DOI:10.16410/j.issn1000-8365.2026.5243

2B06/7B04 异种铝合金 RFSSW 温度场数值模型及孔洞缺陷形成机制研究

王　鑫[1,2],祖韵迪[1,2],张　达[1,2],熊江涛[1,2],李京龙[1,2],郭　伟[1,2]

(1. 西北工业大学 凝固技术全国重点实验室，陕西 西安 710072;2. 西北工业大学 摩擦焊接技术陕西省重点实验室,陕西 西安 710072)

摘　要:以航空高强铝合金 2B06(1 mm)/7B04(1.5 mm)回填式搅拌摩擦点焊(refill friction stir spot welding, RFSSW)为研究对象,采用 ABAQUS 有限元模拟,对焊接过程温度场和欧拉体积分数(Eulerian volume fraction, EVF)场进行了研究。结果表明,RFSSW 温度场是关于焊点中轴线呈中心对称的圆形。高温区位于 SZ 处,当转速超过 1 600 r/min 时,SZ 的峰值温度超过材料固相线温度。随着转速增加,根部孔洞率先降低后升高,这是由于低转速材料流动性差难以填满根部,高转速下焊具发生粘料造成的体积损失,使材料无法填满根部。

关键词:高强铝合金;回填式搅拌摩擦点焊;温度场;数值模拟

中图分类号: TG453.9　　**文献标识码**:A　　**文章编号**:1000-8365(2026)09-0999-11

Study on the Refill Friction Stir Spot Welding Temperature Field Numerical Model and Porosity Formation Mechanism of 2B06/7B04 Dissimilar Aluminium Alloy

WANG Xin[1,2], ZU Yundi[1,2], ZHANG Da[1,2], XIONG Jiangtao[1,2], LI Jinglong[1,2], GUO Wei[1,2]

(1. State Key Laboratory of Solidification Processing, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China; 2. Shaanxi Key Laboratory of Friction Welding Technologies, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: The refill friction stir spot welding (RFSSW) process of aviation-grade high-strength aluminium alloys 2B06 (1 mm) and 7B04 (1.5 mm) was investigated using the ABAQUS finite element method to analyse the temperature field and Eulerian volume fraction (EVF) field. The results indicate that the temperature distribution in the RFSSW is axisymmetric and circular about the weld centerline. The stir zone (SZ) has the highest temperature, with the peak value exceeding the solidus temperature of the material when the rotational speed surpasses 1 600 r/min. Moreover, the root void fraction initially decreases but then increases with increasing rotational speed. This behavior is attributed to insufficient material flow at low rotational speeds, which hinders complete root filling, and material adhesion to the tool at high rotational speeds, leading to volume loss and incomplete root consolidation.

Key words: high strength aluminium alloy; refill friction stir spot welding; temperature field; numerical simulation

回填式搅拌摩擦点焊(refill friction stir spot welding, RFSSW)是一种新型点焊方法,与传统摩擦点焊相比,其消除了匙孔缺陷,极大地提高了接头力学性能,在飞机隔框、机翼、舱门及蒙皮与桁条连接中具有广阔的应用前景。然而,RFSSW 如何通过调控焊接热–力过程来影响接头的最终质量,其内在机理尚未充分明晰，这对其工艺参数的精准制定与优化产生了制约。

数值模拟作为揭示焊接过程内在机理的关键手段,为解决上述问题提供了有效途径。Yang 等[1]采用

收稿日期: 2025-11-08

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52575447);陕西省稀有金属装备制造共性技术研发平台(2024ZG-GXPT-02)

作者简介: 王　鑫,1999 年生,硕士生. 研究方向为材料学. Email: wx_127127@mail.nwpu.edu.cn

通信作者: 熊江涛,1974 年生,博士,教授. 研究方向为材料加工工程. Email: xiongjiangtao@nwpu.edu.cn

引用格式: 王鑫,祖韵迪,张达,熊江涛,李京龙,郭伟. 2B06/7B04 异种铝合金 RFSSW 温度场数值模型及孔洞缺陷形成机制研究[J]. 铸造技术,2026,47(9): 999-1009.

WANG X, ZU Y D, ZHANG D, XIONG J T, LI J L, GUO W. Study on the refill friction stir spot welding temperature field numerical model and porosity formation mechanism of 2B06/7B04 dissimilar aluminium alloy[J]. Foundry Technology, 2026, 47(9): 999-1009.

中国知网　https://www.cnki.net

光滑粒子流体力学(smoothed particle hydrodynamics, SPH)的数值模拟方法,对 RFSSW 过程中下压阶段的物质流动进行了研究，系统揭示了 RFSSW 下压阶段的材料流动规律。Zhao 等[2]利用商业有限元分析软件(DEFORM-3DTM),使用连续有限元法(finite element method, FEM) 研究 7B04-T74 铝合金 FSSW 过程中的温度和材料流动行为,并进行实验验证,发现焊缝内部的结合韧带受材料流动路径影响呈“U”形,钩状部分向上弯曲,TMAZ 中的晶粒向上扭曲。Kubit 等[3]利用有限元模拟软件SIMUFACT,建立了 7075-T6 铝合金薄板 RFSSW 焊接接头的三维全耦合热力模型,分析了搭接接头的温度和应力应变分布,并预测了铝合金薄板RFSSW 连接过程中材料流动的力学行为。Xiong 等[4]基于 ABAQUS/EXPLICIT 软件,建立了 2524-T3 铝合金 RFSSW 三维耦合欧拉–拉格朗日(coupled Eulerian-Lagrangian, CEL)模型,模拟 5 种不同转速下接头区域的应力场和温度场分布,并进行了实验验证,模拟结果表明,随着转速增加,摩擦产热和塑性变形产热增加,而应力减小。Janga 等[5]使用增量拉格朗日公式在 DEFORM-3D 中模拟了 AA7075-T6 薄板的 RFSSW 过程,分析了刀具转速(rotation speed, RS)和插入率(plunge rate, PR)对 AA7075-T6 薄板RFSSW 的影响。

针对当前 RFSSW 数值模拟研究多局限于同质材料的现状,本研究将对象拓展至高强铝合金 2B06 (1 mm)/7B04(1.5 mm)异质材料。建立并验证异质、不同厚度高强铝合金的 3D 全耦合 CEL 模型,克服了异种材料在搅拌空腔内复杂混合流动的模拟难题;提出一种基于局部相变温度的动态摩擦系数模型,有效解决了极端大变形条件下的网格畸变与计算不收敛问题;打破单一依赖宏观参量进行优化的局限,将宏观温度场数据与微观冶金组织演变(沉淀相粗化与固溶)紧密结合。通过 ABAQUS 有限元仿真,聚焦于焊接全过程,对不同焊接时间、空间位置及工艺转速的异质材料焊接温度场与欧拉体积分数(Eulerian volume fraction, EVF)场进行分析。深入阐明异种铝合金 RFSSW 过程热、力场的演变规律,为基于热–力–冶金跨尺度耦合的焊接参数优化和高质量接头的获得提供更深层次的理论支撑。

1 有限元模型建立

异种材料 RFSSW 焊接涉及剧烈的热–力耦合行为,准确获取温度场演变和材料流动特征,需依赖合理的数值求解策略。当前,有限元模拟已成为研究该工艺过程热循环及材料变形的主要手段之一[6-9]。常用的有限元平台均能够对焊点区域的温度分布及材料迁移进行有效预测。有限元网格计算方法主要包括拉格朗日法、欧拉法和 CEL 法。拉格朗日法主要应用于固体力学的应力与变形分析中,网格附在物质上,随着物质变形而变形,其优点在于运动过程易于跟踪,描述物体边界的运动较为准确,但涉及如 RFSSW 过程的大变形问题时出现网格严重畸变,计算无法进行下去。欧拉法主要应用于流体力学中,采用网格固定的方式,材料在网格内流动,其优点在于网格不会畸变,适用于大变形分析,而缺点是难以捕捉物体边界信息。而 CEL 法最早由 Noh[10]提出,并采用有限差分法求解了带有移动边界的流体动力学问题,结合二者优点,在流固耦合运动上有强大的优势[11],应用于 RFSSW 有限元分析中较为合理。

