

铝合金双轴肩搅拌摩擦焊过程材料流动行为

刘西畅¹, 李文亚¹, 高彦军², 温泉¹

(1. 西北工业大学, 凝固技术国家重点实验室, 西安, 710072; 2. 首都航天机械有限公司, 北京, 100076)

摘要: 由于下轴肩的引入, 双轴肩搅拌摩擦焊 (BT-FSW) 过程中的材料流动行为较常规搅拌摩擦焊更为剧烈和复杂, 显著影响接头力学性能. 以 2219 铝合金为研究对象, 基于耦合欧拉-拉格朗日方法建立了 BT-FSW 过程三维热力耦合模型, 并利用示踪粒子技术分析了焊接过程中材料的流动行为. 结果表明, BT-FSW 过程中的材料流动存在不同时性, 靠近轴肩的材料先开始运动, 且流动剧烈, 随着逐渐远离轴肩位置, 材料流动愈加滞后, 但流动状态更加平稳; 水平方向上前进侧材料作为剪切层内侧材料, 绕搅拌针旋转后大部分沉积于搅拌头后方前进侧区域, 而后退侧材料仅受到剪切层内侧材料的带动, 进而被旋推至后方沉积; 厚度方向上塑性材料在抵达搅拌头后方焊缝中心线前流动较弱, 随后材料受到上、下轴肩挤压向板材中心流动.

创新点: 基于耦合欧拉-拉格朗日方法, 建立了铝合金双轴肩搅拌摩擦焊过程三维热力耦合模型, 并利用示踪粒子技术分析焊接过程中材料的流动行为.

关键词: 双轴肩搅拌摩擦焊; 铝合金; 耦合欧拉-拉格朗日方法; 示踪; 材料流动行为

中图分类号: TG453.9 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20201228002

0 序言

双轴肩搅拌摩擦焊 (BT-FSW) 是 1995 年英国焊接研究所 (TWI) 基于常规搅拌摩擦焊 (FSW) 开发的一项新型固相焊接技术^[1-3]. 由于采用下轴肩替代背部垫板, 该技术能够成功实现中空及空间无支撑结构的焊接, 从根本上消除接头根部缺陷. 此外, 由于上、下轴肩的对称产热, 焊接接头在厚度方向的温度分布更加均匀, 接头组织也大大改善. 然而 BT-FSW 过程中下轴肩的引入改变了常规 FSW 过程的产热和材料流动模式, 使得焊缝区塑性金属的流动行为更加复杂, 严重影响了接头成形及力学性能^[4-6].

目前, 对于 FSW 过程材料流动行为的研究主要有试验和数值模拟两种方法. 试验方法^[7-8]往往通过观察焊后标记材料分布间接推测焊接过程中材料的塑性流动行为, 在时间和空间上有着很大的局限性, 且由于标记材料与焊接材料之间物理性能

等方面的不同, 不可避免地与实际焊接过程差异较大. 而建立合理有效的数值模型则可以实现整个焊接过程任意位置材料流动的可视化, 已成为研究 FSW 过程材料流动行为的有效手段^[9-15]. 龙玲等人^[9]使用 DEFORM-3D 软件建立常规 FSW 三维热力耦合模型, 研究了搅拌头倾角对焊接过程的影响机理. Singh 等人^[13]使用 Comsol Multiphysics 软件建立三维计算流体力学 (computational fluid dynamics, CFD) 模型, 研究了 BT-FSW 过程中搅拌头周围的流场分布. 胡晓晴^[10]使用 Fluent 软件建立流体动力学模型, 研究了 BT-FSW 过程水平方向上的材料流动行为, 得到了塑性材料流动二维模型迹线随时间变化的规律. Hilgert 等人^[11]通过建立 BT-FSW 剪切层流体动力学模型, 预测了厚度方向材料流动速度的分布规律. 王非凡^[14]使用 ABAQUS 软件建立 BT-FSW 三维热力耦合模型, 得到了搅拌头周围材料流动的速度场分布. Wen 等人^[15]利用数值模拟与试验相结合的方法, 研究了 BT-FSW 接头中特征带状区域 (band patterns) 的成形机制.

目前有关 BT-FSW 过程中塑性材料流动行为的模拟研究尚处于起步阶段, 相关细节还尚未被阐明. 因此, 文中基于固体力学方法, 以 4 mm 厚 2219-T87 铝合金为研究对象, 使用 ABAQUS 有限元分

析软件, 建立了 BT-FSW 过程的耦合欧拉-拉格朗日 (coupled eulerian-lagrangian, CEL) 三维热力耦合模型. 通过追踪预置示踪粒子 (tracer particle) 运动轨迹, 阐明了 BT-FSW 过程中的材料流动行为.

1 BT-FSW 三维热力耦合模型

1.1 搅拌头模型简化

为验证数值模型的有效性, 文中进行了 4 mm 厚 2219-T87 铝合金板的 BT-FSW 对接试验. 图 1 为搅拌头简化示意图. 试验用搅拌头几何尺寸为: 上、下轴肩为外凸状, 两轴肩搅拌针根部间距 3.8 mm, 轴肩外边缘间距 4.2 mm, 轴肩直径 16 mm, 表面带有涡旋状凹槽; 搅拌针为带有三平面形貌圆柱体, 直径为 6 mm, 如图 1a 所示. 为降低建模难度, 简化轴肩凸面特征为平面, 并基于实际焊缝表面成形宽度 (图 1c), 在三维几何模型中, 将轴肩直径设定为 13 mm, 搅拌头其余尺寸均与试验一致, 如图 1b 所示.

