

10mm 厚 TC11 钛合金电子束焊接熔池传热与流动行为研究

Research on Molten Pool Heat Transfer and Flow Behavior of Electron Beam Welding for 10mm Thick TC11 Titanium

西北工业大学材料科学与工程学院 马正斌 刘金合 魏雷 王世清

[摘要] 采用 ANSYS 软件中的 Flotran 模块,建立了基于高斯面热源与峰值热流递增的旋转体热源相结合的新型复合热源模型,合理地模拟了 10mm 厚 TC11 钛合金平板的电子束焊接熔池传热与流动行为。结果表明:计算熔池边界与真实焊缝的熔合线轮廓吻合较好,均呈现电子束焊接典型的“钉子形”焊缝。

关键词: 电子束焊接 TC11 钛合金 熔池温度场 表面流场

[ABSTRACT] By the module of ANSYS software -Flotran, a new composite heat source model which is combined by the Gaussian surface heat source and the peak heat increment of rotation is established, and the 10mm thick TC11 flat electron beam welding pool heat transfer and flow behavior are simulated reasonably. The result indicates that the calculated weld pool boundary and the real contour of the weld fusion line agree well, with the nail-shaped weld both shown.

Keywords: Electron beam welding TC11 titanium Molten pool temperature field Surface flow field

钛合金是一种传统的结构材料,比强度高、耐腐蚀性能好、具有优良的综合性能,在航空航天等行业应用广泛^[1]。目前钛合金多采用氩弧焊或等离子弧焊进行焊接加工^[2],但由于钛是一种非常活泼的金属,高温下具有强烈的吸收氢、氧、氮的能力,因此熔化焊时需要用惰性气体或真空进行保护^[3-4]。电子束焊接因其具有真空环境焊接、焊缝纯净、质量高、深宽比大、变形小、焊接接头热影响区小等优点,从而成为钛合金焊接的首选方法^[5-7]。本文采用 Flotran 软件对 10mm 厚的 TC11 钛合金平板真空电子束焊接时的熔池传热与流动行为进行数值模拟计算,并用试验得到的焊缝形貌进行验证。

1 数学分析模型

1.1 分析对象和基本假设

图 1 为电子束焊接的计算模型示意图,焊接系统关于 xoz 平面对称。模型尺寸为 $80\text{ mm} \times 30\text{ mm} \times 10\text{ mm}$,移动热源沿 x 轴正向匀速移动。电子束经电子枪加速、聚焦后撞击基体金属,熔池前部金属吸收热量不断熔化,后部金属则随着热量传输温度降低,至凝固点后形成深而窄的焊缝。

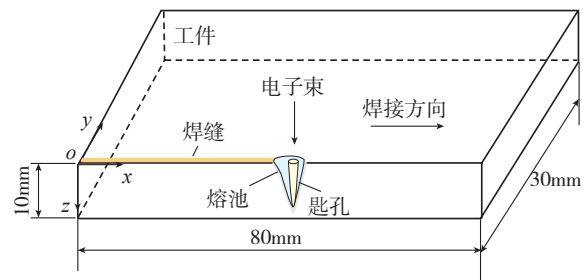


图1 电子束焊接计算模型

Fig.1 Computation model for EBW welding

为合理简化熔池传热与流动过程,本文对非稳态电子束焊接数值模型做出如下假设:热源能量分布符合高斯面热源与高斯旋转体热源组成的组合热源;熔池中的液态金属为粘性不可压缩的层流流体,受蒸汽反作用力、表面张力、浮力和重力作用;熔池自由表面为平面,焊接过程中不发生变形;忽略金属蒸发及电子束与金属蒸汽的作用。

1.2 控制方程

熔池中的液态金属流动与传热遵循质量、动量和能量守恒定律,受其方程组约束。方程组的建立把问题转化为求解熔池流体对流和传热问题及固体区域热传导问题。文献[8]对熔池内液态金属的流动及传热过程的控制方程组进行了详细的论述。

