

蓝宝石/4J33 合金钎焊接头残余应力的数值模拟分析

杜金松¹, 颜家振¹, 曹建国¹, 杨德勇², 辛成来¹

(1. 四川大学 制造科学与工程学院, 成都 610065; 2. 成都国光电气股份有限公司, 成都 610065)

摘 要: 采用有限元法和弹塑性理论, 结合 ANSYS15.0 软件, 对使用 Ag-Cu-Ti8 为钎料的蓝宝石/4J33 合金活性钎焊接头的温度场和应力场进行了数值仿真模拟. 温度场分析得到钎焊接头不同位置降温的快慢情况, 应力场分析得到蓝宝石内最大拉应力位于外侧端面, 为 538 MPa, 并向界面延伸, 通过实际拉伸试验得出接头断裂部位与模拟结果吻合, 当钎料层厚度为 150 μm 时, 径向残余应力最小, 因而可以选择适当的钎缝层厚度以减少残余应力, 文中的模拟计算结果能有效指导蓝宝石/4J33 合金活性钎焊工艺, 有利于保证实际接头强度和可靠性.

关键词: 蓝宝石; 数值模拟; 钎焊; 应力

中图分类号: TG 454 **文献标识码:** A **doi:** 10. 12073/j. hjxb. 20151005003

0 序 言

单晶蓝宝石(α-Al₂O₃, 以下称为 Sapphire)具有较高的硬度(莫氏硬度 9 级)、熔点、力学强度及高温稳定性^[1], 并具有较高的耐磨损和耐腐蚀性, 加上其优异的光学特性, 在微电子及光电子领域应用广泛^[2].

在应用中, Sapphire 常与金属材料通过钎焊工艺连接使用, 但是由于其与金属材料热物理性能相差很大, 焊接过程中会因为热应力过大产生裂纹, 从而导致工件失效. 在工程应用中, 常选择与 Sapphire 热膨胀系数相近的 Kovar4J33 合金(以下称为 4J33)作为过渡材料使用, 能较大减小因为冷却收缩过程结构约束而产生的拉应力. 目前国内外残余应力测试主要是电阻应变片法、X 射线衍射法和激光拉曼光谱法, 由于受到电阻应变片和 X 射线束斑尺寸等限制, 不适用于测量接头中残余应力分布的狭小区域^[3]. 有限元法(FEM)为应力分析提供了有效途径.

文中借助 ANSYS15.0 数值模拟软件, 通过建立二维非线性有限元模型, 考虑材料热物理参数随温度的变化关系, 模拟了接头应力场, 得出了接头的残余应力分布及大小, 并对钎焊工艺及相关参数进行优化, 从而对实际的焊接试验进行指导^[4-5].

1 数值模拟理论及物理模型

1.1 数值模拟理论

有限元法是一种基于变分法发展起来的求解微分方程的数值计算方法, 以计算机为手段, 采用分片近似, 进而逼近整体的研究思想求解物理问题^[6].

钎焊冷却温度随时间不断变化, 是一个瞬态传热过程^[7]. 温度场随时间进行发生变化, 通过分析整个钎焊冷却过程中瞬态应力及应变的过程, 进而得到整个接头的残余应力分布及构成. 采用热弹塑性模型, 考虑材料、温度的非线性对热物理性能影响, 采用列维-密塞斯理论(Levy-Mises)——将分解的载荷增量逐步加载到模型上, 利用虚功原理^[8], 即

$$\sum_{i=1}^n \boldsymbol{F}_i \cdot \boldsymbol{\delta r}_i = 0 \tag{1}$$

式中: n 为质点系统质点数; $\boldsymbol{F}_i$ 是作用在第 i 个质点上主动力的合力; $\boldsymbol{\delta r}_i$ 是虚位移, 根据单元平衡方程式(2)计算求出 $\{\Delta \boldsymbol{\mu}\}$ ^[8], 即

$$\{\Delta \boldsymbol{F}\} = [\boldsymbol{K}]\{\Delta \boldsymbol{\mu}\} \tag{2}$$

式中: $\{\Delta \boldsymbol{F}\}$ 是外载荷增量列向量; $[\boldsymbol{K}]$ 是整体刚度矩阵; $\{\Delta \boldsymbol{\mu}\}$ 是节点位移; 根据式(3)求出 $\{\Delta \boldsymbol{\varepsilon}\}$, 即

$$\{\Delta \boldsymbol{\varepsilon}\} = [\boldsymbol{B}]\{\Delta \boldsymbol{\mu}\} \tag{3}$$