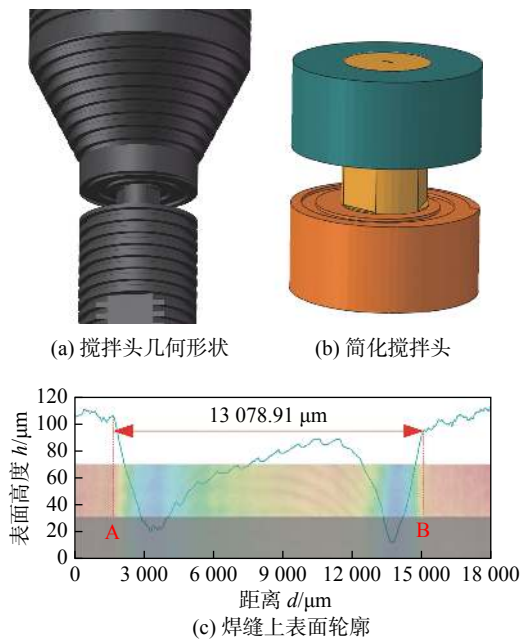


图 1 搅拌头简化示意图

Fig. 1 Simplified schematic diagram of the BT-FSW tool. (a) geometry of the BT-FSW tool; (b) simplified tool; (c) top surface profile of the BT-FSW joint

1.2 几何模型及网格划分

图 2 为几何模型及网格划分情况. 根据实际焊接过程, 在 ABAQUS/Explicit 求解器中建立如图 2a 所示几何模型, 该几何模型由焊板、搅拌头和欧拉空间 3 部分组成.

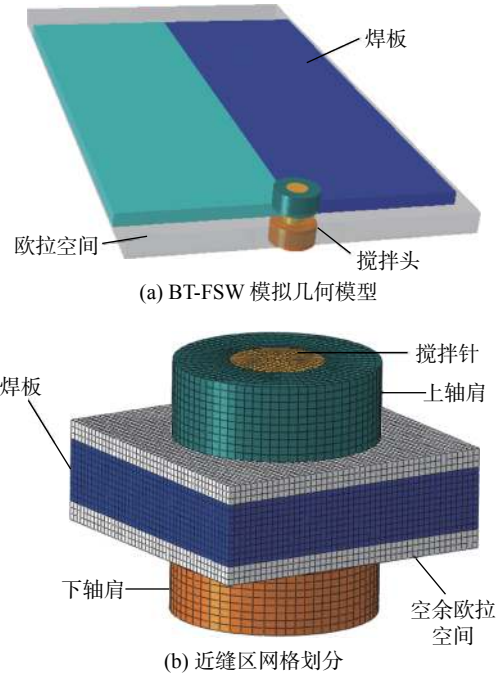


图 2 几何模型与网格划分

Fig. 2 Geometric model and meshing. (a) BT-FSW geometric model; (b) meshing near weld

欧拉空间尺寸为 180 mm × 100 mm × 6.4 mm, 焊板尺寸为 150 mm × 100 mm × 4 mm, 位于欧拉空间中心. 为兼顾计算效率与精度, 欧拉空间采用梯度网格划分, 近缝区网格尺寸为 0.4 mm × 0.4 mm × 0.4 mm, 网格类型选用 EC3D8RT; 利用 HyperMesh 软件对搅拌头进行网格划分, 网格类型选用 C3D8RT.

1.3 产热模型

对于 BT-FSW 过程来说, 焊接产热包括界面处的摩擦产热和材料塑性变形产热两部分. 摩擦产热分布于搅拌头与焊板接触面, 产热功率可由公式 (1) 计算得到^[16]

$$q_f = \eta \tau_f v_{\text{sliding}} \quad (1)$$

式中: q_f 为摩擦产热功率; η 为热效率, 文中取 $\eta=1$; τ_f 为摩擦剪切应力; v_{sliding} 为接触界面上搅拌头与焊板之间的相对滑移速度. 根据库伦摩擦定理, τ_f 可表示为

$$\tau_f = \mu p \quad (2)$$

式中: μ 为摩擦系数; p 为搅拌头与焊板之间的法向接触压力. 根据 Bastier 等人^[17] 建立的热分配模型, 界面摩擦热的分配方式为

$$f_{\text{workpiece}} = \frac{(k\rho C_p)^{1/2}_{\text{workpiece}}}{(k\rho C_p)^{1/2}_{\text{workpiece}} + (k\rho C_p)^{1/2}_{\text{tool}}} \quad (3)$$

式中: $f_{\text{workpiece}}$ 为界面摩擦热向焊板传导的比例分

数,文中取 $f_{\text{workpiece}}=0.8$; k , ρ , C_p 分别为热导率、密度和比热容;下标 workpiece 和 tool 分别指焊板和搅拌头。

塑性变形产热源于搅拌头周围的塑性变形层,产热功率 q_{pl} 可表示为^[18]

$$q_{\text{pl}}=\beta\sigma\dot{\varepsilon} \quad (4)$$

式中: β 为塑性变形功热转化效率,文中取 $\beta=0.9$ ^[19]; σ 为材料的流动应力; $\dot{\varepsilon}$ 为材料塑性应变率。

1.4 材料模型

BT-FSW 过程的模拟是典型的热力耦合问题,有限元模型的建立应充分考虑材料热物理性能,2219-T87 铝合金材料杨氏模量、泊松比、热导率及比热容随温度的变化情况,如图 3 所示^[15,20]。

合理的材料本构是数值模拟的关键。Johnson-Cook 模型可以较好地描述金属材料的加工硬化效应、应变率硬化效应及高温软化效应,目前在材料加工领域应用广泛,尤其适用于大变形、高应变速率的摩擦焊接过程。在 Johnson-Cook 模型中,材料流变应力 σ 可表示为

$$\sigma=(A+B\varepsilon_p^n)[1+C\ln(\dot{\varepsilon}^*)][1-(T^*)^m] \quad (5)$$

式中: A , B , n 分别表示材料在室温下的准静态拉伸屈服强度、应变硬化系数和应变硬化指数; C 为应变速率强化系数; m 为热软化指数; $\dot{\varepsilon}^*=\dot{\varepsilon}_p/\dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_p$ 为塑性应变速率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变速率; $T^*=(T-T_r)/(T_m-T_r)$, T_r 为参考温度(室温), T_m 为材料熔点。