1.1 控制方程

(1)产热方程　在 RFSSW 过程中,产热主要由焊具对被焊材料的强烈搅拌摩擦作用产生,产热、传热与被焊材料内能间存在能量平衡关系,可表示为:

$$q+\dot{r}-\rho c\dot{T}=0 \tag{1}$$

式中,q 为傅里叶热传导速率；$\dot{r}$为产热速率;ρ 为密度;c 为比热;$\rho c\dot{T}$为被焊材料内能增加率。

为了简化模型，设定 RFSSW 搅拌区的产热仅由搅拌针、搅拌套与被焊材料间摩擦产热,以及搅拌区材料塑性变形产热,产热速率公式为:

$$\dot{r}=k\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij} \tag{2}$$

式中,σ_{ij} 为应力分量；$\dot{\varepsilon}_{ij}$ 为应变速率;k 为机械能转换为热能的比例。参考 Buffa 等[12]的工作,k 取 0.9,即 90%的机械能转换成热能,10%机械能以储存能的形式存储在被焊材料内部，能量平衡方程以变分的形式可以写成:

$$\int_V k_l T_i \delta T\mathrm{d}V+\int_V \rho c\dot{T}\delta T\mathrm{d}V-\int_V k\sigma_{ij}\varepsilon_{ij}\delta T\mathrm{d}V-\int_{S_q} q_n\delta T\mathrm{d}S=0 \tag{3}$$

式中,q_n 为面积为 S_q 的边界面上的表面热流,且:

$$q_n=k_q T_n \tag{4}$$

本研究中,q_n 由焊具对母材的搅拌摩擦产热及母材与环境间的对流换热组成。

为了获得准确的焊接温度场,对于任意温度变化 δT,求解的温度场都应满足式(1)和(4)。故温度场通过下式计算:

$$[C]\{\dot{T}\}+[K_c]\{T\}=\{Q\} \tag{5}$$

式中,$[C]$为热熔矩阵;$\{\dot{T}\}$为温度列阵对试件的偏导;$[K_c]$为热传导矩阵;$\{T\}$为温度列阵;$\{Q\}$为热量矩阵。通过有限差分法可以获得下一帧输出的温度

中国知网 https://www.cnki.net

值 $T_{t+\Delta t}$：

$$T_{t+\Delta t}=T_t+\Delta t[(1-\beta)\dot{T}_t+\beta\dot{T}_{t+\Delta t}] \tag{6}$$

上述公式能否收敛取决于参数 β 的选择，通常取 β=0.75[7]。

(2)力学方程　该模型为点焊过程力学平衡方程：

$$p\frac{\mathrm{d}\nu}{\mathrm{d}t}=\mathrm{div}(\sigma)+\rho b \tag{7}$$

式中，ρ 代表材料密度；p 为焊接压力；σ 为应力张量；b 为作用于单位质量上的体积力；ν 为材料速度；t 为时间。

1.2　部件装配及网格划分

模型装配及各个部件网格划分情况如图 1 所示。焊接工具定义为刚体，搅拌针、搅拌套和压紧环的尺寸与实际相同，外径分别为 6、9 和 18 mm。被焊区定义为欧拉体，尺寸为 30 mm×30 mm×5 mm。通过欧拉体积分数工具将欧拉体分割为 3 部分，自上而下分别为空网格、2B06-T42 和 7B04-T74，厚度分别为 2.5、1.0、1.5 mm。最上层的空网格为搅拌区(stir zone, SZ)材料流动预留空间。

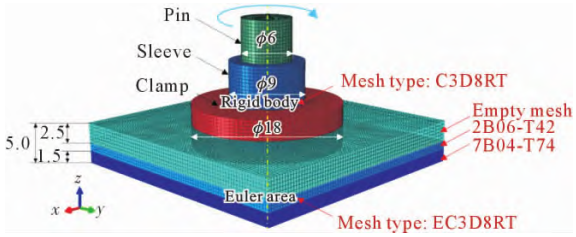

图 1　RFSSW 焊接过程有限元模型装配及网格划分示意图
Fig.1　Schematic diagram of the FEM assembly and mesh division of the RFSSW process

为了保证结果的准确性，所有材料均采用八节点六面体网格划分，被焊材料采用欧拉热力耦合单元(EC3D8RT)，网格总数为 585 000；搅拌针、搅拌套和压紧环则采用拉格朗日热力耦合实体单元(C3D8RT)，网格规模分别为 7 600、8 816 和 43 054 个。

1.3　材料属性及边界条件

Johnson-Cook 模型是 1983 年由 G. R. Johnson等在不同应变速率与温度下，通过对各种工程材料进行扭转与动态拉伸实验而发展起来的，综合了硬化指数、应变速率与温度的材料本构模型[13]。由于 RFSSW 搅拌区材料焊接过程中处于较大的应变、较高的应变速率及高温，这与 Johnson-Cook 模型作为材料的本构模型十分匹配，故此次有限元分析采用 Johnson-Cook 本构模型构建流固耦合模型。该本构模型的表达式为：

$$\sigma_e=[A+B(\varepsilon^p)^n][1+C\ln(\dot{\varepsilon}_e/\dot{\varepsilon}_0)]\left\{1-\frac{T-T_r}{T_m-T_r}\right\} \tag{8}$$

式中，ε^p 为塑性应变，$\dot{\varepsilon}^*=\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}$，$\dot{\varepsilon}$ 为无量纲应变速率，$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变速率；$T^*=\frac{T-T_r}{T_m-T_r}$ 为无量纲温度；T 为实验温度；T_m 为实验材料的熔点，A，B，C，n，m 分别为 5 个待定系数。

本次有限元模拟过程中，将被焊材料受热影响变化程度较小的，如密度、弹性模量和泊松比等材料参数均设为定值。通过实验获得的不同温度下 2B06-T42 与 7B04-T74 的热导率与比热容如图 2 所示，热导率与比热容均为与温度有关的变量。

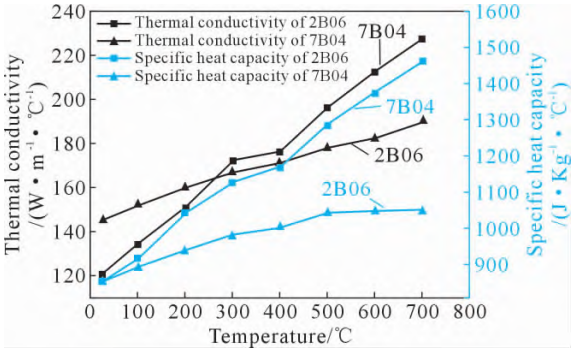

图 2　2B06 和 7B04 的比热容、热导率随温度变化曲线
Fig.2　Variation curves of specific heat capacity and thermal conductivity of 2B06 and 7B04 with temperature

RFSSW 焊接过程主要的边界条件包括：①全固定被焊材料底部与压紧环参考点；②设定初始环境温度为 25 ℃；③根据 Larsen 等[14]的实验结果，将设定被焊材料下表面与背部垫板(H13 钢)之间的接触传热系数为 1 000 W/(m²·K)；④本模型还考虑了各部件与环境之间的对流换热，根据 Jassim 等[15]的实验结果，将对流换热系数设定为 30 W/(m²·K)。

