

Ti₂AlNb 合金电子束熔透焊的数值模拟

李艳军^{1,2,3}, 赵 玥¹, 吴爱萍^{1,2,3}, 朱瑞灿⁴, 王国庆⁵

(1. 清华大学, 北京 100084)

(2. 摩擦学国家重点实验室, 北京 100084)

(3. 先进成形制造教育部重点实验室, 北京 100084)

(4. 首都航天机械公司, 北京 100076)

(5. 中国运载火箭技术研究院, 北京 100076)

摘 要: 采用热-弹-塑性有限元计算模拟了 Ti₂AlNb 合金电子束焊的温度场和应力场。为了准确反映熔透型电子束焊接的特点, 对旋转高斯曲面体热源模型进行了改进。研究表明: 采用改进的热源模型能准确地模拟穿透型电子束焊接焊缝横截面轮廓; 残余应力的模拟结果与实验结果吻合较好, 证明了有限元模型的正确性; Ti₂AlNb 合金电子束焊后残余应力以纵向拉应力为主, 且集中分布在距焊缝中心线 3 mm 的区域内; 横向残余应力在表面附近区域呈压应力, 内部呈拉应力, 表面横向压应力是由焊缝纵向和厚度方向的收缩导致的; 焊缝内部出现三向拉应力的状态。

关键词: Ti₂AlNb 合金; 电子束焊; 残余应力; 数值模拟

中图分类号: TG404

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2017)05-1341-05

Ti₂AlNb 合金是一种以 O 相为主的新型轻质耐高温金属间化合物材料, 成分通常为 Ti-(22~25)Al-(23~30)Nb(at%)^[1]。Ti₂AlNb 合金具有密度低、室温塑韧性好、比强度高、抗氧化性好、高温强度高和蠕变抗力高等优点, 同时 Nb 元素的加入提高了合金的熔点及有序化温度, 使得合金的使用温度可达到 900 °C^[2,3]。Ti₂AlNb 优异的综合性能满足航空航天领域轻质化和性能提升的发展要求^[4], 因此近年来备受关注。复杂的航宇构件通常涉及到同种及异种金属间的连接, 高质量的焊接技术是实现 Ti₂AlNb 广泛应用的关键之一。目前有关 Ti₂AlNb 合金焊接的研究开展较少, 初步探索过电子束焊^[5-8]、激光焊^[9,10]、扩散焊^[11,12]等方法的适用性, 并且相关工作集中在接头的组织特点和力学性能上。

通常航宇构件对形状尺寸及接头性能的要求严格, 而焊接残余应力是影响结构形状尺寸稳定性、疲劳强度、结构脆性断裂强度的重要因素, 因此研究 Ti₂AlNb 焊接的残余应力分布具有重要意义。迄今为止, 关于 Ti₂AlNb 合金焊后应力与变形的研究尚未见公开报道。本工作以含高 Nb 的 Ti-22Al-25Nb (at%) 合金为研究对象, 采用数值模拟方法研究 6.5 mm 厚 Ti₂AlNb 合金电子束焊的残余应力分布规律, 通过实验得到焊缝形貌和小孔释放法测到的残余应力对计算结果进行验证。

1 三维有限元计算模型

1.1 焊接工艺与几何模型

试验平板材料为 Ti-22Al-25Nb 合金, 尺寸为 83.2 mm×40 mm×6.5 mm。焊接工艺采用电子束焊接, 表面聚焦, 加速电压为 60 kV, 电子束电流 38 mA, 焊接速度为 1 m/min。焊接时被焊试板的四角分别用圆棒形卡具固定。

考虑到模型对称性, 只取焊缝中心线一侧的工件进行建模以提高计算效率。图 1 为三维有限元模型网格划分示意图, 焊接区域最小单元尺寸为 0.325 mm×0.325 mm×0.65 mm, 远离焊缝的区域采用粗网格, 整个模型网格总数为 32960, 节点总数为 38170。

1.2 改进的旋转高斯曲面体热源模型

旋转高斯曲面体热源模型 (如图 2a 所示) 能较准确地模拟大深宽比的“钉”形电子束焊缝形状^[13], 王西昌等^[14]的改进又使得该热源模型可模拟出低焊速下“酒杯”状电子束焊缝。但是, 该热源模型的熔透率 (熔深与板厚之比) 达不到 100%, 不能准确反映熔透焊的熔池形状特点。本实验对旋转高斯曲面体热源模型进行了改进, 如图 2b 所示, 增大热源模型底部作用区域, 使其符合熔透焊的熔池形状特点。对于高度为

