

X80 管线钢多道激光-MIG 复合焊残余应力分析

严春妍¹, 张浩¹, 朱子江¹, 张可召¹, 顾正家¹, 王宝森²

(1. 河海大学, 常州, 213022; 2. 宝钢集团中央研究院, 上海, 200431)

摘要:采用试验和数值模拟结合的方法对 X80 管线钢多道激光-MIG 复合焊焊接过程的温度场和焊接残余应力场进行了研究, 分析了激光功率对复合焊接头的显微组织、温度分布和残余应力分布的影响规律。结果表明, 激光功率增加, 熔池最高温度明显上升, 焊后冷却速度下降; 粗晶热影响区组织中粒状贝氏体、针状铁素体增加, 条状贝氏体减少。X80 管线钢激光-MIG 复合焊接头残余应力水平较高, 纵向残余应力、横向残余应力和厚度方向残余应力的拉应力峰值均出现在焊缝区。激光功率在 2.0~3.5 kW 范围时, 等效残余应力、纵向残余应力、横向残余应力和厚度方向残余应力的峰值随着激光功率增加均出现下降趋势。但激光功率从 3.5 kW 上升至 4.0 kW 时, 各应力的峰值有所上升。

创新点: (1) 建立了适用于 X80 管线钢中厚板多道激光-MIG 复合焊的双椭球+三维锥体复合热源模型, 利用该热源模型实现了激光-MIG 复合焊接温度场和残余应力场的数值模拟。

(2) 基于对不同激光功率下复合焊接头的显微组织和残余应力分析, 可实现激光-MIG 复合焊焊接工艺参数的优化。

关键词: 激光电弧复合焊; 复合热源模型; 显微组织; 温度场; 残余应力

中图分类号: TG 404 文献标识码: A doi: 10.12073/j.hjxb.20210312001

0 序言

X80 管线钢(规定总延伸强度 $R_{t0.5} > 555 \text{ MPa}$)是目前世界范围内大输量、高压油气输送管道的首选钢种, 自 1985 年德国 Ruhr Gas /Megal II 项目中首次成功铺设了 $\phi 1118 \text{ mm} \times 3.2 \text{ km} \times 13.6 \text{ mm}$ (壁厚)的试验段以来^[1], 国内外已建成多条 X80 管线钢长距离油气输送管道^[2,3]。基于油气输送管道高输送压力、超大输量、大管径、高强度级别的发展趋势, 管道建设和运行对管线钢的焊接效率和质量、安全性和经济性等提出了更高的要求, 开发和应用新型高效、高质量焊接方法已成为必然趋势。激光电弧复合焊技术(hybrid laser arc welding, HLAW)是近年来发展的一种先进焊接方法, 具有大熔深、快焊速、低变形、高质量等优势^[4-6], 已成为管道施工焊接技术领域的极具良好应用前景的施工焊接方法。但由于 HLAW 方法常采用较大的焊接速度,

焊件冷却较快, 可能导致高强钢焊接接头产生淬硬组织和较高的残余应力水平。因此, 分析 X80 管线钢中厚板激光电弧复合焊接头的显微组织构成及残余应力分布, 对研究和控制 X80 级及以上强度级别管线钢 HLAW 接头的显微组织、焊接过程中的冶金反应、焊后残余应力和变形, 具有重要的理论指导意义。

目前为止, 国内外对高强钢激光电弧复合焊的数值模拟研究, 主要针对采用较低激光功率焊接的温度场、流场的分析, 而对较大板厚、较大激光功率的复合焊接接头的残余应力和变形的研究则十分缺乏。Kim 等人^[7]研究了激光/CO₂电弧的热输入比值变化对 7 mm 厚 SM 490 钢激光电弧复合焊平板堆焊件的残余应力和变形的影响, 发现激光和电弧热输入相同时角变形最小, 总热输入不变时两者能量比对焊接残余应力分布几乎没有影响。Zhang 等人^[8]研究了 10 mm 厚激光-MAG (metal active gas, MAG) 焊对接接头的残余应力分布和产生机理, 认为峰值温度和冷却速度对残余应力的影响较大, 马氏体相变可以降低残余应力水平。严春妍等人^[9]研究了焊接速度对 12 mm 厚 S355 钢激光-MIG (metal

inert gas, MIG) 单道焊接头残余应力分布的影响规律, 发现纵向残余应力、横向残余应力峰值均随着焊接速度的增加而升高。对激光电弧复合焊接残余应力和变形的研究多数为板厚较小、采用单道焊的情况, 研究结论无法适用于采用多道多层焊厚大结构件的残余应力分析。

