丝接触母材时易造成粘丝;当焊丝伸出量过长会导致焊丝端部抖动,电弧飘移,破坏能量耦合的稳定性,电弧不稳定导致熔合不良,且飞溅增多。

3 结论

(1)对 6 mm 厚度 EH36 级高强船板钢的激光-电弧复合焊接工艺进行系统焊接试验分析,揭示其关键工艺参数的作用机制,以确定最优的焊接工艺参数。

(2)对于 6 mm 厚度 EH36 级高强船板用钢的激光-电弧复合焊接,推荐激光功率($5\ 400 \pm 50$) W、电弧电流(200 ± 5) A,电弧电压为(22 ± 0.5) V、焊接速度(2.4 ± 0.3) m/min、焊丝伸出量(3 ± 1) mm 的焊接工艺参数组合,焊接稳定性较高。

参考文献

- 1 尹立孟,王金钊,李勇,等.激光-电弧复合焊接缺陷形成机理及抑制方法[J].激光杂志,2018,39(2):90-96.
- 2 秦磊余,郭健.激光-电弧复合焊接技术及工艺认可[J].船舶标准化工程师,2024,57(3):27-30,33.
- 3 郝康达,刘友情,徐连勇,等.2Cr13 马氏体不锈钢扫描激光-电弧复合焊接接头元素分布及组织性能研究[J].天津大学学报:自然科学与工程技术版,2025,58(2):157-166.
- 4 黄辉.振镜激光-MIG 电弧复合焊接 5083 铝合金工艺研究[D].重庆理工大学,2024.
- 5 曾杰,王清璽,张培磊,等.激光-电弧复合焊接 20 mm 厚高强钢的成形机理研究[J].应用激光,2024,44(10):92-101.

徐俊锋,男,2012年毕业于江苏大学金属材料专业,工程师。

收稿日期:2025-12-01

· 技术讨论 ·

1 100 MPa 级超高强度钢板切割断面磁粉探伤 不合格的原因分析及改进措施

孙京波 侯东华 刘 坤
(山东钢铁集团日照有限公司)

摘 要 针对 1 100 MPa 级超高强度钢板切割断面磁粉探伤过程中出现的两类不合格现象展开研究。结果表明:表现为断续平行线状的缺陷为热影响区微裂纹;而表现为一条断续线状的缺陷则对应钢板带状组织。热影响区微裂纹可通过优化切割工艺参数、对钢板提前预热等措施来有效避免;钢板带状组织可以通过提升铸坯低倍质量、减轻铸坯偏析予以改善。上述改进措施能够显著提高 1 100 MPa 级超高强度钢板的磁粉探伤合格率,并为超高强度钢板的质量控制提供了有效技术支持。

关键词 超高强度钢板 磁粉探伤 热影响区 带状组织

Causes Analysis and Improvement Measures of 1 100 MPa Ultra – High – Strength Steel Plate Magnetic Particle Inspection Failures on Cut Surfaces

Sun Jingbo, Hou Donghua and Liu Kun
(Shandong Iron and Steel Group Rizhao Co., Ltd.)

Abstract This study investigates two types of defects observed during magnetic particle inspection (MPI) of cut surfaces in 1 100 MPa ultra – high – strength steel plates. The results show that discontinuous parallel linear indications correspond to heat – affected zone (HAZ) microcracks, while single discontinuous linear indications are associated with banded microstructure in the steel plate. HAZ microcracks can be effectively prevented by optimizing cutting process parameters and preheating the steel plates. The banded microstructure can be improved by enhancing the macrostructure quality of the slab and reducing segregation. These measures significantly increase the MPI pass rate for 1 100 MPa ultra – high – strength steel plates and provide effective technical support for quality control in ultra – high – strength steel production.

Keywords Ultra – high – strength steel plate, Magnetic particle inspection, Heat – affected zone, Banded microstructure

0 前言

随着现代工业对钢铁材料强度要求的持续提高,1 100 MPa 级超高强度钢板因其优异的力学性能与轻量化优势,在航空航天、重型机械、工程车辆等关键领域得到了广泛应用。然而,该材料在切割加工过程中,受高温与机械应力的共同作用,容易产生各类微观缺陷,严重影响构件的安全性能与服役寿命。在实际生产过程中,1 100 MPa 级超高强度钢板切割断面的磁粉探伤不合格率长

期处于较高水平,这不仅增加了生产成本,也影响了产品交付周期。本文对 1 100 MPa 级超高强度钢板切割断面不同的磁粉探伤不合格现象进行甄别,系统分析 1 100 MPa 级超高强度钢板切割断面磁粉探伤不合格的原因,并提出有效的改进措施,对超高强度钢板的检测与生产具有重要的理论与参考价值。

1 磁粉探伤不合格情况

磁粉探伤作为一种常用的无损检测方法,被

广泛用于检测铁磁性材料表面及近表面的缺陷,对保障超高强度钢板构件质量具有不可替代的作用。其基本原理为:工件磁化后,若其表面或近表面存在缺陷,缺陷处因磁阻增大而形成漏磁场,从而吸附磁粉并形成可见磁痕,以此揭示缺陷的位置与形貌。由于 1 100 MPa 级超高强度钢板经过特殊的合金设计与热处理工艺,具备更高的强度与硬度,其磁导率特性及缺陷表现形式也与普通钢材存在显著差异。某钢厂生产的抗拉强度高达 1 100 MPa 超高强度钢板,在对其切割断面进行

磁粉探伤检测时发现,多张钢板厚度中心附近出现断续平行线状缺陷,判定为磁粉探伤不合格。

1.1 断续平行线状缺陷

1.1.1 取样及分析

如图 1(a)所示,磁粉探伤显示在钢板厚度中心附近为断续平行线状缺陷,选取较严重区域,采用线切割切取金相试样。如图 1(c)所示,将试样的 A、B 两面进行磨制、抛光后进行观察。A 面为等离子切割断面,轻微磨抛,磨抛深度为 0.1 mm 以内,B 面垂直切割断面便于观察裂纹深度。

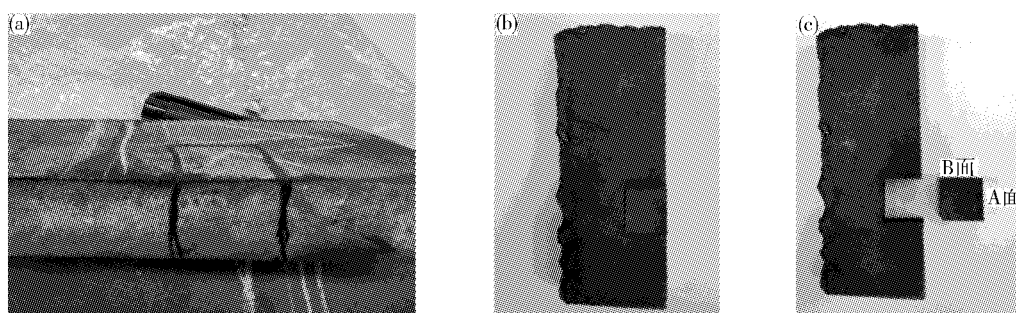


图 1 缺陷宏观形貌和取样位置

1.1.2 观察结果

1.1.2.1 A 面观察结果

将试样的 A 面磨制、抛光后仔细观察,在钢板厚度中心附近发现肉眼可见许多条细小的发丝状裂纹,呈断续分布,如图 2(a)所示。通过扫描

电镜(SEM)观察到最长裂纹长度 1.39 mm,裂纹最大开口度 $12.8\ \mu\text{m}$,如图 2(b)、(c)所示。将试样 A 面腐蚀后观察,裂纹属于穿晶断裂,裂纹末端钝化止裂,裂纹两侧没有看到明显夹杂物和高温氧化痕迹,如图 2(d)所示。