1.4　摩擦模型的简化

ABAQUS 有限元分析软件提供了 5 种切向接触属性，包括无摩擦、罚函数法、动摩擦-静摩擦指数衰减法、粗糙和拉格朗日乘子法，由切向接触属性来定义部件间接触界面的摩擦行为。无摩擦与粗糙摩擦系数分别为零与无穷的两种极端情况；动摩擦-静摩擦指数衰减其摩擦系数由静摩擦系数向动摩擦成指数过渡，摩擦系数 μ 可表示为：

$$\mu=\mu_s+(\mu_k-\mu_s)e^{-d_c\gamma_{eq}} \tag{9}$$

式中，μ_s 为静摩擦系数；μ_k 为滑动摩擦系数；d_c 为衰减系数；γ_{eq} 为等效屈服应力。

罚函数法采用了各项同性的罚函数库伦摩擦模型，对于库伦模型，计算的摩擦力为接触界面间允许滑动的最大剪应力，摩擦应力用 τ_{crit} 可表示为：

$$\tau_{crit}=\mu p \tag{10}$$

中国知网　https://www.cnki.net

式中，μ 为库伦摩擦系数，且 $0<\mu<1$；p 为接触面的正应力。

拉格朗日乘数法是在罚函数基础上增加拉格朗日算子，从而严格遵守 Pressure-penetration 关系，摩擦模型同样采用库伦模型，如式(9)所示，然而对于 RFSSW 来说，计算效率较低，故本次实验为了保证运算效率，采用罚函数库伦摩擦模型。由于 RFSSW 过程中，被焊材料大部分时间都处于较高温度状态[16]，而且 2 系 7 系的固相线、热处理析出主要沉淀相的熔化温度较低[17-19]，较高的焊接温度会导致焊具与母材之间由库伦摩擦向粘着摩擦转变，当焊接温度超过被焊材料的固相线时，摩擦系数为 0。为了简化计算，设定温度低于两种沉淀相自发熔化的平均温度(482 ℃)时，库仑摩擦系数 μ 为常数 μ_0；温度超过 482 ℃时，库仑摩擦系数 μ 线性减少；当温度超过异种材料平均固相线温度(528 ℃)时，库伦摩擦系数 μ 下降为 0。建立的库仑摩擦模型为：

$$\mu=\begin{cases}\mu_0 & T<482\\ \dfrac{\mu_0}{46}(528-T) & 482\leqslant T<528\\ 0 & T\geqslant 528\end{cases} \tag{11}$$

式中，μ_0 表示当被焊材料温度低于固相线温度时的初始摩擦因子。根据彭萱等[6]和赵运强等[20]的研究结果，μ_0 的选取范围为 0.25~0.31，本研究取 μ_0=0.30，并获得了与实际温度较为吻合的模拟温度场。库伦摩擦因子随温度变化曲线如图 3 所示。

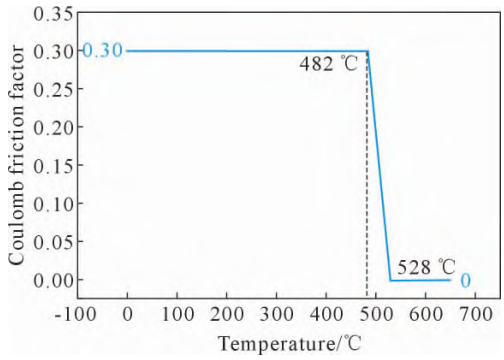

图 3 库伦摩擦因子随温度变化曲线

Fig.3 Coulomb friction factor as a function of temperature

1.5 有限元模型的验证

为了验证有限元模型的准确性，对比同一工艺参数下有限元模拟与热电偶测温所获得的焊接热循环曲线，采用基于 DHDAS 动态信号采集分析系统的信号采集平台，在焊接实验前将两个直径为 0.5 mm 的 K 型 Inconel 600 镍基高温合金热电偶弯折后从工件顶部插入，使其固定在搭接界面处，距离焊点中心分别为 10、12 mm，对比结果如图 4 所示。与实际测量的焊接热循环曲线相比，有限元模拟结果比较吻合，峰值温度较为准确，回填阶段温度曲线稍有偏差。原因在于 RFSSW 是复杂大变形热力耦合过程，其运算复杂，很难与实际完全吻合，并且为了防止有限元分析终止的同时保证运算效率，采用简化模型，导致模拟结果存在一定的误差。

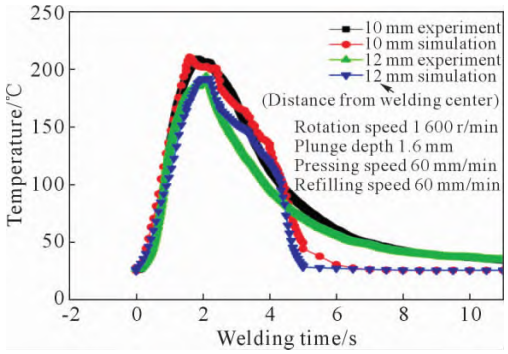

图 4 距焊点中心 10 和 12 mm 处模拟及实测的焊接热循环曲线对比

Fig.4 Comparison of simulated and measured welding thermal cycle curves at 10 and 12 mm from the center of the solder joint

值得注意的是，本模型在使用 CEL 方法对 RFSSW 焊接过程进行模拟时，由于部分边界条件无法完全施加在整个变形欧拉体，造成的温度场存在一定波动、峰值温度存在一定偏差的情况，可以通过工艺实验的过程数据进行修正，进一步完善有限元模型，提高模型准确性。下压阶段部分材料出现网格穿透现象，可通过进一步细化网格来减少此现象。

综上所述，研究构建的 RFSSW 有限元模型在热–力耦合行为描述方面具有较好的可靠性，可以在一定程度上获得点焊工艺参数对接头各区域组织与缺陷的演变规律，对点焊工艺参数选取具有一定的指导作用。

2 焊接温度场特征及其演变

2.1 焊接温度场的空间分布特征

研究首先在焊接参数 ω=1 600 r/min，p=1.6 mm，r_1=r_2=60 mm/min 下，对 RFSSW 温度场特征进行研究。当焊接时刻在 0.2 s 时，处于焊接初始阶段，此时焊点横截面温度场如图 5a 所示。搅拌区在厚度方向存在较大的温度梯度，红色区域代表高温区，峰值温度为 490 ℃，高温区集中在搅拌套下方，该部分材料最先软化进入搅拌套空腔中，自上而下温度逐渐降低。这是由于铝合金热导率较高，且背部垫板热交换系数高，最终搅拌区等温线在厚度方向呈“U”形分布，而远离 SZ 的热力影响区(thermo-mechanically affected zone, TMAZ)与热影响区(heat affected zone, HAZ)在厚度方向温度趋于相同，这也反映了铝合金散热

