

H13 钢激光熔覆 Ni 基涂层热应力循环的仿真研究

李金华¹, 安学甲^{1*}, 姚芳萍¹, 侯艳²¹ 辽宁工业大学机械工程与自动化学院, 辽宁 锦州 121001;² 辽宁华兴机电有限责任公司, 辽宁 锦州 121001

摘要 采用平面连续热源, 基于 COMSOL 仿真平台, 对 H13 钢激光熔覆 Ni 基合金粉末过程进行了数值仿真模拟, 并对最优工艺参数方案进行了激光熔覆实验验证。结果表明, 当激光功率为 1200 W, 扫描速度为 2 mm/s 时, 熔覆层的质量较好, 几何形貌的实验结果与仿真结果基本一致。最高激光熔覆温度为 2748.1 °C, 最大加热速度约为 1632.1 °C/s, 最大冷却速度约为 699.5 °C/s, 熔池最大深度为 0.2~0.4 mm。熔覆层温度随激光功率的增大而上升, 随扫描速度的增加而下降; 熔覆层热应力随着激光功率与扫描速度的增加而增大。von Mises 热应力循环曲线峰点对熔池深度有重要影响。

关键词 激光技术; 激光熔覆; H13 钢; 热应力循环; 数值模拟; 不稳定交变热应力

中图分类号 TG456.7

文献标志码 A

doi: 10.3788/CJL202148.1002104

1 引言

H13 钢作为热作模具钢, 具有较高的热强度、硬度、耐磨性、韧性以及较好的耐热疲劳性能, 可用于制造各种热挤压模、锻模等^[1-2]。但是 H13 钢模具长时间处在高温环境下, 表面性能会明显降低^[3-5]。激光熔覆技术可以有效提高金属表面性能, 但在熔覆过程中会受到众多因素的影响, 若只进行单一的实验研究, 不仅工作效率低而且浪费资源^[6]。计算机仿真模拟与实验相结合的方法可以极大地缩减研究周期, 提高效率^[7]。

国内外学者建立了众多激光熔覆仿真模型, 并进行了相关研究^[8]。Kong 等^[9]采用焓-孔隙度法处理熔覆过程中的相变现象, 利用水平集方法跟踪熔池的运动, 并将激光熔覆时熔覆层表面的强制对流和热辐射引入到仿真模型中, 研究了 H13 型钢激光多层熔覆过程中的传热过程。刘昊等^[10]建立了同步送粉激光熔覆温度场仿真模型, 通过生死单元方法处理整个熔覆过程中的增材效果, 并通过计算遮蔽率, 研究了送粉过程中的粉末流对高能激光束的遮蔽作用及激光束对粉末输送过程中传

热的影响。

研究者在计算机仿真模拟中开展了许多研究, 具有很强的参考价值^[11-13]。但关于热应力及热循环的研究鲜有报道。本文采用平面连续热源模型, 基于 COMSOL 软件平台, 对 H13 钢单道激光熔覆过程进行了数值模拟仿真, 确定了最优的工艺参数方案, 通过绘制热应力及热循环曲线图, 研究了热应力循环对熔覆层的影响, 并进行了激光熔覆实验验证。

2 模拟仿真

2.1 有限元模型的建立

基体材料为 H13 钢, 试样是长度为 60 mm、宽度为 60 mm、高度为 10 mm 的长方体, 使用 COMSOL 自带的建模工具进行建模。将熔覆层添加到基体中心位置, 长度为 60 mm, 其高度和宽度由送粉量和激光直径确定。在 COMSOL 中进行网格划分, 如图 1 所示。

热源模型的建立会影响激光熔覆数值模拟计算结果的准确性。平面热源与体热源都适用于激光熔覆, 平面热源模型一般分为脉冲热源和连续

收稿日期: 2020-09-04; 修回日期: 2020-09-29; 录用日期: 2020-10-26

基金项目: 辽宁省科技厅联合基金项目(201602371)