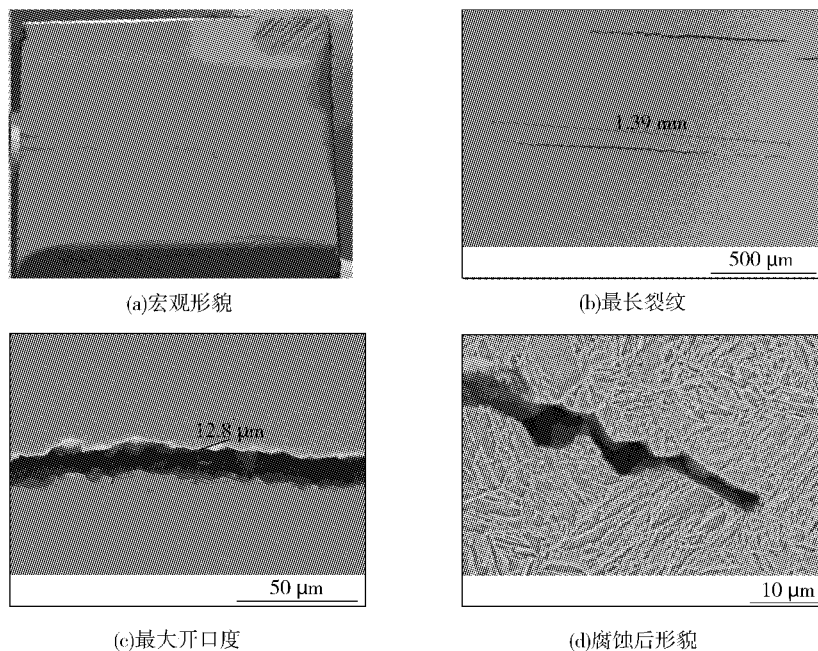
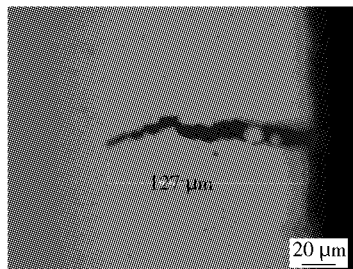


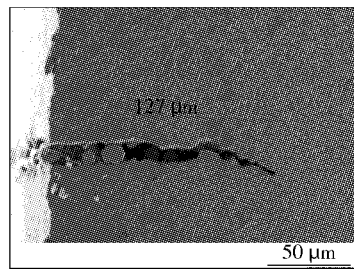
图 2 试样 A 面的宏观与微观形貌

1.1.2.2 B面观察结果

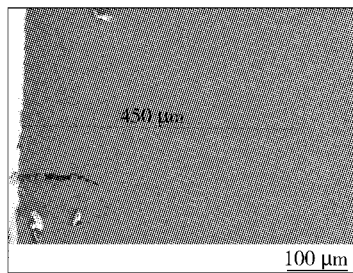
对试样的B面进行磨制、抛光后,采用光学显微镜(OM)和扫描电镜(SEM)在钢板厚度中心附近未发现类似于A面上出现的裂纹,但在试样A、B面的棱角处钢板厚度中心位置可以观察到现存断面的裂纹深度大约为 $127\text{ }\mu\text{m}$,由于钢板经打磨后进行磁粉探伤、制样时对表面进行轻微磨制、抛光,因此无法确定最初裂纹的深度,目前遗留裂纹的深度为 $127\text{ }\mu\text{m}$,如图3(a)、(b)所示。



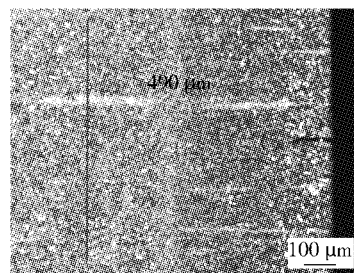
(a)试样未腐蚀形貌



(b)试样腐蚀后SEM高倍数观察



(c)试样腐蚀后SEM低倍数观察



(d)腐蚀后OM观察

图3 试样B面的微观形貌

1.1.3 原因分析

热影响区裂纹的产生是因为钢板切割过程中产生的高温会使材料经历快速加热和冷却过程,导致切割边缘形成热影响区(HAZ),在该区域内产生组织应力和热应力,当这些应力超过材料的抗拉强度时,就会产生微裂纹。因为钢板厚度中心存在一定的偏析,中心处组织和正常处组织有明显的差异,因此钢板厚度中心处是最薄弱点,在

热应力和组织应力叠加的情况下优先在厚度中心附近产生微裂纹。

1.2 一条断续线状缺陷取样及分析

对磁粉探伤不合格的缺陷断面进行打磨处理,打磨深度 $1.0\sim 2.0\text{ mm}$ 。再次进行磁粉探伤,结果表现为一条断续线状缺陷,如图4(a)、(b)所示。在缺陷处取样并对缺陷进行微观分析,如图4(c)所示。

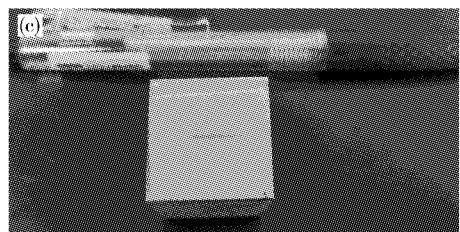
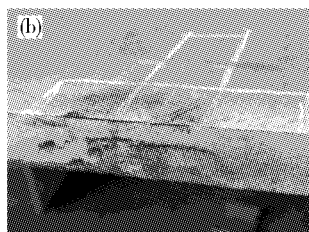
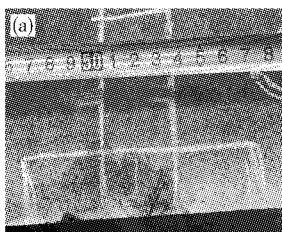


图4 一条断续缺陷试样

试样经磨制、抛光和腐蚀后,形貌见图 5,在试样厚度中心有肉眼可见的偏析带。利用显微镜观察,未发现裂纹缺陷。由此判定,此类磁粉探伤

不合格是由钢板心部的中心偏析所导致。原始铸坯的偏析比较严重遗传在钢板上,致使钢板的磁粉探伤不合格。

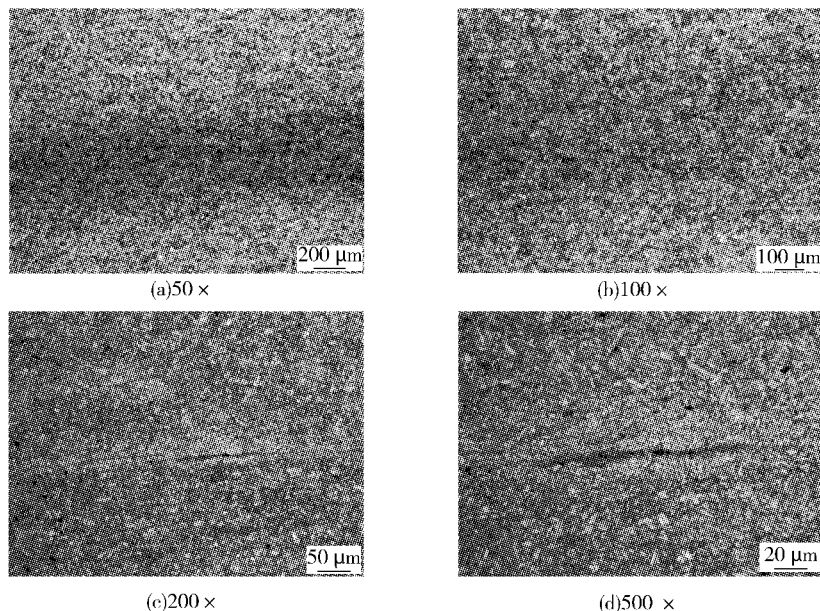


图 5 一条断续缺陷微观组织

一条断续线状缺陷,是因为钢板心部的带状组织,因贝氏体和马氏体的带状分布,相对于钢板其他位置硬相组织的密度的更大,导致钢板心部和其他位置磁导率不同,在磁粉探伤中会形成断续磁痕。

2 改进措施及效果

2.1 切割工艺改进

(1) 优化切割工艺参数是减少切割缺陷的关键。对于 1 100 MPa 级超高强度钢板,推荐采用精细等离子切割或激光切割替代传统火焰切割,以减少热影响区宽度和切割面不均匀性。具体参数应根据材料厚度进行优化:对于较薄板材,应采用较高的切割速度和较低的功率;对于厚板材,则应采用较低的切割速度和较高的功率,确保切割能量适中。

(2) 如果采用传统的火焰切割,必须对钢板进行有效预热才能避免此类缺陷的产生。对于此类钢板预热温度为 100 ~ 200 °C。

2.2 生产工艺改进

对于钢板厚度的中心偏析,需从减少铸坯的偏析继续优化生产工艺。通过合理的控制连铸拉速,合理的过热度,优化电磁搅拌参数,优化二冷

水模型等可以有效改善铸坯偏析。

2.3 改进效果

通过采取以上改进措施,钢厂又生产了一批次钢板。钢板切割断面经磁粉检测后,只是在个别钢板上出现了断续线状缺陷。经取样检测并未发现裂纹缺陷。磁粉探伤合格率由之前的 40% 提升至 97%。

3 结论

(1) 改善铸坯的偏析,同时优化钢板的切割工艺可明显提升 1 100 MPa 级超高强度钢板切割断面的磁粉探伤合格率。

(2) 钢板的热切割裂纹主要存在于热影响区的粗晶区,通过优化切割工艺可以有效减少此类缺陷。

(3) 钢板磁粉探伤时,在钢板厚度中心显示为一条断续线状缺陷的并不是裂纹,是由钢板的中心偏析引起的。

孙京波,男,2005 年 7 月毕业于内蒙古科技大学金属材料工程专业,高级工程师。

Q460MDZ35 钢板抗层状撕裂性能不合格的原因分析与优化实践

周 杰

(河钢集团邯钢能嘉公司炼钢厂)

