

[研究·设计]

DOI:10.3969/j.issn.1005-2895.2019.04.007

搅拌摩擦焊双轴肩搅拌针产热模型与温度场研究

鱼海东, 崔国华, 张振山, 郭强, 程禛溢

(上海工程技术大学机械与汽车工程学院, 上海 201620)

摘要:为了探究双轴肩搅拌摩擦焊接工艺参数对焊接过程中产热的影响,实现工艺优化,在实际焊接过程中,课题组将焊接工艺中的焊接速度和搅拌针旋转速度引入模型,并综合考虑上、下轴肩和搅拌针在焊接稳定阶段与工件不同的接触模型,分析搅拌针的受力状况,建立了搅拌针受力模型;基于受力模型建立了轴肩和搅拌针的产热模型,对该模型进行数值模拟;通过数值模拟的数据与实测数据对比分析,修改工艺参数中的搅拌针旋转速度,分析工艺参数与产热的关系。结果表明:建立的双轴肩搅拌摩擦焊产热模型可以准确预测实际焊接过程中产生的温度;此外,在一定范围内增加搅拌针旋转速度,焊接产生的温度也随之增加并且在焊缝中心温度呈哑铃状分布。

关键词:双轴肩搅拌摩擦焊;产热模型;搅拌针;温度场

中图分类号: TG453.9 文献标志码: A 文章编号: 1005-2895(2019)04-0035-07

Mathematical Thermal Model and Thermal Field for Bobbin Tool Friction Stir Welding

YU Haidong, CUI Guohua, ZHANG Zhenshan, GUO Qiang, CHEN Zhenyi

(School of Mechanical and Automotive Engineering, Shanghai University of Engineering Science, Shanghai 201620, China)

Abstract: In order to completely understand the influence of bobbin tool friction stir welding process parameters on heat generation in welding process and to realize process optimization, the welding speed and rotating speed of pin in welding process were introduced into the established heat generation model for the actual welding process. Both dry and viscous friction contact conditions between tool and workpiece in welding stable stage were considered comprehensively. The force of shoulder and pin were analyzed first, and the force model was established. Based on force model, the mathematical thermal models of shoulder and pin were established respectively. By comparing the numerical simulation data with the experimental data, the rotating speed of the pin in the process parameters was modified, and the relationship between the process parameters and heat production was analyzed. The results show that the mathematical thermal models can accurately predict the actual welding temperature. In addition, with the increase of pin rotation speed in a certain range, the welding temperature will increase and the temperature distribution in the center of the weld is dumbbell-shaped.

Keywords: bobbin tool friction stir welding; mathematical thermal model; stir welding pin; temperature field

搅拌摩擦焊接技术发明以来迅速获得了广泛的关注^[1]。常规的单轴肩搅拌针搅拌摩擦焊技术要求在焊接前对被焊工件进行严格的装夹且要在被焊工件的

背部添加刚性衬垫,因此结构件的焊接工装极其复杂,而双轴肩搅拌针比常规搅拌针多一个轴肩,2个轴肩分别与工件的上、下表面接触,下轴肩起到背部刚性垫

收稿日期:2019-02-26;修回日期:2019-05-10

基金项目:国家自然科学基金(51775165);上海市科学技术委员会科研计划项目(18030501200)。

第一作者简介:鱼海东(1993),男,江苏盐城人,硕士研究生,主要研究方向为并联搅拌摩擦焊机器人设计。通信作者:崔国华(1975),男,河北衡水人,博士,教授,主要研究方向为机器人机械学、机器人化施工装备及其可靠性研究。E-mail:13730071278@163.com

板的作用,实现焊缝背面无支撑焊接^{[2]295}。因此应用双轴肩搅拌摩擦焊(bobbin tool friction stir welding, BT-FSW)具备较高的研究及应用价值。

双轴肩搅拌针在 BT-FSW 固相连接过程中起主导作用,搅拌针转速、焊速、轴肩压力(轴肩压入量)、焊前预热及焊后热处理等均会影响焊缝质量^[3]。搅拌针的热输入不仅是影响焊缝质量的重要因素之一,而且在焊接过程中随着温度升高可能会导致工具发生塑性变形^[4]。因此 BT-FSW 过程中对搅拌针热输入问题的研究有助于对 BT-FSW 的认识,对于焊接参数的控制以提高焊接质量具有重要意义。一般 FSW 的产热分析较多:Khandkar 等^[5]介绍了一种基于扭矩的圆柱搅拌针热输入模型;Schmidt 等^[6]根据旋转工具表面与焊接件接触条件的不同假设,建立了 FSW 中具有凹槽的圆柱轴肩发热分析模型;Gadakh 等^[7]根据接触条件的不同假设,建立了 FSW 中锥形搅拌针产热分析模型。而关于 BT-FSW 的产热分析的研究有限,因此,有必要建立一个较为准确的 BT-FSW 产热模型。