文中对 18.4 mm 厚的 X80 管线钢板进行激光-MIG 多道焊试验, 分析复合焊接头中不同区域的显微组织特征, 并采用 SYSWELD 有限元软件对多道激光-MIG 复合焊焊接过程的温度场和接头的残余应力进行计算, 研究不同激光功率下激光-MIG 复合焊接头残余应力分布的规律和特征。

1 试验方法

激光-MIG 复合焊接试验采用 YSL-10000-S2 型光纤激光器和福尼斯 TPS-5000 焊接电源, 保护气体氩气的流量为 25 L/min。采用尺寸为 180 mm × 60 mm × 18.4 mm 的 X80 管线钢板进行平板对接, 焊丝为林肯 Merit JM-80 低合金钢焊丝, 母材和焊丝的化学成分如表 1 所示。采用 8 mm 钝边的 30°V 形坡口, 坡口间隙为 0.5 mm, 激光在前引导电弧。环境温度和焊件初始温度均为 20 °C, 层间温度为 150 °C。试验采用的焊接工艺参数如表 2 所示。

表 1 X80 钢和焊丝的主要化学成分 (质量分数, %)

Table 1 Main chemical compositions of X80 pipeline steel and filler wire

材料	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
X80	0.030	0.240	1.710	0.008	0.002	0.022	0.250	0.190
JM-80	0.081	0.670	1.560	0.018	0.008	0.330	0.011	0.008

表 2 X80 管线钢复合焊工艺参数

Table 2 HLA welding parameters of X80 pipeline steel

焊接方法	试样编号	激光功率 P_L/kW	光丝间距 d/mm	焊接电流 I/A	电弧电压 U/V	焊接速度 $v/(\text{m} \cdot \text{min}^{-1})$	离焦量 $\Delta f_0/\text{mm}$
打底焊 填充焊 盖面焊	S_1, S_2, S_3, S_4, S_5	9.0	2.0	190	23	1.2	-1
	S_1	2.0	2.0	230	24	0.5	0
	S_2	2.5	2.0	230	24	0.5	0
	S_3	3.0	2.0	230	24	0.5	0
	S_4	3.5	2.0	230	24	0.5	0
	S_5	4.0	2.0	230	24	0.5	0

采用上海点应光学体视显微镜测量焊缝的熔宽和熔深, 采用 JSM-6360LV 型扫描电子显微镜对复合焊接头的显微组织进行观察。采用 USB-4718 型温度采集卡测量焊件上表面典型位置的热循环曲线, 采用 ASMB6-60 型应力应变采集器测试焊件上表面的残余应力。

库二次开发后进行多道激光-MIG 复合焊的温度场和应力应变场的计算。图 1 为复合焊接试样 S_2 对应的有限元网格模型, 可以看出共 3 道焊缝。其余 4 个功率下的焊件也均获得 3 道焊缝, 只是填充焊缝和盖面焊缝的形貌尺寸(熔深、熔池长度、熔池宽度)不同。

2 数值模拟模型

2.1 几何模型

基于试验测得所有焊道的形貌参数, 采用 SolidWorks 软件建立 5 个激光功率下复合焊试样的实体模型, 并进行有限元网格划分。基于查阅的数据采用插值法来获得 X80 管线钢的热物理性能和力学性能数据^[10], 对 SYSWELD 软件的材料数据

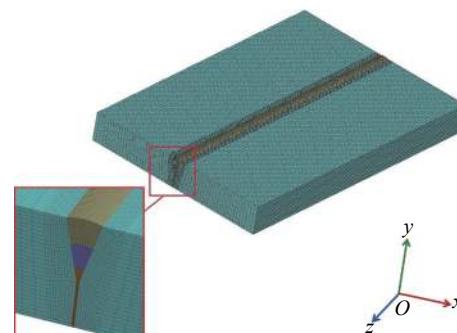


图 1 试样 S_2 的有限元模型
Fig. 1 Finite element model of specimen S_2

度等)存在差别.

2.2 热源模型

试验采用高 8 mm 钝边的 30°V 形坡口, 为获得和实际焊接熔池形貌、尺寸接近的模拟结果, 选用双椭球热源模型+三维锥体热源模型进行组合^[9], 并基于焊道体积的变化对施加到焊道单元

$$q_f(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}Qf_1 \sin\beta \sin\gamma}{\pi a_1 b c \cos\theta \sqrt{\pi}} \exp\left[-\frac{3x^2}{(a_1/\sin\beta)^2} - \frac{3y^2}{(b/\sin\gamma)^2} - \frac{3z^2}{(c\cos\theta)^2}\right] \quad (1)$$

$$q_r(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}Qf_2 \sin\beta \sin\gamma}{\pi a_2 b c \cos\theta \sqrt{\pi}} \exp\left[-\frac{3x^2}{(a_2/\sin\beta)^2} - \frac{3y^2}{(b/\sin\gamma)^2} - \frac{3z^2}{(c\cos\theta)^2}\right] \quad (2)$$

式中: q_f 和 q_r 为热源前部和后部的热流密度; f_1 和 f_2 为双椭球热源前、后两部分的能量分布, 且 $f_1+f_2=2$; Q 为双椭球热源对应的有效热输入; a_1 , a_2 , b , c 为双椭球热源模型尺寸参数; β , γ , θ 分别为 x , y , z 3 个方向和电弧主轴的夹角.