*E-mail: 1196986914@qq.com

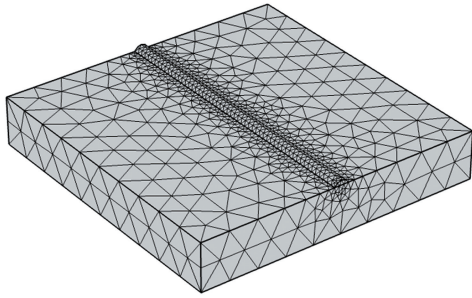


图 1 有限元模型网格划分

Fig. 1 Mesh division of finite element model

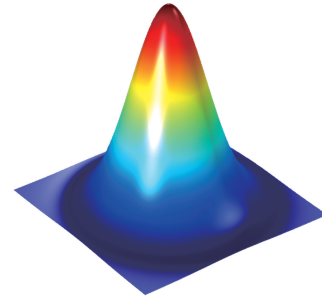


图 2 平面连续热源模型

Fig. 2 Planar continuous heat source model

热源。与其他热源模型相比,平面连续热源使用较多,本文选择平面连续热源模型^[14],如图 2 所示,分布函数为

$$q(x, y, t) = \frac{Q}{\pi R_0^2} \exp\left\{-\frac{2[(x-x_0)^2 + (y-v_0t)^2]}{R_0^2}\right\}, \quad (1)$$

式中: $q(x, y, t)$ 为 t 时刻在 (x, y) 位置处的热流

量; Q 为激光功率; R_0 为激光光束半径; x_0 为激光中心在 x 方向上的坐标; v_0 为激光熔覆速度。

本实验采用的基体和熔覆材料分别是 H13 钢和 Ni60 合金粉末,基体及粉末的成分如表 1、2 所示。根据基体及粉末的化学成分,在 COMSOL 中选择对应的材料,使用该软件自带的材料物理特性。

表 1 H13 钢的化学成分

Table 1 Chemical compositions of H13 steel

Element	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	P	S
Mass fraction / %	0.38	0.92	0.28	5	1.2	0.95	0.02	0.03

表 2 Ni60 合金粉末的化学成分

Table 2 Chemical compositions of Ni60 alloy powder

Element	C	Cr	Si	Fe	Ni	B
Mass fraction / %	0.8	16	4.0	≤15.0	Bal.	3.2

2.2 模拟参数及样点位置

激光熔覆主要参数有激光功率、扫描速度、光斑直径和送粉速率,其中光斑直径和送粉速率主要影响熔覆层的高度和宽度,而对温度场的分布影响很小。通过仿真计算发现,不同光斑直径和送粉速率下的温度场云图基本相同。因此,本文不再分析光斑直径和送粉速率对激光熔覆温度场的影响,主要分析激光功率和扫描速度对激光熔覆温度场的影响。图 3 所示为样点位置及编号。通过改变激光功率和扫描速度进行仿真实验,激光功率分别为 600, 800, 1000, 1200, 1400 W, 扫描速度分别为 2, 3, 4 mm/s。

为了拟定最优实验参数并分析熔覆层热应力循环,在熔覆层中选择 point 11 位置加入探针,实时记录各处温度及热应力的变化。为了保证样点具有代表性和准确性,避免出现过大误差,将横截面选择在熔覆较稳定的中间部分。

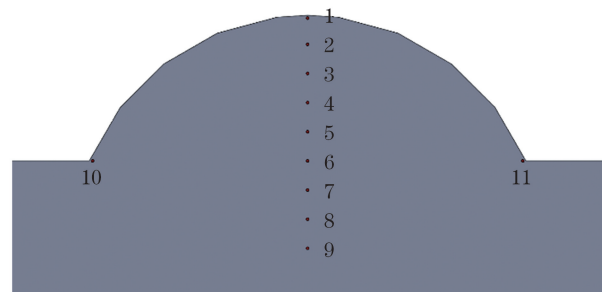


图 3 样点位置及编号

Fig. 3 Sample point location and number

2.3 COMSOL 求解

在本次模拟仿真中,主要是对激光熔覆材料进行温度场和热应力场的仿真计算,使用平面连续热源模作为激光热源,直接将激光热源加载到熔覆表面,通过改变热源半径进行激光离焦量的调节。图 4 所示为模型加载的热源。在 COMSOL 模拟仿真软件中,可以根据需求添加所需要的物理场模块,