中国知网 https://www.cnki.net

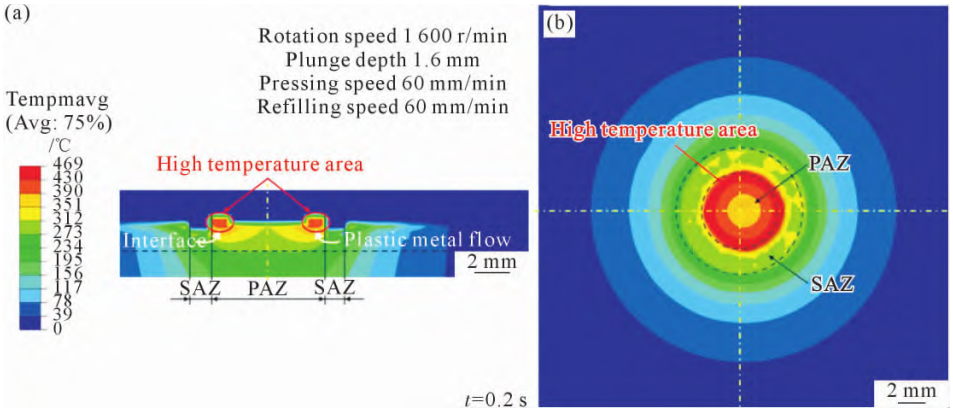

图 5　焊接时间 t=0.2 s 时温度场分布：(a) 横截面；(b) 上表面

Fig.5　Temperature distribution at t=0.2 s: (a) cross-section; (b) top surface

速率快的特点。而在水平方向上，由于铝合金热导率高，随着距焊点中线的距离增加，温度下降速率增加，导致施焊区域在水平方向上受热不均匀。焊点上表面温度分布如图 5b 所示，该处温度分布近似关于焊点中轴线呈中心对称的圆形，高温区位于搅拌套作用区(sleeve affected zone, SAZ)与搅拌针作用区(pin affected zone, PAZ)交汇处。这是由于在下压初期，搅拌套与搅拌针的下端面直接压入被焊材料，其与工件的接触面积远超过搅拌针侧壁及搅拌套内外壁面的接触面积，因此该阶段的热量主要来源于下端面与材料之间的摩擦功转化。

与此同时，远离焊点中心的焊具线速度高，对上表面材料的摩擦作用更大，温度云图中表现为PAZ 边缘温度更高。随着远离 SZ 向板边缘方向发现 TMAZ 与 HAZ 的温度远低于 SZ，这是由于铝合金导热系数高，板厚较薄，并且压紧环和底部垫板对被焊材料的散热显著。

当焊接时刻在 1.6 s 时，点焊处于下压阶段结束时刻，焊点横截面温度场如图 6a 所示。在厚度方向上，搅拌区的高温区从 t=0.2 s 时刻的 PAZ 边缘发展到了整个搅拌套空腔内的热塑金属，峰值温度从 490 ℃升高至 625 ℃，这是由于随着搅拌套的下压深度增加，搅拌套对母材的搅拌摩擦面积增加，PAZ 边缘受到纵向的挤压与搅拌套内壁的摩擦作用增加，产热逐渐增强导致温度迅速上升，点焊接头的高温区从焊接初期的 SZ 上表面向 SZ 厚度方向转移，搅拌套空腔内材料在焊接热作用下塑化流动。搅拌区等温线自上而下从“W”型变为“U”型，这是由于搅拌针下表面与搅拌套内表面对 SZ 靠近上表面处材料热作用强烈，而距离焊点中心越近，由于线速度减少焊具对母材的搅拌摩擦作用降低，由于铝合金导热系数大，且焊具在厚度方向的散热面积增加，下板底部垫板强烈的散热作用共同作用下，导致 SZ 厚度方向温度梯度较大。水平方向上，温度分布与 t=1.2 s 时刻类似，TMAZ 与 HAZ 受热不均。图 6b 为 t=1.6 s 时被焊材料上表面温度分布，温度分布同样关于焊点中轴线呈中心对称的圆形，SAZ 的温度略高于 PAZ 的温度，整个 SZ 表面材料处于高温状态，平均温度远高于 TMAZ 和 HAZ。

当焊接时刻在 4.2 s 时，此时点焊处于回填阶段结束时刻，此时焊点横截面温度场如图 7a 所示。此时刻横截面温度分布与 t=0.2 s 时刻类似，由于回填阶段搅拌套回抽，导致搅拌套空腔内金属与搅拌套接触面积减少，焊具对 SZ 材料的主要作用区从搅

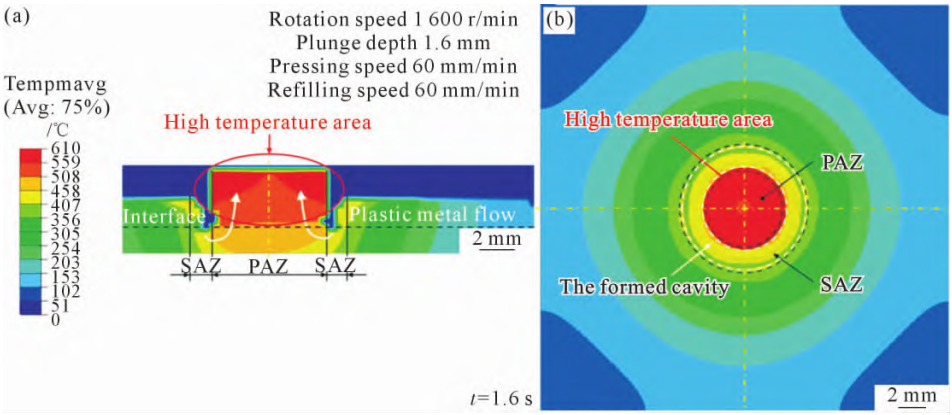

图 6　焊接时间 t=1.6 s 时温度场分布：(a) 横截面；(b) 上表面

Fig.6　Temperature distribution at t=1.6 s: (a) cross-section; (b) top surface

中国知网　https://www.cnki.net

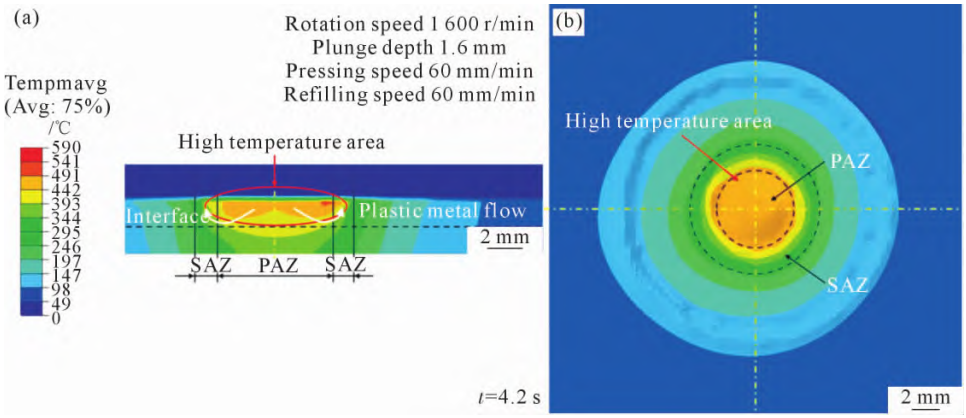

图 7 焊接时间 t=4.2 s 时温度场分布:(a) 横截面;(b) 上表面

Fig.7 Temperature distribution at t=4.2 s: (a) cross-section; (b) top surface

拌套内壁转变为搅拌针与搅拌套上表面,此时空腔上部的材料仍处于较高温度的状态,峰值温度为574 ℃,但是随着厚度的增加,SZ 温度快速下降,等温线变为“U”型。该时刻工件上表面温度分布如图7b 所示,发现温度分布与前面时刻结果类似,同样关于中轴线中心对称,高温区为 SZ 靠近上表面处,材料温度随着远离焊点中心水平距离的增加而降低。TMAZ 与 HAZ 在水平方向上温度分布不均,厚度方向上趋于一致。

2.2 焊接热循环的位置差异性

由焊接温度场分布特征研究可知,不同焊接时刻的 SZ 材料的横截面与上表面温度分布变化较大,由此认为 RFSSW 是一个非稳态的、反应剧烈的热力过程。

此外,虽然实验选用的母材较薄、且铝合金的导热系数较高,但是在水平方向上 SAZ 与 PAZ 的温度分布明显不同、且 SZ 沿板厚方向也呈现出明显的温度梯度,因此,为更系统地表征点焊接头不同区域的热循环特征,选取点焊接头横截面内 3 条路径进行研究。通过建立坐标轴的形式来确定取点位置,如图 8 所示,坐标原点定于焊点中心轴线与上下板搭接界面的交点处,x 轴沿搭接界面水平方向延伸(向右为正),z 轴沿焊点中心轴线方向延伸(向下为正)。位置信息以坐标点(x, z)的形式来表示,其中 x 值表示距离焊点中轴线的水平距离(mm),z 值表示距离搭接界面厚度方向的距离(mm)。