激光热源部分对应的三维锥体热源模型的热流密度函数如式(3)所示^[9], 即

$$q_{\text{laser}}(x,y,z) = q_0 \exp\left[-\frac{x^2+y^2}{r_0^2(z)}\right] \quad (3)$$

$$r_0(z) = r_e + \frac{r_i - r_e}{z_i - z_e}(z - z_e) \quad (4)$$

式中: q_0 为激光热源的有效功率; r_e 和 r_i 分别为锥体热源上、下表面的热源半径; z_e 和 z_i 分别为锥体热源上、下表面在高度方向 z 轴的坐标.

上的热源模型参数进行调整. 计算时采用生死单元模拟多道焊过程, 将式(1)~式(3)所示的热源模型在时间上离散, 施加在各焊道对应的单元上进行计算.

电弧热源部分采用双椭球热源的热流密度函数, 如式(1)~式(2)所示^[9], 即

(1)

(2)

3 结果与讨论

3.1 显微组织

对 5 个接头试样的显微组织进行分析发现, 打底焊缝因工艺参数相同, 显微组织非常接近, 焊缝和粗晶热影响区 (coarse grained heat affected zone, CGHAZ) 中形成较多的条状贝氏体 (lath bainite, LB); 不同激光功率 P_L 下填充和盖面焊对应的焊缝、CGHAZ 和细晶热影响区 (fine-grained heat affected zone, FGHAZ) 的显微组织类型基本相同, 仅各相的比例有一定差别. 为便于分析, 以 S₂ 试样 ($P_L = 2.5$ kW) 为例, 对其焊接接头盖面层的显微组织进行分析, 如图 2 所示.

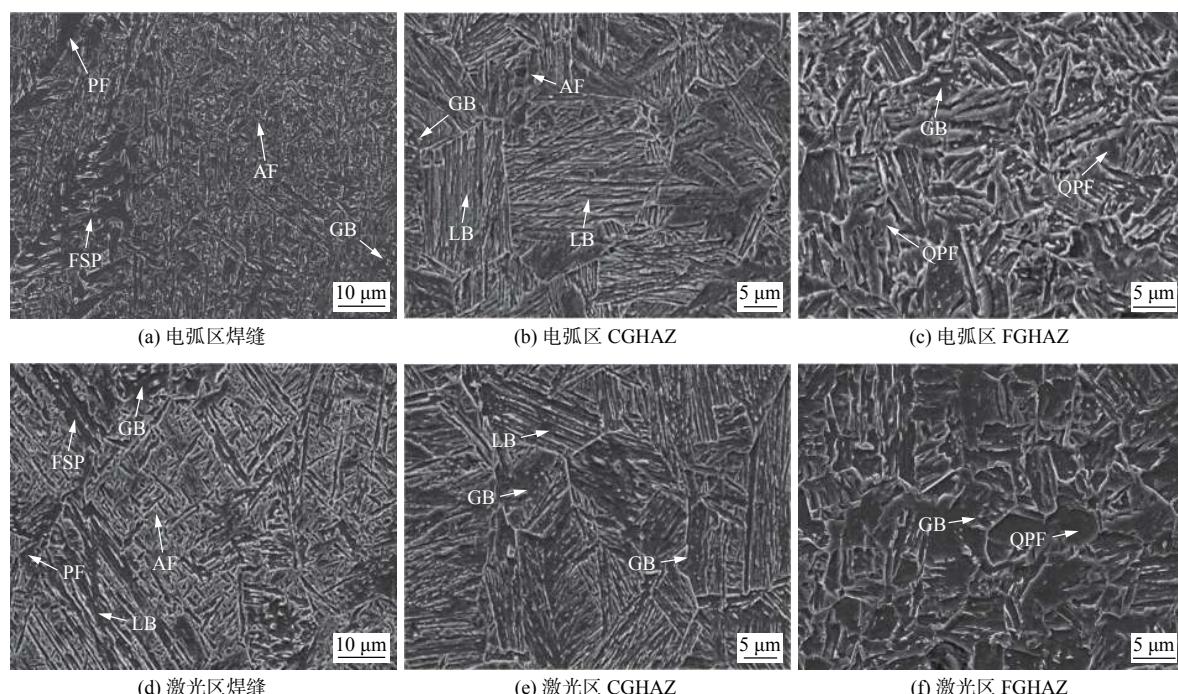


图 2 盖面层的焊缝区和热影响区显微组织 (S₂ 试样)