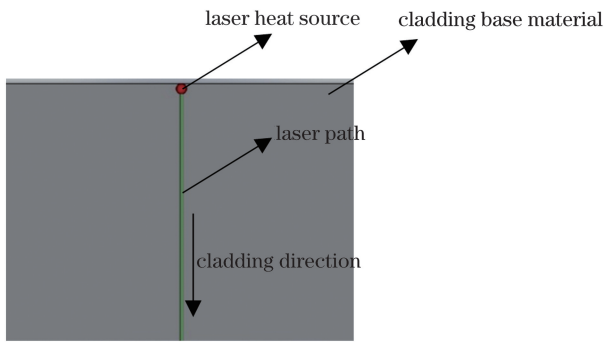


图 4 模型加载的热源

Fig. 4 Heat source loaded into model

温度场仿真分析需要在“固体传热”物理场下进行，而热应力场仿真需要“固体传热”物理场和“固体力学”物理场，所以本次仿真加载“固体传热”和“固体力学”两个物理场。

熔覆层的模型是事先建立好的，为了防止未熔覆部分对正在熔覆的部分造成影响，在进行数值模

拟计算时，采用 COMSOL“活化”节点模拟激光熔覆过程。在开始之前将域的某些部分停用，被停用的部分乘以一个很小的比例因子，且部分材料的性能参数不参与整体计算。当激光光源沿熔覆路径运动时，被停用的部分逐渐被激活并参与到整体的运算中。

3 数值模拟结果的分析

3.1 数值模拟参数的拟定

图 5 为水平各点的最高温度变化。由图 5 可以看出：激光束中心的温度高于激光束两侧的温度；由于样点 10、11 对称分布在激光中心两侧，在相同激光功率、扫描速度下，温度相差不大；激光功率与熔覆过程的温度呈正比，最高温度随激光功率的增大而上升；扫描速度与熔覆过程的温度呈反比，最高温度随扫描速度的增大而下降。

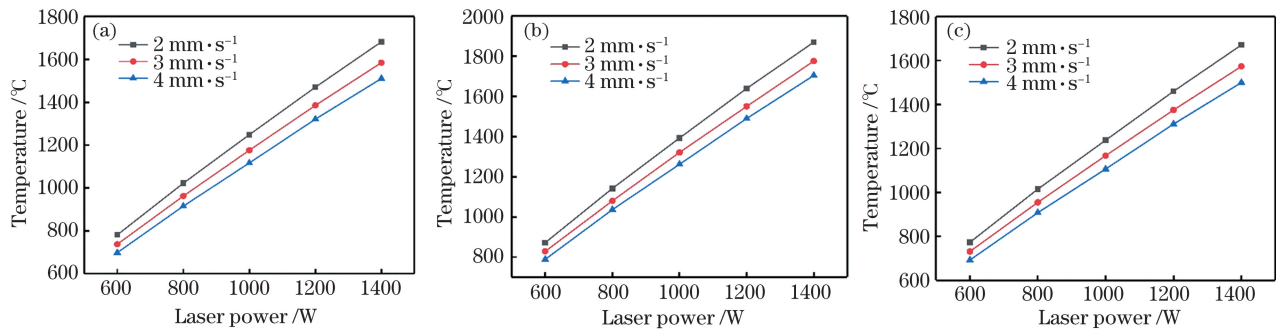


图 5 水平各点的最高温度变化。(a)样点 10;(b)样点 6;(c)样点 11

Fig. 5 Maximum temperature change at each horizontal point. (a) Point 10; (b) point 6; (c) point 11

样点 6、10、11 位于基体上，若三处的最高温度达到基体(H13 钢)的熔化温度(1300 °C)，说明熔覆层能够与基体完全结合。当激光功率为 600 W 和 800 W 时，三处的最高温度都小于 1300 °C，不满足要求；当激光功率为 1000 W，扫描速度为 2 mm/s 和 3 mm/s 时，只有样点 6 处的最高温度可以达到 1300 °C；当激光功率为 1200 W 和 1400 W 时，最高温度都可以达到基体熔化温度(1300 °C)。因此只有激光功率 1200 W 和 1400 W 对应的六组方案满

足要求。热应力是激光熔覆过程中产生裂纹的主要原因，激光功率和扫描速度都会影响熔覆层的热应力值。为了进一步确定数值模拟参数方案，分别调出六组方案下同一位置的热应力云图，如图 6 所示。