课题组从双轴肩搅拌针 3 个主要产热部分受力入手,在最主要的产热部位轴肩部分利用了基于非 Hertz 接触理论,考虑了滑动摩擦和黏性摩擦的接触条件,并把搅拌针转速和焊速的工艺参数引入模型中,给出了 BT-FSW 较为准确的产热模型,为搅拌针设计和数值模拟过程提供相应的理论依据。

1 双轴肩搅拌针实体几何模型

在 BT-FSW 焊接过程中,搅拌针侧面和上下轴肩表面与工件表面摩擦是热量的主要来源,实际所用的搅拌针和轴肩通常都带有一定的螺纹和沟槽,这样有利于塑性状态下材料的流动^[8]。由于这些因素对搅拌针整体产热影响较小,在分析时对双轴肩搅拌针模型进行简化,忽略搅拌针上的螺纹和轴肩表面的沟槽,简化成上下 2 个水平的轴肩面和 1 个竖直的圆柱面。建立了如图 1 所示的双轴肩搅拌针实体模型作为分析对象。

2 双轴肩搅拌针力学模型建立

由于搅拌针在焊接稳定过程中,上下轴肩与工件接触属于经典弹性接触中的刚性圆柱体与弹性半空间的接触,在建立受力模型时运用非 Hertz 滚动接触理论。非 Hertz 滚动接触理论是由 Kaler 于 1982—1992 年发展起来的,基于弹性力学中能量原理,放弃了 Hertz 假设,在焊接过程中,使用静态分布定律 $P(r)$ 作为常压,考虑 3 种分布规律:均匀分布、赫兹接触、刚性圆柱体和弹性半空间之间的接触^[9]。

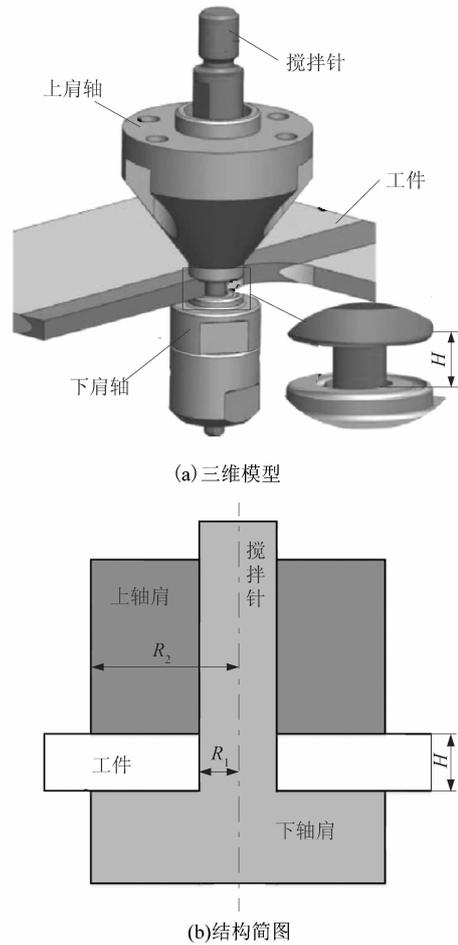


图 1 双轴肩搅拌针实体模型

Figure 1 Model of BT-FSW tool

1) 均匀分布

$$P(r) = \frac{N_0}{\pi(R_2^2 - R_1^2)}。$$

2) 赫兹接触

$$P(r) = \frac{3N_0}{2\pi R_2^2} \sqrt{1 - (r/R_2)^2}。$$

3) 刚性圆柱体与弹性半空间之间的接触

$$P(r) = \frac{N_0}{2\pi R_2^2 \sqrt{1 - (r/R_2)^2}}。$$

式中: N_0 表示法向压力; R_1 和 R_2 是轴肩的半径。

双轴肩搅拌针有 3 个不同的产热部位: Q_1 是由上轴肩产生的热量; Q_2 是下轴肩产生的热量; Q_3 是由搅拌针侧面产生的热量。因此总产热量: $Q_{total} = Q_1 + Q_2 + Q_3$ 。搅拌摩擦焊是一个非常复杂的热机作用过程^[10],为了简化分析,做以下假设:

1) 由于搅拌针表面产热因素复杂,并且在总产热中占比较小,约 10% ~ 20%,在分析过程中视搅拌摩

擦针表面接触剪切应力均布^[11];

2) 由于上、下轴肩产热机制和尺寸大小都相同,所以认为上、下轴肩产热相等;

3) 不考虑变形等其他产热机制;

4) 忽略焊接过程中搅拌针的倾角,认为搅拌针与工件垂直。

在整个焊接过程中,轴肩与搅拌针是主要产热部位,基于以上假设,在建立数学模型时将轴肩与搅拌针分开建立。

2.1 轴肩受力分析

搅拌针轴肩简图如图2所示。竖直对称的搅拌针沿由固定坐标系 $OXYZ$ 定义的轴 OX 在固定工件平面上以速度 v 运动。同时,搅拌针以角速度 ω 围绕其对称轴旋转。轴肩与工件接触区域为外半径 R_2 ,内半径 R_1 ,点 O 为中心的同心圆,如图2所示。

