



DOI: 10.7512/j.issn.1001-2303.2025.09.06

X80M管道全自动焊环焊缝热影响区宽度预测模型研究

张小强¹, 吴娟慧², 蒋庆梅¹, 李岩^{2*}, 甄莹³, 曹鹏昊⁴

1. 国家电网集团工程技术创新有限公司, 天津 300450
2. 中国石油大学(北京)机械与储运工程学院, 北京 102249
3. 中国石油大学(华东), 山东 青岛 266580
4. 中国石油天然气管道科学研究院有限公司, 河北 廊坊 065000

摘要: 焊接热影响区是焊接接头最薄弱的区域, 目前, 多数研究集中在环焊缝不同特征区域的强韧性分布规律的精确表征和掌握, 对焊接热影响区宽度的研究较少。基于D1219×22 X80M管线钢全自动焊接工艺, 建立管道环焊缝有限元模型, 结合单双焊炬工艺编写热源子程序; 利用生死单元技术模拟不同焊层焊接过程, 分析热循环曲线, 并与实际焊接试验进行对比, 验证模型的准确性; 通过改变焊接电流大小进而调节热输入, 确定热影响区宽度的温度区间, 测出各焊层在不同热输入下热影响区宽度, 观察其变化规律。结果表明, 热影响区宽度随焊接热输入的增加近似呈线性增加, 因此在管道环焊缝焊接过程中需合理选择焊接热输入的大小; 根据各焊层在不同热输入下的热影响区宽度, 建立热影响区宽度预测模型, 并进行验证, 试验测量值和预测模型计算值的相对误差均小于20%, 说明了预测模型的可靠性, 为实际焊接过程提供可靠的参考数据。

关键词: 环焊缝; 热影响区宽度; 热输入; 预测模型

中图分类号: TG457.6 文献标识码: A 文章编号: 1001-2303(2025)09-0069-11

Research on the Predictive Model for the HAZ Width of Girth Welds in Fully Automated Welding of X80M Pipelines

ZHANG Xiaoqiang¹, WU Juanhui², JIANG Qingmei¹, LI Yan^{2*}, ZHEN Ying³, CAO Penghao⁴

1. PipeChina Engineering Technology Innovation Co., Ltd., Tianjin 300450, China
2. China University of Petroleum, Beijing, Beijing 102249, China
3. China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China
4. China Petroleum and Natural Gas Pipeline Research Institute Co., Ltd., Langfang 065000, China

Abstract: During the welding process, various regions within the heat-affected zone (HAZ) undergo different thermal cycles, resulting in significant microstructural changes, making the HAZ the weakest area of the welded joint. Currently, most research focuses on the precise characterization and understanding of the distribution patterns of strength and toughness in different characteristic regions of girth welds, while there is relatively little focus on the HAZ width. This study is

收稿日期: 2024-09-18 修回日期: 2024-10-21

基金项目: 国家重点研发计划(2022YFC3070101)

作者简介: 张小强(1985—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事油气长输管道工程设计、管材焊接检测及完整性的研究。

通讯作者: 李岩(1988—), 男, 博士, 副教授, 主要从事管道焊接多尺度多物理场仿真模型开发、等离子弧焊接技术及优化的研究。E-mail: heartonelee@cup.edu.cn。

based on the fully automated welding process of D1219×22 X80 pipeline steel, wherein a finite element model (FEM) of the pipeline girth welds was developed. A heat source subroutine was written to incorporate both single and dual torch welding processes. The birth-death element method was employed to simulate the welding process of different layers. The thermal cycle curves were studied and analyzed, and the results were compared with actual welding experiments to verify the model's accuracy. By adjusting the welding current to regulate heat input, the temperature range associated with the width of the HAZ was determined, the width of the HAZ was measured for each weld layer under different heat inputs, and the variation trend was observed: the width of the HAZ increased approximately linearly with increasing heat input. Therefore, it is necessary to choose the appropriate size of welding heat input during the welding process of pipeline girth welds. Based on the measured HAZ widths of each weld layer under various heat inputs, a predictive model for the HAZ width was established and validated. The relative error between the experimental measurements and the predicted values from the model was less than 20%, confirming the reliability of the predictive model and providing valuable reference data for actual welding processes.

Keywords: girth welds; HAZ width; heat input; predictive model

引用格式: 张小强, 吴娟慧, 蒋庆梅, 等. X80M管道全自动焊环焊缝热影响区宽度预测模型研究[J]. 电焊机, 2025, 55(9): 69–79.

Citation: ZHANG Xiaoqiang, WU Juanhui, JIANG Qingmei, et al. Research on the Predictive Model for the HAZ Width of Girth Welds in Fully Automated Welding of X80M Pipelines[J]. Electric Welding Machine, 2025, 55(9): 69–79.

0 引言

近年来,我国油气管道处于大规模发展建设阶段。截至2022年,国内天然气长输管道总里程已达到11.8万公里。长输油气管道由大量钢管或管件通过环焊缝连接而成,环焊缝质量对于管道的安全运行具有至关重要的影响^[1]。受焊接技术条件限制,环焊缝不可避免地存在裂纹、气孔、未熔合等缺陷,此外,受载荷、环境、介质、地质条件变化等因素影响,环焊缝成为长输油气管道的薄弱环节。在焊接过程中,热影响区各区域经历了不同的焊接热循环过程,组织发生显著改变,导致焊接热影响区成为焊接接头最薄弱的区域^[2]。

目前,多数研究集中在环焊缝不同特征区域的强韧性分布规律的精确表征和掌握,对焊接热影响区宽度的研究较少。周昶等人^[3]研究了焊接热输入对S420ML钢板焊接接头典型位置组织转变及断裂韧性的影响;李光等人^[4]通过热模拟试验分析X100管线钢HAZ不同区域的显微组织和冲击韧性;朱海山等人^[5]对不同冷却时间条件下X100级管线钢焊接热影响区的断裂韧性进行了研究。关于热影响区宽度的研究,石红昌等人^[6]采用金相试验和显微硬度测试,测量了GMAW、SAW两种工艺下ZG300–500H和Q345R的HAZ宽度;麻永林等人^[7]则通过

数值模拟技术建立了SS400钢中厚板有限元模型,并采用生死单元技术结合热源模型总结了不同焊接热输入下热影响区宽度的变化规律。

针对焊接热影响区宽度的测量方法主要有三种:金相显微组织观测、显微硬度测试和数值模拟。前两种实验方法需要进行多组试样焊接、切割抛光打磨、显微组织观测,工作量较大,成本高昂,难以获得大量数据样本;采用数值仿真模型则可以对任意位置热影响区进行分析,并针对性地结合实验进行验证以便于工程应用。因此,本文选取工业用X80M管线钢为研究对象,基于全自动双枪焊工艺对复合型坡口焊道传热过程进行有限元模拟计算,对多组热输入下管道环焊缝接头不同焊层的热影响区宽度进行测量,建立X80M高钢级管道焊接过程热输入与热影响区宽度的关联模型,为实际焊接过程提供可靠的参考数据。