由图 6 得到的六种方案的热应力最大值如表 3 所示。可以清晰地观察到，当激光功率为 1200 W、扫描速度为 2 mm/s 时，热应力数值最小，因此拟定该方案为研究热应力循环的数值模拟方案。

表 3 热应力最大值

Table 3 Maximum thermal stress

unit: MPa

Condition	Laser power of 1200 W			Laser power of 1400 W		
	Scanning speed of 2 mm · s ⁻¹	Scanning speed of 3 mm · s ⁻¹	Scanning speed of 4 mm · s ⁻¹	Scanning speed of 2 mm · s ⁻¹	Scanning speed of 3 mm · s ⁻¹	Scanning speed of 4 mm · s ⁻¹
Maximum thermal stress	1020	1050	1070	1130	1150	1170

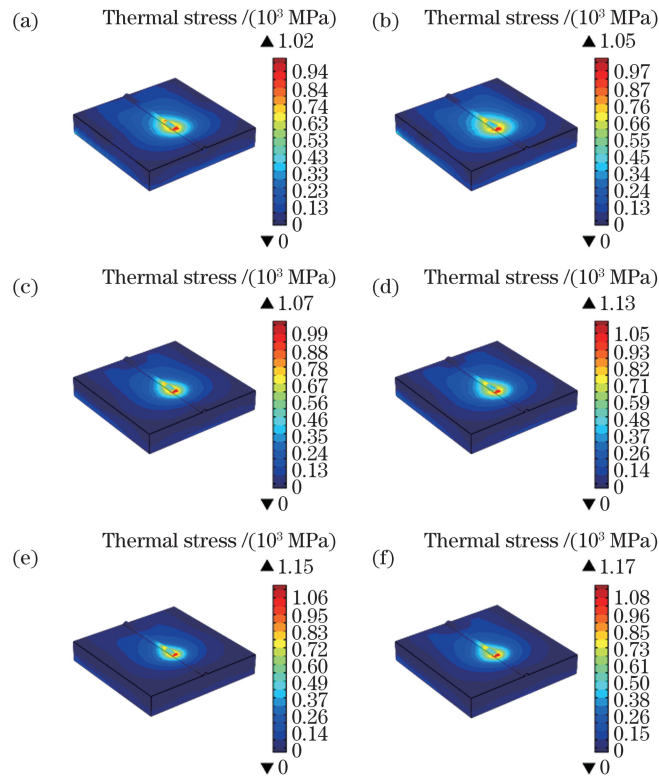


图 6 六组方案下同一位置的热应力分布图。(a)激光功率为 1200 W,扫描速度为 2 mm/s;(b)激光功率为 1200 W,扫描速度为 3 mm/s;(c)激光功率为 1200 W,扫描速度为 4 mm/s;(d)激光功率为 1400 W,扫描速度为 2 mm/s;(e)激光功率为 1400 W,扫描速度为 3 mm/s;(f)激光功率为 1400 W,扫描速度为 4 mm/s

Fig. 6 Thermal stress distributions at same location for six schemes. (a) Laser power of 1200 W and scanning speed of $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (b) laser power of 1200 W and scanning speed of $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (c) laser power of 1200 W and scanning speed of $4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (d) laser power of 1400 W and scanning speed of $2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (e) laser power of 1400 W and scanning speed of $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (f) laser power of 1400 W and scanning speed of $4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

3.2 熔覆层热循环及热应力循环分析

选择最优模拟方案,绘制出热应力循环及热循环曲线并进行分析。图 7 为热循环曲线图,取激光熔覆开始时为零时刻,各样点在 16 s 时被激光迅速加热,在同一时刻(17.5 s)达到最高温度,垂直方向上各样点的最高温度随熔覆层深度的增加而减小,熔覆层顶端温度最高,最高温度达到 2748.1 °C,加