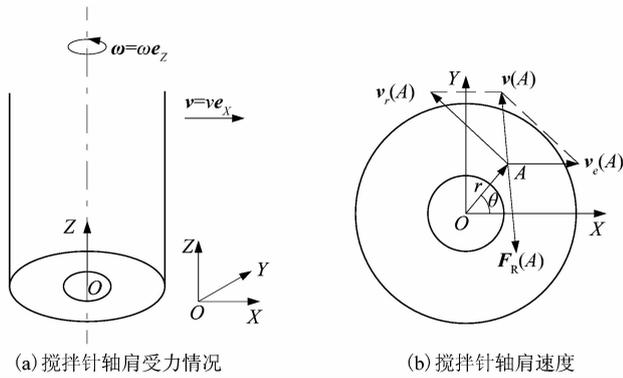


图2 双轴肩搅拌针轴肩受力和速度简图

Figure 2 Schematic drawing of BT-FSW shoulder used showing velocity and force

在焊接稳定阶段轴肩 A 点与工件之间将产生滑动摩擦和黏性摩擦2个摩擦力^{[12]2},合力定义为 $F_R(A)$:

$$F_R(A) = F_k(A) + F_\mu(A). \quad (1)$$

式中: $F_k(A)$ 表示滑动摩擦力; $F_\mu(A)$ 表示黏性摩擦力。

滑动摩擦采用经典库仑接触模型,根据库仑摩擦计算滑动摩擦力

$$F_k(A) = -kp(A) \frac{v(A)}{|v(A)|}. \quad (2)$$

式中: k 是滑动摩擦因数; $p(A)$ 是点 A 处的法向应力(压力); $v(A)$ 是点 A 处的滑移速度。

当工件的材料由于接触区的温度升高而变成塑性时,出现黏性摩擦力

$$F_\mu(A) = -\mu v(A) |v(A)|^{m-1}. \quad (3)$$

式中: μ 是取决于工具形状的实验黏性阻力系数。速

度 v 对黏性摩擦的影响是线性的($m=1$)或二次的($m=2$)^{[12]3}。

如图2所示,点 A 的相对速度 $v_r(A) = \omega \times OA$,并指向物体的旋转方向。 $|v_r(A)| = \omega r$,且 $|OA| = r = \sqrt{x^2 + y^2}$ 。速度 $v_e(A) = ve_x$ 平行于轴 OX 。

$$v(A) = v_r(A) + v_e(A); \quad (4)$$

$$v(A) = (v - \omega r \sin \theta) e_X + \omega r \cos \theta e_Y; \quad (5)$$

$$|v(A)| = \sqrt{v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2}. \quad (6)$$

式中: $v_r(A)$ 和 $v_e(A)$ 是点 A 的相对速度和相对于参考系的焊接速度; θ 是 $|OA|$ 和轴 OX 之间的角度。则轴肩 A 点滑动摩擦力

$$F_k(A) = F_{kX}(A) e_X + F_{kY}(A) e_Y. \quad (7)$$

$$\text{其中, } F_{kX}(A) = -kp(A) \frac{v - \omega r \sin \theta}{\sqrt{v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2}}; \quad (8)$$

$$F_{kY}(A) = -kp(A) \frac{\omega r \cos \theta}{\sqrt{v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2}}. \quad (9)$$

轴肩 A 点黏性摩擦力:

$$F_{\mu X}(A) = -\mu (v - \omega r \sin \theta) (v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2)^{\frac{m-1}{2}}; \quad (10)$$

$$F_{\mu Y}(A) = -\mu \omega r \cos \theta (v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2)^{\frac{m-1}{2}}. \quad (11)$$

2.2 搅拌针侧面受力分析

由于BT-FSW的搅拌针侧面所受压力的模型较为复杂,为便于建立温度模型,课题组采用摩擦力矩传递建立模型。搅拌针侧面简图如图3所示,摩擦力产生与搅拌针上 B 点速度方向相反的摩擦力矩^[13]。搅拌针的坐标系、速度、角速度都与轴肩相同,搅拌针半径 R_1 ,高度 H 。