1 管道焊接有限元模型

1.1 X80M管道环焊缝几何模型

本次数值模型建立为D1219×22 mm的X80M管道模型,管道模型长度为100 mm。为了控制计算规模,考虑到管道的对称性,选择完整管道的1/8进行建模并进行有限元分析,所建立的三维几何模型

如图1所示。全自动焊工艺焊接坡口为复合型坡口, $\beta=5.0^\circ\sim 5.4^\circ$, $\alpha=44.5^\circ\sim 46.4^\circ$, $\gamma=37.2^\circ\sim 38.2^\circ$, 如图2所示。X80M管道壁厚为22 mm, 焊道顺序如图3所示, 共八层九道环焊^[8], 包括根焊1、热焊2、填充3-1、填充3-2、填充4-1、填充4-2、填充5、盖面6-1、盖面6-2。

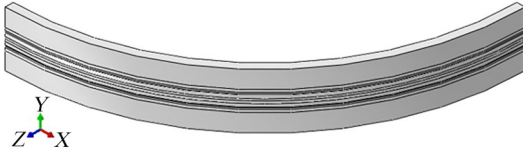


图1 X80M管道三维几何模型

Fig. 1 3D geometric model of X80M pipeline

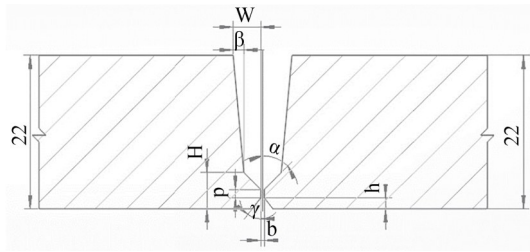


图2 复合型坡口接头设计

Fig. 2 Design of composite groove joint

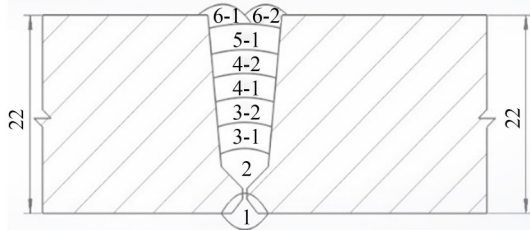


图3 焊道顺序

Fig. 3 Sequence of weld bead

为了准确反映焊缝处的温度分布和热循环变化规律, 节省计算成本和时间成本, 计算模型在焊缝处进行网格加密, 远离焊缝位置的网格逐渐稀疏^[9]。焊缝中心网格相差不大, 网格基本尺寸为 $0.34\text{ mm}\times 0.26\text{ mm}$ 。此X80M管道三维几何模型网格数量为77 900, 建立的网格模型如图4所示。

1.2 焊接热源模型

焊接热源模型是对焊接过程中作用于焊件上的热输入在时间域和空间域分布特征的一种数学表达。由焊接热源决定的温度场是焊接过程的主要驱动力, 直接影响材料的相变行为、热应变、热应力、变形及残余应力分布。焊接热输入具有局部集中的特点, 在构建焊接热源模型时应考虑到待焊材

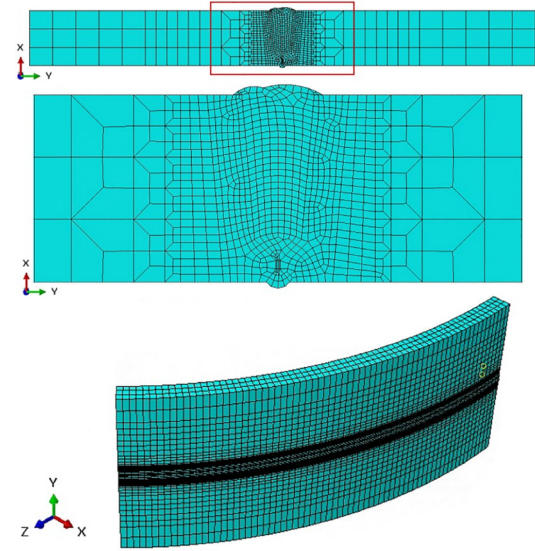


图4 X80M管道网格模型

Fig. 4 X80M pipeline mesh model

料的热力学性能和尺寸形状。因此根据实际情况进行正确的热源选择对于模拟结果的准确性至关重要。本研究基于双椭球热源模型, 利用Fortran语言进行二次编译, 建立了对比实验现场的双焊枪焊接工艺的双热源模型。该模型通过设定间隔固定运动距离的方式, 模拟实际的双枪焊接过程。双椭球热源分布函数综合考虑了焊接过程中前端温度梯度较大、后端温度梯度较小的特点, 将焊接热输入沿焊接方向分成前后两个椭球区域进行处理, 形状如图5所示, 数学表达式见式(1)、式(2)^[10]。

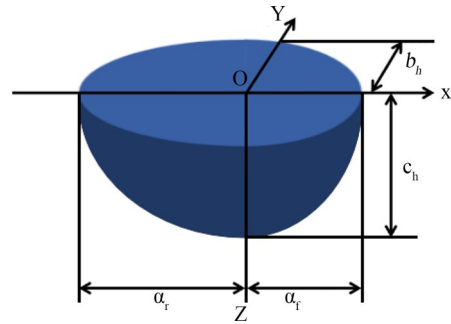


图5 双椭球热源模型

Fig. 5 Double ellipsoid heat source model

x 轴正方向双椭球热源分布函数为:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q_f}{a_f b_h c_h \sqrt{\pi}} \exp \left\{ -3 \left(\frac{x^2}{a_f^2} + \frac{y^2}{b_h^2} + \frac{z^2}{c_h^2} \right) \right\} \quad (1)$$

x 轴负方向双椭球热源分布函数为:

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Qf_r}{a_rb_hc_h\sqrt{\pi}} \exp\left\{-3\left(\frac{x^2}{a_r^2} + \frac{y^2}{b_h^2} + \frac{z^2}{c_h^2}\right)\right\} \quad (2)$$

式中 $q_r(x, y, z)$ 为前半球体热源 (单位: W/m^3); $q_r(x, y, z)$ 为后半球体热源 (单位: W/m^3); a_r, a_r, b_h, c_h 分别为前后椭球的形状参数; Q 为焊接热功率 (单位: W); f_r, f_r 为前后部分所占总输入量的比例。

双椭球热源模型的热源形状参数根据各焊层的熔宽和熔深进行初步设定: $a_r = b_h = 0.5 \times \text{熔宽}$, $a_r = 2a_r, c_h = \text{熔深}$ 。在此基础上, 不断调整热源形状参数, 并将数值模拟结果与实验数据进行对比验证, 直至数值模拟结果与实验值吻合较好, 最终确定各焊层的热源形状参数。