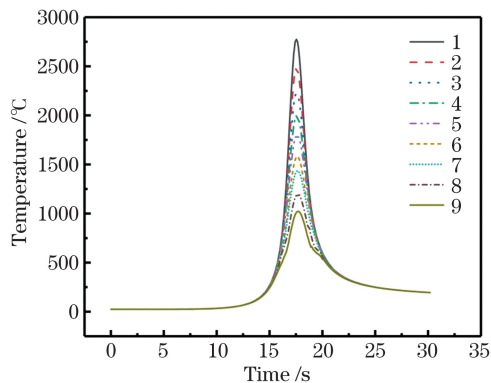


图 7 热循环曲线

Fig. 7 Thermal cycle curves

热速度约为 $1632.1 \text{ }^\circ\text{C}/\text{s}$,冷却速率为 $699.5 \text{ }^\circ\text{C}/\text{s}$ 。粉末熔点为 $1450 \text{ }^\circ\text{C}$,样点 1~5 处的最高温度都高于粉末熔点,粉末已经完全熔化。基体熔点为 $1300 \text{ }^\circ\text{C}$,样点 6、7 处的最高温度都大于基体熔点 ($1300 \text{ }^\circ\text{C}$),样点 8 处的最高温度为 $1180 \text{ }^\circ\text{C}$,因此熔覆层与基体交界处位于样点 7、8 之间,样点 8、9 在熔覆层热影响区。样点之间的间距为 0.2 mm ,熔池的深度为 $0.2 \sim 0.4 \text{ mm}$ 。

von Mises 热应力循环曲线如图 8 所示,可以看出,大多数样点的热应力循环曲线都有两个峰点。当激光光束靠近样点时,熔池周围材料发生热膨胀,该点受到压力作用,样点出现第一个热应力峰点,此时多数样点的热应力达到最大值;当激光光束位于样点的正上方时,样点处的材料受热熔化,此时样点处的应力迅速降低到谷底;当激光光束远离样点时,此处温度降低,熔池开始出现凝固,应力逐渐增大,样点处出现第二个热应力峰点。随着温度逐渐降低到室温,热应力逐渐减小,最终趋于稳定值,即样点

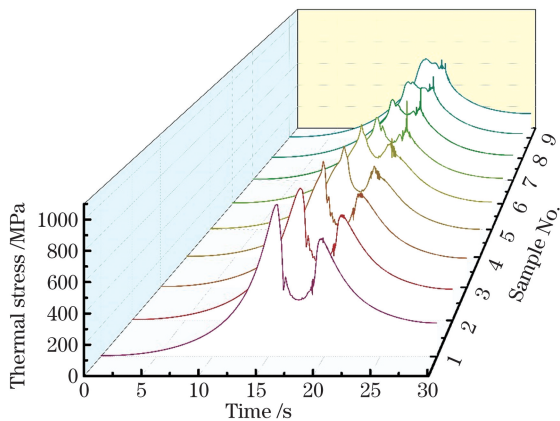


图 8 von Mises 热应力循环曲线

Fig. 8 von Mises thermal stress cycle curves

的残余应力。

随着熔覆层深度的增加,两峰点的热应力值逐渐减小,谷底热应力值逐渐增大,但每个样点的残余应力都趋于同一数值。熔覆过程中的最大热应力为 996.67 MPa,残余应力趋向于 210 MPa。当样点处在熔池以外时,由于样点处的材料没有熔化,因此样点的 von Mises 热应力曲线就不会出现两个明显的峰点。根据热应力循环曲线,对熔池形状进行判断。图 8 中的样点 8、9 处没有两个明显的峰点,熔覆层与基体交界处下侧位于样点 7、8 之间,与热循环曲线判断一致。

通过观察 von Mises 热应力循环曲线,发现每个样点都存在不稳定的交变热应力。不稳定交变热应力的特点是:不同样点的不稳定交变热应力开始时刻与结束时刻相同,均是从 18.5 s 时刻开始,20 s 时刻结束;样点 1~4 处的不稳定交变热应力集中出现两次,由多个不稳定的交变热应力组成,两次之间存在稳定增长的热应力;随着熔覆层深度的增加,两次不稳定交变热应力的出现时刻逐渐靠近,在样点 5 处连接在一起;随着熔覆层深度的增加,交变热应力的变化幅度先增加后减小,应力幅最大值为 45.5 MPa。

3.3 实验验证

为了验证仿真模型的准确性,选择上文拟定的仿真模拟方案进行激光熔覆实验。图 9 中样点 6、7 处的温度分别为 1580 °C 和 1460 °C,都高于基体熔点(1300 °C),样点 8 处的温度为 1180 °C,因此根据模拟计算可以判断,熔覆层与基体交界处位于样点 7、8 之间。经过测量得出,熔覆层的深度、宽度和高度分别为 0.28、3.0、1.0 mm。有限元模型设置的熔覆层高度为 1.0 mm,宽度为 3 mm,模拟计算得