稳定阶段轴肩与工件之间将产生滑动摩擦和黏性摩擦2个摩擦力矩,这里合力矩

$$M_R(B) = M_k(B) + M_\mu(B). \quad (12)$$

式中: $M_k(B)$ 表示 B 点滑动摩擦扭矩; $M_\mu(B)$ 表示 B 点黏性摩擦扭矩。

滑动摩擦采用经典库仑接触模型,根据库仑摩擦计算滑动摩擦力矩

$$M_k(B) = -kp(B) \frac{OB \times v(B)}{|v(B)|}. \quad (13)$$

式中: k 是滑动摩擦因数; $p(B)$ 是点 B 处的法向应力(压力); $v(B)$ 是点 B 处的滑移速度。

当工件的材料由于接触区的温度升高而变成塑性时,出现黏性摩擦力矩

$$M_\mu(B) = -\mu OB \times v(B) |v(B)|^{m-1}. \quad (14)$$

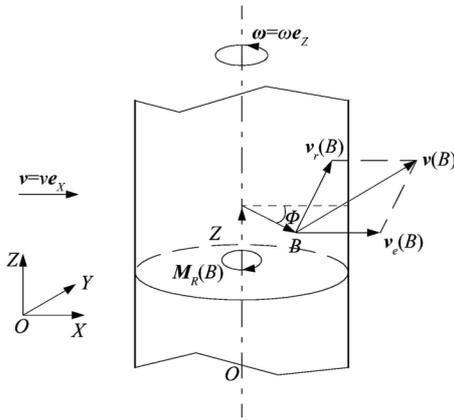


图3 双轴肩搅拌针受力和速度简图

Figure 3 Schematic drawing of BT-FSW

pin used showing velocity and force

点B的速度模型建立与A点相同,且有

$$\mathbf{v}(B) = \mathbf{v}_r(B) + \mathbf{v}_e(B); \quad (15)$$

$$\mathbf{v}(B) = (v - \omega R_1 \sin \theta) \mathbf{e}_X + \omega R_1 \cos \theta \mathbf{e}_Y; \quad (16)$$

$$|\mathbf{v}(B)| = \sqrt{v^2 - 2\omega R_1 v \sin \Phi + \omega^2 R_1^2}. \quad (17)$$

式中: $\mathbf{v}_r(B)$ 和 $\mathbf{v}_e(B)$ 是点B的相对速度和相对于参考系的焊接速度; Φ 是矢量 \mathbf{OB} 和轴 OX 之间的角度。

则轴肩B点滑动摩擦力矩式(13)可以写成:

$$\mathbf{M}_k(B) = -kp(B) \frac{(\omega R_1 - v \sin \Phi) R_1}{\sqrt{v^2 - 2\omega R_1 v \sin \Phi + \omega^2 R_1^2}}, \quad (18)$$

搅拌针侧面B点黏性摩擦力矩式(14)可以写成:

$$\mathbf{M}_\mu(B) = -\mu(\omega R_1 - v \sin \Phi)(v^2 - 2\omega R_1 v \sin \Phi + \omega^2 R_1^2)^{\frac{m-1}{2}}. \quad (19)$$

3 双轴肩搅拌针产热模型建立

对于热问题的解析解,将工件看作半无限体即考虑受平面限制的半空间中的热传播过程。如果在这个表面施加突然变化的条件,瞬态的一维传导将在固体内部发生^[14]。在没有工件内部热量产生的情况下,基于一般发热方程:

$$dQ = \omega dM = \omega r dF. \quad (20)$$

式中: Q 为产生的热量; M 是接触面的扭矩; F 是指接触面的压力。

3.1 轴肩产热分析

为了计算围绕中心轴旋转的轴肩表面的发热,考虑轴肩表面的非极小段即点A,无限小段面积 $dA = rd\theta dr$,受单向接触剪应力即 $\mathbf{F}_R(A)$ 。该段具有无穷小的滑动摩擦力 $dF = F_k(A) dA$ 和黏性摩擦力 $dF = F_\mu(A) dA$ 。根据式(20)得到该段产生的热量:

$$dQ_{1k} = \omega r F_k(A) rd\theta dr; \quad (21)$$

$$dQ_{1\mu} = \omega r F_\mu(A) rd\theta dr. \quad (22)$$

式中: dQ_{1k} 是A处滑动摩擦产热; $dQ_{1\mu}$ 是A处黏性摩擦产热。

通过积分分别得到轴肩从半径 R_1 到 R_2 的滑动摩擦和黏性摩擦产生的热量:

$$Q_{1kX} = -k\omega \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} \frac{p(r)(v - \omega r \sin \theta)}{\sqrt{v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2}} r^2 dr d\theta; \quad (23)$$

$$Q_{1kY} = -k\omega \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} \frac{p(r)\omega r \cos \theta}{\sqrt{v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2}} r^2 dr d\theta; \quad (24)$$

$$Q_{1\mu X} = -\mu\omega \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} (v - \omega r \sin \theta)(v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2)^{\frac{m-1}{2}} r^2 dr d\theta; \quad (25)$$

$$Q_{1\mu Y} = -\mu\omega \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} \omega r \cos \theta (v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2)^{\frac{m-1}{2}} r^2 dr d\theta. \quad (26)$$