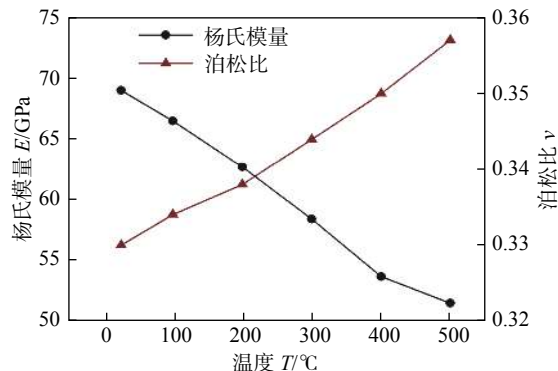
表 1 2219-T87 铝合金 Johnson-Cook 本构参数

Table 1 Material parameters in Johnson-Cook constitutive model for 2219-T87 aluminum alloy

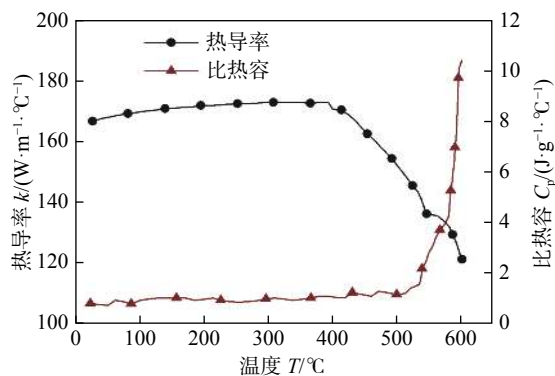
准静态拉伸屈服强度 A/MPa	应变硬化系数 B/MPa	应变硬化指数 n	应变速率硬化系数 C	参考应变速率 $\dot{\varepsilon}_0/\text{s}^{-1}$	热软化指数 m	材料熔点 $T_m/^\circ\text{C}$	室温 $T_r/^\circ\text{C}$
170	228	0.31	0.028	0.001	2.75	543	25

1.5 边界条件

焊接过程的边界条件包括热边界条件和位移边界条件,如图 4 所示。在 BT-FSW 过程中,焊板与垫板、搅拌头之间均发生接触散热,其余位置则为对流换热和热辐射。然而研究表明,接触换热系数与材料属性、接触压力、接触状态等因素息息相关,目前暂时还没有完善的理论用以计算固体之间的接触换热行为,同时焊板与空气之间的辐射散热也相当复杂^[22-24]。为简化建模过程并提高计算效率,文中忽略焊板与搅拌头之间的接触换热,同时将焊板与夹具之间以及焊板与空气之间的热交换



(a) 杨氏模量和泊松比



(b) 热导率和比热容

图 3 2219-T87 铝合金热物理性能参数

Fig. 3 Thermo-physical performance parameters of AA2219-T87. (a) Young's modulus and Poisson's ratio; (b) thermal conductivity and specific heat capacity

2219-T87 铝合金的 Johnson-Cook 本构参数^[21], 如表 1 所示。

做简化处理。通过数值模拟与试验对比,最终确定焊板与夹具之间的热交换系数为 $500 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, 焊板与空气之间的热交换系数为 $35 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, 如图 4a 所示。

位移边界条件包括搅拌头和焊板的自由度约束。文中对搅拌头进行刚体约束,并通过设置参考点的平移/旋转来模拟焊接过程中搅拌头的运动轨迹。由于在 CEL 模型中无法对焊板直接加载位移边界,文中通过对焊板各边界位置进行速度自由度限制的方式来模拟焊板表面的位移边界,如图 4b 所示。

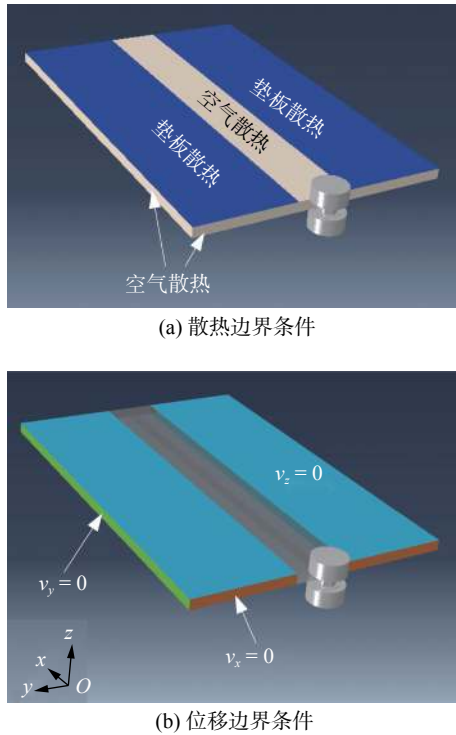


图4 BT-FSW模型边界条件

Fig. 4 Boundary conditions of BT-FSW model. (a) thermal boundary condition; (b) displacement boundary condition

2 试验验证

验证试验选用两块 $200\text{ mm} \times 75\text{ mm} \times 4\text{ mm}$ 2219-T87 铝合金板材进行 BT-FSW 对焊. 焊接工艺参数为: 搅拌头转速 300 r/min , 焊接速度 150 mm/min , 上、下轴肩间隙 3.8 mm . 测温点设置在焊缝前进侧距焊缝中心 9 mm 和 13 mm 处, 位于板厚中心; 示踪材料选用 5A06 铝合金薄片, 尺寸为 $24\text{ mm} \times 2\text{ mm} \times 4\text{ mm}$, 以方形通孔镶嵌的方式设置. 测温/标记材料位置, 如图 5 所示.

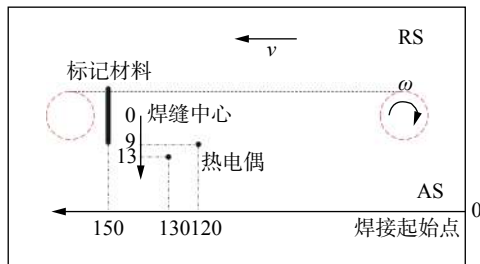


图5 测温/标记材料位置 (mm)

Fig. 5 Locations of thermocouple and tracer material

图 6 为验证试验/数值模拟结果对比. 焊接温度场能够反映焊接过程中材料所经历的热循环历程, 是表征焊接数值模型精度的关键技术指标.