出熔池深度为 0.2~0.4 mm,可看出熔覆层的实际尺寸与模拟结果基本吻合。将熔覆层横截面与模拟结果进行对比,发现横截面形貌基本一致,进而验证了仿真模型的准确性。

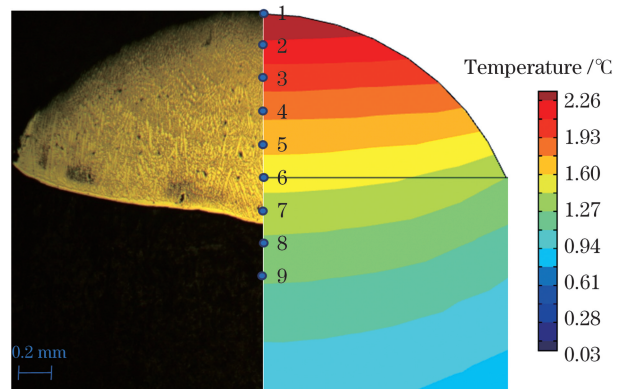


图 9 实验结果与模拟结果的对比

Fig. 9 Comparison between experimental and simulation results

4 结 论

对 H13 钢激光熔覆 Ni 基合金粉末过程进行了数值模拟仿真计算。最佳工艺参数为:激光功率 1200 W,扫描速度 2 mm/s。在该参数下,激光熔覆的最高温度约为 2748.1 °C,最大加热速度为 1632.1 °C/s,最大冷却速度为 699.5 °C/s,熔池的深度为 0.28 mm,在该参数下进行激光熔覆实验,得到的熔覆层横截面与模拟结果大体一致,证明了仿真模拟模型的正确性。

对熔覆层温度场及热应力场进行了分析。在熔覆层同一水平面处,激光中心温度大于两侧;对称分布在激光中心两侧的温度相差不大;激光功率与熔覆时的温度呈正比,最高温度随激光功率的增大而上升;扫描速度与熔覆时的最高温度呈反比,最高温度随扫描速度的增大而下降。激光功率和扫描速度均与样点处的热应力呈正比,热应力随着激光功率与扫描速度的增加而增大。

对 von Mises 热应力循环曲线进行了分析。由于激光熔覆存在固液转变,大多数样点的热应力曲线都有两个峰点,但当样点处在熔池以外时,由于样点处的材料没有熔化,因此样点的 von Mises 热应力曲线就不会出现两个明显的峰点。可以根据热应力循环曲线,对熔池深度进行判断。每个样点的不稳定交变热应力的存在时间稍有不同,随着熔覆层深度的增加,交变热应力的变化幅度先增加后减小,存在的时间也会不断增长;大多数样点的不稳定交变热应