收稿日期: 2016-05-20

基金项目: 先进成形制造全流程建模与仿真创新平台项目 (2012 2X04012-011); 航天一院高校联合创新基金 (CALT201209)

作者简介: 李艳军, 男, 1990 年生, 博士生, 清华大学机械工程系, 北京 100084, 电话: 010-62773859-5, E-mail: freely.lee@163.com

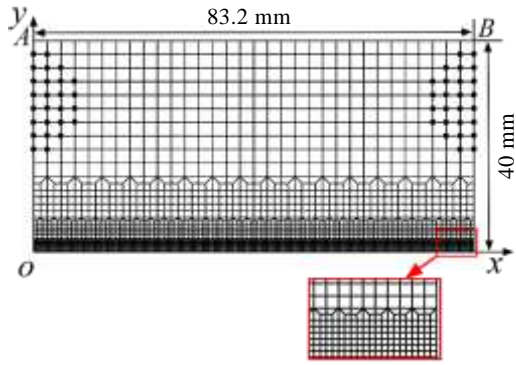


图 1 几何模型与网格划分

Fig.1 Geometry configuration and finite element mesh

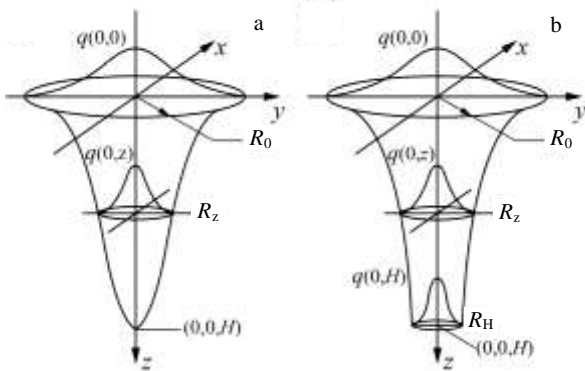


图 2 旋转 Gauss 曲面体热源模型

Fig.2 Original (a) and modified (b) rotary-Gauss body heat source model

H 、开口半径为 R_0 、底部半径为 R_H 的热源模型，旋转形成该曲面体热源的 Gauss 曲线方程为：

$$z = H \exp(-K(R_z^2 - R_H^2)/(R_0^2 - R_H^2)) \quad (1)$$

式中： (z, R_z) 为 Gauss 曲线上的任意点的坐标； K 为影响热源形状的调节系数。热源能量分布在该曲面体内部，并在任意 Z 方向圆截面上的热流密度服从 Gauss 分布，在圆心处热流密度达到最大值。圆心处热流密度在 Z 方向上保持不变。热源内部空间各处热流密度 $q(x, y, z)$ 的数学表达式如下所示：

$$q(x, y, z) = q(0, z) \exp\left(-\frac{K^2}{(R_0^2 - R_H^2) \ln\left(\frac{H}{z}\right) + KR_H^2} (x^2 + y^2)\right) \quad (2)$$

$$q(0, z) = q(0, 0) = \frac{K^2 Q}{\pi H (R_0^2 + KR_H^2 - R_H^2)}$$

式中： $q(0, z)$ 为高度为 z 处的截面圆心热流密度， $q(0, 0)$ 为热源开口端面圆心处热流密度， Q 为热源能量输入， $Q = \eta UI$ ， η 为热效率。本实验中热源详细参数如下： η 取 90%， $R_0 = 0.8 \text{ mm}$ ， $R_H = 0.6 \text{ mm}$ ， $K = 3$ ， $H = 6.5 \text{ mm}$ 。

1.3 边界条件与材料性能

电子束焊接在真空室中进行，故只考虑热辐射和垫板散热。对称面为绝热边界条件，被焊平板与垫板之间的接触传热等效为表面换热作用，其他面添加辐射散热边界。通过增加液态金属的热导率来考虑熔池的对流热扩散作用。采用顺序耦合法计算焊接应力场，对称面 Y 方向固定，卡具作用区域(图 1 中圆点所示)、平板与垫板接触区域的 Z 方向固定，另外 A 点 X 方向、 Z 方向及 B 点 Z 方向固定以限制模型的刚性平动和转动。 Ti_2AlNb 合金的热及力学性能随温度变化如图 3 所示，20~900 °C 的数据来源于钢铁研究总院高温材料研究所，900 °C 以上的高温数据采用外推法获得。