BT-FSW 过程中不同位置试验/模拟温度对比, 如图 6a 所示. 在焊缝前进侧 $9, 13\text{ mm}$ 处测得最高温度分别为 $291.9, 226.5\text{ }^{\circ}\text{C}$, 相应位置的模拟结果分别为 $289.6, 233.7\text{ }^{\circ}\text{C}$, 误差在 5% 以内. 示踪材料/模拟示踪粒子的分布形态对比, 如图 6b 所示. 由图 6b 可见, 实测标记材料向后迁移距离约 4.4 mm , 模拟结果为 4.3 mm , 两者之间的误差也不超过 5% . 因此所建模型可以较为精确地反映焊接过程的产热行为和材料迁移行为.

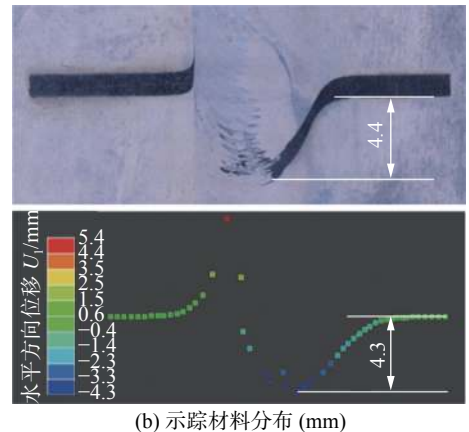
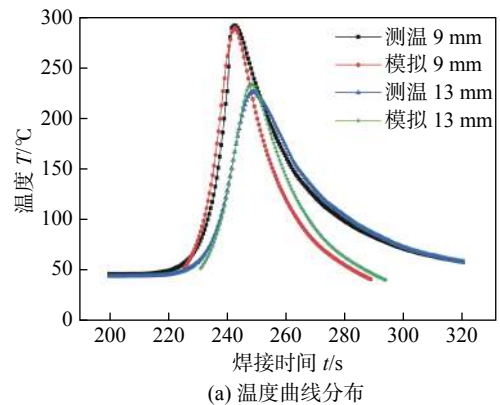


图6 验证试验/数值模拟结果对比

Fig. 6 Comparison of the simulated and experimental results. (a) temperature profile; (b) tracer material distribution

3 结果分析

3.1 BT-FSW 温度场分布特征

选用搅拌头转速 600 r/min 、焊接速度 150 mm/min 参数下数值模拟结果进行分析. 图 7 为焊接时刻 $t=40\text{ s}$ 时的焊接温度场. 焊接温度云图, 如图 7a 所示. 峰值温度位于搅拌头直接接触区域, 这是由于该区域是摩擦产热和塑性变形产热的主要区域. 随着距搅拌头中心距离增加, 高温区域向周围扩散形成明显的温度梯度, 呈典型的椭圆状分布. 从焊

缝高温区域局部放大图可以看出, 搅拌头前方的温度梯度大于后方. 这是由于在 BT-FSW 过程中, 搅拌头后方材料先后经历了搅拌头的直接加热以及后续的热传导, 而前方材料仅仅经历了热传导过程. 与常规 FSW 碗状横截面形貌不同, BT-FSW 接头横截面温度分布呈“沙漏”状. 这是由于在焊接过程中轴肩产热占主导, 并且上下轴肩同向同速运动, 沿厚度方向产生对称热量分布. 接头横截面中心线温度分布, 如图 7b 所示. 近焊缝中心温度较高, 且峰值温度约为 522 °C, 位于后退侧搅拌针界面位置. 对比接头前进侧和后退侧相同位置 (距焊缝中心 15 mm) 峰值温度, 其中前进侧温度为 251 °C, 后退侧温度为 264 °C, 可见后退侧温度高于前进侧. 这是由于在焊接过程中前进侧热塑性材料受到搅拌头的带动作用, 转移至焊缝后侧堆积所致.

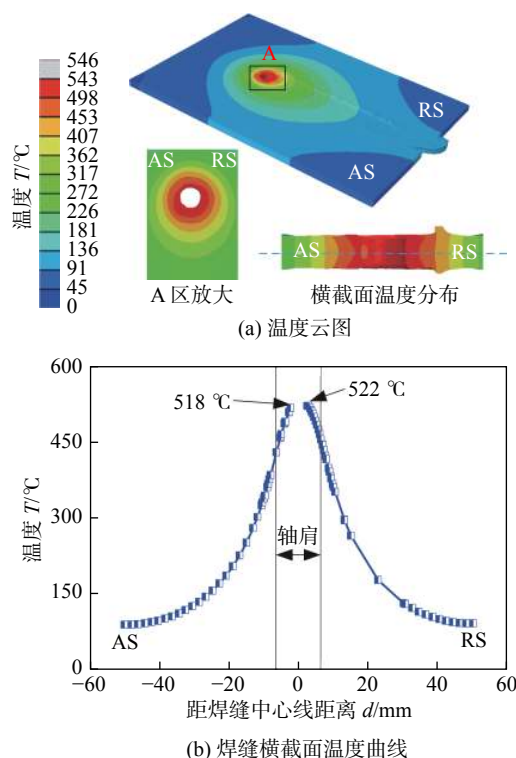


图 7 焊接稳定阶段温度场

Fig. 7 Temperature field in the stable stage of welding. (a) temperature cloud map; (b) temperature distribution on the center line of the weld cross section

3.2 BT-FSW 塑性应变场及速度场分布特征

图 8 为焊缝横截面等效塑性应变分布, 左图为横截面等效塑性应变, 右图为其透视图. 可以看到, 等效塑性应变主要分布在搅拌头与被焊材料接触区域, 接头等效塑性应变整体呈上、下对称的“沙漏”形. 这是由于焊接过程中搅拌头对被焊金属材

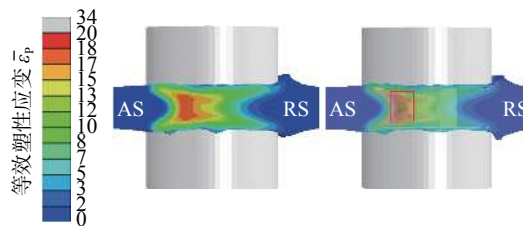


图 8 焊缝横截面等效塑性应变分布

Fig. 8 Equivalent plastic strain distribution of weld cross section

料发生摩擦剪切作用, 上、下轴肩的对称分布使得焊缝区获得上、下对称的等效塑性应变分布.