Fig. 2 Microstructures in weld metal and HAZ of cap pass (specimen S₂). (a) arc zone weld; (b) arc zone CGHAZ; (c) arc zone FGHAZ; (d) laser zone weld; (e) laser zone CGHAZ; (f) laser zone FGHAZ

从图2可以看出,电弧区、激光区焊缝的显微组织均含有较多的针状铁素体(acyclic ferrite, AF)、先共析铁素体(proeutectoid ferrite, PF)、侧板条铁素体(ferrite side plate, FSP)和粒状贝氏体(granular bainite, GB),但激光区焊缝出现少量的LB;电弧区、激光区CGHAZ显微组织均主要由LB+GB组成,电弧区CGHAZ晶粒更加粗大,并出现了少量的AF;电弧区、激光区FGHAZ晶粒较小,显微组织均由GB+准多边形铁素体(quasi-polygonal ferrite, QPF)组成。随着 P_L 增加,焊缝中AF数量增加、GB和LB数量减少,CGHAZ中GB,AF数量增加,FGHAZ中QPF数量略有增加。

由于5组试验中填充、盖面焊缝所用的MIG焊焊接电流、电弧电压、焊接速度均相同,因此只研究盖面焊缝熔深 H_c 和激光作用部位HAZ宽度 W_L 随 P_L 的变化规律,如图3所示。随着 P_L 从2.0 kW增加到4.0 kW, H_c 和 W_L 分别增加了27.7%和31.9%,说明激光功率增加,引起盖面焊缝下半部分热输入增加,对增加盖面焊缝的熔深和HAZ宽度的作用十分明显。

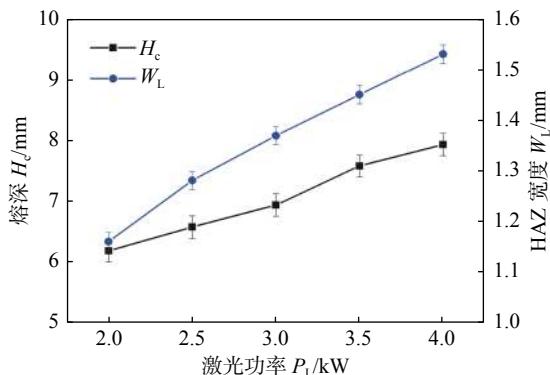


图3 激光功率对盖面焊缝形貌参数的影响

Fig. 3 Influence of laser power on cap weld geometry parameters

3.2 温度场计算结果

图4为试样S₂的熔池形貌模拟结果和试验结果的对照图,可以看出二者形状比较吻合。试样S₂的每层焊缝填充过程的温度场计算结果如图5所示。以试样S₂与试样S₅为例,复合焊接试样表面典型位置(P_1 点位于盖面焊缝表面中心线; P_2 , P_3 点分别位于焊件表面距熔合线1.5,2.5 mm处)的热循环曲线如图6所示。

图5所示的计算结果表明,当激光功率 P_L 为2.5 kW时,打底焊的焊接温度场的峰值温度为2 211.26 °C,填充焊和盖面焊的焊接温度场峰值温

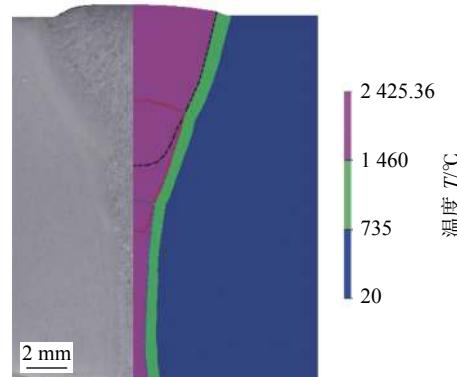


图4 试验与模拟所得焊缝截面比较

Fig. 4 Comparison of experimental obtained and numerical predicted sectional morphology