SZ 内不同位置的热循环曲线如图 9 所示。首先,根据不同焊接阶段,划分了(除焊具撤离后的冷却阶段)3 段热循环曲线进行分析:在下压阶段(t=0~1.6 s),由于初始库伦摩擦系数最大,焊具对被焊材料的摩擦作用下产热速率较高,故该阶段的升温速率较高,在 1.6 s 时达到峰值温度;而在停留阶段(t=1.6~2.6 s),热循环曲线发生陡降,这是由于焊具在 z 轴方向上固定,仅做周向旋转,材料受挤压塑形变形作用减少,产热降低,而焊具的散热面积不变,导致产热速率低于散热速率。约 0.3 s 后,产热与散热达到了动态平衡,热循环曲线出现平台段。在回填阶段(2.6~4.2 s),由于搅拌套对内部空腔金属的摩擦面积降低,产热速率进一步降低,热循环曲线出现缓降。然后,为了比较 SZ 水平方向焊接热循环曲线,固定 z=0,分别取 x=0、1、2、3,提取各点在整个焊接过程中的温度变化数据,以构建 SZ 内不同水平位置的热循环曲线,如图 9a 所示。在结合接头温度分布的结果可知,在下压阶段靠近搅拌针边缘的材料拥有较高升温速率,1.6 s 时峰值温度最高,水平峰值温度范围为537~578 ℃。距焊点中心水平距离 2 mm 范围内的各

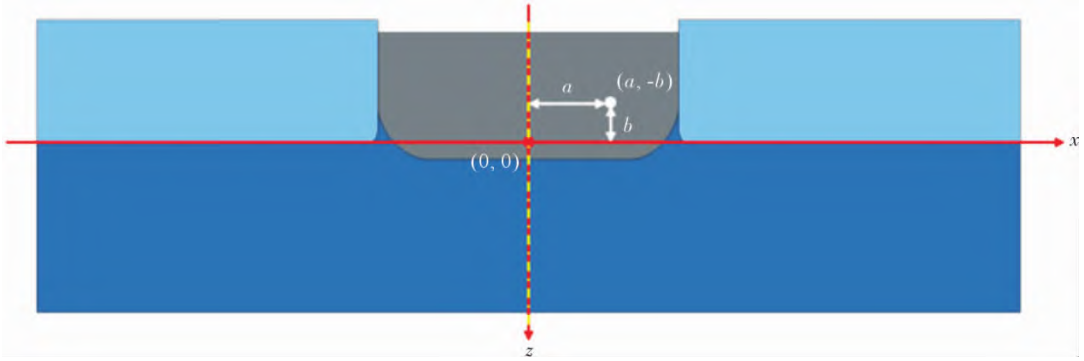

图 8 焊接热循环所在位置示意图

Fig.8 Schematic of thethermal cyclelocation

中国知网 https://www.cnki.net

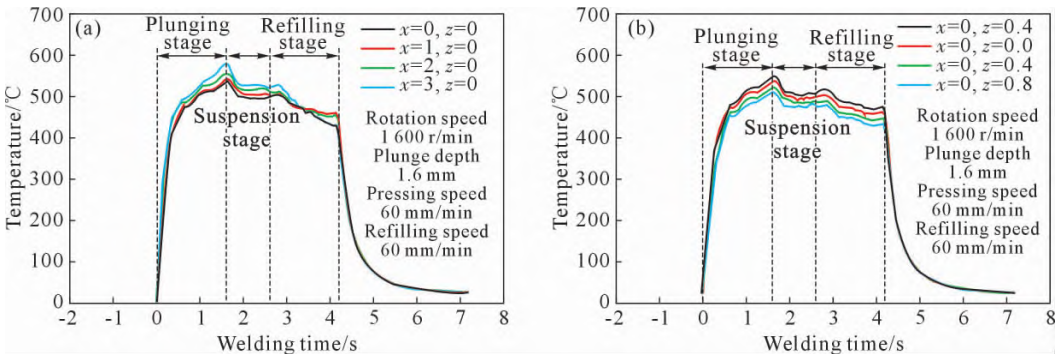

图 9　SZ 内不同位置的热循环曲线：(a) 水平方向；(b) 垂直方向

Fig.9　Curves of thermal cycles at different positions in the SZ: (a) horizontal direction; (b) vertical direction

测点，其热循环曲线基本重合，表明 SZ 中心区域在水平方向上的温度分布具有较好的均匀性。最后，固定 x=0，分别取 z=-0.4、0、0.4、0.8，获得厚度方向上距上下板搭接界面不同距离的焊接热循环曲线，如图 9b 所示。SZ 不同厚度位置热循环曲线形状趋于相似，与上一节点焊接头温度分布的结果相同，在 SZ 厚度方向上的温度梯度较大，越靠近上板上表面的材料越先受到焊具端面的摩擦作用，且更早进入搅拌套空腔内，其升温速率越高，厚度方向的峰值温度范围为 511~553 ℃。综上所述，本研究选取最接近 SZ 平均峰值温度的(2, 0)点来表征 SZ。

由图 5~7 可知，TMAZ 与 HAZ 在厚度方向的温度梯度趋于一致，因此仅研究 TMAZ 与 HAZ 在水平方向的热循环曲线。图 10 为固定 z=0，分别取 x=6、7、8、9 位置的热循环曲线来表示 TMAZ 与 HAZ 内水平方向上不同位置的焊接热循环曲线。与 SZ 区域的测点相比，TMAZ 与 HAZ 各测点的峰值温度均明显下降，且随着距焊点中心距离 X 的增大，测量点的升温速率和峰值温度均有所降低。

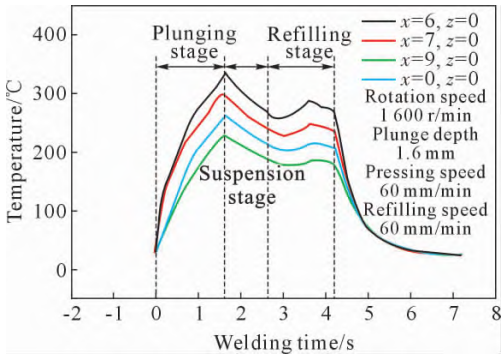

图 10　TMAZ 与 HAZ 内不同位置的热循环曲线

Fig.10　Curves of thermal cycles at different positions in the TMAZ and HAZ

2.3　焊接热循环随转速的演变规律

学者们认为[21-23]，转速决定了 RFSSW 的产热功率，对接头组织、形貌、显微硬度有着重要影响，然而没有从焊接热循环的角度进行深入研究。本实验通过进一步研究转速对焊接热循环的影响规律，为揭示转速对接头组织、形貌和力学性能影响的背后机理提供一定的理论支持。实验采用单因素分析法对不同焊接工艺参数下的焊接热循环曲线进行分析：即固定下压量为 1.6 mm、下压速率与回填速率均为 60 mm/min，转速设定为 1 000~2 200 r/min。