1.3 边界条件

1.3.1 热流边界条件

文中选取高斯面热源与峰值热流递增的旋转体热源组成的复合热源模型。采用面热源和体热源 2 种类型热源相结合的模型是一种合理的方案,这样模拟的熔

池形状与实际的焊缝熔合线基本吻合。面热源功率和体热源功率之和与电子束焊接有效功率 P 相等,即:

$$P_s + P_v = P, \quad P_s = \gamma P, \quad P_v = (1 - \gamma)P. \quad (1)$$

式中, P_s 为面热源功率; P_v 为体热源功率; γ 为功率分配系数。

高斯面热源的数学表达式如下:

$$q_s(x, y) = \frac{3P_s}{\pi R^2} \exp\left[-\frac{3(x^2 + y^2)}{R^2}\right]. \quad (2)$$

峰值热流沿深度递增的旋转体热源模型考虑了深度方向热流作用半径的衰减,将生热质点限定在熔池区域范围,同时对深度方向生热质点的功率消耗进行了有效的补偿,是一种比较符合深熔焊实际传热过程的焊接体热源模型。峰值热流递增型旋转体热源的数学表达式如下:

$$q_v(x, y, z) = \frac{9P_v}{\pi R^2 h} I(z) \exp\left[\frac{9r^2}{R^2 \ln(z/h)}\right], \quad (3)$$

式中, R 为热源作用半径; h 为体热源深度; $I(z)$ 为峰值热流递增函数。

1.3.2 辐射及绝热边界条件

试件处于真空条件下,热损失仅考虑热辐射。对称面 $y=0$ 设为绝热边界条件,即:

$$\frac{\partial T}{\partial y} = 0. \quad (4)$$

除对称面外的 5 个面均满足辐射条件。辐射散热表达式为:

$$q_{\text{rad}} = \sigma \varepsilon (T^4 - T_\alpha^4), \quad (5)$$

式中, σ 为波尔兹曼常数; ε 为表面辐射系数; T_α 为环境温度。

1.3.3 动量边界条件

在熔池上表面,由于温度梯度的存在而产生的表面张力与表面流体的粘性剪切力平衡。工件表面动量边界条件为:

$$\mu \frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial x}, \quad (6)$$

$$\mu \frac{\partial v}{\partial z} = -\frac{\partial \sigma}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial y}, \quad (7)$$

式中, μ 为粘度系数; $\partial \sigma / \partial T$ 为表面张力温度系数。

在焊缝对称面上,有:

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial w}{\partial y} = 0, \quad v = 0. \quad (8)$$

在其他表面及固体中,有:

$$u = v = w = 0. \quad (9)$$

2 有限元模型

建立电子束焊接有限元模型,焊接材料为 TC11 钛合金。计算参数如下:加速电压为 60kV,电子束流为 30mA,焊接速度为 0.2m/min,模型的初始温度为 20℃。TC11 钛合金低温热导率、比热容及线膨胀系数参考文献 [9],其高温热物理性能参数通过插值法或外推法计算,并考虑相变潜热及高温液态金属对流换热的影响修正参数值。为减小计算量,在保证精度的前提下,把靠近焊缝温度梯度较大的区域网格划分得较为细密,远离焊缝区的网格则较为稀疏。

3 计算结果分析

3.1 熔池温度场及上表面流场分析

从图 2 熔池三维温度场分布可知,由于电子束热源与工件间存在相对运动,熔池呈前窄后宽的非对称拖曳状,前部等温线相比于后部较为密集。熔池前沿金属吸收热量温度升高,不断熔化形成熔池。在电子束直接作用下的金属迅速升温,达到沸点后蒸发形成匙孔。熔池后部金属的输入值小于损失值,温度逐渐降低,凝固形成焊缝。