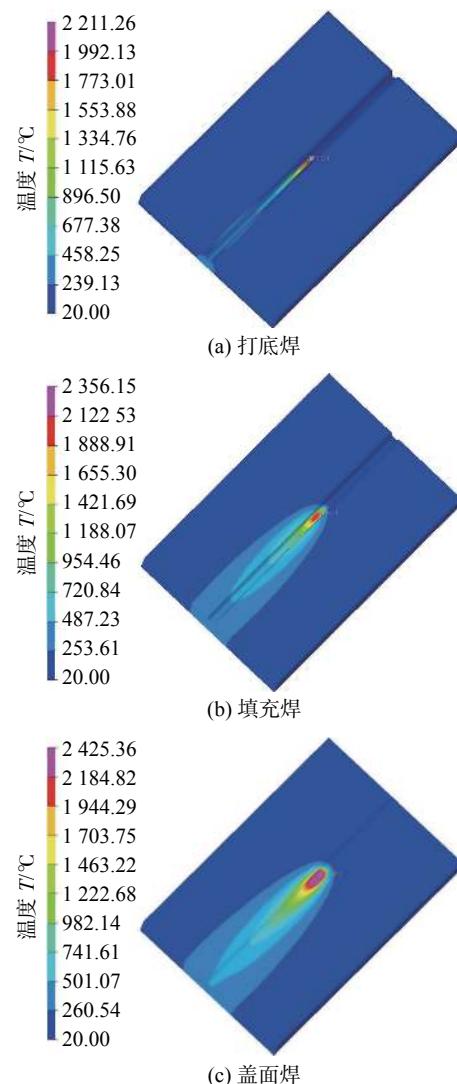


图5 激光-MIG复合焊接温度场(试样S₂)

Fig. 5 Temperature field of laser-MIG welding of specimen S₂. (a) root layer; (b) filler layer; (c) cap layer

度略有升高,分别达到2 356.15和2 425.36 °C。当 P_L 从2.5 kW升高至4.0 kW时,3个典型位置热循环曲线的峰值温度均有所升高。 P_1 点热循环曲线的

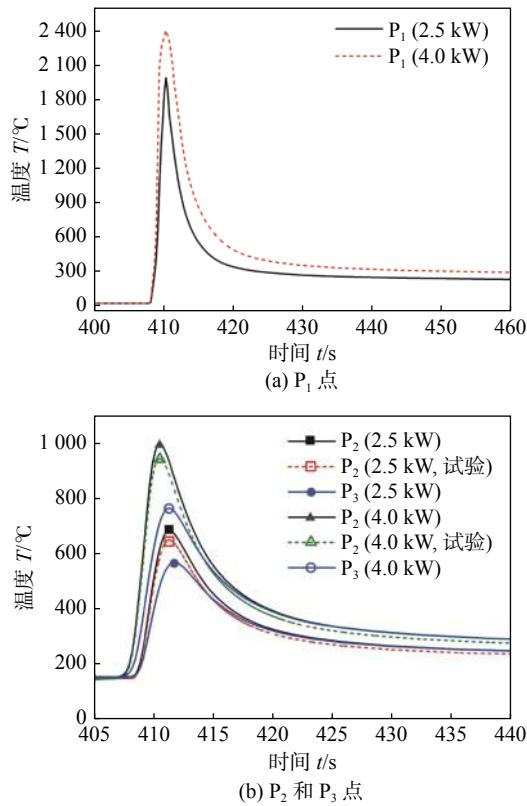
图 6 不同 P_L 下典型位置的热循环曲线

Fig. 6 Thermal cycles of representative points with different P_L . (a) P_1 ; (b) P_2 and P_3

峰值温度从 $1988.63\text{ }^\circ\text{C}$ 上升至 $2404.82\text{ }^\circ\text{C}$, P_1 点热循环曲线的峰值温度从 $684.27\text{ }^\circ\text{C}$ 上升至 $994.04\text{ }^\circ\text{C}$, P_3 点热循环曲线的峰值温度从 $568.56\text{ }^\circ\text{C}$ 上升至 $765.17\text{ }^\circ\text{C}$. 对 P_2 点的计算所得热循环曲线和试验测得的热循环曲线较为吻合, 结果表明多道复合焊的温度场计算结果较为合理, 可以用于应力场计算.

3.3 应力场计算结果

试样 S_2 的焊后残余应力分布如图 7 ~ 图 8 所示, 不同 P_L 下焊件上表面位于 $1/2$ 焊件长度处的残余应力分布规律如图 9 所示. 从图 7 ~ 图 8 可以看出, 纵向残余应力 σ_x 的高值拉应力出现在 HAZ、焊缝中近 $1/2$ 板厚处和打底焊缝, 峰值拉应力 (615.34 MPa) 出现在打底焊缝; 由于板厚较大、焊缝冷却速度较快, 出现了较高的压应力, 峰值压应力为 -541.49 MPa . 横向残余应力 σ_y 在上、下表面的 HAZ 处均出现高值拉应力, 峰值拉应力 (607.76 MPa) 出现在打底焊缝部位, 高值压应力出现在焊缝两端的 HAZ. 厚度方向应力 σ_z 在除了打底焊缝的其它地方都表现出较低的应力值, 峰值拉应力出现在打底焊缝部位. 等效残余应力 σ_{Von} 的高值应力出现在 HAZ 和焊缝, 峰值应力 (573.61 MPa) 出