力会出现两次,不同样点的不稳定交变热应力开始时刻与结束时刻相同;当熔覆层到达一定深度时,两次不稳定交变热应力的出现时刻会连接在一起。

参 考 文 献

- [1] Cao J, Lu H F, Lu J Z, et al. Effects of tungsten carbide particles on microstructure and wear resistance of hot-working die prepared via laser cladding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2019, 46(7): 0702001.
曹俊, 卢海飞, 鲁金忠, 等. WC对激光熔覆热作模具的组织与磨损性能的影响[J]. 中国激光, 2019, 46(7): 0702001.
- [2] Cui C, Wu M P, Xia S H, et al. Effect of heat treatment on properties of laser cladding cobalt-based coating on 42CrMo steel surface[J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(6): 0602011.
崔宸, 武美萍, 夏思海, 等. 热处理对42CrMo钢表面激光熔覆钴基涂层性能的影响[J]. 中国激光, 2020, 47(6): 0602011.
- [3] Li G S, Li J H, Feng W L, et al. Effects of specific powder and specific energy on the characteristics of NiWC25 by laser cladding[J]. Surface Technology, 2019, 48(5): 253-258.
李高松, 李金华, 冯伟龙, 等. 比粉与比能对激光熔覆NiWC25特性的影响[J]. 表面技术, 2019, 48(5): 253-258.
- [4] Li J H, Li G S, Zhang D Q, et al. Study on microhardness of laser cladding NJ-4 powder[J]. Surface Technology, 2018, 47(8): 77-83.
李金华, 李高松, 张德强, 等. 激光熔覆NJ-4镍基合金涂层显微硬度的探究[J]. 表面技术, 2018, 47(8): 77-83.
- [5] Chen H, Lu Y Y, Sun Y S, et al. Coarse TiC particles reinforced H13 steel matrix composites produced by laser cladding[J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 395: 125867.
- [6] Zhao S J, Qi W J, Huang Y H, et al. Numerical simulation study on thermal cycle characteristics of temperature field of TC4 surface laser cladding Ni60 based coating[J]. Surface Technology, 2020, 49(2): 301-308.
赵盛举, 祁文军, 黄艳华, 等. TC4表面激光熔覆Ni60基涂层温度场热循环特性数值模拟研究[J]. 表面技术, 2020, 49(2): 301-308.
- [7] Wang X, Yu Y G, Huang E Z, et al. Research status of laser cladding temperature field simulation[J]. Thermal Spray Technology, 2019, 11(4): 10-15.
王旭, 于月光, 黄恩泽, 等. 激光熔覆温度场模拟与表征的研究现状[J]. 热喷涂技术, 2019, 11(4): 10-15.
- [8] Muvvala G, Mullick S, Nath A K, et al. Development of process maps based on molten pool thermal history during laser cladding of Inconel 718/TiC metal matrix composite coatings[J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 399: 126100.
- [9] Kong F R, Kovacevic R. Modeling of heat transfer and fluid flow in the laser multilayered cladding process[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2010, 41(6): 1310-1320.
- [10] Liu H, Yu G, He X L, et al. Three-dimensional numerical simulation of transient temperature field and coating geometry in powder feeding laser cladding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2013, 40(12): 1203007.
刘昊, 虞钢, 何秀丽, 等. 送粉式激光熔覆中瞬态温度场与几何形貌的三维数值模拟[J]. 中国激光, 2013, 40(12): 1203007.
- [11] Jiang Y C, Cheng Y H, Zhang X C, et al. Simulation and experimental investigations on the effect of Marangoni convection on thermal field during laser cladding process[J]. Optik, 2020, 203: 164044.
- [12] Song B X, Yu T B, Jiang X Y, et al. Effect of laser power on molten pool evolution and convection[J]. Numerical Heat Transfer, Part A: Applications, 2020, 78(2): 48-59.
- [13] He S Y, Liu X D, Zhao S Z, et al. Microstructure and wear resistance of carbon fibers reinforced 316L stainless steel prepared using laser cladding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(5): 0502010.
何松亚, 刘晓东, 赵淑珍, 等. 激光熔覆碳纤维增强316L不锈钢的显微组织和耐磨性[J]. 中国激光, 2020, 47(5): 0502010.
- [14] Song P F, Jiang F L, Wang Y L, et al. Advances in the preparation of high entropy alloy coatings by laser cladding[J]. Surface Technology, 2021, 50(1): 242-252, 286.
宋鹏芳, 姜芙林, 王玉玲, 等. 激光熔覆制备高熵合金涂层研究进展[J]. 表面技术, 2021, 50(1): 242-252, 286.

Simulation on Thermal Stress Cycle in Laser Cladding of H13 Steel Ni-Based Coating

Li Jinhua¹, An Xuejia^{1*}, Yao Fangping¹, Hou Yan²

¹ College of Mechanical Engineering and Automation, Liaoning University of Technology, Jinzhou, Liaoning 121001, China;

² Liaoning Huaxing Mechanical and Electrical Co. Ltd., Jinzhou, Liaoning 121001, China

Abstract

Objective Although metal surfaces can be effectively improved by laser cladding, the cladding process is affected by many factors. Thus, the research limited to a single experiment on this topic is inefficient and wastes resources. A combination of computer simulation and experimentation can greatly reduce the research period and improve the study efficiency. Numerous studies in computer simulation have provided a strong reference. However, the research on the thermal stress and thermal cycle in laser cladding is still rare. Here, a plane continuous heat source model and the COMSOL Multiphysics software are used to conduct a numerical simulation of the single-channel laser cladding process of H13 steels. The thermal stress and thermal cycle curves are drawn and analyzed to study the influence of the thermal stress cycle on the cladding layer under the optimal process parameters, and the laser cladding experiments are conducted to verify these simulation results.