式中: $\{\Delta \boldsymbol{\varepsilon}\}$ 是节点位移表示的单位应变; $[\boldsymbol{B}]$ 是几何矩阵, 根据式(4)求出

$$\{\Delta \boldsymbol{\sigma}_y\} = [\boldsymbol{D}]\{\Delta \boldsymbol{\varepsilon}\} - \{\boldsymbol{C}\}\{\Delta \boldsymbol{T}\} \tag{4}$$

式中: $\{\Delta \boldsymbol{\sigma}_y\}$ 是节点位移表示的应力; $[\boldsymbol{D}]$ 是平面应力问题物理方程中的弹性矩阵; $\{\boldsymbol{C}\}$ 是温度矩阵; $\{\Delta \boldsymbol{T}\}$ 是温度单元的变化量, 并作如下假设^[9].

(1) 考虑钎料层弹塑性变形对接头应力的影

响,忽略熔池内部化学反应.

(2) 材料屈服服从米塞斯(Vonmises) 准则,等效应力为^[9]

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = C$$

(5)

式中: σ 是等效应力; $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 是主应力; c 是与材料性质有关而与应力状态无关常数,可通过试验求得.

(3) 以 Ag-Cu-Ti8 共晶温度 780 ℃ 为参考温度, ANSYS 热力学分析中零应变所对应的温度,忽略工件与试验台之间的热传导与环境的热交流.

1.2 试样参数

试验采用线膨胀系数与 Sapphire 相匹配的 4J33 合金作为应力缓解的过渡材料,接头两侧用 95% Al₂O₃ 抗拉件与 4J33 焊接以测试其强度. 表 1 为采用深圳瑞格尔拉伸试验机测试 4J33 高温力学性能参数,其余有限元计算中所采用的材料性能参数参考文献[10 - 11].

表 1 4J33 性能参数
Table 1 4J33 property parameter

温度 T/℃	比热容 C/(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	弹性模量 E/GPa	屈服强度 R _{el} /MPa	线膨胀系数 α/10 ⁻⁶ ℃ ⁻¹
20	289	165	230	19
200	289	155	170	19.7
300	289	150	135	19.9
400	289	145	98	20.2
500	289	140	60	20.3
600	289	130	25	20.5
700	289	125	20	20.5

1.3 模型设计及载荷施加

应用物理环境分析方法进行有限元分析,结构应力分析时选用 PLANE182 单元. PLAENE182 是二维 4 节点实体单元,单元具有塑性、超弹、应力刚化、大变形以及大应变等功能,可同时计算构件的应力和应变. 热分析时自由度是温度的变化,应力分析时要加载位移约束条件,为了防止计算中产生刚性位移,使得计算不能收敛,所施加的位移约束又不能严重阻碍焊接过程中应力自由释放和自由变形.

试验是在真空钎焊炉内进行焊接,接头升温至保温过程中,母材和中间层可自由膨胀,这一过程接头应力可忽略. 冷却降温过程中,将温度载荷以函数方程的方式加载,结构场分析时在模型底端 x 轴固定支座上,对节点施加轴向位移为 o ,在 y 轴节点施加位移边界条件径向位移为 o ,并在对称面上施加对称约束. 接头断裂多发生在焊缝区,需对焊缝

区进行更细密网格划分,模型网格如图 1 所示.

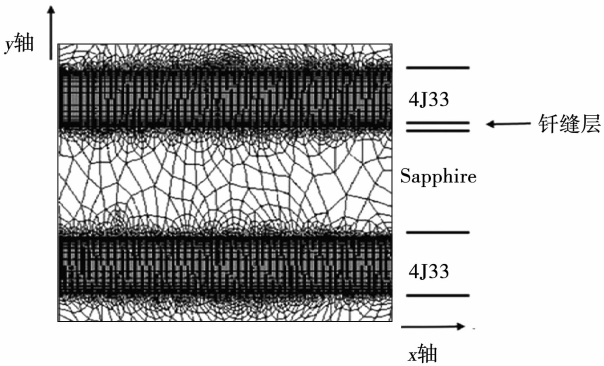


图 1 钎焊试样网格划分

Fig. 1 Brazing sample FEM meshing

2 模拟结果及分析

2.1 温度场分析

文中采用均布温度模型,利用 ANSYS 后处理功能,接头冷却至初始阶段温度 780 ℃ 时,接头各节点温度相同,如图 2 所示. 接头冷至室温温度场云图如图 3 所示.