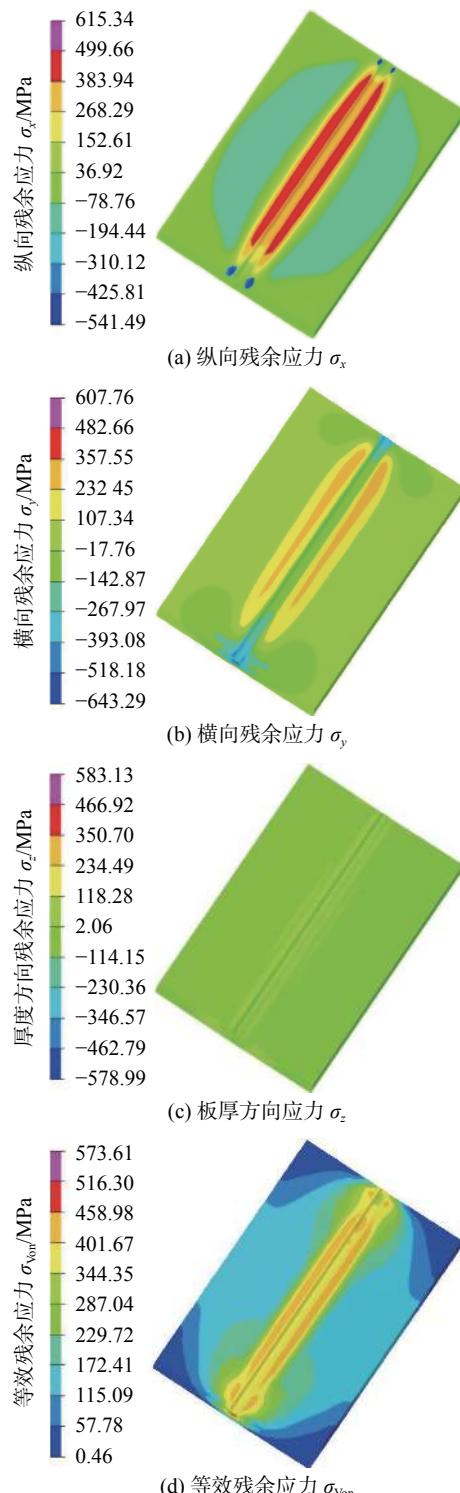
图 7 试样 S_2 的残余应力分布

Fig. 7 Residual stress distribution in specimen S_2 . (a) longitudinal residual stress σ_x ; (b) transverse residual stress σ_y ; (c) plate thickness direction σ_z ; (d) equivalent residual stress σ_{Von}

现在焊缝中近 $1/2$ 板厚处.

由图 9 可以看出, 复合焊件上表面的 σ_x 和 σ_{Von} 应力水平较高, 而 σ_y 和 σ_z 整体应力水平较低. 2.5 kW 激光功率下, 试验测得的 σ_x 和 σ_y 在数值上

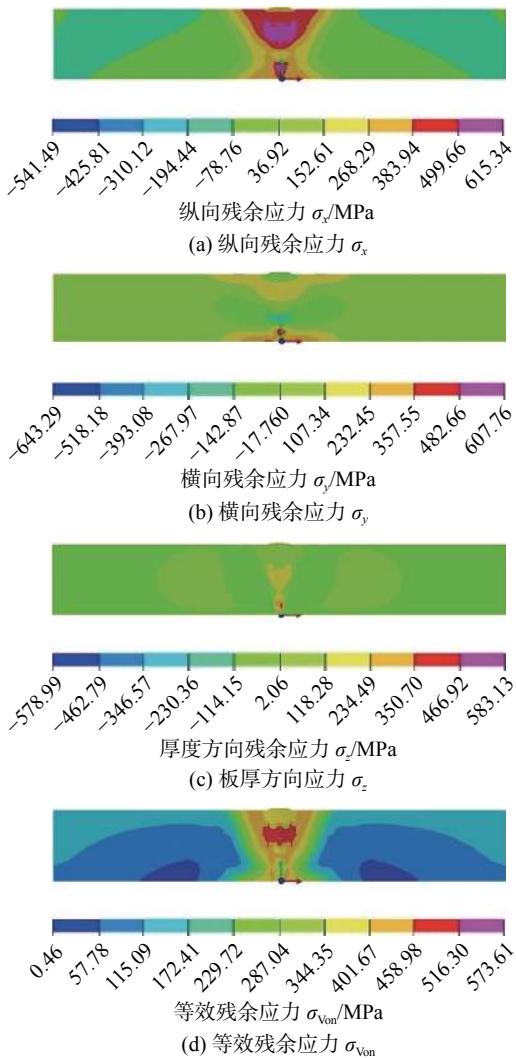
图8 试样S₂横截面的残余应力分布

Fig. 8 Residual stress distribution in the cross section of specimen S₂. (a) longitudinal residual stress σ_x ; (b) transverse residual stress σ_y ; (c) plate thickness direction stress σ_z ; (d) equivalent residual stress σ_{Von}