摘 要 Q460MDZ35 低合金结构钢板的抗层状撕裂性能(Z 向性能)合格率较低,严重制约产品质量提升和合同如期交付。针对 Z 向性能不合格 Q460MDZ35 钢板试样断口形貌和金相组织分别进行宏观及微观观察、分析,结果表明:钢中 C、Mn 元素偏析形成马氏体、贝氏体组织,是导致钢板 Z 向性能不合格的主要原因。通过采取 Q460MDZ35 钢冶炼成分调整、将钢水过热度控制在 15 ~ 25 ℃ 以及凝固末端轻压下等优化措施,使中心偏析和带状组织明显减轻,Z 向性能稳定性得到显著提升。

关键词 抗层状撕裂性能 Z 向性能 中心偏析 带状组织 马氏体

Causes Analysis and Optimization Practice of Non – Conforming Lamellar Tearing Resistance in Q460MDZ35 Steel Plate

Zhou Jie

(The Steelmaking Plant of HBIS Group Hansteel Nengjia Company)

Abstract The qualification rate of lamellar tearing resistance (Z – direction performance) in low – alloy structural steel plate Q460MDZ35 is relatively low, severely restricting product quality improvement and timely contract fulfillment. To identify the root cause, macroscopic and microscopic analyses are conducted on the fracture morphology and metallographic structure of Q460MDZ35 steel samples with non – conforming Z – direction performance. The results show that segregation of C and Mn elements in the steel leads to the formation of martensite and bainite, which is the primary reason for the poor Z – direction performance. By implementing optimization measures including adjustment of steelmaking composition, control of molten steel superheat within 15 ~ 25 ℃, and light reduction at the final stage of solidification, the central segregation and banded structure are significantly reduced, and the stability of Z – direction performance is markedly enhanced.

Keywords Lamellar tearing resistance, Z – direction performance, Central segregation, Banded structure, Martensite

0 前言

桥梁建筑及船舶制造等相关工业领域广泛应用低合金结构钢板,但随着我国制造业的快速发展,对钢板的抗层状撕裂性能提出更高要求^[1-3]。抗层状撕裂性能是指钢板在厚度方向上的力学性能,即 Z 向性能,主要通过断面收缩率 Z 评价钢板抵抗沿厚度方向层状撕裂的能力^[4],有关科研、技术人员也对抗层状撕裂钢的生产、应用展开大量研究。牛晓晖、马长文等研究后认为,对于厚

规格钢板,在厚度中心位置容易产生 Mn、S 等元素的成分偏析,产生大尺寸 MnS 夹杂物,因夹杂物与基体之间的结合力小,在受到 Z 向拉伸时,夹杂物与基体界面处因应力集中出现微小裂纹源并急剧扩展,造成塑性大幅降低^[5,6]。周建川、黄红乾等在研究中通过断口分析,发现大量的 TiN 在心部聚集,总长度可以达到几百微米,而 TiN 是硬相质点,塑性较差,Z 向拉伸时容易产生脆性开裂,致使 Z 向拉伸性能变差^[7,8]。高潇等研究认

为,钢中 C、Mn 元素偏析形成的带状组织也会影响钢的 Z 向性能,由于带状组织造成的硬度不均,变形应力在马氏体上集中并最终形成裂纹源,导致 Z 向性能不合格,从而使得钢板整体塑性变差^[9]。以上分析表明,导致河钢集团邯钢能嘉公司(简称“邯钢能嘉”)Q460MDZ35 钢板抗撕裂性能变差的因素具有多样性和复杂性,因此,应该根据厚度方向拉伸性能不合格钢板实际生产的全过程进行具体分析,并制定改进措施,以满足更高的钢板生产技术要求,提高产品质量并减少公司经济损失。

1 抗层状撕裂性能钢板生产情况

邯钢能嘉生产抗层状撕裂性能 Q460MDZ35 钢板的工艺流程:铁水预处理→转炉初炼→LF 精炼→RH 精炼→连铸→板坯轧制→入库。向转炉中加入优质的废钢,加强底吹气体流量,保证钢水终点温度、成分均匀性以及洁净度,为精炼提供优质钢水;在 RH 精炼时进行软吹氩气处理,促使夹杂物充分上浮;在连铸过程中应用中间包冶金技术,全过程保护浇铸,防止钢液二次氧化,保证铸坯质量。

对邯钢能嘉生产的 30 ~ 45 mm 厚度规格抗层状撕裂性能 Q460MDZ35 钢板进行检测,共检测了 1 330 t128 批,其中 77 批合格,合格率仅为 60.1%,较大地影响了产品质量的稳定性,造成合同交付困难。

2 Z 向性能不合格原因分析

2.1 试样宏观观察与分析

2.1.1 合格与不合格试样断口形貌

图 1 为 Q460MDZ35 钢板 Z 向拉伸试样断口形貌。

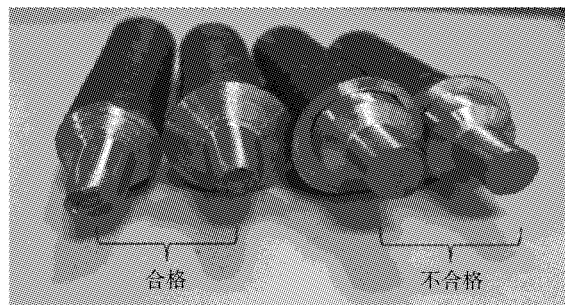


图 1 Z 向拉伸试样断口形貌

由图 1 可知,Z 向性能合格试样的断口呈典

型的杯锥状,宏观特征从内到外为纤维源区、剪切放射区、剪切唇,断口变形量较大,为典型的韧性断裂;而 Z 向性能不合格的试样断口呈平齐状,变形量较小,为典型的脆性断裂。

2.1.2 不合格试样原板

从不合格试样的原板上制取 1 块样板,观察其截面情况。如图 2(a)所示,在切割后截面的中心位置存在条状痕迹,呈连续或断续分布。从存在条状痕迹的样板上切取小样进行热酸蚀,发现在试样中心处存在断续黑线见图 2(b)。热酸蚀利用钢基体缺陷处与正常基体对酸反应程度不同的特点,能在缺陷处显示出颜色深浅不同。中心的黑线与正常基体不连续,推测为异常缺陷。



图 2 不合格样板截面

2.2 不合格试样组织微观观察与分析

研究表明,如果材料内部存在较大尺寸的 MnS 夹杂物,由于 MnS 夹杂物与基体金属的结合力小于基体金属本身的强度,当材料受到足够大的外力作用时,就会在夹杂物附近产生微裂纹并成为起裂源,导致材料塑性大幅度降低^[5]。从 Z 向性能不合格的 Q460MDZ35 钢板上切取金相试样并磨制、抛光,观察夹杂物情况,如图 3 所示,未发现 MnS 聚集及较大尺寸的氧化物夹杂物,因此排除了 MnS 等夹杂物导致钢板 Z 向性能不合格的影响因素。

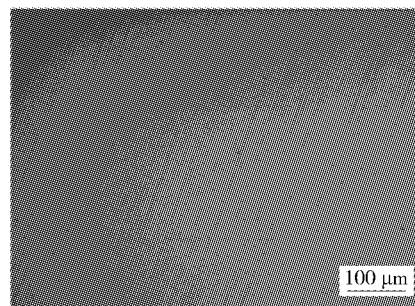


图 3 金相试样夹杂物情况

将抛光试样置于 4% 浓度的硝酸酒精溶液中

浸蚀,之后进行观察,如图4所示,发现在试样中心区域沿轧制方向存在条带状的珠光体,而在珠光体条带中存在不均匀分布的马氏体、贝氏体等组织,由于马氏体、贝氏体组织的强度与硬度远高于普通珠光体和铁素体组织,使得材料的微观组织硬度不均匀。当材料在Z向受到拉伸时,马氏体、贝氏体组织破坏基体的连续性,并在周围产生较大应力集中,成为裂纹源,最终使基体在应力集中点断裂。马氏体、贝氏体组织在珠光体条带中分布不均匀,导致产品的Z向性能不稳定,造成大量的产品检验不合格。