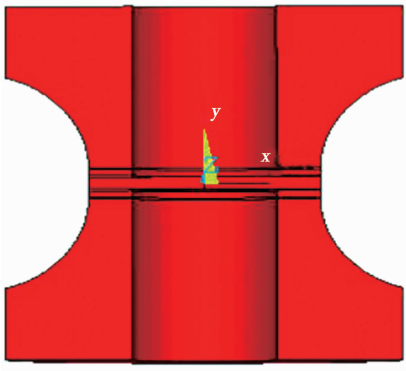


图 2 接头 780 ℃ 时的温度场云图

Fig. 2 Joint at 780 °C temperature field

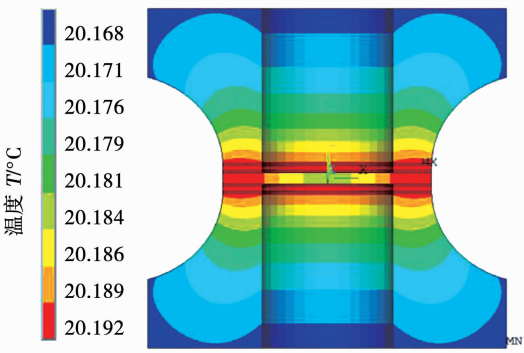


图 3 接头冷至室温时的温度场云图

Fig. 3 Joint cold to normal temperature field

由图 3 可以看出,Sapphire 内部与外界发生热交换散热,温度较低. 室温下导热系数为 21 W/m·K, 相对较小,所以 Sapphire 靠近焊缝层区域冷却相对缓慢,温度相对较高. 温度云图上的等温线呈现出以中间焊缝层为中心的轴对称图形,温度从对称轴依次向两边递减.

2.2 接头的拉应力分析

接头内部残余应力的大小将直接影响接头的整体强度,而残余拉应力是导致接头强度降低的主要原因. 图 4 是接头冷却到室温时的轴向应力 σ_y 云图,为方便描述,将颜色相同的区域进行标记 A-F. 由图 4 可看出,在靠近钎缝附近的蓝宝石处(A 区)出现了明显的应力集中现象,最大值达到 538 MPa,此应力是导致接头强度降低的本源. 从 A ~ F 区域,应力不断扩展延伸,形成了一个极易产生裂纹的应力带.

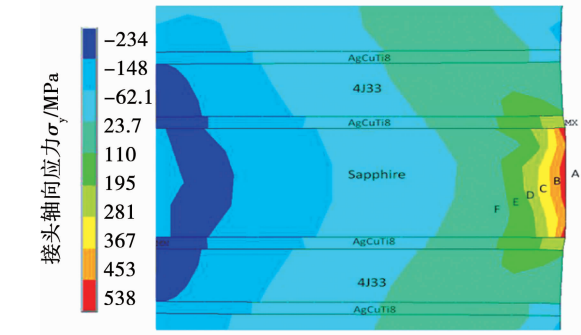


图 4 接头轴向应力 σ_y 的分布
Fig. 4 Joint stress σ_y distribution

2.3 接头的剪应力分析

图 5 是在 t 分别为 400,18 000 s 时接头沿垂直界面方向的剪切应力 τ_{xy} 分布. 在刚开始冷却阶段,接头剪切应力较小,冷却结束后,在接头 Sapphire 一侧,外侧的端面附近存在最大的剪切拉应力,达到了 158 MPa. 在外端点处易形成剪应力集中区域,主要是材料的热胀系数不一致,在冷却过程中产生不同

程度的收缩,而 Sapphire 心部的残余应力通过向边缘区域释放,而没有出现较大应力集中带.