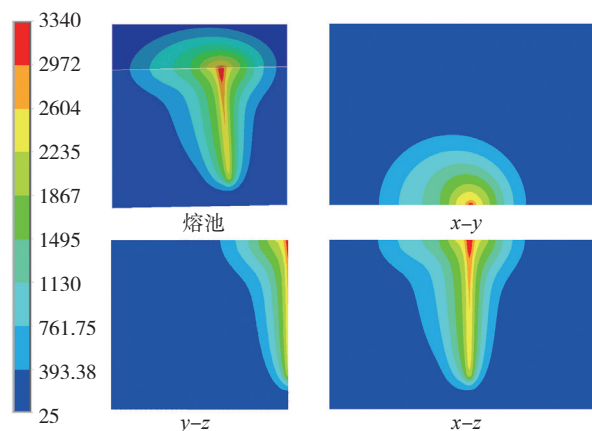


图2 熔池温度场分布/℃

Fig.2 Calculated temperature distribution in molten pool

图 3 为熔池上表面的流体速度 V 、沿焊接方向流体分速度 V_x 、垂直于焊接方向流体分速度 V_y 的流场分布。热源前方液态金属速度远大于后方的,且等流线较为密集,如图 3 (a)所示。熔池前部金属热量传递不够充分,温度梯度较大,表面张力主导的熔池对流较为剧烈。从图 3 (b)可知,在电子束热源作用下,前方液态金属沿焊接方向流动,后方则在表面张力作用下向熔池后部流动。熔池中心高温金属与边缘低温金属间的表面张力差驱使了液态金属的对流,使得熔池前部与后部存在较

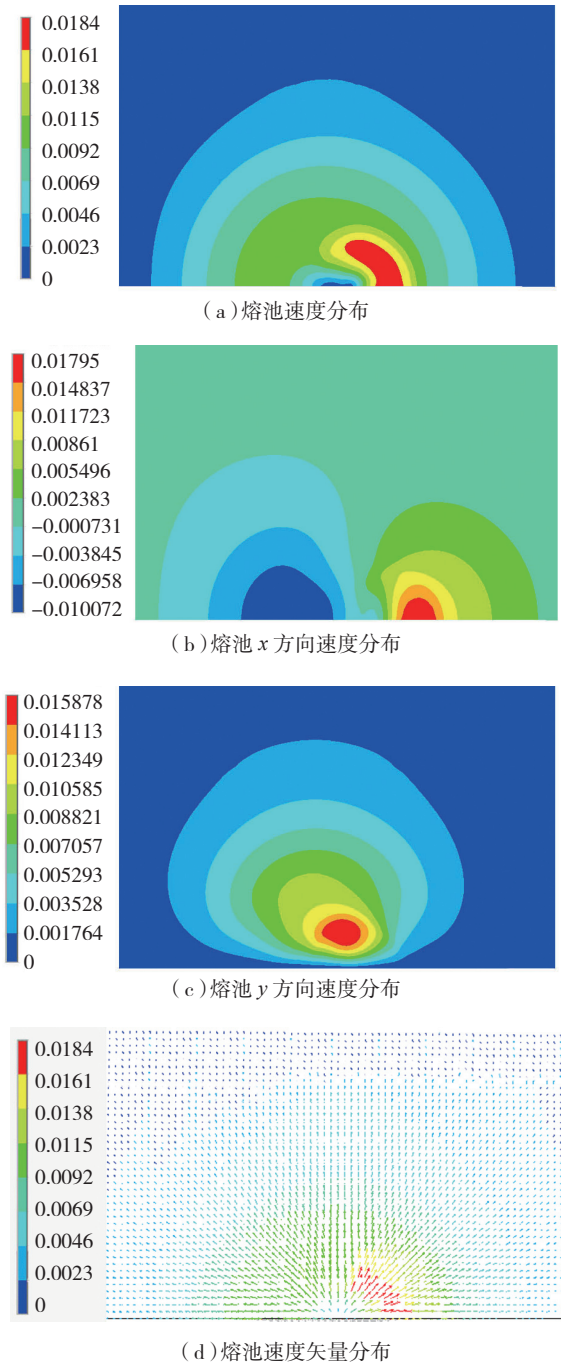


图3 上表面熔池流场分布/(m·s⁻¹)