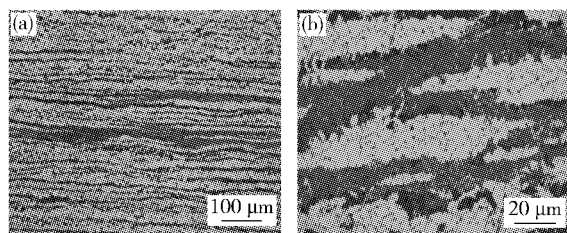


图4 Q460MDZ35 钢板金相组织微观形貌

3 优化措施及其效果

针对Q460MDZ35钢板进行分析,确定导致Z向性能不稳定的主要原因为钢板中马氏体、贝氏体组织分布不均匀,而钢板中存在的C、Mn元素严重偏析又是形成马氏体、贝氏体组织的主要原因,尤其是Mn元素影响相对较大。C、Mn元素均为奥氏体形成元素,在冷却过程中,C、Mn元素的严重偏析使得该位置奥氏体向铁素体、珠光体转变的相转变温度低于正常基体而发生延迟,因而形成过冷奥氏体。随着过冷奥氏体的不完全转变,残余的过冷奥氏体最终转变成马氏体、贝氏体^[10]。针对钢中马氏体、贝氏体组织的形成机理,制定相应的优化措施。

3.1 回火处理

对不合格钢板进行批量高温回火处理,设置回火温度500℃,保温90min后出炉,共检测12

批次,全部合格,Z向性能均值36%~63%,最小单值32%,Z向性能得到明显改善,且抗拉、屈服强度未出现明显降低。

观察不合格钢板试样高温回火处理后的金相组织,如图5所示,在高温下 α 相中的位错等晶体缺陷经过回复过程逐渐减少,晶格畸变进一步降低。同时,原子具有较高的扩散能力,碳化物颗粒会发生聚集和长大,形成较为粗大的颗粒,分布在铁素体基体上,使马氏体、贝氏体组织分解,偏析和带状组织有所减少,从而提高了钢板的塑性和韧性,取得了改善钢板Z向性能的效果。

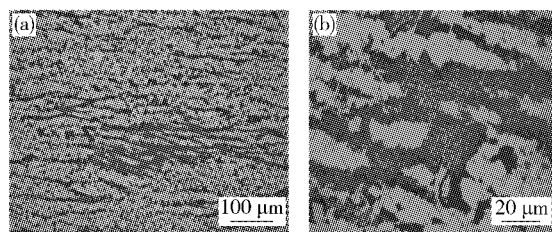


图5 Q460MDZ35 不合格钢板回火态试样的金相组织微观形貌

由图5可知,不合格钢板虽然经过高温回火处理起到分解马氏体、贝氏体组织、减弱偏析和带状组织的作用,使得Z向性能得到改善,但增加了钢板生产能耗和生产周期,不利于产品的成本控制。

3.2 成分和工艺优化

3.2.1 冶炼成分优化

Mn元素在钢中扩大奥氏体相区域,降低钢的临界转变温度,在钢中促进偏析的形成;Cr元素在钢中与Fe元素形成连续固溶体,缩小奥氏体相区域,并且降低奥氏体中C元素的极限溶解度,从而减缓偏析的形成^[11]。因此,为了改善材料的Z向性能,对Q460MDZ35钢板的成分进行优化设计,加入Cr元素,适当降低Mn元素含量,其余元素含量保持不变,见表1。

表1 优化前、后Q460MDZ35钢板成分对比(质量分数)

项目	C	Si	Mn	P	S	Nb	V	Cr
优化前	0.08	0.35	1.70	≤0.015	≤0.003	0.035	0.06	
优化后	0.08	0.35	1.50	≤0.015	≤0.003	0.035	0.06	0.20

3.2.2 工艺优化

工艺优化主要从两个方面展开,一是降低中

间包钢水过热度,要求在15~25℃之间,减缓铸坯柱状晶的生长,有利于偏析控制;二是连铸过程

实施铸坯凝固末端动态轻压下,总压下量为 8 mm,每段压下量为 2 mm,共在 4 段进行压下,保证凝固末端有足够的压下量,减轻中心偏析。

对成分和工艺优化后试样进行金相分析,如图 6 所示。

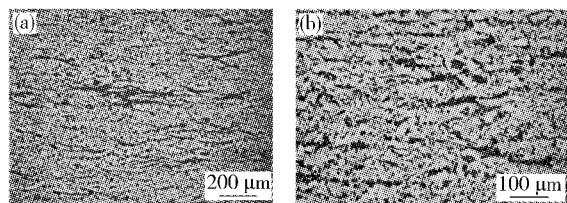


图 6 成分和工艺优化后 Q460MDZ35 钢板的金相组织微观形貌

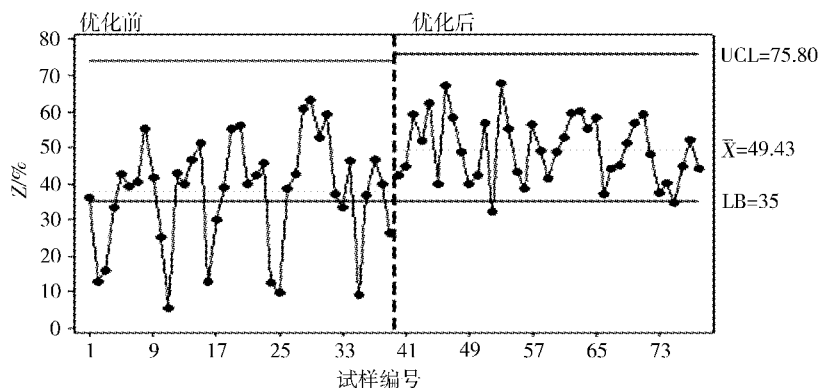


图 7 优化前、后 Q460MDZ35 钢板 Z 向性能对比

4 结论

(1)通过对 Z 向性能不合格 Q460MDZ35 钢板试样的金相组织进行分析,C、Mn 元素偏析形成的马氏体、贝氏体组织破坏基体连续性,造成钢板 Z 向性能不稳定。

(2)不合格钢板经过 500 ℃、保温 90 min 回火处理后,钢板中马氏体、贝氏体组织分解,偏析和带状组织有所减轻,Q460MDZ35 钢板的 Z 向性能有所改善。

(3)成分和工艺优化后,Q460MDZ35 钢板断面收缩率平均值由 37.5% 提升至 49.4%,合格率由 60.1% 提升至 94.8%,Z 向性能稳定性得到显著改善。

参考文献

- 但泽义. Z 向性能钢板的技术要求及选用[J]. 钢铁技术, 2005 (2): 26-29, 34.
- 那顺桑, 姚青芳. 金属强化原理与应用[M]. 北京: 化学工业出版社, 2006.
- 郑磊. 抗层状撕裂钢的开发与应用[J]. 上海金属, 2005

由图 6 可以看出,钢中的偏析和带状组织明显减轻,虽然局部区域仍存在偏析区,但马氏体、贝氏体组织明显减少。由此可见,增加 Cr 含量、降低 Mn 含量,有助于减少偏析和马氏体、贝氏体组织的形成,从而提高 Q460MDZ35 钢板的 Z 向性能。

冶炼成分和工艺优化前、后 Q460MDZ35 钢板 Z 向性能对比情况见图 7。材料厚度方向断面收缩率平均值由优化前的 37.5% 提升至优化后的 49.4%,钢板 Z 向性能明显提升,Z 向性能合格率由 60.1% 提升至 94.8%,Z 向性能稳定性得到显著改善。

(2): 4-6.

- 李虎. Q345 大 H 型钢抗层状撕裂性能及机理的研究[D]. 山东大学, 2012.
- 牛晓晖, 东超山, 耿富强, 等. 低温压力容器用钢板抗层状撕裂性能研究[J]. 宽厚板, 2023, 29(5): 1-4.
- 马长文, 黄乐庆, 狄国标, 等. 影响高层建筑用钢板抗层状撕裂性能的因素及控制工艺研究[J]. 上海金属, 2021, 43(3): 26-30.
- 周建川, 李红俊, 李静, 等. 夹杂物对高强度钢冲击性能影响及优化分析[J]. 四川冶金, 2022, 44(2): 52-55.
- 黄红乾. 特厚板的开发与探伤缺陷形成机理的研究[D]. 东北大学, 2012.
- 高潇, 杨仁杰, 李英杰. 带状组织对 Q345E 钢力学性能的影响[J]. 大型铸锻件, 2016(2): 29-31.
- 申文君. Q355 钢热装轧制厚板表面裂纹及 Z 向拉伸塑性降低的机理及冶金工艺[D]. 北京科技大学, 2025.
- 崔崑. 钢的成分、组织与性能[M]. 北京: 科学出版社, 2013.