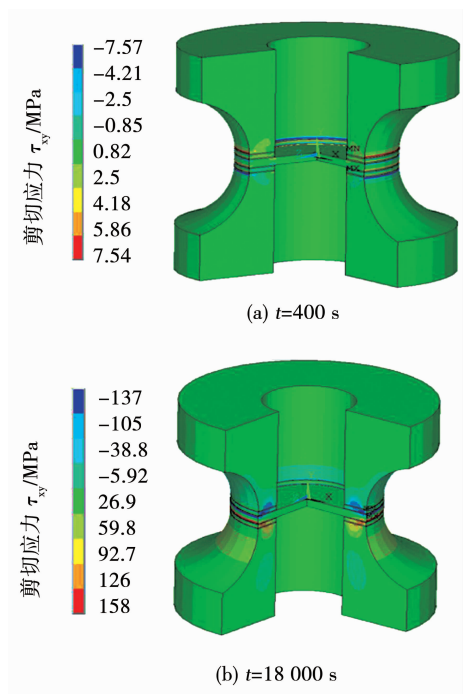


图 5 接头剪切应力 τ_{xy} 的分布
Fig. 5 Joint shear stress τ_{xy} distribution

2.4 钎缝层厚度对接头应力分布的影响

图 6 是钎料层厚度对接头径向应力 σ_x 影响. 图 7 是钎料层厚度对 σ_x 轴向应力、 σ_y 径向应力、 σ_{xy} 剪切应力的影响,接头在降温过程中,会通过钎料层的塑性变形来协调接头的收缩差异,从而缓解接头部位的残余应力. 文中研究了不同厚度的钎料层 (30 ~ 200 μm) 对接头附近的残余应力在径向影响.

由于钎缝层屈服强度低,塑性好,在冷却过程中可以释放部分应力,然而其线膨胀系数比 4J33 和 Sapphire 高,收缩量大时又会产生应力,所以钎料层的厚度对应力有较大影响. 由图 6 (a) 可以看出,当钎料层厚度为 60 μm 时,径向残余应力最大为 309 MPa; 由图 6 (b) 可以看出,当钎料层厚度为 150 μm

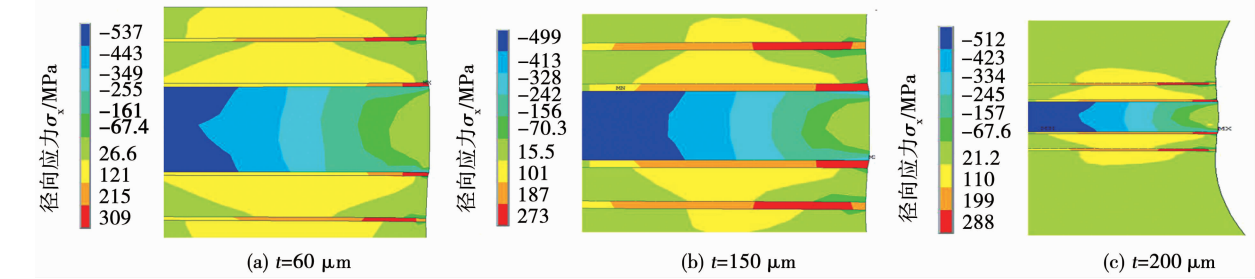


图 6 钎料层厚度对 x 方向残余应力分布的影响
Fig. 6 Effects of filler metal's thickness on x direction residual stress distribution

时,径向残余应力最大为 273 MPa. ;由图 6(c)可以看出,当钎料层厚度为 200 μm 时,径向残余应力最大为 288 MPa;钎料厚度不是越厚越好,也不是越薄越好而当钎料层厚度为 150 μm 时,钎料层内部应力较小,从而提高了焊件的连接强度.

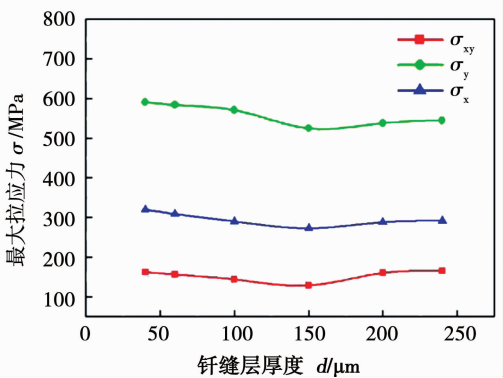


图 7 钎料层厚度对应力的影响

Fig. 7 Effects of filler metal's thickness on stress distribution

3 模型验证

为了验证模拟结果,对焊件进行力学性能测试. 图 8 为接头试样的宏观断口形貌. 由图 8 可以看出,裂纹主要在 Sapphire 一侧,且外端面的轴向上呈现撕裂现象,因此 Sapphire 处产生了应力集中现象. 结果表明在钎焊过程中,钎料与母材之间发生了冶金反应,结合较好. 这与有限元计算出的 Sapphire 外侧端面存在较大拉应力相吻合(图 3 计算出最大拉应力位于 Sapphire 外侧并达到了 538 MPa),所以内部拉应力是导致其性能恶化、裂纹产生的原因.