Methods Using a plane heat source, the numerical simulation on laser cladding of H13 steels with Ni-based alloy powder was conducted using COMSOL. The simulation data were determined according to the results from previous researches, and the simulation scheme of the thermal stress cycle including the melting temperature and the influence of the parameters was determined on the basis of the substrate and powder process. A curve was then drawn, and the results were analyzed. The proposed simulation scheme was selected for the laser cladding experiment to verify the accuracy of the simulation model, in which various dimensions of the cladding layer were measured. A horizontal screenshot of the cladding layer was then compared with the simulation results to verify the accuracy of the simulation model.

Results and Discussions The optimal simulation scheme is determined and verified by experiments. According to the melting temperature requirements of the substrate and powder process and the influence of the parameters on the thermal stress, the laser power and scanning speed are set as 1200 W and 2 mm/s, respectively, for the simulation scheme of thermal stress cycle. The simulation scheme proposed here is selected for the laser cladding experiment to verify the accuracy of the simulation model. The cross-section of the cladding layer compared with the simulation results reveals essentially the same morphology, which verifies the accuracy of the simulation model. The thermal stress and thermal cycle are analyzed by drawing these parameter curves. The maximum temperature at various points in the vertical direction decreases with the increase of cladding depth. The top of the cladding layer shows the highest temperature of 2748.1 °C, the heating rate of about 1632.1 °C/s, the cooling rate of 699.5 °C/s, and the matrix melting temperature of 1300 °C. The maximum temperatures of sample points 6 and 7 are higher than the substrate melting temperature, and the highest temperature at sample point 8 is 1180 °C (Fig. 7). Therefore, the junction between the cladding layer and the substrate is located between sample points 7 and 8, which is consistent with the thermal cycle curve. The distance between the two sample points is 0.2 mm, and the depth of the molten pool is 0.2–0.4 mm. The shape of the molten pool can be determined according to the peak point of the thermal stress cycle curve. Sample points 8 and 9 in Fig. 8 do not show two obvious peaks. The lower side of the junction between the cladding layer and the matrix is located between sample points 7 and 8, which is consistent with the evaluation results of the thermal cycle curve (Fig. 8). In the von Mises thermal stress cycle, unstable alternating thermal stresses are identified at each sample point. All begin at 18.5 s and end at 20 s. Lots of unstable alternating thermal stresses at sample points 1–4 occur twice in concentration, with a steady increase in thermal stress occurring among them. The occurrence approaches each other gradually as the depth of cladding layer increases and joins together at sample point 5. As the depth of cladding layer increases, the variation amplitude of the alternating thermal stress first increases and then decreases, with the maximum stress amplitude of 45.5 MPa.

Conclusions The optimal processing parameters are laser power and scanning speed of 1200 W and 2 mm/s, respectively. Laser cladding is conducted under the parameters such as the maximum temperature of about 2748.1 °C, the depth of 0.28 mm for the molten pool, the maximum heating rate of 1632.1 °C/s, and the maximum cooling rate of 699.5 °C/s. The cross-section information of the molten pool is roughly consistent with the simulation result, which verifies the accuracy of the model. The laser power and scanning speed are proportional to the thermal stress at the sample point, and the thermal stress increases with the increase of laser power and scanning speed. Because laser cladding involves a solid-liquid transition, the thermal stress curves of most of the sample points show two peaks. When the sample is outside of the molten pool, the powder at the sample point does not melt, and the von Mises thermal stress curve of the sample does not show two obvious peaks. The duration of the unstable alternating thermal stress differs slightly at each sample point. With the increase of the cladding layer depth, the amplitude of the alternating thermal stress first increases and then decreases, and its duration increases continually. The unstable alternating thermal stresses at most sample points occur twice with the same beginning and end points that join together when the cladding layer reaches a certain depth.

Key words laser technique; laser cladding; H13 steel; thermal stress cycle; numerical simulation; unstable alternating thermal stress

OCIS codes 140.2530; 140.3390 ; 160.3900