对于函数 $\cos \theta f(\sin \theta)$ 积分周期为 2π ,则它的积分值为0。

$$\int_0^{2\pi} \frac{\omega r \cos \theta}{\sqrt{v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2}} d\theta = 0. \quad (27)$$

式(24)和(26)就包含式(27)一般形式。假设速度 v 对黏性摩擦的影响是线性的($m = 1$),并且由于轴肩部分产热属于刚性圆柱体与弹性半空间之间的接触,所以轴肩从半径 R_1 到 R_2 的滑动摩擦和黏性摩擦产生的热量为:

$$\begin{aligned} Q_{1k} &= Q_{1kX} = \\ &-k\omega \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} \frac{p(r)(v - \omega r \sin \theta)}{\sqrt{v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2}} r^2 dr d\theta = \\ &- \frac{k\omega}{2\pi R_2^2} \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} \frac{N_o(v - \omega r \sin \theta)}{\sqrt{(v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2)(1 - (r/R_2)^2)}} r^2 dr d\theta. \end{aligned} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} Q_{1\mu} &= Q_{1\mu X} = -\mu\omega \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} (v - \omega r \sin \theta)(v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \\ &\omega^2 r^2)^{\frac{m-1}{2}} r^2 dr d\theta = -\frac{2\pi}{3} \mu\omega v (R_2^3 - R_1^3). \end{aligned} \quad (29)$$

3.2 搅拌针侧面产热分析

搅拌针由半径为 R_1 和高 H 的圆柱面组成。为了计

算围绕中心轴旋转的搅拌针侧面的发热,考虑搅拌针侧面的非极小段即点 B , 则无限小节段面积 $dB = R_1 d\Phi dh$ 受单向摩擦力矩即 $M_R(B)$, 其中 dh 为 Z 方向上的单位微元。该段具有无穷小的滑动摩擦力矩 $dM = M_k(B) dB$ 和黏性摩擦力 $dM = M_\mu(B) dB$ 。根据式(20)得到从该段产生的热量是:

$$dQ_{3k} = \omega M_k(A) R_1 d\Phi dh; \quad (30)$$

$$dQ_{3\mu} = \omega M_\mu(B) R_1 d\Phi dh。 \quad (31)$$

式中: dQ_{3k} 是 B 处滑动摩擦力矩产热; $dQ_{3\mu}$ 是 B 处黏性摩擦力矩产热。

假设速度 v 对黏性摩擦的影响是线性的($m = 1$), 并且由于搅拌针部分产热属于压力均匀分布, 所以通过积分分别得到搅拌针 $0 \sim H$ 的滑动摩擦力矩和黏性摩擦力矩产生的热量:

$$Q_{3k} = -\omega k \int_0^H \int_0^{2\pi} \frac{p(h)(\omega R_1 - v \sin \Phi) R_1}{\sqrt{v^2 - 2\omega R_1 v \sin \Phi + \omega^2 R_1^2}} R_1^2 d\Phi dh = -\frac{\omega k H R_1^2}{\pi} \int_0^{2\pi} \frac{N_o(\omega R_1 - v \sin \Phi) R_1}{\sqrt{(v^2 - 2\omega R_1 v \sin \Phi + \omega^2 R_1^2)(R_2^2 - R_1^2)}} d\Phi; \quad (32)$$

$$Q_{3\mu} = -\omega \mu \int_0^H \int_0^{2\pi} (\omega R_1 - v \sin \Phi) (v^2 - 2\omega R_1 v \sin \Phi + \omega^2 R_1^2)^{\frac{m-1}{2}} R_1 d\Phi dh = -2\pi \omega^2 \mu H R_1^2。 \quad (33)$$

根据以上分析, 其中上轴肩产热 Q_1 与下轴肩产热 Q_2 完全相同, 则 BT-FSW 搅拌针滑动摩擦总产热 $Q_{total,k}$ 和黏性摩擦总产热 $Q_{total,\mu}$ 为:

$$Q_{total,k} = Q_{1k} + Q_{2k} + Q_{3k} = -\frac{k\omega N_o}{\pi R_2^2} \int_0^{R_2} \int_0^{2\pi} \frac{(v - \omega r \sin \theta)}{\sqrt{(v^2 - 2\omega r v \sin \theta + \omega^2 r^2)(1 - (r/R_2)^2)}} r^2 dr d\theta - \frac{\omega k H R_1^2}{\pi \sqrt{R_2^2 - R_1^2}} \int_0^{2\pi} \frac{N_o(\omega R_1 - v \sin \Phi) R_1}{(v^2 - 2\omega R_1 v \sin \Phi + \omega^2 R_1^2)} d\Phi; \quad (34)$$

$$Q_{total,\mu} = Q_{1\mu} + Q_{2\mu} + Q_{3\mu} = -\frac{4\pi}{3} \mu \omega v (R_2^3 - R_1^3) - 2\pi \omega^2 \mu H R_1^2。 \quad (35)$$