周杰, 男, 2009 年毕业于太原理工大学冶金工程专业, 工程师。

收稿日期: 2025-11-07

中厚板残余应力形成机制与消除措施的探讨

王庆敏 刘 鑫 刘 伟 刘应心
(首钢京唐钢铁联合有限责任公司)

摘 要 针对中厚板火切过程中头部发生瓢曲的现象,通过模型模拟残余应力产生的过程,继而从相变、温度变化和塑性变形三方面推断残余应力产生的原因,并对钢板火切时的残余应力进行分析。采用回火、堆垛缓冷、矫直、压平、抛丸、振动等多种手段来消除钢板的残余应力,以达到改善钢板板形及钢板切割件形状的目的。

关键词 残余应力 火切 相变 调整方法

Investigation into the Formation Mechanism and Mitigation Measures of Residual Stress in Medium and Heavy Plate

Wang Qingmin, Liu Xin, Liu Wei and Liu Yingxin
(Shougang Jingtang United Iron and Steel Co., Ltd.)

Abstract Aiming at the warping phenomenon occurring at the head of medium and heavy plates during flame cutting, this study simulates the process of residual stress generation using modeling techniques. The causes of residual stress are then inferred from three aspects: phase transformation, temperature variation and plastic deformation. Furthermore, an analysis of the residual stress present during the flame cutting of steel plates is conducted. To reduce the residual stress in the plates, a variety of methods are employed, including tempering, slow cooling with stacking, straightening, leveling, shot blasting and vibration treatment. These measures are effective in improving both the flatness of the steel plate and the dimensional accuracy of cut pieces.

Keywords Residual stress, Flame cutting, Phase transition, Adjustment methods

0 前言

个别 46 mm 厚度的 Q345B 钢板在火焰切割异形件过程中,钢板头部发生瓢曲变形,如图 1 所示,其瓢曲高度 150 mm,长度方向上不平度达到

20 ~ 30 mm/2 m。同时,切割下来的异形件局部翘起,不能满足后续机加工使用的要求,见图 2。经现场调研并讨论分析,初步认为瓢曲是由于火切的局部受热使钢板内部残余应力失去平衡。

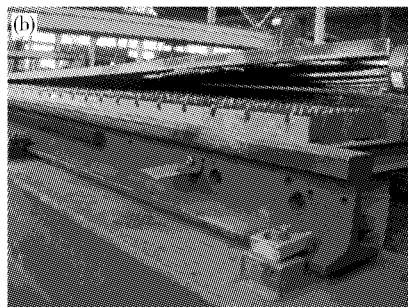


图 1 瓢曲的钢板

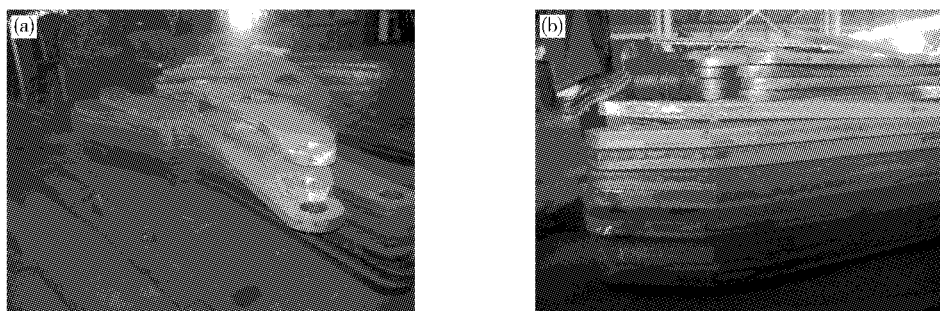


图 2 火切后的异形件

本文对钢板残余应力的存在状态、产生原因及火切时残余应力的释放等问题进行研究,制定并实施调整措施,为相关问题的分析提供借鉴。

1 残余应力的定义和模型分析

物体在外界因素(如载荷、温度)的作用下,发生弹塑性变形,当外界因素消失后,弹性变形部

分恢复受到塑性变形部分阻碍而产生的应力被称为残余应力。残余应力是在无外力作用时,以平衡状态存在于物体内部的应力。假设有三个弹簧,图 3(a)是自由状态,图 3(b)是用刚性板将弹簧上、下端连接起来的状态,此时并没有从外部施加作用力,而各弹簧之间却存在相互作用力。

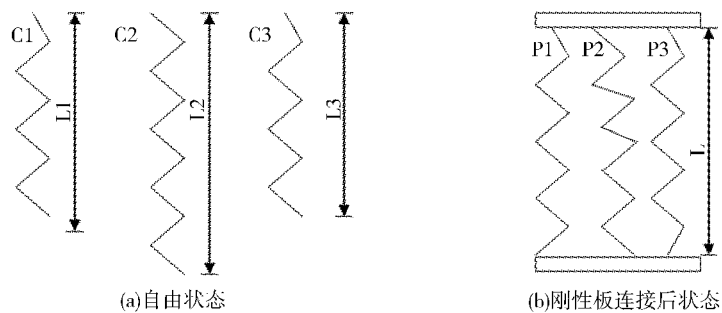


图 3 残余应力的弹簧模型示意图

如果各弹簧的长度分别为 L_1, L_2, L_3 , 弹簧系数分别为 C_1, C_2, C_3 , 刚性板连接后的长度为 L , $L_2 > L > L_1 > L_3$, 则各弹簧上产生的力 P_1, P_2, P_3 按式(1)~式(3)进行计算。

$$P_1 = C_1(L - L_1) \quad (1)$$

$$P_2 = C_2(L - L_2) \quad (2)$$

$$P_3 = C_3(L - L_3) \quad (3)$$

其中 P_1, P_2, P_3 分别为在各弹簧中产生的残余应力, P_1, P_3 为拉应力是正数; P_2 为压应力是负数。计算得出 $P_1 + P_2 + P_3 = 0$, 说明残余应力以平衡状态存在于物体内部的^[1]。采用有限元的思想来分析残余应力产生的过程见图 4。

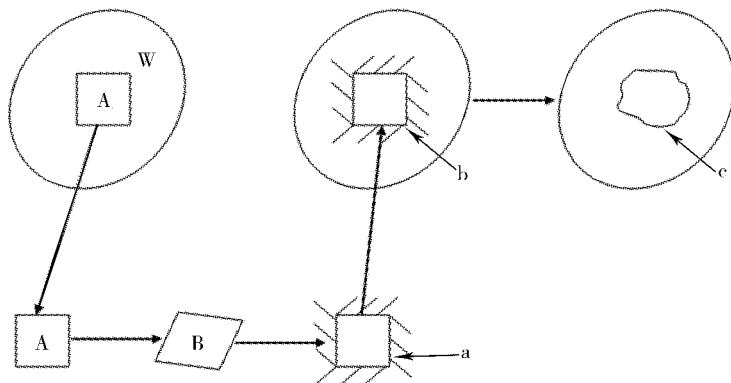


图 4 方块模型说明残余应力产生的过程

从无任何外力作用的物体内部 W 区域切取正方形 A,用任意办法使之变成形状 B。如若再想变回形状 A,则必须施加外力使之变为图 4 中 a 所示的形状,仍放回 W 区域,如图 4 中 b 所示。然后将施加的外力释放,结果如图 4 中 c 所示,放入部分与周边的部分均发生变形,并在该区域产生应力场,这就是残余应力产生的过程。通过测量切取部分的变形量,可以推算出残余应力值。

2 残余应力产生的原因

残余应力是固有应力,固有应变是固有应力的源头。将物体处于既无外力也无内力的状态看作基准状态,固有应变 ε^* ^[2] 是从应力状态切离后处于自由状态时,与基准状态相比所发生的应变,即总变形应变 ε 减去弹性应变 ε_e ,见式(4)。

$$\varepsilon^* = \varepsilon - \varepsilon_e \quad (4)$$

而固有应变为塑性应变 ε_p 、热应变 ε_t 和相变应变 ε_x 三者之和,见式(5)。

$$\varepsilon^* = \varepsilon_p + \varepsilon_t + \varepsilon_x \quad (5)$$

所以,引起残余应力的根本原因为物体内部产生了固有应变,从公式(5)可知,物体内部发生了塑性变形、热变形和相变之中的一种或者几种。从其对钢板瓢曲的影响来看,首先是组织应力,大约占 50%,其次为热应力,最后是机械应力。这三类应力分别对应相变应变、热应变和塑性应变。因此,产生残余应力的原因可以归结为以下三点。

(1)不均匀的相变。钢板在终轧结束后,随着后续的工艺条件不同(水冷与否以及冷速大小),钢板所获得的组织不同,而不同组织的比容不同,铁素体最小,珠光体次之,贝氏体再次,马氏体最大。所以,在奥氏体向不同组织进行转变时,所得到的相变应力也不同。普碳、低合金钢组织基本为铁素体+珠光体,且铁素体所占的比例很大。同时由于冷速很小,铁素体和珠光体的晶粒尺寸也相对均匀,呈多边形分布,钢板内的相变应力很小,所以普碳和低合金钢基本不存在板形瓢曲问题。而对于高级别钢种,如高强钢和管线钢等,由于冷速较快,由多边形铁素体向针状铁素体转变,同时,组织内生成贝氏体甚至马氏体组织,钢板内各种组织混合在一起,均匀程度较差、形状也各不相同,导致相变应力增加,使此类钢板的板形不良率远高于普碳、低合金钢板。