和计算所得的应力值有较好的一致性。 σ_x 在焊缝和HAZ表现为拉应力； σ_y 在焊缝表现为压应力，在HAZ表现为拉应力； σ_z 则在焊缝和HAZ表现出低应力的拉压交替。 $P_L = 2.0\text{ kW}$ 时，复合焊件中的整体应力水平最高。当 P_L 从 2.0 kW 增加到 3.5 kW ，上表面 σ_x 、 σ_y 、 σ_z 的峰值拉应力和 σ_{Von} 均呈现下降趋势， σ_x 、 σ_y 、 σ_z 的峰值拉应力分别下降了 110.1 、 71.8 和 47.7 MPa 。当 P_L 从 3.5 kW 增加到 4.0 kW 时， σ_x 、 σ_y 、 σ_z 和 σ_{Von} 的峰值应力均表现出一定的上升。

不同 P_L 下复合焊件的残余应力峰值变化如表3所示。激光功率 P_L 在 $2.0\sim 3.5\text{ kW}$ 之间内，随着激光功率增加， σ_x 、 σ_y 、 σ_z 和 σ_{Von} 各应力的峰值水平平均表现为较小幅度的下降；当激光功率从 3.5 kW

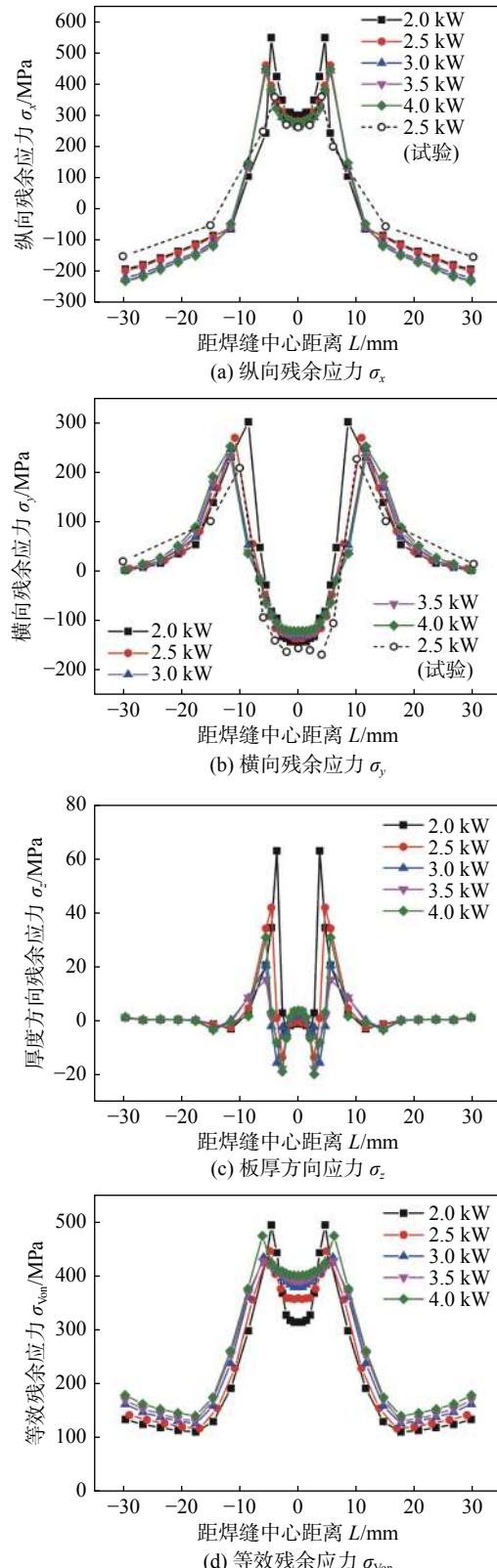


图9 残余应力在宽度方向的分布
Fig. 9 Residual stress distribution along the width direction. (a) longitudinal residual stress σ_x ; (b) transverse residual stress σ_y ; (c) plate thickness direction σ_z ; (d) equivalent residual stress σ_{Von}