2B06 与 7B04 均为热处理强化铝合金，其自身的高强度主要来源于热处理后的沉淀相，在焊接热循环作用下，这些沉淀相将发生形态、尺寸与分布的变化，进而影响接头的力学性能。当温度超过 190 ℃时，2B06 铝合金中的主要强化相 S′相 (Al_2CuMg)发生粗化并向稳定的 S 相转变[24]；而当温度超过 170 ℃时，7B04 铝合金中的主要强化相 η′相($MgZn_2$)发生粗化并向稳定的′相转变，削弱了降低沉淀强化的效果[25]。考虑到异质铝合金的焊接，本研究将温度相对较低的 170 ℃定义为沉淀相粗化温度，简称为粗化温度。当温度超过 340 ℃时，S 相与 S′相均向基体固溶[26]；而 η 相与 η′相在超过 300 ℃时即开始向基体固溶[27]，因此将 300 ℃统一界定为两种合金沉淀相的固溶温度，简称为固溶温度。

张建威等[28]通过 DSC 测试认为 2B06 的固液相线区间为 524~638 ℃，而赵运强等[20]的研究表明，7B04 的固相线温度为 532 ℃，当超过 532 ℃会导致焊后共晶组织与液化裂纹的产生，从削弱点焊接头的力学性能，7B04 液相线温度根据实验测得约640 ℃，故将两种材料的平均固相线温度 528 ℃定义为被焊材料的过热温度，平均液相线温度 639 ℃定义为被焊材料的熔化温度。根据上述定义的温度点，将焊接热循环曲线划分出 3 段高温停留时间：①被焊材料温度介于 170~300 ℃之间的持续时间定义为沉淀相粗化时间(time of precipitate coarsening, T_c)，简称粗化时间；②当温度在 300~524 ℃的停留时间定义为沉淀相的固溶时间(time of precipitate solid solution, T_s)，简称固溶时间；③当材料高于 524 ℃而低于 639 ℃时的停留时间定义为被焊材料的过热时间(time of overheat, T_o)，简称过热时间。

中国知网　https://www.cnki.net

SZ 在不同转速下的热循环曲线、峰值温度和高温停留时间如图 11a 和 b 所示，实验结果表明，SZ 在不同转速下的粗化时间与固溶时间变化不明显，故仅讨论 SZ 在不同转速下的峰值温度与过热时间。当转速为 1 000 r/min 时，SZ 内峰值温度 T_{max} 为 450 ℃，高于固溶温度但低于过热温度。随着转速分别增加至 1 600 和 2 200 r/min，SZ 内峰值温度继续上升至 554 ℃与 602 ℃，此时峰值温度高于过热温度但低于熔化温度，过热时间从 0 s 增加至 0.48 s 与 2.24 s。因此，研究认为过高的转速会导致 SZ 出现共晶组织与液化裂纹，造成接头力学性能的下降。

TMAZ 在不同转速下的热循环曲线、峰值温度和高温停留时间如图 11c 和 d 所示。该区域内各转速下的峰值温度均处于固溶温度(300 ℃)与过热温度(524 ℃)之间，当转速由 1 000 r/min 增至 1 600 r/min 时，峰值温度从 310 ℃升高到 336 ℃，固溶时间从 0.41 s 升高至 0.79 s，粗化时间从 3.58 s 降低至 3.33 s。继续增加转速至 2 200 r/min，相应的峰值温度达到了 372 ℃，固溶时间增加到 1.71 s，而粗化时间降低到 1.76 s，这一变化归因于高转速下更强烈的摩擦产热使 TMAZ 内温度升高，促进更多的沉淀相发生固溶，导致接头发生软化现象，从而降低力学性能。

HAZ 在不同转速下的热循环曲线、峰值温度和高温停留时间如图 11e 和 f 所示，各转速条件下，HAZ 的峰值温度均处于粗化温度(170 ℃) 与固溶温度(300 ℃)之间，且随着转速提高，HAZ 的峰值温度和粗化时间均持续增加，这会导致 HAZ 沉淀相发生粗化，降低沉淀强化效果，使 HAZ 力学性能低于母材。

3 焊接 EVF 场与根部孔洞缺陷的分布规律

研究表明[29-31]，焊点根部孔洞为 RFSSW 接头薄弱区域，造成接头力学性能下降。因此，本研究通过单因素法对不同转速下的焊点根部 (距离上板表面

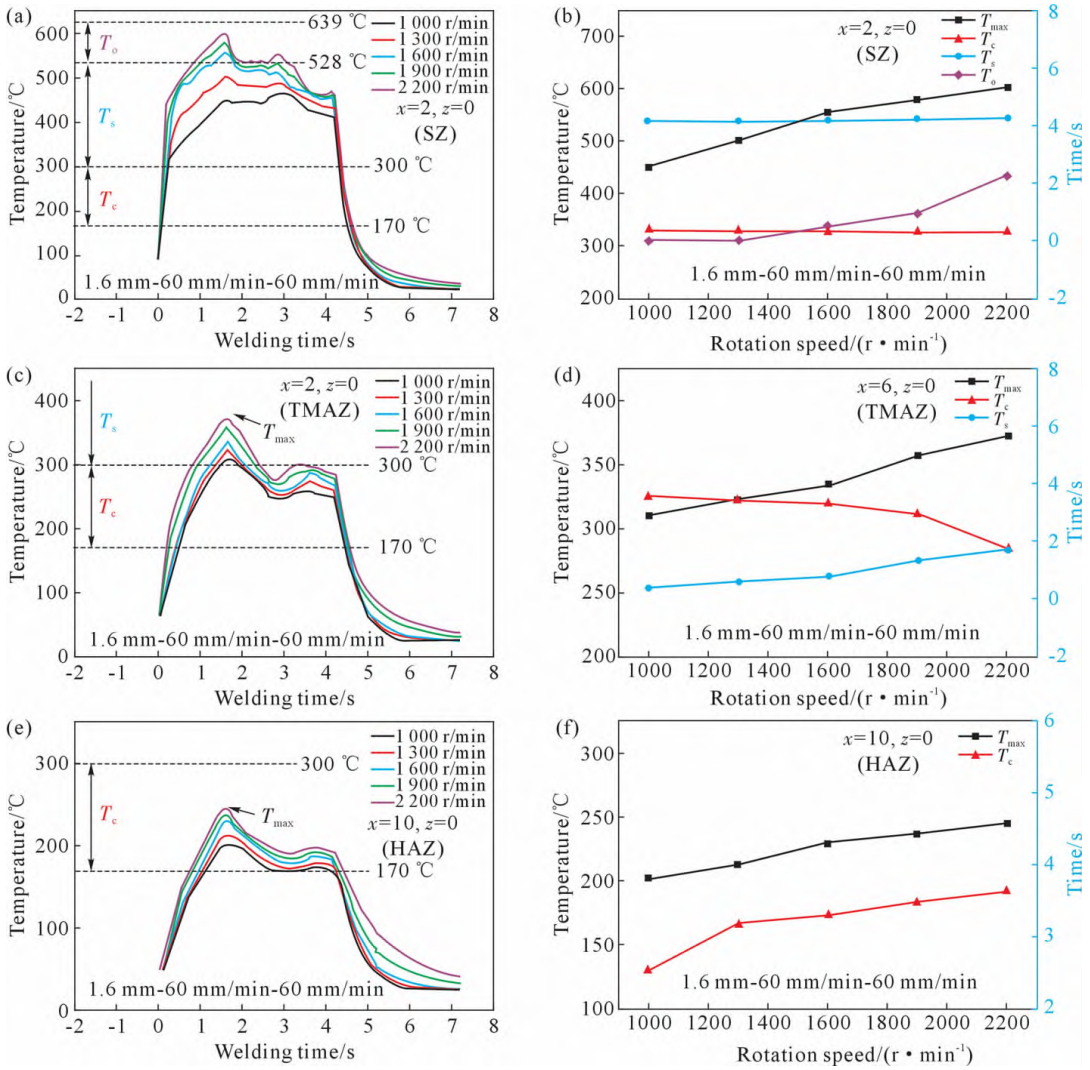

图 11 不同转速下点焊接头各区域焊接热循环曲线、峰值温度与高温停留时间：(a, b) SZ; (c, d) TMAZ; (e, f) HAZ

Fig.11 Welding thermal cycle curve, peak temperature and high-temperature residence time of each area of the weldedjoint at different rotation speeds: (a, b) SZ; (c, d) TMAZ; (e, f) HAZ