(2)不均匀的温度变化。热影响产生的残余

应力是复杂的,从宏观上讲,在加热或冷却的过程中,物体受热不均产生了温度梯度;微观上讲,物体内部的弹性模量、导热系数和热膨胀系数不同,以及物体本身形状的不对称而产生了温度梯度。对于水冷钢板,ACC 作为一种手段,配合轧制工艺获得需要的组织和性能,它对残余应力的影响在很大程度上是通过对钢板组织的影响来实现的。不同厚度及成分的钢板,翘钢时的水比调节也不同,一般来讲薄板翘钢时认为是组织应力影响较大;而厚板翘钢时认为热应力影响较大。当钢板不同部位温差较大时,由温度不均匀引起的热应力会成为产生残余应力的主要矛盾。在焊接以及火切作业时,由于焊缝或者切口的温度都将达到一个很高的值,与周围基体之间的温差很大,这时热应力将成为引起残余应力的主要矛盾。

(3)不均匀的塑性变形。这主要表现在轧制和矫直过程。轧制过程中板坯上、下表面温度不同,金属流动的速度也不同,造成钢板在轧制过程中变形不均匀;轧制辊期变化,压下大小,弯辊力的大小,轧制速度的变化、支撑辊的紧固状态等,均会对钢板的变形造成影响。矫直机对塑性变形的影响主要为矫直辊径和辊子数量的变化(合称辊系)、矫直力的大小、弯辊的使用以及矫直辊左右倾的使用上。另外,随着钢板强度、弹塑性、矫直温度等因素的不同,轧制和矫直对不均匀塑性变形的影响也不同。

3 钢板火切时的残余应力

钢板在火切之前处于无应力或少应力的稳定状态时,火切操作对钢板板形的影响较小。钢板在火切之前其内部的各种应力处于暂时的平衡状态,火切操作作为一个外界因素,对火切钢板的板形则影响较大。钢板在火切过程中,切割边所受热量大、冷却速度快,切割边缘存在较大的收缩应力,对于厚度 < 50 mm 的钢板影响较大。厚度 $\geq$ 50 mm 的厚板由于其抗弯截面大,影响较小。因此,厚度 $\geq$ 50 mm 以上的钢板在火切时基本不会出现瓢曲现象,瓢曲钢板主要为厚度 < 50 mm 的钢板。结合图 1、图 2 可以看出,46 mm 厚度的 Q345B 钢板在火切时发生了瓢曲变形,其切割下料是从钢板内部开始的,火切时的收缩应力来自钢板四周,这种切割方式对钢板内部残余应力平衡的破坏是相当严重的;再加上钢板火切位置本

就存在较大的残余应力。在以上两个因素的共同作用下,造成了这块钢板的瓢曲变形。另外,高强度钢板如 Q550D、Q690CFD 和管线钢等高级别钢种内部原有的残余应力较大,在火切时内部应力失去平衡,导致钢板发生瓢曲变形。

4 残余应力的消除措施

为了消除或降低对钢板的使用性能和板形不利的残余应力,有时还可以引入有益的残余应力,这就是残余应力的调整问题。在机械加工和焊接行业,用到的残余应力调整方法较多,如改变加工工艺、热处理、振动法、机械拉伸法、温差拉伸法和脉冲磁处理法等^[3]。在中厚板生产企业,由于钢板的体积较大,很多方法都不能应用,常用的调整残余应力方法主要有以下几种。

(1)回火。在一定温度下金属产生蠕变,从而提供了消除应力所需要的塑性变形,在材料发生稳定蠕变阶段,其应变 ε 的计算见式(6)。

$$\varepsilon = A\sigma^n \quad (6)$$

式中: A —蠕变常数/ Pa^{-n} ,取决于材料种类、温度和微观结构等因素; σ —应力/ Pa ; n —蠕变指数,反映材料蠕变机制的特征值,通常为 3~8。

根据应力在回火中的变化过程及回火温度对应力的影响规律,确定影响回火效果的因素主要有回火温度和初始应力两大因素。高温回火能够消除残余应力的 70%~80%,是中厚板厂使用最为广泛的一种方法,但这种方法的负面影响也不能忽略,它可能改变钢板组织结构,给使用性能带来一定的影响,这对高强钢来说尤为突出。因此,针对需要回火挽救的不同钢种,需要综合考虑其回火温度、回火时间和回火效果等多种因素。例如,采用 200~300℃ 低温回火来挽救 45Mn2V、75Cr 等锯片钢的板形,效果良好。

(2)堆垛缓冷。(a)施加静载荷。需要一定数量的钢板,对下层钢板的作用较明显;(b)时效处理。随着堆垛缓冷时间的延长,应力释放越多,但因有合同兑现和物流周转效率的约束,综合考虑下堆冷时间由 12 h 到 72 h 不等;(c)静压+高温。用新下线的厚规格堆冷钢板覆盖板形不良的钢板,通过静压和高温来达到改善板形的效果。

(3)矫直、压平。无论是在线的热矫直和温矫直,还是离线的冷矫直和压平,其基本原理都是通过外界因素改变钢板的固有应变,最终达到减

小残余应力的目的。但矫直、压平本身就是残余应力产生的一个原因,因此,需要合理使用矫直、压平,并从操作手法上进行优化,尤其是在生产高级别桥梁用钢板和管线钢时,在线和离线矫直应用较多,个别厚板会用到压平机来平整板形。

(4)抛丸。抛丸的最初目的去除钢板残留物,以便预处理喷漆和入热处理炉。而抛丸的过程同时也在改变钢板表面的残余应力分布和状态,抛丸产生的残余应力也是强化机理的一种。抛丸强化在小零件上应用较广,在中厚板厂改善板型方面应用较少(效果不明显)。

(5)振动时效。对构件尤其是大型厚板钢构件施加一个与其固有谐振频率一致的周期激振,使其获得一定的振动能量,从而使造成残余应力的歪曲晶格缓慢恢复,进而逐渐消除和均匀化残余应力^[4]。

因此,消除残余应力的最好办法是从其源头控制,对工艺参数进行优化,摸索设备的最优使用能力,从而达到改善钢板板形的目的。

5 结语

通过模型分析与现场实践,揭示了中厚板火切后瓢曲问题的本质。残余应力主要是由相变不均匀(约占 50%)、温度梯度及塑性变形共同作用形成。针对厚度 <50 mm 钢板,火切会破坏内部应力平衡,导致板形缺陷。通过系统验证,回火、堆垛缓冷、矫直等工艺可有效消除 70%~80% 残余应力。建议从轧制工艺优化入手,结合在线调控与离线处理,实现残余应力的全过程控制,为提升中厚板切割件尺寸精度提供有效途径。

参考文献

- 1 罗利伟,付小超.焊接残余应力的产生及消除方法[J].山西建筑,2008,34(20):134-135.
- 2 汪建华,陆皓.焊接残余应力形成机制与消除原理若干问题的讨论[J].焊接学报,2002,23(3):75-79.
- 3 曹雷,严俊,宗培.船体焊接结构件残余应力消除的若干方法[J].船舶,2002,8(4):26-29.
- 4 黄子龙.论钢结构焊接残余应力控制与消除方法[J].山西建筑,2009,35(7):159-160.

王庆敏,男,2008年毕业于东北大学材料加工工程专业,硕士,高级工程师。

刘应心,女,硕士,工程师,通讯作者。

收稿日期:2026-01-02

Q460GJCZ35 钢板厚度方向性能不合格原因 分析及改进措施

郭 潇^{1,2} 王智聪^{1,2} 郭江华^{1,2}

(1 河北普阳钢铁有限公司; 2 河北普阳钢铁集团河北省高韧性风塔钢工程研究中心)

摘 要 针对河北普阳钢铁有限公司 3 500 mm 中厚板生产线生产的 50 mm 厚度 Q460GJCZ35 钢板在厚度方向上即 Z 向拉伸断面收缩率不合格的问题,通过光学显微镜、扫描电子显微镜、能谱仪等分析手段对厚度方向拉伸不合格试样的断口形貌进行宏观和微观观察分析,发现引起 Z 向拉伸断面收缩率不合格的主要原因是大量 MnS 夹杂物和白点附近的 $\text{MgO} - \text{Al}_2\text{O}_3 - \text{CaO}$ 系复合夹杂物的异常聚集。采取严格控制入炉料、优化 LF 炉和钙处理工艺、连铸保护浇铸和铸坯、钢板高温缓冷等改进措施,大大提高 Q460GJCZ35 钢板的 Z 向检验合格率。

关键词 Z 向 夹杂物 白点 高温缓冷

Causes Analysis and Improvement Measures for the Unqualified Thickness – Direction Properties of Q460GJCZ35 Steel Plate

Guo Xiao^{1,2}, Wang Zhicong^{1,2} and Guo Jianghua^{1,2}

(1 Hebei Puyang Iron and Steel Co., Ltd.; 2 Engineering Research Center for High Toughness
Wind Tower Steel of Hebei Province, Hebei Puyang Iron and Steel Co., Ltd.)