4 产热模型分析与温度场验证

基于该产热模型, 以 6082-T6 铝合金薄板为焊接对象, 采用 ANSYS 软件, 对双轴肩搅拌针热生成和稳定焊接状态下的温度分布进行了数值模拟。焊接工艺参数选择焊接速度为 500 mm/min, 搅拌针转速为 800 r/min, 上下轴肩的压力保持 29.5 MPa 的恒定值。图 4 所示为该工况下构件表面的温度场分布, 焊接的最高温度约为 509 °C 并且该位置处于轴肩与材料接触处,

即焊缝中心。

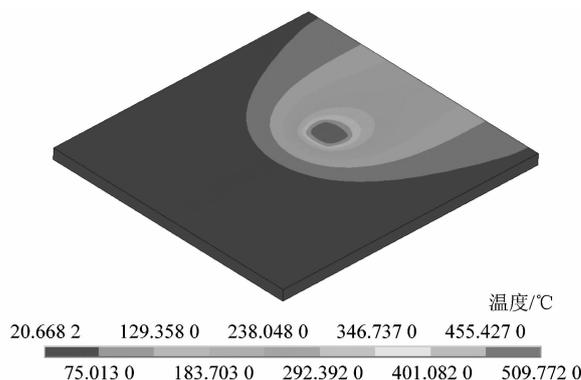


图 4 BT-FSW 温度场分布

Figure 4 Temperature distribution of BT-FSW

根据以上的产热分析可知, 双轴肩搅拌摩擦焊的产热主要来自上下轴肩、搅拌针与焊接材料的摩擦, 式(28)与式(29)之和, 式(31)与式(32)之和分别为轴肩和搅拌针在焊接过程中进入稳定焊接时产生的热量。根据国家标准, 一般搅拌针直径与板厚相同并且占轴肩半径的 1/3, 从产热模型可以看出轴肩产热要比搅拌针产热多, 数值模拟结果如图 5 所示, 为焊接稳定阶段横截面温度场分布, 大量学者研究结果表明轴肩产热占总产热量的 80% ~ 90% [15], 可以看到焊缝处温度场分布呈哑铃状, 这与文献[2]所研究的结果也一致, 验证了该产热模型的准确性。

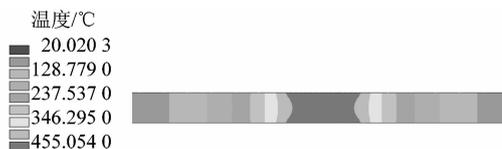


图 5 BT-FSW 横截面温度场分布

Figure 5 Temperature distribution of BT-FSW cross section

文献[16]采用热电偶对 6082-T6 铝合金薄板 BT-FSW 不同工艺焊接过程中各特征点的温度进行测量, 特征点沿着焊缝中心向两侧扩散。这里也根据此实验测量了这些特征点基于产热模型的数值模拟结果的温度分布, 如图 6 所示。图 6 中焊接工艺参数选择焊接速度为 500 mm/min, 搅拌针转速分别为 800, 1 000 和 1 200 r/min, 研究不同转速对温度场的影响。结果显示, 后退侧的温度略高于前进侧的温度, 这是由于前进侧工件与搅拌针之间的相对速度大于后退侧, 从而导致产热多; 且搅拌针后部高温金属迁移到前进侧, 导致搅拌针前进侧温度高于后退侧 [17]。同时, 在焊接过程中, 由于上、下轴肩和搅拌针的旋转摩擦作用, 热塑

性金属通过搅拌从前进侧越过搅拌针移动到后退侧时将一部分热量从前进侧带到后退侧^{[2]296}。课题组将上述产热模型的数值模拟测得与实验测得的温度进行对比,数值模拟的温度几乎与实验温度吻合,温度误差小于10%,验证了该模型的精确性。

由图6(d)可以看出,随着搅拌针转速的增加,各个特征点的温度也随之增加。根据文献[17]实验研究在搅拌针旋转速度800~1000 r/min时温度随之提高,这与仿真结果一致。但是1000 r/min温度比1200 r/min高,这是由于当提高搅拌针的转速时,虽然会提高产热功率,使温度升高,但摩擦因数 μ 会随温度升高而降低,从而导致产热量下降^{[17]4},实验数据与数值模拟的误差主要是由于在仿真中热传导系数、比热容等材料物理参数不能准确获得,随着在材料方面的深入研究,材料的物理参数会越来越准确,这能够提高该产热模型数值模拟的准确性。

