

钢管径向摩擦焊温度场数值模拟

张 磊¹, 秦国梁², 张春波¹, 赵玉珊¹, 周 军¹

(1. 机械科学研究总院 哈尔滨焊接研究所, 哈尔滨 150080; 2. 山东大学 现代焊接技术研究所, 济南 250061)

摘 要: 采用 ABAQUS 有限元软件, 基于传热学及弹塑性力学有限元法, 建立了径向摩擦焊接过程的二维轴对称、热力耦合及非耦合有限元计算模型。采用网格重划分技术模拟了径向摩擦焊接过程中焊接接头的温度场分布。结果表明, 模拟出的接头飞边形貌与实际结果吻合良好。在二级摩擦阶段, 摩擦界面由摩擦生成的热量与飞边形成带走的热量以及热传导散失的热量达到动态平衡, 界面温度稳定在 1 320 ℃ 以下。在三级摩擦阶段, 由于高温金属层被迅速挤出, 界面温度迅速下降。通过分析金相组织, 得出接头热循环过程。接头温度分布的模拟结果与实际结果吻合良好。

关键词: 径向摩擦焊; 温度场; 数值模拟

中图分类号: TG40 文献标识码: A 文章编号: 0253-360X(2013)11-0032-05



张 磊

0 序 言

径向摩擦焊技术已成为丰富海底管道连接手段, 推动中国兵器制造业发展的重点研究技术。国外从 20 世纪 70 年代开始对该技术进行研究, 并于 20 世纪 90 年代将该技术成功应用于弹带连接^[1-4]。国内关于径向摩擦焊的研究基本处于工艺探索阶段^[5-7]。对径向摩擦焊接过程物理量场的数值模拟非常少。张焱等人^[8]采用三维热力耦合模型计算了径向摩擦焊接过程中的加载力曲线。文中采用 ABAQUS 软件, 建立了径向摩擦焊接过程的二维轴对称热力耦合与非耦合计算模型, 获得了焊接过程中温度场的分布状况。比较计算结果与试验结果, 二者吻合良好。

1 模型建立

图 1 为径向摩擦焊接过程示意图。假设径向环外表面在夹具的作用下受力均匀, 因此建立二维轴对称模型进行数值模拟。基于前期工艺探索研究, 认为焊接过程中径向环的塑性变形剧烈, 焊接接头所形成的飞边主要来自径向环; 钢管的变形相对较小, 仅有少量材料发生塑性流动, 形成飞边较小。因此对径向环建立充分考虑温度变化与材料塑性流动

间强烈相互作用的完全热力耦合模型并进行温度场数值分析; 对钢管建立非耦合传热分析模型, 忽略钢管侧材料流动对温度场的影响。

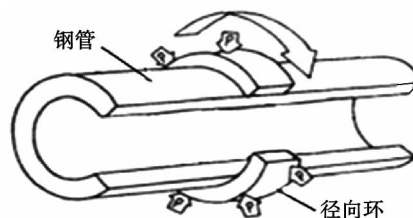


图 1 径向摩擦焊接过程示意图

Fig. 1 Diagram of radial friction welding

1.1 传热学模型

由于焊接的时间非常短, 计算过程中忽略对流和热辐射的影响, 仅考虑热传导对热量散失的作用。基于能量守恒定律以及傅立叶定律, 二维轴对称模型的非稳态、变物性热传导微分方程为

$$\rho c(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left[k(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{k(T)}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \left[k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] + Q \quad (1)$$

式中: ρ 为密度; c 为比热容; k 为热导率; T 为温度; t 为时间; Q 为内热源; r 和 z 为圆柱坐标参量。

1.2 定解条件

对式(1)进行求解必须具备定解条件。热传导问题一般有 4 类定解条件, 即几何条件、物理条件、时间条件和边界条件。

1.2.1 几何条件

工件的几何尺寸如表 1 所示。

表 1 模型几何尺寸

Table 1 Geometric dimension

	外径 d/mm	壁厚 h/mm	长度 l/mm
钢管	73	8	60
径向环	94	10	20

1.2.2 物理条件

材料选用 45 钢。焊接压力为一级压力 120 MPa; 二级压力 240 MPa; 三级压力 310 MPa。旋转频率 700 r/min。材料力学性能本构方程选用了综合考虑应变强化、应变率强化以及温度软化效果的 Johnson-Cook 本构方程^[9]。45 钢热物性参数以及摩擦系数^[10]如图 2 所示。