Abstract Aiming at the problem of unqualified Z – direction tensile reduction of area of 50 mm thickness Q460GJCZ35 steel plate produced by the 3 500 mm medium and heavy plate production line of Hebei Puyang Iron and Steel Co., Ltd., macroscopic and microscopic observations and analyses of the fracture morphology of unqualified specimens are carried out by means of optical microscope, scanning electron microscope, and spectrometer. It is found that the main cause of the unqualified Z – direction tensile reduction of area is the abnormal aggregation of a large number of MnS inclusions and $\text{MgO} - \text{Al}_2\text{O}_3 - \text{CaO}$ system composite inclusions near the white spots. Improvement measures such as strict control of furnace charge, optimization of LF furnace and calcium treatment process, continuous casting protected casting and billet, and high – temperature slow cooling of steel plate are adopted, which greatly improved the Z – direction inspection pass rate of Q460GJCZ35 steel plate.

Keywords Z – direction, Inclusions, White spots, High – temperature slow cooling

0 前言

建筑结构用钢主要用于制造建筑结构、大跨度桥梁、高层建筑等钢结构构件,通常采用高性能热轧钢板。随着工业经济和建筑行业的快速发展,建筑结构用钢正向着大型化、功能化、轻量化等多样化方向迭代,由于其特殊用途,高性能建筑结构用钢板不仅要具有高强度、高韧性以及良好的焊接性,还要具有优良的厚度方向即 Z 向性能

等要求。厚度方向性能级别是对钢板抗层状撕裂能力提供的一种量度,GB/T 5313—2023《厚度方向性能钢板》标准规定了不同厚度方向性能级别的要求,其中 Z35 要求平均断面收缩率 $\geq 35\%$,S 含量 $\leq 0.005\%$ 。河北普阳钢铁有限公司生产的 50 mm 厚度 Q460GJCZ35 钢板力学性能符合 GB/T 19879—2023《建筑结构用钢板》标准要求,但厚度方向性能的一次检验合格率较低。为了明确

Q460GJCZ35 钢板 Z 向不合格的原因,利用金相显微镜、扫描电镜和能谱仪对 Q460GJCZ35 钢板 Z 向拉伸断口及其附近位置进行宏观和微观观察,并制定相应措施,以提高其 Z 向性能的一次检验合格率。

1 试验材料与方法

试验材料为河北普阳钢铁有限公司 3 500 mm 中厚板生产线生产的 50 mm 厚度 Q460GJCZ35 钢板,其化学成分见表 1。

表 1 Q460GJCZ35 钢板的化学成分(质量分数)

C	Mn	Si	P	S	Als	Nb	Ti	Cr	V
≤0.18	1.40~1.60	≤0.40	≤0.020	≤0.005	0.010~0.060	≤0.040	≤0.020	≤0.30	≤0.050

Q460GJCZ35 钢板的生产工艺流程为:铁水预处理—150 t 转炉初炼—LF 精炼—320 mm 板坯连铸—铸坯缓冷—加热—粗轧—精轧—矫直—钢板缓冷—探伤—检验入库。

为了排除外来杂质对检测结果的影响,对 Z 向不合格 Q460GJCZ35 钢板的 Z 向拉伸断口用无水乙醇进行超声波清洗两遍后,再使用金相显微镜、扫描电镜和能谱仪进行宏观和微观观察。

2 结果与分析

2.1 金相检验

从 Z 向拉伸断口附近切取试样,经磨制、浸蚀后使用金相显微镜进行观察,其金相组织形貌如图 1 所示。由图 1 可知,Q460GJCZ35 钢板的试样心部金相组织为 F + P,带状组织 1.5 级,无过

冷硬脆组织,夹杂物评级为 A 类 2.5 级,B 类 2.0 级,硫化物夹杂偏高。

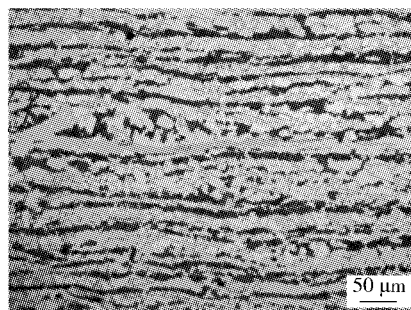


图 1 试样心部金相组织形貌

2.2 电镜检验

利用 EVO 18 钨灯丝扫描电镜 SEM 分析 Z 向拉伸断口的显微形貌见图 2(a),图 2(b)为 MnS 夹杂物的能谱分析。

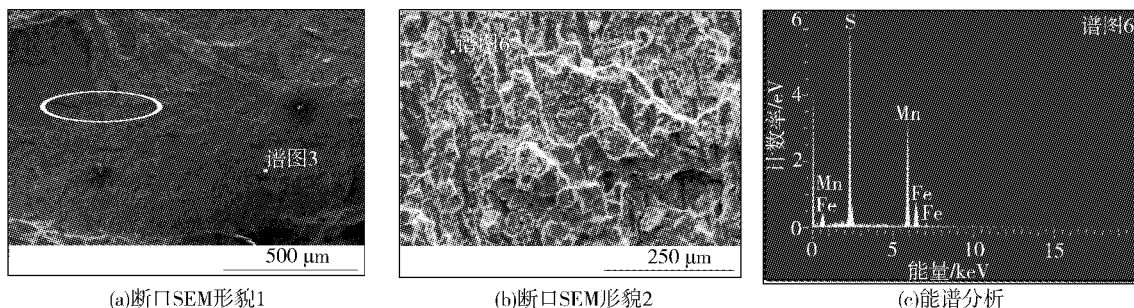


图 2 断口 SEM 形貌及 MnS 夹杂物的能谱分析

由图 2 可以看出,Z 向拉伸断口中夹杂物含量较高,尤其 MnS 夹杂物含量较多。MnS 热塑性极高,在轧制时极易沿着钢板轧制方向延伸形成细条带状,不仅破坏了基体的延续性,因其收缩系数与基体存在很大差异,在轧后冷却尤其冷却不均时会较基体先收缩,从而产生一种拉应力,在应力作用下钢板容易产生裂纹^[1],大量的 MnS 夹杂分布在断口横截面上,导致钢板在做 Z 向拉伸检

验时,钢材基体的延续性被破坏,从而产生 Z 向性能的不合。

采用无水乙醇将 Z 向拉伸断口试样超声波清洗后,发现断口处有明显的“白点”现象,且断口平脆无韧性,见图 3(a)、(b)。白点是一种严重的冶金缺陷,是最主要的氢损伤缺陷之一,它是由氢引起的一种内部裂纹缺陷。由于其在钢的纵向断口上呈现圆形或椭圆形银白色斑点,故称为

白点。图3(c)为断口白点中间位置裂纹处能谱分析。通过电镜、能谱对Z向拉伸断口白点处进行分析,可以看出白点位置为脆性断口(周边为韧性断口),其中间位置有裂纹,裂纹处能谱分析为 $\text{MgO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{CaO}$ 系夹杂物,为脱氧产物等夹

杂物。只有在经受较低的应变速率变形时,氢才会慢慢的聚集在缺陷处,并使该区域局部脆化,这样材料断裂后,断口上会出现尺寸较多的浅灰色小亮点,亮点中心几乎无例外的有夹杂物或气孔等缺陷。