1.3 控制方程及边界条件

X80M 管道环焊缝模型以及热源模型建立在三维笛卡尔坐标系中, 焊接过程遵循能量守恒方程:

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + u \frac{\partial(\rho H)}{\partial x} + v \frac{\partial(\rho H)}{\partial y} + w \frac{\partial(\rho H)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k}{c_p} \frac{\partial H}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{k}{c_p} \frac{\partial H}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{k}{c_p} \frac{\partial H}{\partial z} \right) + S_e \quad (3)$$

式中 ρ 为密度 (单位: kg/m^3); H 为比焓 (单位: m^3); t 为时间 (单位: s); u, v, w 分别为沿 x, y, z 方向速度 (单位: m/s); c_p 为比热容 (单位: $\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$); k 为热传导系数 (单位: $\text{W}/\text{m} \cdot \text{K}$); S_e 为源项。

在焊接过程中, 熔池及固态金属的传热行为均满足上述能量守恒方程。为准确模拟焊接过程中的热交换行为, 模型中考虑了焊件与空气之间的热辐射与对流散热效应, 引入综合换热系数 α , 其计算公式为^[11-12]:

$$\alpha = \varepsilon * 5.67 \times 10^{-8} \left[(273.15 + T_0) + (273.15 + T) \right] \left[(273.15 + T_0)^2 + (273.15 + T)^2 \right] + 25 \quad (4)$$

式中 α 为综合换热系数 (单位: $\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$); T_0 为环境温度 (单位: $^{\circ}\text{C}$); T 为焊件与空气接触表面的温度 (单位: $^{\circ}\text{C}$); ε 为钢管表面的辐射率。

X80M 管线钢为控轧控冷钢^[13], 其性能参数^[14-16] (热物理性能参数、力学性能参数) 如表 1、表 2 所示。

表 1 X80M 管线钢的热物理性能参数

Table 1 Thermophysical performance parameters of X80M pipeline

温度 / $^{\circ}\text{C}$	密度 / $(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	传热系数 / $[\text{W} \cdot (\text{m} \cdot ^{\circ}\text{C})^{-1}]$	比热容 / $[\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})^{-1}]$
20	7 820	50	460
250	7 770	47	480
500	7 610	40	530
750	7 550	27	675
1 000	7 490	30	670
1 500	7 350	35	660
1 750	7 300	140	780

表 2 X80M 管线钢的力学性能参数

Table 2 Mechanical performance parameters of X80M pipeline

温度 / $^{\circ}\text{C}$	泊松比 μ	弹性模量 / MPa	线膨胀系 数/ $^{\circ}\text{C}^{-1}$	切变模量 / MPa	屈服强度 / MPa
20	0.29	1.9e-5	1.3e-5	7.6e-4	550
500		1.2e-5	1.59e-5	4.8e-4	120
750		2e-4	1.54e-5	1.7e-4	12
1 000		2e-5	1.53e-5	1.3e-5	1.5
1 500		1.8e-5	1.52e-5	4.5e-7	5.3e-2
1 750		1.7e-5	1.49e-5	1.1e-7	2.1e-3

2 焊接热循环计算

2.1 熔池形状

X80M 管道环焊缝全自动焊接工艺参数如表 3 所示, 根据表 3 设置合适的焊接工艺参数, 结合计算模型的焊道分布及焊接顺序, 进行焊接传热的仿真计算。各焊层的熔池形状如图 6 所示。图中灰色区域代表焊接熔池, 该区域在热源作用下迅速升温, 并在焊缝区域内形成近仅椭圆形的热源作用区域。由于各焊层的尺寸和形状不一, 对应的热源形状参数也略有调整, 形成了熔池形态与焊道尺寸较为一致的 X80M 管道环焊缝截面温度场。以热焊层为例, 当热源作用于该层时, 熔池左右两侧略宽于焊缝边缘, 熔池内部最高温度达到 $1\,648\,^{\circ}\text{C}$, 并沿焊缝中心线向两侧形成了较大的温度梯度。

2.2 热影响区热循环曲线

为了测算焊接热影响区在多道焊接、双枪焊接等复杂焊接工艺下的热循环变化, 选择对 X80M 管道环焊缝靠近坡口位置进行打孔, 安装热电偶测量动态温度数据。打孔位置如图 7 所示。