Fig.3 Flow field distribution at the upper surface of molten pool

强的热量传递。熔池后部液态金属对流区域明显大于前部,但等流线相对稀疏。如图 3 (c) 所示,沿 y 方向流动的液态金属位于偏离焊缝的一侧,热源正前方与正后方靠近熔池边缘的液态金属沿 y 方向流动较弱。由图 3 (d) 可以看出,在熔池上表面,由于金属的表面张力梯度为负值,熔池边缘附近温度较低,其表面张力较大,而熔池中心附近温度较高,表面张力较小。因此在表面张力的作用下,熔池内高温的液态金属被运输到熔池边界,同时也将大量的热量传递到熔池边界,使得熔池边界熔化,导致熔宽扩大。上表面熔池金属最大速度约 9mm/s,远大于焊接速度。随着靠近熔池边缘,液态金属温度迅速降低,粘度增大,熔池流速逐渐降低,直至液态金属在熔池边缘凝固。

3.2 计算结果验证

熔池边界准则认为在相应热输入条件下,只要热源模型所模拟的熔池边界线与实际焊缝熔合线相符,就可以认为这种热源模型是合理的。采用 TC11 钛合金进行试验验证,试验参数同计算参数。图 4 为焊缝横截面计算值与实际熔区的对比,其中细实线为液固边界。从图中可以看出计算熔池边界与真实焊缝的熔合线轮廓较

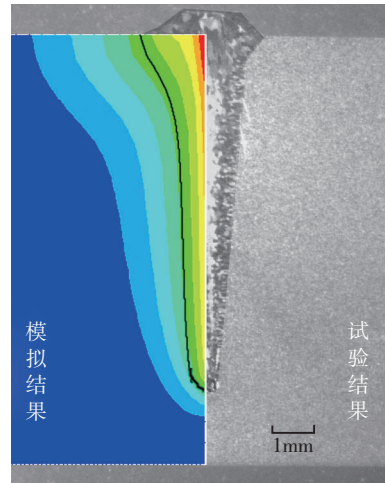


图4 熔池横截面计算值与实际熔区的对比

Fig.4 Comparison between calculated and experimental cross section of molten pool

表1 焊缝横截面实际焊缝宽度和计算值的对比

特征量	Z 方向熔宽 /mm							
	Z=0	Z=1	Z=2	Z=3	Z=4	Z=5	Z=6	Z=7
计算值 /mm	1.42	0.83	0.68	0.583	0.516	0.491	0.450	0.333
试验值 /mm	1.33	0.75	0.67	0.517	0.508	0.467	0.350	0.317
误差 /%	6.77	10.66	1.49	12.76	1.57	5.14	28.57	7.65

为吻合,均呈现电子束焊接典型的“钉子形”焊缝。

由于数值模拟中受到热源模型计算参数、高温区物理性能参数难以精确的制约,模拟结果与实际试验结果存在误差。从表1不同深度熔池尺寸计算值与试验值对比可知,上表面误差为6.77%,熔池底部误差为7.65%,整体误差在允许范围之内。从而验证了传热方式为深熔焊的电子束焊接选择组合热源模型进行数值模拟的合理性,也表明熔池传热与流动的计算能够较为准确地模拟实际焊接过程。

4 结论

(1) 验证了高斯面热源与峰值热流递增的旋转体热源组成的复合热源模型模拟10mm厚TC11钛合金电子束焊接熔池传热与流动行为的适用性。

(2) 在熔池上表面表面张力差的驱使下,高温液态金属向熔池边缘流动,且熔池前部对流较为强烈。

(3) 计算得出的焊缝熔宽和熔深与试验结果接近,并且熔合线走向基本吻合。建立的组合热源模型可以较好地模拟电子束深熔焊的焊缝特征,通过适当调整模型中的参数,可以对不同工艺参数条件下不同材料的电子束焊接进行模拟。