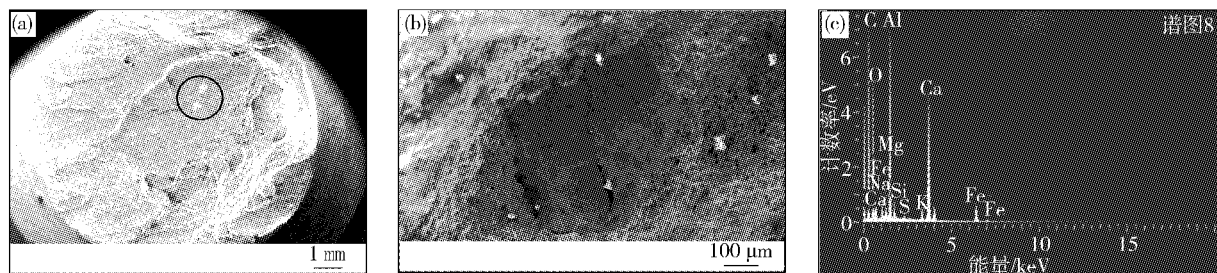


图3 断口白点微观形貌及其能谱分析

2.3 结果分析

从Z向不合拉伸断口的检验结果来看,大量 MnS 夹杂物的聚集偏析以及白点处的 $\text{MgO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{CaO}$ 系复合夹杂物聚集是导致裂纹萌生和扩展的重要因素。众所周知,当偏析带富集 Mn 元素和 S 元素的浓度达到一定程度时,则在偏析带中析出 MnS 化合物^[2],因钢中 MnS 夹杂具有良好的热塑性会破坏铁基体的连续性,导致其与基体的界面结合能低,故而在受到Z向方向的拉应力时很容易导致拉伸断裂^[3],从而Z向性能值较低。

氢在偏析区域富集,尤其在带状组织、夹杂物处会成为氢原子的渗透、聚集点^[4],进而影响钢材组织性能的均匀性,降低材料断裂强度,在应力作用下形成微裂纹并沿晶界扩展,最终引发脆性断裂。白点与夹杂物协同作用显著加剧了氢致损伤^[5],严重影响钢材的力学性能和服役安全性,也最终导致Q460GJC的Z向性能低于35%的标准要求。

3 改进措施及效果

3.1 改进措施

(1)严格控制入炉铁水 S 含量, $\text{S} \leq 0.020\%$ 满足条件后生产Z向性能钢,从源头减少 S 含量,进而减少 S 和 Mn 的偏析,控制 MnS 夹杂物的偏聚;严格控制入炉料,对入炉合金料等实行烘烤制度,减少 H 元素的渗入,减少白点的产生。

(2)优化LF工艺,做好钙处理、软吹和深脱 S 工作。钙处理的钙铁线由 1.5 m/t 增加到 2 m/t ,控制 Ca/S 比在 $0.9 \sim 1.1$ 之间,通过钙处理使条

状塑性 MnS 夹杂物转变为球形 CaS 或者细小的 $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{CaS}$ 脆性复合夹杂物,且通过喂入钙线将钢水中铝酸盐类夹杂物进行变性处理,同时抑制 MnS 夹杂物生成,降低其对Z向性能的危害。处理后采用底吹大流量氩气搅拌,且软吹时间增加到 $10 \sim 15 \text{ min}$,采用渣面撒铝粒措施,提前造高碱度、低氧活度、还原性的精炼脱硫白渣,使夹杂物充分上浮。LF精炼过程中合理控制除尘开口度,保持炉内微正压还原气氛,此外加强埋弧操作,为防止送电期间渣面裸露造成吸气^[6~10]。

(3)连铸过程中,执行低过热度浇铸和动态轻压下技术减少中心偏析,使用品种钢覆盖剂,加强对夹杂物的吸附与良好的气体保护,采用恒温恒速工艺,为防止钢水二次氧化,连铸过程中采用全程保护浇注。

(4)为减少 H 对钢板质量的影响,在不过真空的前提下对铸坯进行高温缓冷,缓冷 48 h ,使 H 元素充分扩散,减少铸坯内部氢裂纹发生率。且轧后钢板要保持高温堆垛缓冷工艺,避免出现硬脆组织减少相变应力,从而对Z向性能有所提高。

3.2 改进效果

通过以上一系列的改进措施:包括严格控制入炉料、优化LF工艺及调整 Ca/S 比成分组成、连铸保护浇铸、铸坯和轧后钢板高温堆垛缓冷等管理技术改进,降低了钢水夹杂物和氢含量,减少夹杂物和应力影响,提高了Q460GJCZ35的Z向性能,均能达到50%以上,符合GB/T 19879—2023《建筑结构用钢板》标准的要求。

4 结论

(1)通过金相及电镜分析,找到 Q460GJCZ35 钢 Z 向性能不合格原因,并提出工艺改进措施。

(2)钢中大量 MnS 夹杂和白点处 $\text{MgO} - \text{Al}_2\text{O}_3 - \text{CaO}$ 系复合夹杂物的异常偏聚造成钢铁基体连续性破坏。

(3)大量氢聚集到夹杂物处形成白点现象,造成钢板氢脆导致 Z 向性能不合。

(4)通过严卡入炉料、优化 LF 炉工艺、连铸进行保护浇铸的洁净钢生产工艺和铸坯、钢板高温缓冷等技术管理改进措施,提高了 Q460GJCZ35 钢板 Z 向性能的合格率。

参考文献

- 郭 潇,陈建超,王智聪,等. Q420GJD 探伤不合格原因分析及改进措施[J]. 天津冶金,2021(4):48-50.
- 薛如锋. 厚板超声波探伤缺陷原因分析及改善措施[J]. 中国金属通报,2020(6):190-192,195.
- 袁永旗,高照海,于 颀,等. Q345GJC-Z15 钢种 Z 向不合原

因分析[J]. 山西冶金,2010,33(6):9-10,67.

- 李家鼎,麻庆申,姜中行,等. 高级别管线钢中几种常见带状组织浅析[J]. 轧钢,2009,26(6):16-21.
- 庞洪轩,王智聪,岳士民,等. 低温容器钢 16MnDR 内部点状缺陷分析与改进[J]. 天津冶金,2021(3):57-59,67.
- 田永辉,肖彦忠,孔德南. 抗酸管线钢 BMS 的生产实践[J]. 特钢技术,2021,27(2):35-38.
- 邵 尉. LF 炉外精炼钙处理的工艺理论与实践[J]. 冶金与材料,2023,43(4):58-60.
- 白松莲,万 潇,王东柱,等. 中厚板超声波探伤缺陷及控制技术[J]. 轧钢,2017,34(2):76-78.
- 张苓志. 安钢 L360 抗酸管线钢冶炼工艺控制实践[J]. 宽厚板,2021,27(6):15-18.
- 陈本强,徐 琛,汪贺模. SA516Gr70 抗酸钢夹杂物控制的实践[J]. 炼钢,2019,35(4):66-70.

郭 潇,女,2013 年毕业于东北大学冶金工程专业,高级工程师。

收稿日期:2025-9-27

(上接第 23 页)

剪移动侧和固定侧剪刀旋转不同步,存在转速差,是造成钢板在剪切过程中跑偏的主要原因。

4 改进措施及其成效

对相关设备进行检查,在同步轴固定剪侧发现打滑现象。将打滑同步轴联轴器拆开检查,确定接触位置磨损严重,重新更换同步轴,再次采用相同的方法测量移动侧和固定侧剪刀在剪切过程中的同步情况,移动侧、固定侧剪刀启动和停止后所在的位置以及剪刀转速一致,没有出现钢板跑偏现象,测量剪切后钢板镰刀弯值为 3 mm,符合标准要求,见图 7。

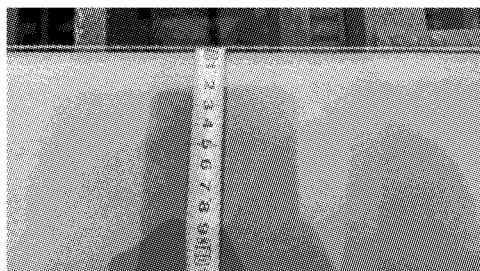


图 7 试验剪切钢板镰刀弯测量

连续测量 4 块($8 \times 2\,000 \times 12\,000$) mm 规格钢板,测量值如表 2 所示,均符合 GB/T 709—

2019 标准要求。

表 2 改进后剪切钢板镰刀弯测量值

钢板编号	镰刀弯值/mm	钢板编号	镰刀弯值/mm
1#	3	3#	3
2#	4	4#	3

5 结语

通过对柳钢 2 800 mm 中板生产线 2#精整线与产生镰刀弯有关的圆盘剪及其附属设备逐个排查分析,确定镰刀弯超标的原因因为圆盘剪同步轴固定剪侧打滑,剪切过程中移动侧和固定侧剪刀不同步,钢板跑偏造成镰刀弯超标的质量问题,更换磨损严重的同步轴后,钢板镰刀弯值符合 GB/T 709—2019 标准的要求。

参考文献

- 吴尚超,韩华军. 完善圆盘剪辅助设施,提高剪切质量[J]. 宽厚板,2006,12(6):42-43.
- 赵树俭,杨公本,李延芝,等. 圆盘剪剪切镰刀弯问题的分析与对策[J]. 宽厚板,2009,15(5):41-44.

吴福善,男,2008 年毕业于昆明理工大学材料科学与工程专业,工程师。

收稿日期:2025-11-06

刊号：ISSN 1009-7864
CN 41-1242/TF

国内定价：10.00元