目前, 全自动焊接实验热焊层为单枪焊, 填充

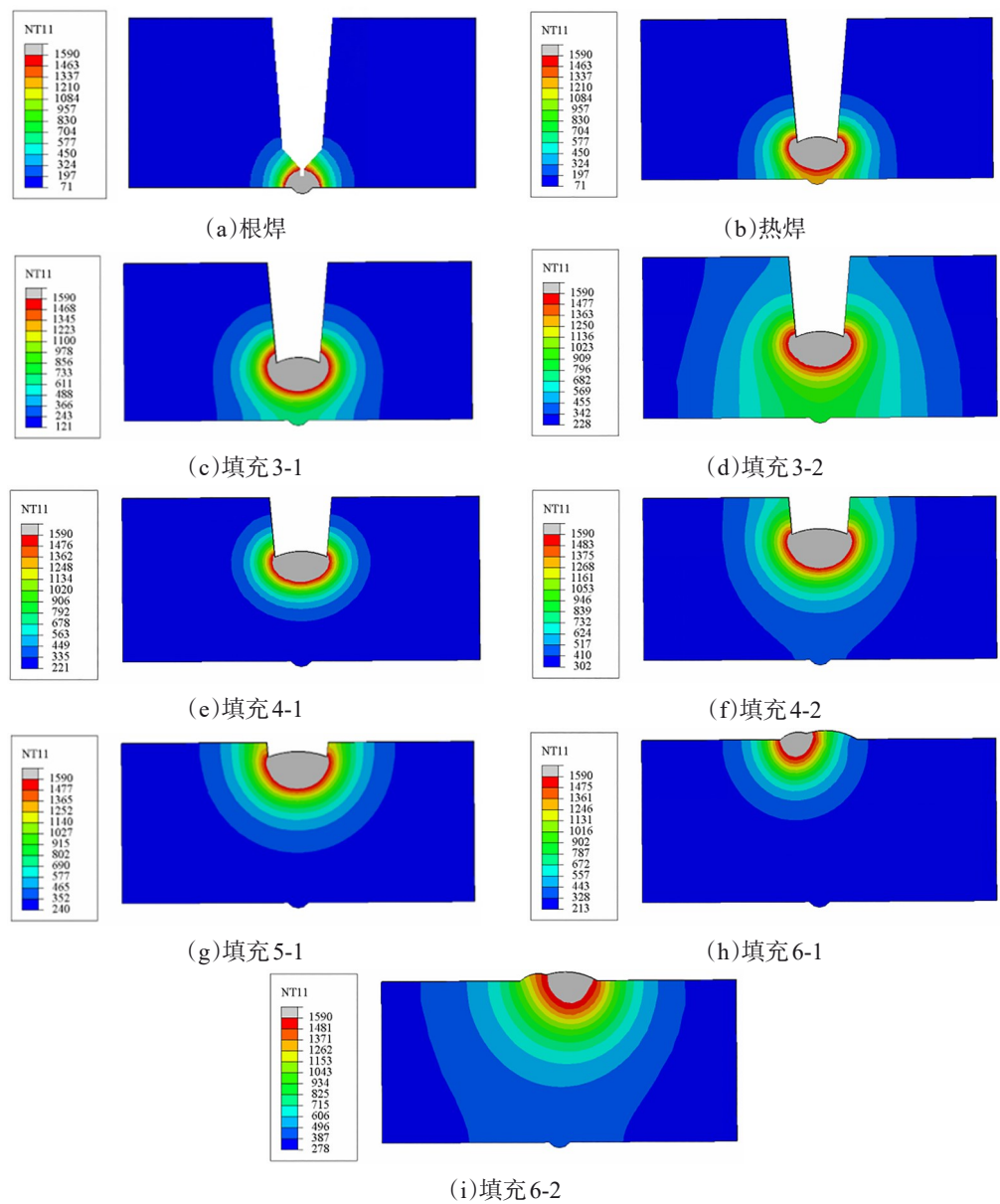


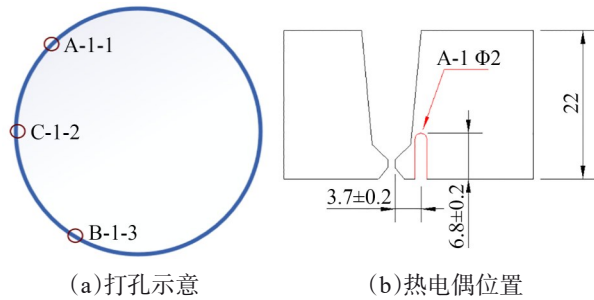
图 6 X80M 管道环焊缝截面熔池演变形态

Fig. 6 Evolution morphology of molten pool in X80M pipeline circumferential weld section

表 3 全自动焊接工艺参数

Table 3 Fully automatic welding process parameters

焊道	电流/A	电压/V	送丝速度/(cm·min ⁻¹)	焊接速度/(cm·min ⁻¹)	热输入/(kJ·mm ⁻¹)
根焊(1)	165~211	21~22	950~1 000	68	0.31~0.40
热焊(2)	195~245	21.5~24.2	950~1 000	52~57	0.49~0.62
填充(3-1)	170~211	22.8~24.6	850~1 000	35~47	0.59~0.76
填充(3-2)	168~210	22.6~24.6	850~1 000		
填充(4-1)	169~205	22.5~24.8	850~960	35~47	0.59~0.78
填充(4-2)	163~209	23.2~25.1	850~960		
填充(5-1)	165~200	22.6~24.3	950~920	30~50	0.39~0.49
盖面(6-1)	113~130	22.3~23.7	600~660		
盖面(6-2)	120~141	22.4~23.8	600~660		



(a) 打孔示意

(b) 热电偶位置

图7 打孔位置与热影响区热电偶安装位置

Fig. 7 Drilling position and installation position of thermocouple in heat affected zone

3-1 和 3-2 是双枪焊。参考实验内容,选取全自动焊工艺下 X80M 管道环焊缝热焊、填充 3-1 以及填充 3-2 进行焊接传热数值计算,并与实验结果进行对照,工艺参数如表 4 所示。

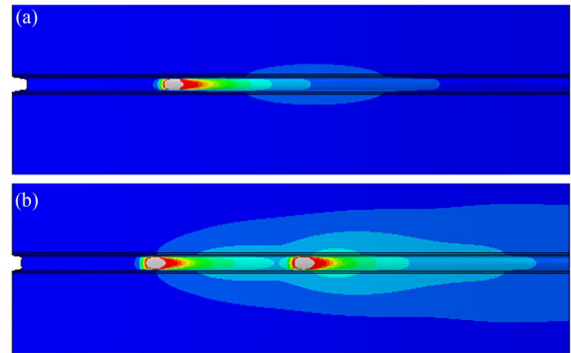
表4 X80M 管道环焊缝焊接数值计算工艺参数

Table 4 Numerical calculation process parameters for X80M pipeline circumferential weld welding

焊道	焊接电流/A	焊接电压/V	焊接速度/(mm·min ⁻¹)
热焊	243	24.0	450
填充 3-1	213	24.6	320
填充 3-2	206	24.0	320

根据现场焊接工艺,根焊前对环焊缝对接坡口进行预热,温度约为 70 °C,由实验结果的热循环数据可知:在热焊前坡口的温度为 70 °C,热焊焊层与填充焊层之间的温度控制在 130 °C 左右。移动热源位于热焊焊层与填充 3-1、填充 3-2 焊层的温度云图如图 8 所示。当移动热源位于热焊焊层时,由于热焊焊层位于环焊缝的下方,热量在厚度方向传递至管道外壁存在一定延迟,因此温度场分布呈现出明显的滞后性,见图 8a。填充 3-1、填充 3-2 是双枪焊,两支焊枪的开始焊接时间间隔为 12 s,由于第一支焊枪焊接完成后该区域尚未冷却至室温,第二支焊枪随即施焊,导致双枪焊接的温度场变化更为复杂,见图 8b。相较于单枪焊,双枪焊温度的影响范围更大。填充 3-1、填充 3-2 更靠近管道外壁,故在厚度方向,热源的传热时间更短,速率更快。

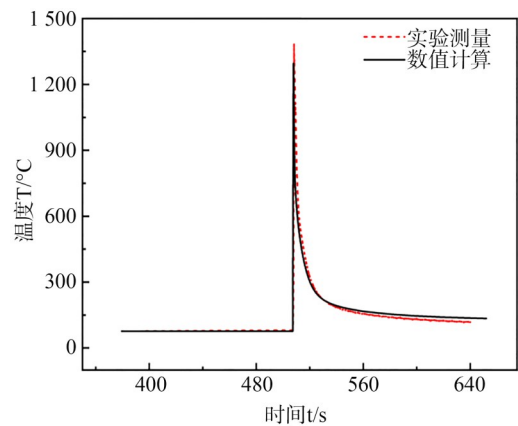
在热焊焊层与填充 3 焊层分别以单枪与双枪的形式焊接完成后,以 A-1-1 热影响区位置为例,其实验与模拟的热循环曲线如图 9 所示。由图可知,实验与模拟的热循环曲线的变化大致相同。在热焊焊层,由于焊接热源的靠近,A-1-1 位置温度急剧