对比前进侧与后退侧, 可以看到前进侧等效塑性应变梯度较大, 界面处变化剧烈, 而后退侧等效塑性应变梯度较小, 界面处变化平缓, 这是由于两侧不同的流动状态所致. 前进侧焊接方向与搅拌头旋转方向一致, 塑性材料在该处发生急剧的摩擦剪切作用, 而在后退侧, 由搅拌针带来的塑性材料在该处堆积, 塑性变形区较大, 因此摩擦剪切作用比较平缓. 观察右图可知, 在搅拌针前进侧边缘有瞬时孔洞的形成, 此处为典型的流动不充分区域, 极易形成孔洞缺陷^[25-27].

焊接稳定阶段材料流动速度场分布如图 9 所示. 可以看到, 在旋转前进的搅拌头的摩擦剪切和挤压作用下, 热塑化的金属材料逐渐发生流动, 在焊板上下表面处材料流动速度最大, 这是因为靠近搅拌头轴肩外缘区, 搅拌头具有更高的切向线速度. 在焊板中间厚度区, 由于轴肩作用的减小, 材料流动速度迅速下降. 最终, 焊接过程物理场的空间分布呈上下对称的“沙漏”形.

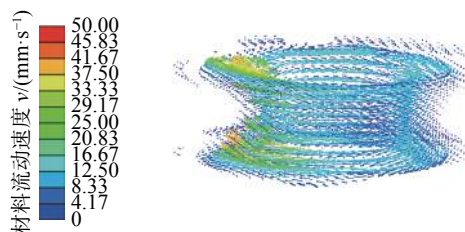


图 9 材料流动速度场分布

Fig. 9 Material flow velocity field distribution

3.3 BT-FSW 材料流动行为分析

3.3.1 示踪粒子布置

为直观判断焊接过程中的材料流动情况, 文中采用示踪粒子技术对焊接过程中的材料流动进行追踪.

如图 10 所示, 在距焊接起始位置 80 ~ 105 mm 范围内根据研究目的不同, 在 3 个位置分别放置示

踪粒子,具体如下:①距焊板上下表面 0.4 mm 及厚度中心分别放置一层示踪粒子,每层放置 51 个示踪粒子,间距 0.4 mm,呈线性分布,用以判断焊接过程中材料流动的总趋势;②在距焊板上表面 0.4 mm 及厚度中心分别放置一层示踪粒子,每层放置 870 个示踪粒子,平铺于 $11.6\text{ mm} \times 14.4\text{ mm}$ 长方形范围内,间距 0.4 mm,用以判断焊接过程中塑性材料水平方向的流动行为;③示踪点沿焊缝横截面布置,共设置 11 层示踪粒子,每层放置 51 个示踪粒子,间距 0.4 mm,用以判断焊接过程中塑性材料板厚方向的流动行为。

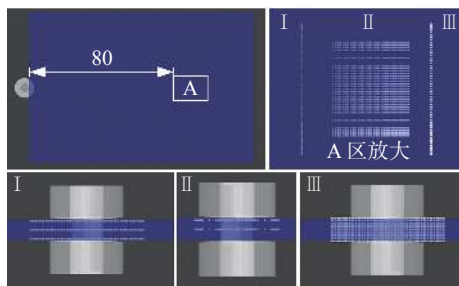


图 10 示踪粒子分布示意图 (mm)

Fig. 10 Schematic diagram of tracer particle distribution

3.3.2 材料流动总体趋势

搅拌头经过 I 处附近时示踪粒子分布如图 11 所示。从图 11 可以看出,焊缝附近不同厚度的材料流动行为具有不同时性。当示踪粒子刚进入搅拌头范围时,轴肩附近示踪粒子率先开始移动,此时焊缝中心材料基本不发生流动;而随着搅拌头继续前移,焊缝中心示踪粒子受到搅拌针影响后开始移动,此时轴肩附近材料已转移至搅拌头后退侧后方。这是因为在 BT-FSW 过程中上下轴肩对塑性材

料的驱动范围大于搅拌针,导致接头整体流场呈上下对称的“沙漏”形,如图 9 所示。因此同一截面轴肩作用区材料率先受到搅拌头的摩擦剪切作用而发生移动,观察焊后材料的总体分布情况也可以发现,靠近轴肩附近示踪粒子离散状态优于焊缝中心区域。其次,搅拌头周围不同方位的材料流动行为也存在差异。通过对比不同时刻示踪粒子的分布情况可以发现,在后退侧搅拌头后方存在一个快速流动区,促使轴肩和搅拌针附近的材料能够快速转移至搅拌头后方。在焊接过程中,大量的高温热塑性材料会随着搅拌头的旋转由前进侧带往后退侧,并在后退侧堆积,从而形成一个相对稳定的高温高压区域。在此区域内搅拌头充分接触热塑性材料,使得对材料的带动作用保持在一个较高水平,而由于热量累积导致的温升使得此处材料的变形抗力迅速降低,在这两种因素的主导下材料最终在此处发生快速转移。

对比前进侧示踪粒子可以发现,当搅拌头逐渐远离该位置时,轴肩作用区示踪粒子偏移角度远大于搅拌针作用区。这是由于随着搅拌头的远离,前进侧后方板厚中心的压力迅速降低,甚至会形成瞬时孔洞,如图 8 所示,使得对材料的带动作用大大减弱,此时轴肩仍能保持对材料的强烈带动作用。最终,搅拌针范围内前进侧材料大部分堆积在前进侧后方,而轴肩范围内前进侧材料则随着搅拌头前移向前偏移。