增加到 4.0 kW 时，焊件中各应力分量的最大值有所上升。

表 3 残余应力峰值
Table 3 Peak residual stresses

激光功率 P_L /kW	纵向应力 σ_x /MPa	横向应力 σ_y /MPa	厚度方向应力 σ_z /MPa	等效应力 σ_{Von} /MPa
2.0	623.85	617.13	589.49	582.37
2.5	615.34	607.76	583.18	573.61
3.0	607.71	602.21	573.76	567.48
3.5	602.43	600.54	569.85	559.54
4.0	609.27	604.62	576.03	568.75

3.4 讨论

增加填充焊和盖面焊的激光功率 P_L , 导致焊接热输入增大、焊件冷却速度降低, 从而使焊缝和 HAZ 形成转变温度更高的显微组织和较粗大的晶粒。因此盖面焊道中 AF 增加、GB 和 LB 数量减少, 电弧、激光各自作用区的 CGHAZ 中 GB, AF 数量增加, FGHAZ 中 QPF 数量略有增加。

采用 2.0 kW 激光功率时, 加热范围较小、焊件冷却速度较快, 材料各部分温差较大, 且已焊焊道重熔的金属较少导致焊件拘束度较大, 故残余应力水平较高^[1]; 继续增加 P_L , 材料的冷却速度下降、各部分温差下降, 指状熔深增加、焊件拘束相对降低, 因此应力有所降低; 但当 P_L 过大时, 焊缝的塑性变形过大, 反而会导致应力水平上升。因此, 随着 P_L 增加, 残余应力峰值表现出先降低再增加的规律。因此, 为获得较合适的显微组织类型和晶粒尺寸, 同时尽量降低激光-MIG 复合焊件的残余应力水平, 可以选择激光功率 3.5 kW、焊接速度 0.5 m/min 进行填充、盖面焊缝的焊接。

4 结论

(1) 填充、盖面焊缝采用 2.0 ~ 4.0 kW 的激光功率时, X80 管线钢激光-MIG 复合焊接头中, CGHAZ 的显微组织均为 GB 和 LB, FGHAZ 的显微组织主要为 GB 和 QPF。

(2) 对不同激光功率下激光-MIG 复合焊的焊接温度场和应力场进行了模拟计算, 结果表明计算所得各焊道的熔池形貌、典型观测点的热循环曲线以及焊件表面的纵向、横向残余应力分布与实测结果较为接近。

(3) X80 管线钢多道激光-MIG 多道复合焊接的残余应力水平较高, 激光功率为 2.5 kW 时, 纵向残余应力、板厚方向应力在焊缝近 1/2 板厚处和打

底焊缝中均出现高值的拉应力, 横向残余应力峰值拉应力出现在打底焊缝处。

(4) 激光功率在 2.0 ~ 4.0 kW 之间时, 随着激光功率的增加, 等效残余应力峰值以及各应力分量的峰值表现出先下降再上升的规律。当激光功率为 3.5 kW 时, 复合焊接头的残余应力水平相对最低。

参考文献

- [1] Erdelen-Peppler M, Hillenbrand H G, Kalwa C, et al. Investigations on the applicability of crack arrest predictions for high strength linepipe at low temperatures[J]. Steel in Translation, 2012, 42(3): 203 – 211.
- [2] Shinkin V N. Failure of large-diameter steel pipe with rolling scabs[J]. Steel in Translation, 2017, 47(6): 363 – 368.
- [3] Stolyarov V I, Pyshmintsev I Yu, Struin I O, et al. Large-diameter gas pipe produced at OAO Volzhskii Trubnyi Zavod[J]. Steel in Translation, 2009, 39(10): 927 – 929.
- [4] 常云峰, 雷振, 王旭友, 等. 铝合金激光-MIG 复合填丝焊稳定性分析 [J]. 焊接学报, 2018, 39(10): 119 – 123.
Chang Yunfeng, Lei Zhen, Wang Xuyou, et al. Stability of laser-MIG hybrid welding process with filling wire for aluminum alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2018, 39(10): 119 – 123.
- [5] Hammad A, Churique C, Sánchez-Amaya J M, et al. Experimental and numerical investigation of hybrid laser arc welding process and the influence of welding sequence on the manufacture of stiffened flat panels[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2021, 61: 527 – 538.
- [6] Bunaziv I, Akselsen O M, Frostevarg J, et al. Application of laser-arc hybrid welding of steel for low-temperature service[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 102(5-8): 2601 – 2613.
- [7] Kim Y C, Hirohata M, Murakami M, et al. Effects of heat input ratio of laser-arc hybrid welding on welding distortion and residual stress[J]. Welding International, 2015, 29(4): 245 – 253.