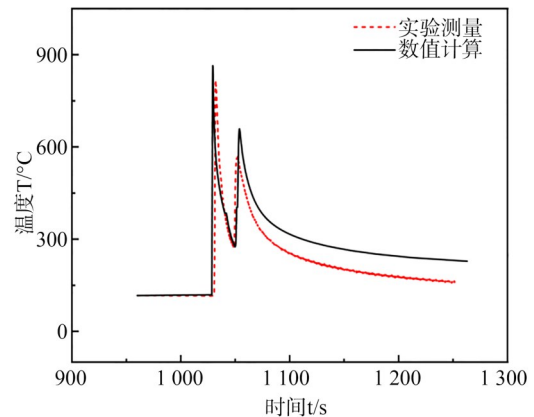
(a) 热焊; (b) 填充 3-1、填充 3-2

图8 热焊与填充焊接过程云图

Fig. 8 Cloud diagram of hot pass and filling welding



(a) 热焊



(b) 填充焊 3

图9 热焊层与填充 3 焊层热循环历史实验数据与计算值对比

Fig. 9 Comparison of experimental data and calculated values of thermal cycling history between hot pass and filling welding

上升,而后随着热源的运动,热源对热电偶的影响减弱,温度急速下降。在填充 3-1 和 3-2 焊层热源移动的影响下,A-1-1 位置温度先后又呈现出上升而后迅速下降的变化趋势。填充焊 3 的热源距离 A-1-1 位置相比于热焊层较远,所以热焊焊层的峰

值温度最高。填充焊 3 采用双枪焊工艺, 双热源相隔 12 s 进行运动, 因此填充焊 3-1 和填充焊 3-2 的波峰相邻较近。具体实验与数值模拟计算的结果如表 5 所示。

表 5 实验与数值计算结果对比

Table 5 Comparison of experimental and numerical calculation results

项目	试验值	模拟值	误差/%
热焊峰值温度/℃	1 385.84	1 295.78	6.50
填充 3-1 焊峰值温度/℃	811.56	863.86	6.44
填充 3-2 焊峰值温度/℃	560.00	658.68	17.62
热焊 $t_{8/5}/s$	3.68	3.78	2.72
填充 3-1 焊 $t_{8/5}/s$	4.42	4.37	1.13

从表 5 可以看出, 有限元仿真计算得出的热焊焊层与填充 3 焊层的热循环数据与实验结果较为吻合, 误差均维持在 20% 以内, 验证了有限元模型的准确性。

2.3 热影响区宽度预测公式

以基于全自动焊接工艺实验建立的 X80M 管道有限元热传导数值计算模型为基础, 通过改变焊接电流大小进而改变热输入, 研究不同热输入对焊接热影响区宽度的影响。X80M 管材的液相线温度为 1 482 ℃^[17], 确定热影响区宽度的温度区间为 950~1 482 ℃。通过改变各焊层的热输入大小进行数值计算, 依据计算结果, 选取管道焊缝熔池截面的温度云图, 测出各焊层在不同热输入下热影响区的宽度。根据各焊层在多组不同热输入下的热影响区宽度, 得到热影响区宽度 W 与热输入 E 的拟合公式。

2.3.1 热影响区宽度

在全自动焊工艺下, 对 X80M 管道环焊缝热焊、填充 3-1 及填充 3-2 焊层进行焊接传热数值模拟后, 以 950~1 482 ℃ 温度区间提取温度场的数值计算结果, 如图 10b~10d 所示。选取平焊位 A-3-1 位置的实验焊缝截面及热影响区宽度 (见图 10a), 测量各焊层中间位置的 HAZ 宽度, 并将实验测量值与模拟计算值进行对比, 结果如表 6 所示。

由表 6 可知, 实验测量热焊、填充 3-1、填充 3-2 焊层热影响区宽度分别为 1.400 mm、1.561 mm、1.703 mm, 数值计算得到的热影响区宽度分别为 1.168 mm、1.814 mm、1.694 mm, 相对误差分别为 16.57%、16.21%、0.55%, 三个焊层的相对误差均小于 20%。数值计算结果与实验结果吻合较好, 说明

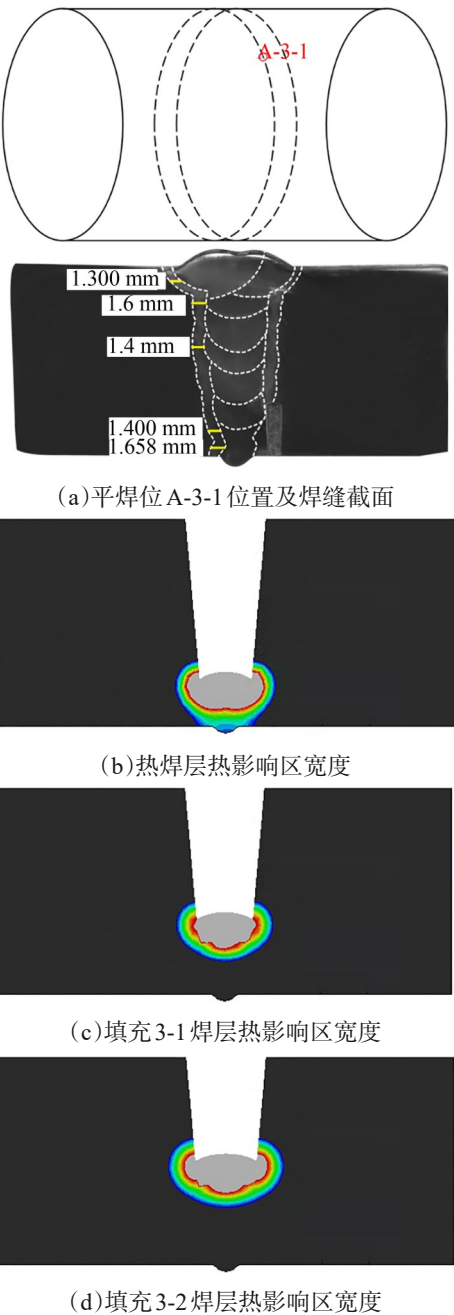


图 10 热影响区宽度实验测量与数值计算结果对比

Fig. 10 Comparison of experimental measurement and numerical calculation results of HAZ width

表 6 热影响区宽度实验测量与数值计算结果对比

Table 6 Comparison of experimental measurement and numerical calculation results of HAZ width

焊层	热输入 /(kJ·mm ⁻¹)	焊接接头 测量值/mm	模拟计算值 /mm	相对误差 /%
热焊	0.778	1.400	1.168	16.57
填充 3-1	0.983	1.561	1.814	16.21
填充 3-2	0.927	1.703	1.694	0.55