3.3.3 水平方向材料流动行为

图 12 为搅拌头经过 II 处附近时示踪粒子分布。为明确轴肩与搅拌针对水平方向材料流动的影响规律,对不同厚度示踪粒子分布分别进行分析。

通过对比焊后示踪粒子的分布形态可以发现,轴肩附近示踪粒子的分布更为弥散,混合更加充分(图 12a),而板厚中心仅有搅拌针范围内的示踪粒子发生移动,混合并不充分(图 12b),甚至还保留初始的层状分布。这说明不同区域水平方向的材料流动行为存在着明显差异,轴肩作用区材料流动更加剧烈,材料发生充分混合,而搅拌针作用区材料流动保持着稳定的层流特征,不同位置的流动互不干扰。

与此同时,前进侧/后退侧材料在水平方向上的流动行为也存在差异。从图中可以看出,在轴肩和搅拌针附近,前进侧材料在进入搅拌头作用范围后,迅速进入剪切层内侧(即与搅拌针直接接触),受到搅拌针直接驱动;而后退侧材料则主

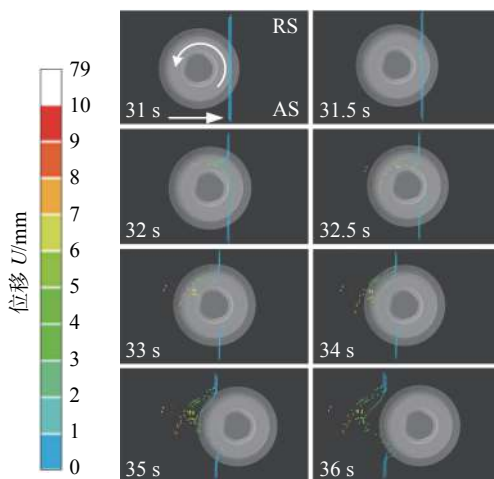


图 11 示踪粒子不同时刻分布 (I)

Fig. 11 Distribution of tracer particles at different times (I)

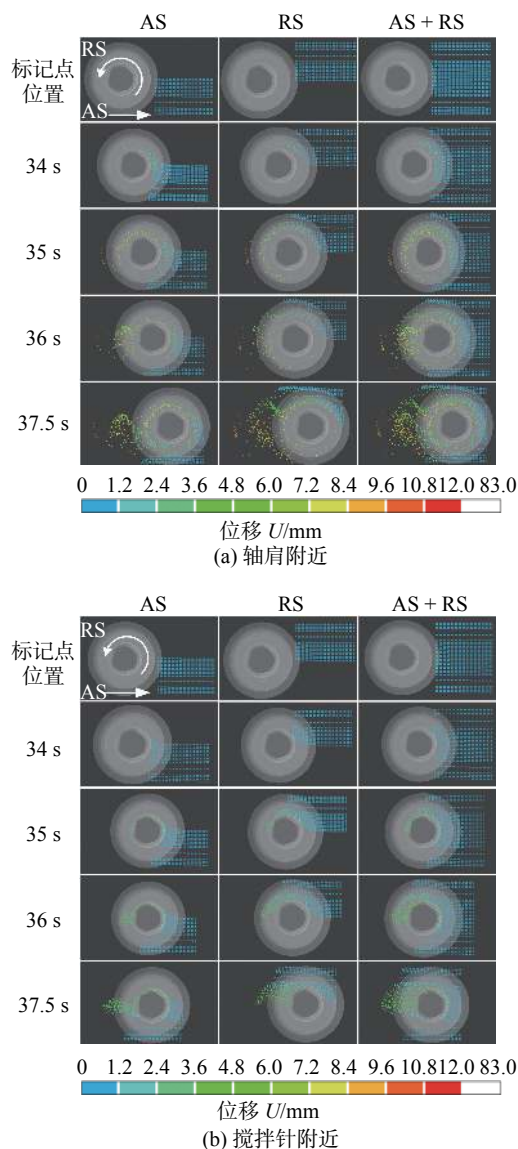


图 12 示踪粒子不同时刻分布 (II)

Fig. 12 Distribution of tracer particles at different times (II). (a) near by the shoulders; (b) near by the probe

要进入剪切层外侧,并不与搅拌头发生直接接触,仅受到搅拌针间接驱动.不同受力状态也容易导致前进侧和后退侧材料流动状态差异.前进侧材料与搅拌针为直接接触状态,受搅拌头驱动效果明显,在绕过搅拌针之后大都沉积于前进侧搅拌头后方区域(瞬时孔洞区域,接触不充分),而后退侧材料仅仅受到剪切层内层材料的带动,进而被旋推至后方沉积.

对比轴肩和搅拌针附近示踪粒子最终分布形态,可以看出两者前进侧示踪粒子分布较为吻合,而轴肩附近后退侧材料总体呈弥散分布,与搅拌针附近差别较大.这是由于该部分材料受到轴肩作用主导,材料流动剧烈,上述稳定的流动状态很容易

被打破.

3.3.4 板厚方向材料流动行为

搅拌头经过Ⅲ处附近时示踪粒子分布如图 13 所示,包括不同时刻轴肩附近示踪粒子分布、不同时刻搅拌针附近示踪粒子分布以及示踪粒子起始位置分布.