2 结果与讨论

2.1 温度场结果

图 4 为焊接进行一半时上表面和横截面温度场分布云图。由图 4a 可看出，峰值温度可达 3180 °C，略低于 Ti 的沸点 3285 °C。计算结果符合电子束焊温度场的分布特点：由于热源能量分布集中且焊接速度快，等温线呈拉长的椭圆形状，温度梯度大，热影响区小。由图 4b 可以看出，计算得到的熔池轮廓与实际很吻合，上表面熔池半宽约为 1.2 mm，下表面熔池半宽约为 0.4 mm。另外，热影响区与计算温度场的 1000~1750 °C 范围具有良好的一致性，宽度为 0.65 ~ 0.7 mm。母

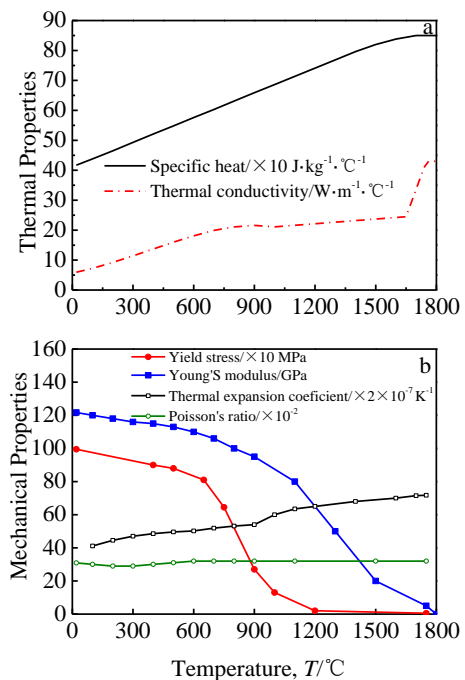


图 3 Ti_2AlNb 合金的热学性能和力学性能

Fig.3 Thermal properties (a) and mechanical properties (b) of

Ti2AlNb alloy

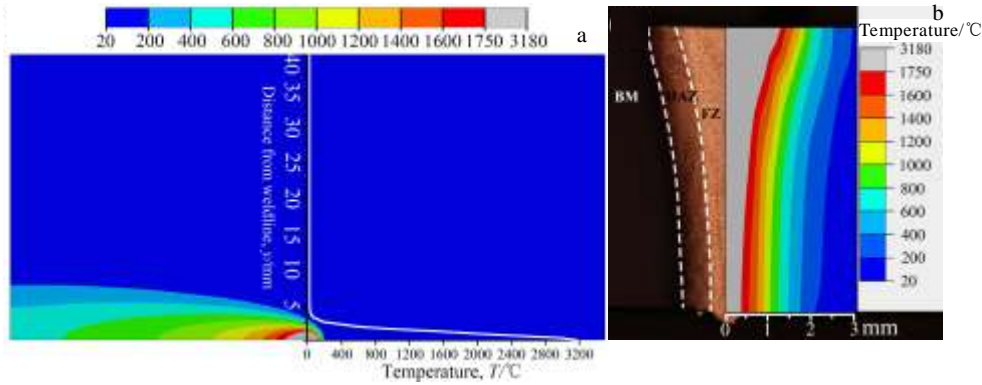


图 4 上表面和横截面温度场分布云图

Fig.4 Temperature contour of top surface (a) and cross section (b)

材焊前为 α_2+O+B_2 三相组织, 由图 5 可知^[15], 当温度低于 1000 °C 时, 合金位于 α_2+O+B_2/β 以及 $B_2/\beta+O$ 相区, 组织不会发生明显变化; 当温度超过 1000 °C 时, 合金位于 α_2+B_2 两相区, O 相转变为 B_2 相; 当温度超过 1070 °C 时, 合金进入 β/B_2 单相区, α_2 、O 均转化为 B_2 相。据此推断, Ti-22Al-25Nb 接头的热影响区的温度范围应为 1000~1750 °C, 这与数值计算结果相吻合。综上所述, 数值计算得到的熔池形貌和热影响区均与实际具有较高的吻合度, 验证了改进的高斯旋转体热源模型的有效性。

2.2 残余应力结果与分析

图 6 为 $x=40$ mm 处横截面上在上表面、下表面及 1/2 厚度处残余应力的分布。其中, 实验数据是通过小孔释放法测得, 小孔直径 1.5 mm, 孔深 2 mm。尽管上表面残余应力的计算值和实验值在局部有些差异, 但是焊缝中的残余应力值及总体分布规律基本一致, 表明计算结果有较高的精度, 可以反映实际残余应力分布情况。