了热影响区宽度的温度区间取值的准确性。

2.3.2 不同焊接热输入下热影响区宽度变化

以平焊位的X80M管道环焊缝焊接传热仿真计算为例,保持其他焊接工艺参数不变,通过逐步升高焊接电流调节焊接热输入,分析焊接热输入变化对热影响区宽度的影响。调节焊接电流后的焊接工艺参数如表7所示。根据表7的焊接工艺参数,

对X80M管道环焊缝有限元热传导数值模型中的热焊焊层、填充3-1及填充3-2焊层进行数值模拟。温度场计算完成后,选取管道温度云图截面进行热影响区宽度测量,分析不同热输入下各焊层热影响区宽度变化大小,不同热输入下各焊层的热影响区宽度数据如表8所示,分布趋势如图11所示,由于温度云图中HAZ呈椭圆形分布,测量值 ± 0.1 mm。

表7 焊接工艺参数

Table 7 Welding parameter

热焊				填充3-1				填充3-2			
热输入 $/(kJ \cdot mm^{-1})$	电流 $/A$	电压 $/V$	速度 $/(cm \cdot min^{-1})$	热输入 $/(kJ \cdot mm^{-1})$	电流 $/A$	电压 $/V$	速度 $/(cm \cdot min^{-1})$	热输入 $/(kJ \cdot mm^{-1})$	电流 $/A$	电压 $/V$	速度 $/(cm \cdot min^{-1})$
0.778	243	24	45	0.983	213	24.6	32	0.927	206	24	32
0.794	248	24	45	1.006	218	24.6	32	0.950	211	24	32
0.810	253	24	45	1.029	223	24.6	32	0.972	216	24	32
0.826	258	24	45	1.052	228	24.6	32	0.995	221	24	32
0.842	263	24	45	1.075	233	24.6	32	1.017	226	24	32
0.858	268	24	45	1.098	238	24.6	32	1.040	231	24	32
0.874	273	24	45	1.121	243	24.6	32	1.062	236	24	32
0.890	278	24	45	1.144	248	24.6	32	1.085	241	24	32
0.906	283	24	45	1.167	253	24.6	32	1.107	246	24	32

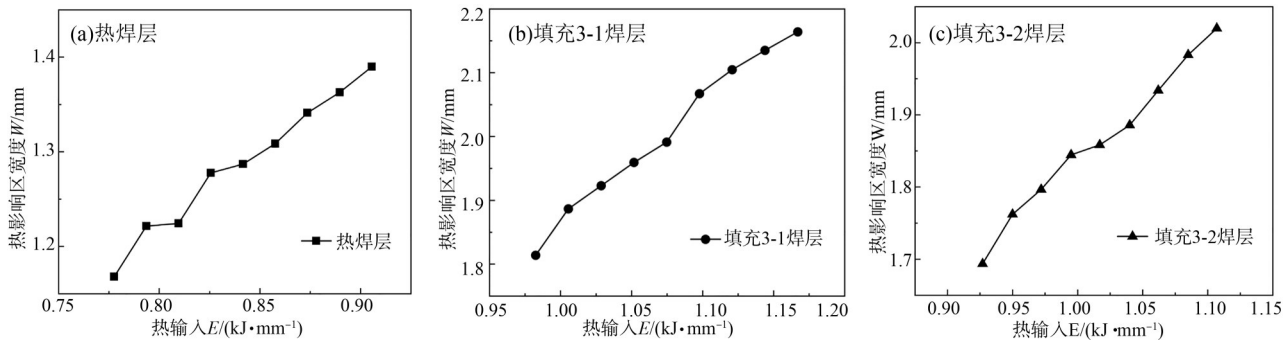


图11 焊接热影响区宽度

Fig. 11 Data on the HAZ width

表8 焊接热影响区宽度数据

Table 8 Data on the HAZ width

热焊		填充3-1		填充3-2	
热输入/ $(kJ \cdot mm^{-1})$	热影响区宽度/mm	热输入/ $(kJ \cdot mm^{-1})$	热影响区宽度/mm	热输入/ $(kJ \cdot mm^{-1})$	热影响区宽度/mm
0.778	1.168 0 $\pm$ 0.1	0.983	1.814 1 $\pm$ 0.1	0.927	1.693 7 $\pm$ 0.1
0.794	1.221 6 $\pm$ 0.1	1.006	1.886 8 $\pm$ 0.1	0.950	1.762 3 $\pm$ 0.1
0.810	1.224 4 $\pm$ 0.1	1.029	1.923 1 $\pm$ 0.1	0.972	1.796 7 $\pm$ 0.1
0.826	1.277 8 $\pm$ 0.1	1.052	1.959 5 $\pm$ 0.1	0.995	1.844 7 $\pm$ 0.1
0.842	1.287 0 $\pm$ 0.1	1.075	1.991 3 $\pm$ 0.1	1.017	1.858 5 $\pm$ 0.1
0.858	1.308 7 $\pm$ 0.1	1.098	2.067 2 $\pm$ 0.1	1.040	1.885 9 $\pm$ 0.1
0.874	1.341 2 $\pm$ 0.1	1.121	2.104 8 $\pm$ 0.1	1.062	1.934 0 $\pm$ 0.1
0.890	1.362 8 $\pm$ 0.1	1.144	2.135 0 $\pm$ 0.1	1.085	1.983 2 $\pm$ 0.1
0.906	1.389 9 $\pm$ 0.1	1.167	2.164 1 $\pm$ 0.1	1.107	2.020 0 $\pm$ 0.1

由表8数据可知,热输入变化幅度较小,HAZ宽度变化也相对有限。由图11可知,随着热输入的增大,HAZ宽度呈现增大的变化趋势。热焊焊层热输入由0.778 kJ/mm增至0.906 kJ/mm,增幅16.46%,HAZ宽度由1.168 mm增至1.389 mm,增幅19%;填充3-1焊层热输入由0.983 kJ/mm增至1.167 kJ/mm,增幅18.78%,HAZ宽度增幅为19.29%;填充3-2焊层热输入增幅为19.42%,HAZ宽度相对增加19.27%。研究结果表明,HAZ宽度随着焊接热输入的增加近似呈线性增加。焊接电流的提升使得热输入增大,更多热量聚集于焊接区域,使局部温度升高,从而促使HAZ宽度逐渐扩展。