对比图 13a 和图 13b 可以发现,厚度方向上的

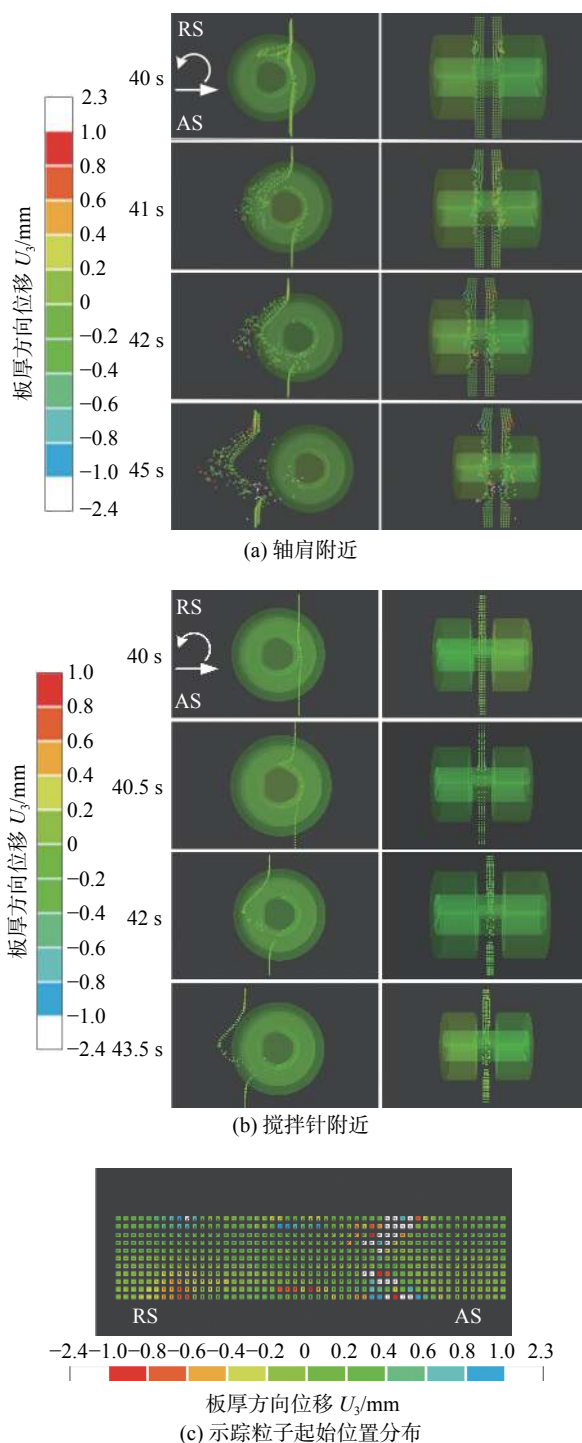


图 13 示踪粒子不同时刻分布 (III)

Fig. 13 Distribution of tracer particles at different times (III). (a) near by the shoulders; (b) near by the probe; (c) initial position of tracer particles

材料流动是不同步的,其速度分布具有明显的梯度。轴肩附近材料最先开始流动,且流动最为剧烈;随着逐渐远离轴肩位置,材料流动愈加滞后,且流动状态更加平稳。进一步分析可以发现,搅拌头不同方位材料流动存在明显阶段性。塑性材料在抵达搅拌头后方中心线前基本不发生厚度方向运动,这一阶段材料流动类似于层流状态。该流动状态得以维持的原因在于此阶段塑性材料处于高压状态,搅拌头对材料的带动能力较强,整个横截面范围材料流动充分。而材料抵达前进侧搅拌头后方时,由于瞬时孔洞区域的存在,搅拌头对材料的带动作用迅速减弱,轴肩/搅拌针主导材料的差异得以体现,相对流动剧烈的轴肩作用区材料在上下轴肩的挤压下向板材中心流动,并与搅拌针作用区材料汇合,形成典型的前进侧汇流区。图13c显示了焊后不同位移示踪粒子起始位置分布。可以看到,前进侧后方发生厚度方向剧烈运动的材料其来源主要是搅拌头前方的前进侧金属。结合关于材料水平方向的流动分析可知,该部分金属为剪切层内侧的主要组成材料。

4 结论

(1) 文中建立的基于欧拉空间的 BT-FSW 三维热力耦合模型能有效预测焊接过程中温度场、流动场。在 BT-FSW 稳定焊接阶段,接头横截面温度分布,塑性应变分布及速度场分布均呈上下对称的“沙漏”形。

(2) BT-FSW 过程中的材料流动存在不同步性,靠近轴肩的材料先开始运动,且流动剧烈;随着逐渐远离轴肩位置,材料流动愈加滞后,且流动状态减弱。

(3) 在水平方向上,前进侧材料作为剪切层内侧材料,绕搅拌针旋转后大部分沉积于搅拌头后方前进侧区域,而后退侧材料仅仅受到剪切层内层材料的带动,进而被旋推至后方沉积。

(4) 塑性材料在抵达搅拌头后方中心线前沿厚度方向流动较弱,而当抵达前进侧搅拌头后方时,材料受到上下轴肩挤压向板材中心流动。

参考文献

[1] Thomas W M, Nicholas E D, Needham J C, *et al.* Improvements

relating to friction welding: EP19940120385[P]. 1995-07-05.

[2] Thomas W M, Nicholas E D, Needham J C, *et al.* Friction stir butt welding: US5460317[P]. 1995-10-24.

[3] 周利, 刘朝磊, 王计, 等. 双轴肩搅拌摩擦焊技术研究现状 [J]. 焊接, 2015(6): 14 – 18.

Zhou Li, Liu Chaolei, Wang Ji, *et al.* Research progress in self-reacting friction stir welding technology[J]. Welding & Joining, 2015(6): 14 – 18.

[4] Zhao S, Bi Q Z, Wang Y H, *et al.* Empirical modeling for the effects of welding factors on tensile properties of bobbin tool friction stir-welded 2219-T87 aluminum alloy[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 90: 1105 – 1118.

[5] Li Gaohui, Zhou Li, Zhang Haifeng, *et al.* Effects of traverse speed on weld formation, microstructure and mechanical properties of ZK60 Mg alloy joint by bobbin tool friction stir welding[J/OL]. Chinese Journal of Aeronautics, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.05.037>.

[6] Li W Y, Fu T, Huetsch L, *et al.* Effects of tool rotational and welding speed on microstructure and mechanical properties of bobbin-tool friction-stir welded Mg AZ31[J]. Materials & Design, 2014, 64(12): 714 – 720.

[7] Liu X C, Wu C S, Padhy G K. Characterization of plastic deformation and material flow in ultrasonic vibration enhanced friction stir welding[J]. Scripta Materialia, 2015, 102: 95 – 98.