如图 6a 所示, 纵向残余应力在焊缝及近缝区为拉

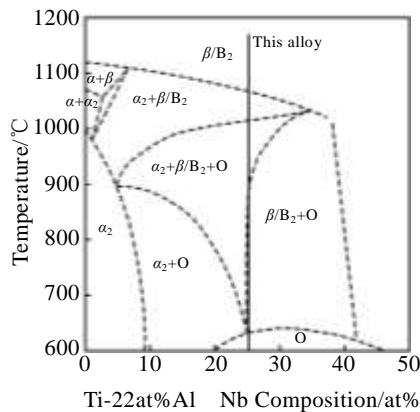


图 5 22%Al 含量的 Ti-Al-Nb 三元相图

Fig.5 Ti-Al-Nb vertical section at 22at% Al^[15]

应力, 对于平板上表面, 随着与焊缝中心线的距离增大, 纵向残余应力先逐渐上升, 在距焊缝中心线 2 mm 处达到最大值 830 MPa, 然后迅速减低, 并在近缝区边缘距离焊缝中线 3.1 mm 处由拉应力转变为压应力; 对于平板厚度中心处, 纵向残余应力最大值为 1280 MPa, 超过了 Ti2AlNb 室温的屈服强度 (995 MPa), 且最大值位于焊缝中心处, 随着与焊缝中心线的距离增大, 纵向残余应力先略有减小, 在距焊缝中心线 1.3 mm 处迅速降低; 平板下表面纵向残余应力分布趋势与上表面类似, 只是残余应力大小及分布范围比上表面小。如图 6b 所示, 横向残余应力在平板上表面和下表面的分布差别不大, 在焊缝及近缝区为压应力, 最大值约为 -445 MPa, 在距焊缝中心线约 2.6 mm 处变为拉应力, 随着与焊缝中心线的距离增大, 拉应力逐渐减小至零; 对于平板厚度中心处, 横向残余应力在焊缝及近缝区为拉应力, 最大值约为 325 MPa。如图 6c 所示, 平板厚度中心处, 还存在不可忽视的垂直方向应力, 在焊缝及近缝区为拉应力, 且应力值比较平稳, 约为 260 MPa。在距焊缝中心线约 1.8 mm 处, 垂直残余应力变为压应力, 最大压应力值约为 -260 MPa。总体而言, 焊后残余应力以纵向残余拉应力为主, 集中分布在距焊缝中心线 3 mm 的焊缝和近缝区内, 最大值超过材料屈服强度, 且焊缝及近缝区内部存在三向拉应力状态。虽然纵向残余应力最大值超过材料屈服强度, 但相应的 Mises 等效应力只有 995 MPa, 达到了屈服极限但并未超过, 如果 Mises 应力超过屈服极限, 材料会通过屈服形变释放应力。

相关研究也表明^[16-18], 对于电子束焊或激光焊, 横向残余应力在工件表面焊缝及近缝区为压应力, 但是对于该现象的形成原因解释很少, 仅在文献[18]中

有所分析, 认为凝固过程中工件中心的温度高于表面 温度, 中心冷却较慢的金属变形受到周围金属的制约

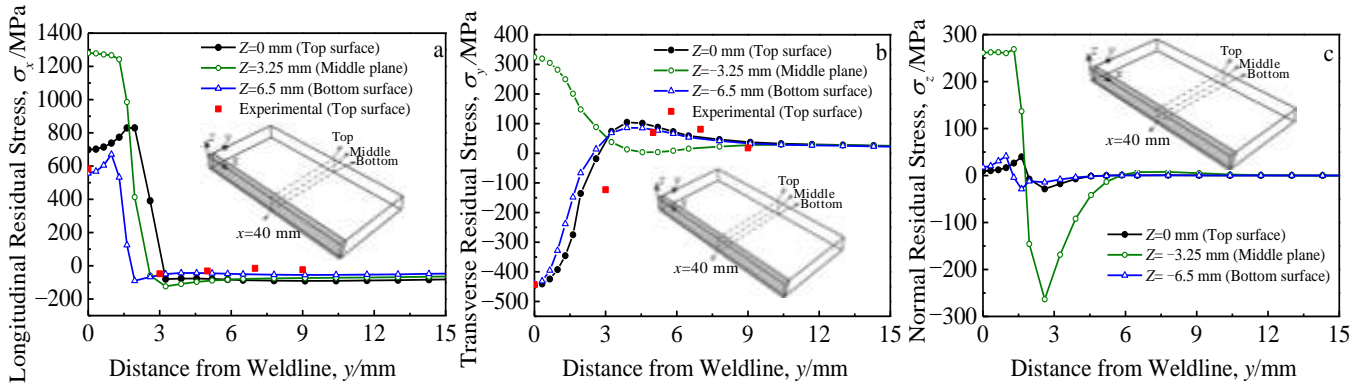


图 6 残余应力的计算结果与实验结果对比

Fig.6 Comparison of simulated and experimental residual stresses: (a) longitudinal residual stress, (b) transverse residual stress, and (c) normal residual stress