2.3.3 热影响区宽度公式拟合

根据上文的研究结果,对各焊层多组不同热输入下热影响区宽度数据进行线性拟合,见图12。

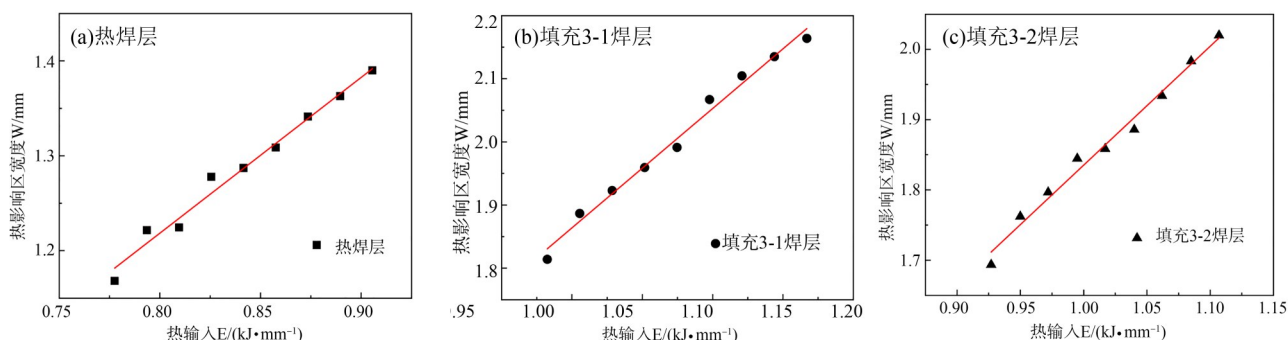


图12 各焊层多组不同热输入下热影响区宽度拟合曲线

Fig. 12 Fitting curves on the HAZ width under different heat inputs for multiple welding layers

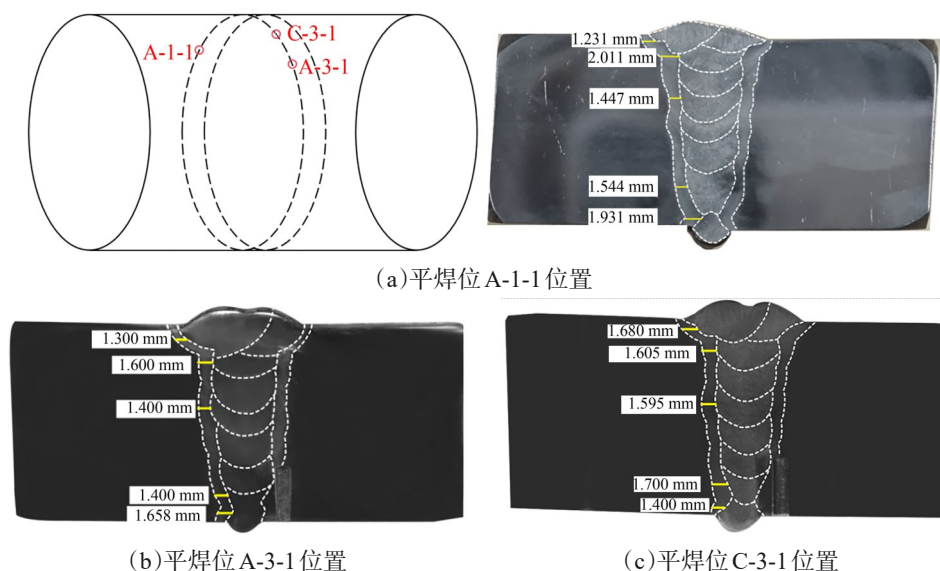


图13 管道平焊位不同位置的热影响区宽度统计

Fig. 13 Statistics of the HAZ width at different positions of pipeline flat welding positions

为建立普适性预测模型,综合考虑温度区间设定(950~1482 °C,基于X80M管线钢液相线温度及相变特性)、初始温度条件(焊前预热104~135 °C,层间温度70~150 °C,模拟中统一设为70 °C)以及热循环特性(热循环参数与热输入呈线性关系),建立HAZ宽度(W)与焊接热输入(E)的关联预测公式:

$$W = (AE - BT_0) \left(\frac{1}{950 - T_0} - \frac{1}{1482 - T_0} \right) \quad (5)$$

式中 E 为焊接线能量(单位:kJ/mm); T_0 为初始温度, $T_0 = 70$ °C; A 为能量系数(热焊:4129,填充焊:4073); B 为温度系数(热焊:3.27,填充焊:5.16)。

2.3.4 热影响区宽度预测公式验证

为验证所建立的热影响区宽度预测公式的准确性,选取管道平焊位A-1-1、A-3-1、C-3-1三个位置的焊缝截面进行HAZ宽度实测,如图13所示。

并将热焊、填充4-1及填充5焊层的实测数据平均值(见表9)代入预测公式($W A \cdot E \cdot \left(\frac{T_1-T_0}{T_2-T_0}\right)^B$)进行计算。

表9 热影响区宽度焊接接头测量值与预测公式计算值对比
Table 9 Comparison between measured values and predicted formula calculated values of weld joint width of heat affected zone

焊层	热输入 ($\text{kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$)	焊接接头 测量值/mm	预测公式 计算值/mm	相对误差 /%
热焊	0.778	1.434	1.277	10.95
填充4-1	0.960	1.481	1.519	2.57
填充5	1.161	1.739	1.870	7.53

对比结果表明,热焊、填充4-1、填充5焊层的HAZ宽度实测值为1.434 mm、1.481 mm、1.739 mm,而预测值为1.277 mm、1.519 mm、1.870 mm,对应的相对误差分别为10.95%、2.57%、7.53%,均控制在15%以内。由此可以说明拟合出的热影响区宽度预测公式的可靠性。

3 结论

根据X80M管道全自动焊接工艺特点,建立了管道环焊缝的有限元模型,并结合单双焊炬编写了热源子程序。通过生死模拟不同焊层焊接过程,分析了热循环曲线,并与实际焊接试验进行对比,验证了模型的准确性。主要结论如下:

- (1)所建立的有限元模型能够准确预测X80M管道环焊缝热影响区的热循环曲线,仿真计算与实验结果的误差均小于20%,验证了模型的可靠性。
- (2)模型计算结果表明,改变热输入会影响焊缝两侧热影响区宽度的大小,热影响区宽度随着焊接热输入的增加近似呈线性增加,故在管道环焊缝焊接过程中需合理选择焊接热输入的大小,以防止热输入过大致使焊接接头性能下降。
- (3)通过对热输入和热影响区宽度的数据分析,建立了热影响区宽度(W)与热输入(E)的拟合公式,该公式综合考虑了温度区间设定、初始温度条件以及热循环特性等因素,并通过实验验证了其可靠性,预测值与实测值的相对误差均小于15%。

参考文献:

[1] 杨锋平,程飞,张鸿博,等. 油气管道环焊缝失效案例

与全尺寸试验分析[J]. 石油管材与仪器, 2022, 8(04):80-84.

YANG F P, CHENG F, ZHANG H B, et al. Failure Case and Full Scale Test of Oil and Gas Pipeline Girth Weld [J]. Petroleum Tubular Goods & Instruments, 2022, 8(04):80-84.

[2] 甘正红,赵海林,李学达,等. 低合金高强度钢焊接热影响区性能研究现状及改善措施[J]. 焊管, 2024, 47(06):7-16.