参考文献

- [1] Oh J, Kim N J, Lee S, et al. Correlation of fatigue properties and microstructure in investment cast Ti-6Al-4V welds. *Materials Science and Engineering*, 2003, A340:232-242.
- [2] 中国机械工程学会焊接学会. 焊接手册. 2版. 北京: 机械工业出版社, 2003.
- [3] 张利军, 黄亚荣. TC4钛合金真空电子束焊接工艺研究. *现代焊接*, 2009(9): J-1-J-3, J-10.
- [4] 康文军. TC11材料的电子束焊接[D]. 西安: 西北工业大学, 2005.
- [5] Ho C Y. Fusion zone during focused electron-beam welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 25(5): 265-272.
- [6] Ahmada M, Akhtera J I, Akhtara M, et al. Microstructure and hardness studies of the electron beam welded zone of Hastelloy C-276. *Journal of Alloys and Compounds*, 2005, 31(8): 88-93.
- [7] Ferroa P, Zambonb A, Bonollo F. Investigation of electron-beam welding in wrought Inco-nel 706-experimental and numerical analysis. *Materials Science and Engineering (A)*, 2005, 39(10): 94-105.
- [8] 史平安, 赵朋成, 莫军, 等. 铍材激光钎焊过程中熔池流场和热场的动态模拟技术. *焊接技术*, 2009, 38(8): 13-17.
- [9] 黄伯云, 李成功, 石力开, 等. 中国材料工程大典(第4卷). 有色金属材料工程. 北京: 化学工业出版社, 2006.

(责编 夏宛)

(上接第79页)

3.2 气密-油密关联关系标定

油箱检漏的目的是确定油箱的密封性,从而确定航空煤油的泄漏点并进行工艺修补。经氦质谱细漏检测获得的漏率并不是航空煤油的漏率,因此需要确定一个对比的标准,标定煤油泄漏所对应的氦质谱检漏的最小漏率值。

经氦质谱气密与油密检测对比试验结果分析,连接件漏油处主要集中在试验件上经过缺陷设计的托板螺母区域即003号和006号连接件处,具体的试验结果如表1所示。

表1 氦气漏气率-航空煤油泄漏对比试验

连接件 编号	漏率	充气气压/kPa				
		氦质谱气检漏率值: $10^{-6}\text{Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$, 配气比例: He/N ₂ =1/4, 施气时间: 1h。				
		26	28	30	32	35
001	不泄漏	1.28	1.29	1.48	1.54	1.75
002	不泄漏	1.26	1.32	1.43	1.48	1.61
003	轻微泄漏	15.79	16.33	16.52	17.21	17.51
004	不泄漏	1.24	1.29	1.48	1.65	1.90
005	不泄漏	1.30	1.35	2.20	2.93	3.91
006	轻微泄漏	15.91	16.32	16.81	17.35	17.68
007	不泄漏	1.27	1.47	1.69	1.95	2.41
008	不泄漏	1.27	1.58	1.71	2.12	3.11

经分析表明,在氦气、氮气比为1:4时,在26~35kPa的压力下,当氦质谱细漏检测的值超过 $3.11\times 10^{-6}\text{Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ 时,航空煤油会轻微渗漏,鉴于安全性考虑,取安全系数为150%,即漏率值为 $1.5\times 10^{-6}\text{Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ 时,可以满足密封安全性要求。

4 结论

本文基于氦质谱检漏技术提出一套整体油箱检漏方案,实现机翼整体油箱装配过程中的密封性监控,以达到找出漏点并进行修补的目的,并通过氦气-航空煤油泄漏对比试验确定出一个判断是否需要补漏的初步标准。

参考文献

- [1] 孙开磊, 孙新利. 真空氦质谱检漏原理与方法综述. *真空电子技术*, 2007(6): 62-65.
- [2] 陈向东, 薛航, 唐传兵. 机翼整体油箱氦质谱检漏技术. *航空制造技术*, 2002(2): 62-64.

(责编 亦非)