从而导致表面焊缝和近缝区的横向残余应力为压应力。为了验证该解释的正确性, 假设所有焊缝区金属同时从熔点均匀冷却到室温, 其他部分金属一直保持室温, 材料性能各向同性, 该条件下计算得到的横向残余应力分布如图 7 所示, 可见平板表面焊缝和近缝区的横向残余应力仍为压应力, 表明冷却速率的差异并不是横向压应力的形成原因。再进一步考虑焊缝区金属热膨胀系数为单向时 (即焊缝冷却时仅有单向收缩) 的情况, 结果如图 7 所示: 焊缝区金属只有 Y 向 (横向) 收缩时, 横向残余应力在焊缝及近缝区的表

at constant rate: (a) top surface and (b) middle surface

面和中部均为拉应力, 而焊缝区金属只有 X 方向 (纵向) 或 Z 方向 (厚度方向) 收缩时, 横向残余应力在焊缝及近缝区的表面为压应力、中部为拉应力。该结果表明, 横向残余应力由焊缝的横向收缩、纵向收缩及厚度方向收缩共同决定, 其中横向收缩产生横向残余拉应力, 而纵向和厚度方向的收缩通过协调变形导致表面产生横向压应力。对于传统的弧焊对接焊缝, 熔宽比较大, 横向收缩占主导作用, 因此横向残余应力在焊缝和近缝区通常为拉应力; 而对于电子束焊或激光焊, 熔宽小, 纵向、厚度方向的收缩对横向残余应力的影响更加显著, 从而导致横向残余应力在焊缝和近缝区的表面为压应力、中部为拉应力。

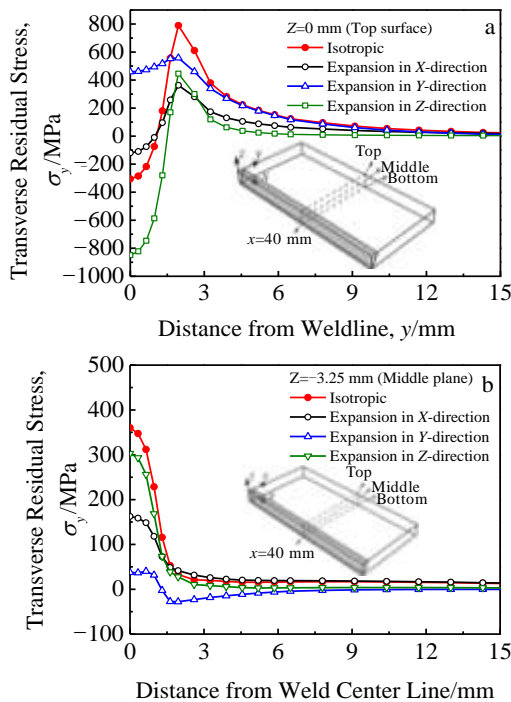


图 7 焊缝金属线性冷却引起的横向残余应力

Fig.7 Transverse residual stress caused by cooling of weld metal

3 结 论

1) 采用改进的旋转 Gauss 曲面体热源模型计算了 Ti2AlNb 电子束焊接过程的温度场, 计算结果与实验结果吻合较好, 验证了改进的热源模型在深穿透型电子束焊接模拟中的适用性。

2) 残余应力计算结果与实验结果具有良好的一致性, Ti2AlNb 合金电子束焊后残余应力以纵向残余拉应力为主, 集中分布在距焊缝中心线 3 mm 的焊缝和近缝区内, 最大值超过材料屈服强度。

3) 焊缝冷却时横向收缩产生横向残余拉应力, 而纵向和厚度方向的收缩通过协调变形导致表面产生横向残余压应力。电子束焊熔宽小, 纵向、厚度方向的收缩对横向残余应力的影响更加显著, 从而导致横向残余应力在焊缝和近缝区的表面为压应力、中部为拉应力。