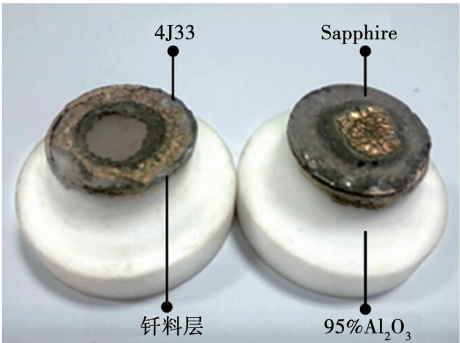


图 8 接头实际拉伸断裂图

Fig. 8 Welding joint reality tensile fracture

4 结 论

(1) 通过有限元计算软件,模拟了钎焊接头的

温度场和应力场云图,得到钎焊接头不同位置降温的快慢情况和残余应力的分布情况.

(2) 模拟分析表明,接头中 Sapphire 一侧的外表面具有比其内部更高的残余拉应力,这是导致接头强度降低的本源,与实际焊件拉伸断裂的裂纹有相同的结果.

(3) 钎料层的厚度对接头界面残余应力有一定影响. 当焊缝层厚度为 150 μm 时,接头内部残余应力最小,从而对实际钎焊工艺具有一定的指导作用.

参考文献:

[1] Shang J L, Li N, Yan J Z, *et al.* Structural characterization of sapphire / niobium joints welding by vacuum brazing with Ti Zr-activated filler metal[J]. *Aero Weaponry*, 2013, 6(3): 61 - 64.

[2] 万 晋, 李 佳, 林少雄, 等. 球罐焊接残余应力数值模拟分析[J]. *焊接学报*, 2016, 37(4): 89 - 92.

Wan Jin, Li Jia, Lin Shaoxiong, *et al.* Numerical simulation analysis of welding residual stresses in spherical tank[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2016, 37(4): 89 - 92.

[3] 陈 波, 熊华平, 毛 唯, 等. 采用 Ag 基钎料真空钎焊 Al_2O_3 陶瓷[J]. *焊接学报*, 2016, 37(11): 47 - 50.

Chen Bo, Xiong Huaping, Mao Wei, *et al.* Vacuum brazing of Al_2O_3 ceramic using Au-based brazing filler[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2016, 37(11): 47 - 50.

[4] Jin Y Z. The bonding of ceramic and metal[J]. *Transactions of Japan Welding Institute*, 1993, 11(3): 66 - 71.

[5] Neilsen M K, Stephens. International brazing & soldering conference proceedings[C]//New Mexico: Aluquerque, 2000: 411 - 418.

[6] Fang H Y, Yang J G, Yu X Y. Microstructure of the $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ joint brazed with Cu-Zn-Ti filler metal[J]. *Journal of Materials Science and Technology*, 2001, 17: 186 - 188.

[7] Yang J G, Ji S D, Fang H Y. Theoretical study and numerical simulation of the stress fields of the Al_2O_3 joints brazed with composite filler materials[J]. *China Welding*, 2006, 15(3): 55 - 58.

[8] Zhao J L. Thermal dynamics simulation of brazed diamond bit in cooling proce [D]. Beijing: China University of Geosciences, 2015.

[9] Wang T P, Microstructure and mechanical properties and numerical simulation of the Si_3N_4 ceramic/42CrMo steel brazed with Ag - Cu - Ti + TiNp composite filler [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.

[10] Galli M, Botsis J. Relief of the residual stresses in ceramic-metal joints by a layered braze structure [J]. *Advanced Engineering Materials*, 2006, 8(3): 197 - 201.

[11] Ying M N, Ma X S. Plastic mechanics of engineering[M]. Beijing: High Education Press, 1983.

作者简介: 杜金松,男,1990 年出生,硕士研究生. 主要从事特种钎焊材料与工艺方面的研究工作. 发表论文 2 篇. Email: djsilzbz@qq.com

通讯作者: 颜家振,男,1982 年出生,副教授. Email: yanjiazhen@scu.edu.cn