中国知网 https://www.cnki.net

1.6 mm 处)EVF 场进行分析，工艺参数为：固定下压量 1.6 mm、下压速率与回填速率均为 60 mm/min，转速设定 1 000~2 200 r/min。获得的模拟结果如图 12 所示，蓝色代表网格单元被材料完全填充，而红色代表网格单元内无材料。发现孔洞呈圆环形分布，孔洞产生的位置为套筒退出线的位置，转速为 1 600 r/min 时，区域红色网格单元较少，根部材料填充效果较好。

定义 EVF 场网格单元为孔洞的判据：材料占网格空间 50%以下的网格单元为孔洞网格单元。通过统计不同转速下的焊点根部孔洞率，获得焊点根部孔洞率随转速的变化规律，如图 13 所示。结果表明，随着转速增加，焊点根部孔洞率先降低后升高，根据第 2 节的焊接温度场分析可知，低转速下 SZ 温度较低，回填阶段搅拌套内空腔内材料流动性较低，造成回填未填充满焊点根部；而在高转速下，虽然搅拌套空腔内材料流动性增强，但是由于过高的热输入导致部分材料被焊具带离焊点，该部分体积损失造成了根部无法完全填充，孔洞率反而升高。因此，在实际焊接生产中，应设置合理的转速以避免孔洞缺陷的产生。

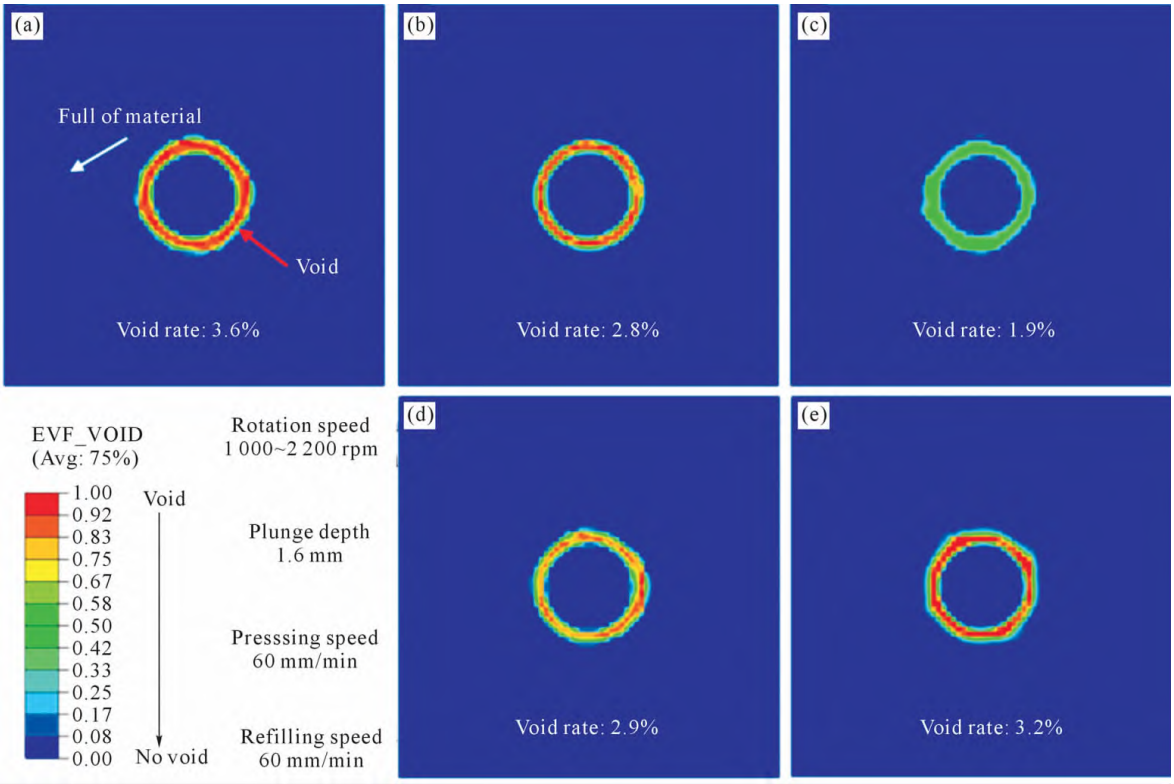

图 12　不同转速下焊点根部孔洞的模拟结果：(a) 1 000 r/min; (b) 1 300 r/min; (c) 1 600 r/min; (d) 1 900 r/min; (e) 2 200 r/min

Fig.12　Simulation results of voids at the bottom of the welding joint: (a) 1 000 r/min; (b) 1 300 r/min; (c) 1 600 r/min; (d) 1 900 r/min; (e) 2 200 r/min

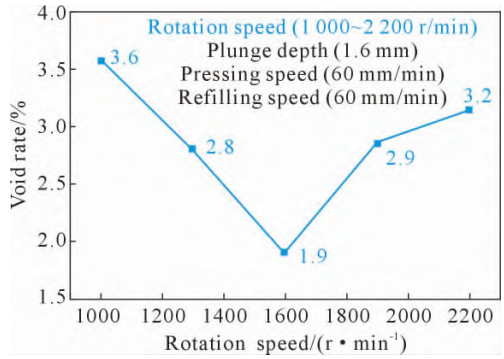

图 13　焊点根部孔洞率随转速变化规律

Fig.13　Variation invoids at the bottom of the welding joint withrespect to rotation speed

4　结论

(1)获得了 RFSSW 焊接过程中在不同时刻的温度场分布规律。焊接温度场在时间上表现为非稳态，在空间上各区温度差异大。被焊材料上表面的温度场关于焊点中轴线呈中心对称分布，SZ 温度显著高于 TMAZ 与 HAZ，由于被焊材料热导率高且为薄板、压紧环与背板的热交换系数高，导致 SZ 沿厚度方向自上而下温度逐渐降低，存在较大的温度梯度。TMAZ 与 HAZ 在水平方向上温度分布不均，厚度方向上温度趋于一致。

(2)揭示了转速对 RFSSW 接头组织的影响规律。当转速超过 1 600 r/min 时，SZ 峰值温度超过了过热温度，进一步提高转速至 2 200 r/min时，过热时间从 0.48 s 增加至 2.24 s。该结果表明，转速过高可

中国知网　https://www.cnki.net

能会导致SZ出现共晶组织与液化裂纹，造成力学性能的降低，为基于“无缺陷与防止过度过热”双重标准的工艺参数精准选取提供了新的评估准则。

(3)阐明了2B06-T42和7B04-T74高强铝合金RFSSW转速与RFSSW根部孔洞率之间的关系。EVF场的模拟结果表明，焊点根部的孔洞率随着转速的增加先降低后升高，产生这一规律的原因是低转速下，由于焊接热输入不足，导致材料流动性较差，焊点根部无法完全填充；而转速过高时，又会导致材料被带离焊点造成了体积损失，使材料无法填满焊点，导致孔洞率升高。

参考文献：

[1] YANG H G, YANG H J, HU X. Simulation on the plunge stage in refill friction stir spot welding of aluminum alloys[A]. 2015 4th International Conference on Mechatronics, Materials, Chemistry and Computer Engineering[C]. Amsterdam: Atlantis Press, 2015: 521-524.