4) 平板厚度中心处, 存在不可忽视的垂直方向应力, 在焊缝区及近缝区为拉应力, 且应力值比较平稳,

约为 260 MPa。在平板厚度中心的焊缝和近缝区出现了三向残余拉应力状态。

参考文献 References

- [1] Zou Guisheng(邹贵生), Bai Hailin(白海林), Xie Erhu(谢二虎) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2008, 37(12): 2181
- [2] Lei Zhenglong(雷正龙), Dong Zhijun(董智军), Chen Yanbin(陈彦宾) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2014, 43(3): 579
- [3] Li Shiqiong(李世琼), Zhang Jianwei(张建伟), Cheng Yunjun(程云君) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2005, 34(S3): 104
- [4] Zhang Weijian(张建伟), Li Shiqiong(李世琼), Liang Xiaobo(梁晓波) et al. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2010, 20(S1): 336
- [5] Qin C, Yao Z K, Li Y Z et al. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*[J], 2014, 24(11): 3500
- [6] Tan L J, Yao Z K, Ning Y Q et al. *Materials Science and Technology*[J], 2011, 27(9): 1469
- [7] Tan L J, Yao Z K, Wang T et al. *Materials Science and Technology*[J], 2011, 27(8): 1315
- [8] Tan L J, Yao Z K, Zhou W et al. *Aerospace Science and Technology*[J], 2010, 14(5): 302
- [9] Lei Z L, Dong Z J, Chen Y B et al. *Materials Science and Engineering A*[J], 2013, 559: 909
- [10] Lei Z L, Dong Z J, Chen Y B et al. *Materials & Design*[J], 2013, 46: 151
- [11] Qian Jinwen(钱景文), Li Jinglong(李京龙), Xiong Jiangtao(熊江涛) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2011, 40(12): 2106
- [12] Zou J Y, Cui Y Y, Yang R. *Journal of Materials Science and Technology*[J], 2009, 25(6): 819
- [13] Wu Su(吴 甦), Zhao Haiyan(赵海燕), Wang Yu(王 煜) et al. *Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2004(1): 91
- [14] Wang Xichang(王西昌), Wu Bing(吴 冰), Zuo Congjin(左从进) et al. *Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2005(12): 81
- [15] Raghavan V. *Journal of Phase Equilibria and Diffusion*[J], 2005, 26(4): 360
- [16] Ferro P, Zambon A, Bonollo F. *Materials Science and Engineering A*[J], 2005, 392(1-2): 94
- [17] Liu Chuan(刘 川), Zhang Jianxin(张建新), Niu Jing(牛 靖). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2009, 38(8): 1317
- [18] Hu Meijuan(胡美娟), Liu Jinhe(刘金合). *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2007, 17(10): 1622

Numerical Simulation for Full-Penetration Electron Beam Welding of Ti2AlNb Alloy

Li Yanjun^{1,2,3}, Zhao Yue¹, Wu Aiping^{1,2,3}, Zhu Ruican⁴, Wang Guoqing⁵

(1. Tsinghua University, Beijing 100084, China)

(2. State Key Laboratory of Tribology, Beijing 100084, China)

(3. Key Laboratory for Advanced Materials Processing Technology, Ministry of Education, Beijing 100084, China)

(4. Capital Aerospace Machinery Company, Beijing 100076, China)

(5. China Academy of Launch Vehicle Technology, Beijing 100076, China)

Abstract: A 3D thermal elastic-plastic finite element model was developed to predict welding residual stresses induced by full-penetration electron beam welding of Ti2AlNb alloy. Rotary-Gauss body heat source model was modified to reflect the full-penetration weld. The results show that the cross section profiles of the weld seam simulated with the modified heat source model agree well with the experimental results. The residual stress distribution also has a good agreement between the numerical and experimental results, which proves the validity of the finite element model. The longitudinal tensile stresses plays a major role in the welded joint of Ti2AlNb alloy and the region of residual stresses distribution is very narrow within a distance 3 mm away from the weld centerline. Compressive transverse stress is observed on the top and bottom surfaces while tensile transverse stress at the center of the weld, and the discrepancy is ascribed to the longitudinal and normal contracting of the weld. In addition, the phenomenon of local three dimensions residual tensile stresses appears in the plate center.

Key words: Ti2AlNb alloy; electron beam welding; residual stress; numerical simulation

China, Tel: 0086-10-62773859-5, E-mail: freefly.lee@163.com