[8] Xu W F, Liu H J, Chen D L. Material flow and core/multi-shell structures in a friction stir welded aluminum alloy with embedded copper markers[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2011, 509(33): 8449 – 8454.

[9] 龙玲, 史清宇, 刘铁, 等. 搅拌摩擦焊接材料流动模型及在缺陷预测中的应用 [J]. 焊接学报, 2019, 40(1): 84 – 88.

Long Ling, Shi Qingyu, Liu Tie, *et al.* Modeling of material flow during friction stir welding and the application for defect prediction[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(1): 84 – 88.

[10] 胡晓晴. 基于示踪材料的双轴肩搅拌摩擦焊流场研究 [D]. 镇江: 江苏科技大学, 2015.

Hu Xiaoping. Research on the flow field of bobbin tool friction stir welding based on tracer material[D]. Zhenjiang: Jiangsu University of Science and Technology, 2015.

[11] Hilgert J, Dos Santos J F, Huber N. Shear layer modelling for bobbin tool friction stir welding[J]. Science and Technology of Welding & Joining, 2010, 17(6): 454 – 459.

[12] 李继忠, 赵华夏, 栾国红. 铝合金搅拌摩擦焊物理场三维数值模拟 [J]. 焊接学报, 2016, 37(5): 15 – 18.

Li Jizhong, Zhao Huaxia, Luan Guohong. 3D numerical simulation of physical fields of friction stir welding for aluminum alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2016, 37(5): 15 – 18.

- [13] Singh P, Biswas P, Kore S D. A three-dimensional fully coupled thermo- mechanical model for self-reacting friction stir welding of aluminium AA6061 sheets[J]. *Journal of Physics Conference Series*, 2016, 759(1): 1 – 6.
- [14] 王非凡. Al-Li 合金双轴肩搅拌摩擦焊成形机制及性能研究 [D]. 西安: 西北工业大学, 2016.
- Wang Feifan. Investigation on joint formation mechanism and mechanical properties of bobbin tool friction stir welding of Al-Li alloys[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2016.
- [15] Wen Q, Li W Y, Gao Y J, *et al.* Numerical simulation and experimental investigation of band patterns in bobbin tool friction stir welding of aluminum alloy[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 100: 2679 – 2687.
- [16] 陈高强, 史清宇. 搅拌摩擦焊中材料流动行为数值模拟的研究进展 [J]. *机械工程学报*, 2015, 51(22): 11 – 21.
- Chen Gaoqiang, Shi Qingyu. Recent advances in numerical simulation of material flow behavior during frictions stir welding[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2015, 51(22): 11 – 21.
- [17] Bastier A, Maitournam M H, Van K D. Steady state thermomechanical modelling of friction stir welding[J]. *Science and Technology of Welding & Joining*, 2006, 11(3): 278 – 288.
- [18] 武传松, 宿浩, 石磊. 搅拌摩擦焊接产热传热过程与材料流动的数值模拟 [J]. *金属学报*, 2018, 54(2): 265 – 277.
- Wu Chuansong, Su Hao, Shi Lei. Numerical simulation of heat generation, heat transfer and material flow in friction stir welding[J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2018, 54(2): 265 – 277.
- [19] Cao J Y, Wang M, Kong L, *et al.* Numerical modeling and experimental investigation of material flow in friction spot welding of Al 6061-T6[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, 89: 2129 – 2139.
- [20] 徐韦锋, 刘金合, 朱宏强. 2219 铝合金厚板搅拌摩擦焊接温度场数值模拟 [J]. *焊接学报*, 2010, 31(2): 63 – 66.
- Xu Weifeng, Liu Hejin, Zhu Hongqiang. Numerical simulation of thermal field of friction stir welded 2219 aluminum alloy thick plate[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2010, 31(2): 63 – 66.
- [21] 张子群. 铝合金 2219 弧板件铣削力建模及其对残余应力的影响规律研究 [D]. 济南: 山东大学, 2018.
- Zhang Ziqun. Milling force modeling of alloy 2219 arc plates and its influence on residual stress[D]. Jinan: Shandong University, 2018.
- [22] Tutunchilar S, Haghpanahi M, Besharati Givi M K, *et al.* Simulation of material flow in friction stir processing of a cast Al-Si alloy[J]. *Materials & Design*, 2012, 40: 415-426.
- [23] Wang H, Colegrove P A, Dos Santos J F. Numerical investigation of the tool contact condition during friction stir welding of aerospace aluminium alloy[J]. *Computational Materials Science*. 2013, 71: 101-108.
- [24] 朱智, 王敏, 张会杰, 等. 基于 CEL 方法搅拌摩擦焊材料流动及缺陷的模拟 [J]. *中国有色金属学报*, 2018, 28(2): 294 – 299.
- Zhu Zhi, Wang Min, Zhang Huijie, *et al.* Simulation on material flow and defect during friction stir welding based on CEL method[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2018, 28(2): 294 – 299.
- [25] Zhang H J, Wang M, Zhang X, *et al.* Microstructural characteristics and mechanical properties of bobbin tool friction stir welded 2A14-T6 aluminum alloy[J]. *Materials & Design*, 2015, 65: 559 – 566.
- [26] Esmaily M, Mortazavi N, Osikowicz W, *et al.* Bobbin and conventional friction stir welding of thick extruded AA6005-T6 profiles[J]. *Materials & Design*, 2016, 108: 114 – 125.
- [27] Zhou L, Li G H, Liu C L, *et al.* Microstructural characteristics and mechanical properties of Al-Mg-Si alloy self-reacting friction stir welded joints[J]. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2017, 22(5): 438 – 445.

第一作者: 刘西畅, 硕士研究生; 主要研究方向为搅拌摩擦焊接过程的数值模拟及材料流动行为; Email: 1440025932@qq.com.

通信作者: 李文亚, 博士, 教授, 博士研究生导师; Email: liwy@nwpu.edu.cn.

(编辑: 戴红)