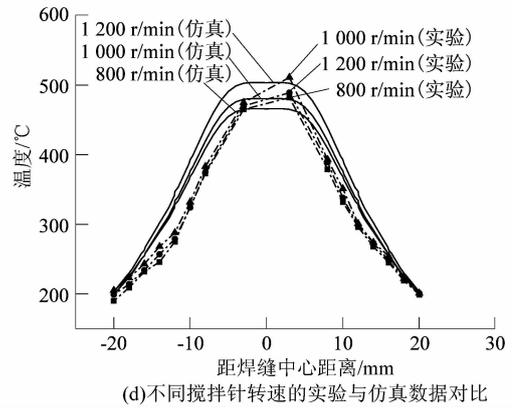
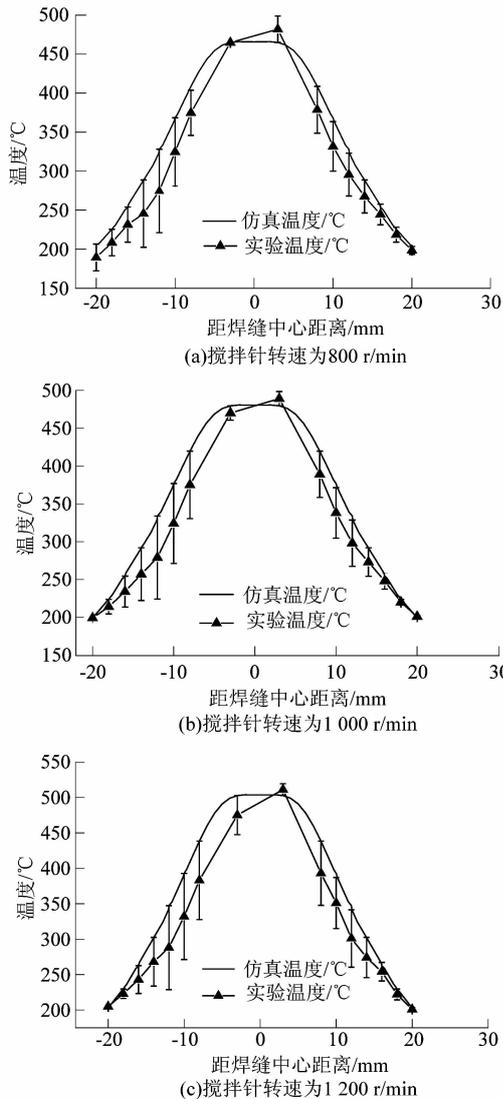


图6 焊速500 mm/min时不同转速的仿真与实验温度

Figure 6 Simulation and experimental temperature of different speeds at welding speed of 500 mm/min

5 结论

课题组建立了铝合金BT-FSW搅拌针的产热模型,根据建立的产热模型利用ANSYS软件进行数值模拟并与实验对比,得出结论:

1) 产热模型中考虑了Hertz接触理论并与搅拌针旋转速度和焊接速度联系起来,建立数学模型研究滑动摩擦和黏性摩擦条件下各自的生热机制。将提出的产热模型的数值模拟结果与实验数据进行对比,结果表明所提出的模型得到的结果与实验数据有很好的的一致性,进而验证了所建数学模型的正确性。

2) 根据模型可以看出双轴肩搅拌摩擦焊接产生的热量与搅拌针转速、焊接速度、轴肩直径、搅拌针直径工艺参数相关,模拟结果显示随着搅拌针的转速提高,热输入量会增加,实验结果表明随着转速提高,温度先增加后降低,该误差是由于数值模拟的材料物理属性不能准确获得导致的,这里还有待改善。

3) 双轴肩搅拌摩擦焊在上、下轴肩处产生的热量较高。温度沿着搅拌针旋转中心线向板厚中心逐渐降低,呈哑铃状分布。利用所提出的分析模型方法,可以准确仿真预测确定工艺条件下工件焊接时的温度,这将有助于指导搅拌针设计和缩短调整焊接工艺参数时间。

参考文献:

[1] 殷鹏飞,张蓉,熊江涛,等. 搅拌摩擦焊温度场研究进展[J]. 材料导报,2012,26(17):121-126.

[2] 夏佩云,尹玉环,赵慧慧,等. 厚板双轴肩搅拌摩擦焊温度场及流场数值模拟[J]. 电焊机,2018,48(3):294-299.