GAN Z H, ZHAO H L, LI X D, et al. Research Status and Improvement Measures of Welding Heat Affected Zone Properties of Low Alloy High Strength Steel[J]. Welded Pipe and Tube, 2024, 47(06):7-16.

[3] 周昶,黄乐庆,韩承良,等. 焊接热输入对S420ML钢焊接接头组织及断裂韧性的影响[J]. 上海金属, 2023, 45(06):12-18.

ZHOU C, HUANG L Q, HAN C L, et al. Effect of Welding Heat Input on Microstructure and Fracture Toughness of Welded Joint of S420ML Steel[J]. Shanghai Metals, 2023, 45(06):12-18.

[4] 李光,徐学利,张骁勇,等. X100管线钢焊接热影响区不同区域的显微组织与冲击韧性[J]. 机械工程材料, 2023, 47(09):41-45+56.

LI G, XU X L, ZHANG X Y, et al. Microstructure and Impact Toughness of Different Regions of Welding Heat-Affected Zone of X100 Pipeline Steel[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2023, 47(09):41-45+56.

[5] 朱海山,徐连勇,曹健,等. t8/5对X100管线钢热影响区粗晶区断裂韧性的影响[J]. 焊接, 2021(03):5-12+61.

ZHU H S, XU L Y, CAO J, et al. Effect of t8/5 on fracture toughness of CGHAZ of X100 pipeline steel [J]. Welding & Joining, 2021(03):5-12+61.

[6] 石红昌,苏兰,黄安明. 特厚板GMAW和SAW的焊接热影响区宽度[J]. 大型铸锻件, 2022(06):35-39.

SHI H C, SU L, HUANG A M, et al. GMAW and SAW Welding Heat-affected Zone Width for Extra Heavy Plate[J]. Heavy Casting and Forging, 2022(06):35-39.

[7] 麻永林,白庆伟,贺鸿臻,等. SS400钢中厚板焊接热影响区宽度的有限元分析[J]. 机械工程材料, 2015, 39(10):95-100.

MA Y L, BAI Q W, HE H Z, et al. Finite Element Analysis for Welding HAZ Width of SS400 Medium Steel Plate[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2015, 39(10):95-100.

[8] 隋永莉,王鹏宇. 中俄东线天然气管道黑河—长岭段环

- 焊缝焊接工艺[J]. 油气储运, 2020, 39(09): 961-970.
- SUI Y L, WANG P Y. Girth welding technology used in Heihe-Changling Section of China-Russia Eastern Gas Pipeline [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2020, 39(09): 961-970.
- [9] Dong P, Song S, Pei X. An IIW residual stress profile estimation scheme for girth welds in pressure vessel and piping components [J]. Welding in the World, 2016, 60(2): 283-298.
- [10] 刘向臻, 刘龙杰. 不同体热源模型对T型接头焊接温度场的影响[J]. 农业装备与车辆工程, 2021, 59(06): 55-59.
- LIU X Z, LIU L J. Influence of Different Body Heat Source Models on Welding Temperature Field of T-joint [J]. Agricultural Equipment & Vehicle Engineering, 2021, 59(06): 55-59.
- [11] Dongliang Y, Chuan Y, Qiaofei S, et al. Impact of process parameters on temperature and residual stress distribution of X80 pipe girth welds [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2023, 203: 104939.
- [12] 王传财, 高作文, 权力伟. 薄壁铝合金T形结构MIG焊接热源复合模型的构建与模拟[J]. 电焊机, 2023, 53(01): 25-30.
- WANG C C, GAO Z W, QUAN L W. Construction and Simulation of a Hybrid Heat Source Model for MIG Welding of Thin-Walled Aluminum Alloy T-Joints [J]. Electric Welding Machine, 2023, 53(01): 25-30.
- [13] 张忠发, 朱亮, 蔡淑娟. 热输入对X70管线钢焊接热影响区组织和韧性的影响[J]. 电焊机, 2015, 45(09): 29-33.
- ZHANG Z F, ZHU L, CAI S J. Effect of Heat Input on Microstructure and Toughness of Weld Heat-Affected Zone in X70 Pipeline Steel [J]. Electric Welding Machine, 2015, 45(09): 29-33.
- [14] 周祯童. X80管线钢焊接温度—应力场数值模拟及实验研究[D]. 新疆: 新疆大学, 2021.
- ZHOU Z T. Simulation and Experimental study on welding temperature-stress field of X80 pipeline steel [D]. Xinjiang: Xinjiang University, 2021.
- [15] 蒋伟. 焊接工艺对X80钢临氢管接头残余应力与氢富集的影响[D]. 青岛: 中国石油大学(华东), 2019.
- JIANG W. Effects of welding procedure on residual stress and hydrogen enrichment in girth joints of hydrogen-containing gas transmission X80 steel pipeline [D]. Qingdao: China University of Petroleum (East China), 2019.
- [16] Yan C, Liu C, Yan B. 3D modeling of the hydrogen distribution in X80 pipeline steel welded joints [J]. Computational Materials Science, 2014, 83: 158-163.
- [17] 刘春涛. X80管线钢激光电弧复合焊的流场数值模拟[D]. 河北: 石家庄铁道大学, 2016.
- Liu C T. Flow Field Numerical Simulation of X80 Pipeline Steel During Laser Arc Hybrid Welding [D]. Hebei: Shijiazhuang Tiedao University, 2016.
- 编辑部网址: <http://www.71dhj.com>

☞ 上接第46页

- ergy balance during laser materials processing [J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 1997, 30(18): 2541.
- [77] Zhou J, Tsai H L, Wang P C. Transport Phenomena and Keyhole Dynamics during Pulsed Laser Welding [J]. Journal of Heat Transfer, 2005, 128(7): 680-690.
- [78] Lei Z, Wu S, Li P, et al. Numerical study of thermal fluid dynamics in laser welding of Al alloy with powder feeding [J]. Applied Thermal Engineering, 2019, 151: 394-405.
- [79] Ma C, Li Y, Cheng L, et al. Numerical analysis of gravity-induced coupling dynamics of keyhole and molten pool in laser welding [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2024, 201: 108987.
- [80] Ke W, Bu X, Oliveira J P, et al. Modeling and numerical study of keyhole-induced porosity formation in laser beam oscillating welding of 5A06 aluminum alloy [J]. Optics & Laser Technology, 2021, 133: 106540.
- [81] Ai Y, Wang Y, Yan Y, et al. The evolution characteristics of solidification microstructure in laser welding of Ti-6Al-4V titanium alloy by considering transient flow field [J]. Optics & Laser Technology, 2024, 170: 110195.
- [82] Didi F, Pallathadka H, Abdullaev S, et al. Probing the impact of process variables in laser-welded aluminum alloys: A machine learning study [J]. Materials Today Communications, 2024, 38: 107660.
- 编辑部网址: <http://www.71dhj.com>