[2] ZHAO Y Q, LIU H J, YANG T F, LIN Z, HU Y Y. Study of temperature and material flow during friction spot welding of 7B04-T74 aluminum alloy[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 83(9): 1467-1475.

[3] KUBIT A, TRZEPIECINSKI T. A fully coupled thermo-mechanical numerical modelling of the refill friction stir spot welding process in Alclad 7075-T6 aluminium alloy sheets[J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2020, 20(4): 117.

[4] XIONG J T, PENG X, SHI J M, WANG Y, SUN J R, LIU X Z, LI J L. Numerical simulation of thermal cycle and void closing during friction stir spot welding of AA-2524 at different rotational speeds [J]. Materials Characterization, 2021, 174: 110984.

[5] JANGA V S R, AWANG M, PEDAPATI S R. A numerical study on the effect of tool speeds on temperatures and material flow behaviour in refill friction stir spot welding of thin AA7075-T6 sheets[J]. Materials, 2023, 16(8): 3108.

[6] 彭萱，李京龙，熊江涛，石俊秒，柴鹏. 2524-T3铝合金回填式搅拌摩擦点焊过程的数值模拟[J]. 精密成形工程，2019, 11(6): 73-80.
PENG X, LI J L, XIONG J T, SHI J M, CHAI P. Numerical simulation of backfill friction stir spot welding process for 2524-T3 aluminum alloy[J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2019, 11(6): 73-80.

[7] SUN Z L, LI Y T, QI X, JI S D, JIA Z, LI F, ZHANG Y W. Material flow and mechanical properties of a non-keyhole friction stir welded aluminum alloy with improved sleeve bottom geometry[J]. Metals, 2022, 12(9): 1415.

[8] JANGA V S R, AWANG M. Influence of plunge depth on temperatures and material flow behavior in refill friction stir spot welding of thin AA7075-T6 sheets: A numerical study[J]. Metals, 2022, 12(6): 927.

[9] 赵运强，赵宇佳，刘喆，林志成，董春林，邓军. 高强铝合金可变转速回填式搅拌摩擦点焊温度场及接头组织性能调控[J]. 焊接学报，2022, 43(6): 50-55.
ZHAO Y Q, ZHAO Y J, LIU Z, LIN Z C, DONG C L, DENG J. Variable speed backfill friction stir spot welding temperature field and joint microstructure/properties-adjusting of high-strength aluminum alloy[J]. Transactions of The China Welding Institution, 2022, 43(6): 50-55.

[10] NOH W F. CEL: A time-dependent, two-space-dimensional, coupled Eulerian-Lagrange code[R]. Livermore: Lawrence Radiation Lab., Univ. of California, 1963: 72.

[11] 徐文杰. 基于CEL算法的滑坡涌浪研究[J]. 工程地质学报，2012, 20(3): 350-354.
XU W J. Research on landslide surge based on CEL algorithm[J]. Journal of Engineering Geology, 2012, 20(3): 350-354.

[12] BUFFA G, HUA J, SHIVPURI R, FRATINI L. A continuum based fem model for friction stir welding-model development[J]. Materials Science and Engineering: A, 2006, 419(1-2): 389-396.

[13] JOHNSON G R. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[C]. Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, Netherlands, 1983. 1983.

[14] LARSEN A, STOLPE M, HATTEL J H. Estimating the work-piece-backing plate heat transfer coefficient in friction stirwelding [J]. Engineering Computations: International Journal for Computer-Aided Engineering and Software, 2012, 29(1): 65-82.

[15] JASSIM A H, ABTAN N S, MARMOOS M S. Study on the effects of rotational and transverse speed on temperature distribution through friction stir welding of AA2024-T3 aluminium alloy[J]. Journal of Advanced Research in Fluid Mechanics and Thermal Sciences, 2019, 53(2): 234-248.

[16] ZOU Y F, LI W Y, YANG X W, PATELV, SHEN Z K, CHU Q, WANG F F, TANG H W, CUI F, CHI M L. Characterizations of dissimilar refill friction stir spot welding 2219 aluminum alloy joints of unequal thickness[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2022, 79: 91-101.

[17] GENEVOIS C, DESCHAMPS A, DENQUIN A, DOISNEAU-COTTIGNIES B. Quantitative investigation of precipitation and mechanical behaviour for AA2024 friction stir welds[J]. Acta Materialia, 2005, 53(8): 2447-2458.

[18] MONDOLFO L F. Aluminum alloys: Structure and properties[M]. Edinburgh: Elsevier, 2013.

[19] DAVIS J R. Aluminum and aluminum alloys[M]. Materials Park, OH: ASM International, 1993.

[20] 赵运强. 超高强铝合金非对称回填式FSSW成形特征与接头组织性能[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2015.
ZHAO Y Q. Asymmetric backfill FSSW forming characteristics and joint microstructure/properties of of ultra-high strength aluminum alloy[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2015.

[21] LI Z W, GAO S S, JI S D, YUE Y M, CHAI P. Effect of rotational speed on microstructure and mechanical properties of refill friction stir spot welded 2024 Al alloy[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2016, 25(4): 1673-1682.

[22] LI G H, ZHOU L, LUO L Y, WU X M, GUO N. Material flow behavior and microstructural evolution during refill friction stir spot welding of alclad 2A12-T4 aluminum alloy [J]. International Jour-

中国知网 https://www.cnki.net

nal of Minerals, Metallurgy and Materials, 2021, 28(1): 131-141.

[23] DE CASTRO C C, PLAINE A H, DE ALCÂNTARA N G, DOS SANTOS J F. Taguchi approach for the optimization of refill friction stir spot welding parameters for AA2198-T8 aluminum alloy [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 99(5): 1927-1936.

[24] STYLES M J, MARCEAU R K W, BASTOW T J, BRAND H E A, GIBSON M A, HUTCHINSON C R. The competition between metastable and equilibrium S (Al2CuMg) phase during the decomposition of AlCuMg alloys[J]. Acta Materialia, 2015, 98: 64-80.

[25] LI Z H, XIONG B Q, ZHANG Y A, ZHU B H, WANG F, LIU H W. Effects of the two-step ageing treatment on the microstructure and properties of 7B04 alloy pre-stretched thick plates [J]. Rare Metals, 2007, 26(3): 193-199.

[26] WANG S C, STARINK M J. Two types of S phase precipitates in Al-Cu-Mg alloys[J]. Acta Materialia, 2007, 55(3): 933-941.

[27] FULLER C B, MAHONEY M W, CALABRESE M, MICONA L. Evolution of microstructure and mechanical properties in naturally aged 7050 and 7075 Al friction stir welds [J]. Materials Science and Engineering: A, 2010, 527(9): 2233-2240.

[28] 张建威. 2B06 铝合金双层结构件 SPF/DB 成形工艺研究[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2019.
ZHANG J W. Research on SPF/DB forming technology of 2B06 aluminum alloy double-layer structural[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2019.

[29] KUBIT A, TRZEPIECINSKI T, FAES K, DRABCZYK M, BOCHNOWSKI W, KORZENIOWSKI M. Analysis of the effect of structural defects on the fatigue strength of RFSSW joints using C-scan scanning acoustic microscopy and SEM[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2019, 42(6): 1308-1321.

[30] SHEN Z K, YANG X Q, YANG S, ZHANG Z H, YIN Y H. Microstructure and mechanical properties of friction spot welded 6061-T4 aluminum alloy [J]. Materials & Design, 2014, 54: 766-778.

[31] ZHOU L, LUO L Y, ZHANG T P, HE W X, HUANG Y X, FENG J C. Effect of rotation speed on microstructure and mechanical properties of refill friction stir spot welded 6061-T6 aluminum alloy[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 92(9): 3425-3433.

(责任编辑：李亚敏)

中国知网　https://www.cnki.net