[3] 张昭,张洪武. 接触模型对搅拌摩擦焊数值模拟的影响[J]. 金

- 属学报,2008(1):85-90.
- [4] LI Hongjun, QIN Wei, LIU Di, et al. Design of friction stir welding tools reducing heat flow into spindle [J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 94 (5/6/7/8): 1925 - 1932.
- [5] KHANDKAR M Z H, KHAN J, REYNOLDS A P. Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding; input torque based model [J]. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2003, 8(3): 165 - 174.
- [6] SCHMIDT H, HATTEL J, WERT J. An analytical model for the heat generation in friction stir welding [J]. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 2004, 12(1): 143 - 157.
- [7] GADAKH V S, ADEPU K. Heat generation model for taper cylindrical pin profile in FSW [J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2013, 2(4): 370 - 375.
- [8] HILGERT J, SCHMIDT H N B, SANTOS J F D, et al. Thermal models for bobbin tool friction stir welding [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, 211(2): 197 - 204.
- [9] 杨威启, 钱胜, 褚园, 等. HERTZ 型与非 HERTZ 型接触理论计算方法 [J]. *黄山学院学报*, 2017, 19(5): 13 - 18.
- [10] ESSA A R S, AHMED M M Z, MOHAMED A K Y A, et al. An analytical model of heat generation for eccentric cylindrical pin in friction stir welding [J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2016, 5(3): 234 - 240.
- [11] HUSSEIN S A, TAHIR A S M, IZAMSHAH R. Generated forces and heat during the critical stages of friction stir welding and processing [J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2015, 29(10): 4319 - 4328.
- [12] NATALIHA D, ERIK G, IGOR Z, et al. Mathematical modelling of a friction stir welding considering dry and viscous friction [J]. *Applied Mathematical Modelling*, 2018, 67: 1 - 8.
- [13] MONTAZEROLGHAEM H, BADROSSAMAY M, TEHRANI A F, et al. Dual-rotation speed friction stir welding: experimentation and modeling [J]. *Materials and Manufacturing Processes*, 2015, 30(9): 1109 - 1114.
- [14] 盛宏玉, 李和平, 叶建乔, 等. 层状介质热传导瞬态分析的一种新半数值解法 [J]. *合肥工业大学学报(自然科学版)*, 2010, 33(5): 709 - 712.
- [15] 刘罗成. 6061-T6 铝合金双轴肩搅拌摩擦焊数值模拟及工艺研究 [D]. 长沙: 中南大学, 2014: 15 - 21.
- [16] 李于朋, 孙大千, 官文彪. 6082-T6 铝合金薄板双轴肩搅拌摩擦焊温度场 [EB/OL]. [2019-02-01]. <https://doi.org/10.13229/j.cnki.jdxbgxb20180202>.
- [17] 石磊, 武传松, 刘会杰. 逆向差速搅拌摩擦焊材料塑性流变和热场的数值模拟 [J]. *机械工程学报*, 2014, 50(16): 140 - 146.

(上接第 34 页)

4 结论

课题组提出了一种食道诊疗胶囊驱动机器人的设计方案, 基于 UG 软件构建该驱动机器人的三维模型, 利用 D-H 法建立驱动机器人的坐标系和参数表, 选用拉格朗日方程法计算得到驱动机器人的动能、势能和动力学方程。利用 ADAMS 软件对驱动机器人进行运动学及动力学仿真分析, 通过后处理功能获得各关节的位移、速度、加速度曲线, 验证了所设计的驱动机器人行进稳定, 无冲击, 满足最初设计要求, 具有较好的动力学特性。同时, 获得驱动机器人在运动过程中各关节的最大承受力, 为后续的结构优化、电机、减速机选型及多物理场仿真提供了参考。

参考文献:

- [1] CIUTI G, DONLIN R, VALDASTRI P, et al. Robotic versus manual control in magnetic steering of an endoscopic capsule [J]. *Endoscopy*, 2010, 42(2): 148 - 152.
- [2] LUCARINI G, MURA M, CIUTI G, et al. Electromagnetic control system for capsule navigation: novel concept for magnetic capsule maneuvering and preliminary study [J]. *Medical and Biological Engineering*, 2015, 35(4): 428 - 436.
- [3] 高鸣源. 磁导式胶囊内窥镜力学建模与系统研制 [D]. 武汉: 华中科技大学, 2010: 33 - 36.
- [4] QIAN Yuting, WU Sheng, WANG Qi, et al. Combination of five body positions can effectively improve the rate of gastric mucosa's complete visualization by applying magnetic-guided capsule endoscopy [EB/OL]. (2016-11-29) [2019-01-10]. <http://europepmc.org/articles/PMC5153483>.
- [5] 蔡自兴, 谢斌. 机器人学 [M]. 1 版. 北京: 机械工业出版社, 2009: 51.
- [6] 徐有胜. 一种六自由度串联机器人的运动学与动力学仿真分析 [D]. 深圳: 深圳大学, 2017: 21 - 22.
- [7] 林义忠, 欧爽翔. 六自由度焊接机器人本体结构设计及动力学仿真 [J]. *机械设计与制造*, 2014(6): 21 - 23.
- [8] 张石磊, 陈成军, 李东年, 等. 基于增强现实的 6 自由度工业机器人示教研究 [J]. *机电工程*, 2019, 36(1): 77 - 83.
- [9] 梁峰. 基于 ADAMS 的一种混联机器人动力学仿真 [J]. *机械工程与自动化*, 2018(6): 61 - 63.
- [10] 高坤, 刘会霞, 陈树洋, 等. 基于虚拟样机技术的外骨骼助力搬运机器人结构与仿真研究 [J]. *机电工程*, 2018, 35(4): 391 - 396.