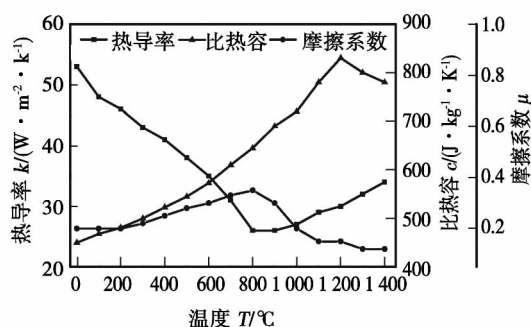


图 2 45 钢热物理性能参数

Fig. 2 Thermal properties of 45 steel

1.2.3 时间条件

一级摩擦时间 4 s; 二级摩擦时间 6 s; 三级摩擦时间 5 s。进入三级摩擦阶段后, 旋转频率在 0.2 s 内由 700 r/min 降为 0。

1.2.4 边界条件

根据摩擦焊接的特殊过程, 选用热传导问题中的第二类边界条件, 即物体边界上的热流密度 q 为已知。因此摩擦界面的边界条件可表达为

$$k(T) \frac{\partial T}{\partial x} = -q(r, t) = -2\pi r \tau_f \omega \eta \quad (2)$$

式中: $q(r, t)$ 为摩擦界面上的热流密度; ω 为转动角速度; η 为热功转换效率; τ_f 为计算节点所受的摩擦应力。在计算的过程中, 选用库伦模型对摩擦行为进行描述, 即

$$\tau_f = -\mu \sigma_n \frac{v_s}{|v_s|} \quad (3)$$

式中 “-” 为摩擦应力方向与工件相对运动速度方向相反; μ 为摩擦系数; σ_n 为摩擦界面压应力; v_s 为

工件相对速度。

除摩擦界面外其它位置的边界做绝热处理, 即

$$k(T) \frac{\partial T}{\partial x} = -q(r, t) = 0 \quad (4)$$

1.3 网格划分

摩擦焊接过程中接头变形量大, 有限元计算过程将导致网格严重畸变。为保证计算的精度及收敛性, 模型采用网格重划分技术。当网格变形过大时, 停止计算, 对模型进行重划分网格, 消除畸变, 并利用映射技术将重划分前各单元节点所包含的数据信息映射到新网格单元节点。初始网格模型见图 3。

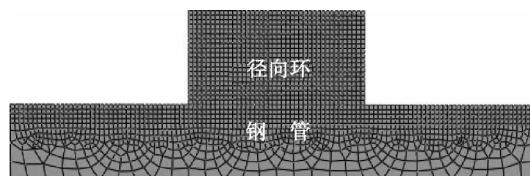


图 3 初始网格模型

Fig. 3 Initial meshing

2 计算结果与分析

利用上述模型, 通过热力耦合及非耦合传热分析, 获得了径向摩擦焊接过程的温度场结果。

2.1 径向环温度场的空间分布

图 4 为径向环不同时刻温度分布云图。图 4a 为一级摩擦阶段结束时径向环的温度分布云图。整个一级摩擦阶段温度分布规律基本相同, 在距离摩擦界面较近的位置, 温度条带呈圆心位于钢管侧的圆弧状; 远离界面的位置, 温度条带近乎水平。从摩擦焊工艺角度来说, 一级摩擦阶段为整个焊接过程起到预热工件的作用, 使工件的变形抗力降低。从图 4a 可以看出, 摩擦界面的最高温度已超过 1200 °C, 说明一级摩擦时间定为 4 s 满足工艺要求。此时界面处的材料没有发生明显的变形, 这主要是因为一级摩擦阶段焊接压力较小, 并且高温区域金属层较薄。

图 4b 为二级摩擦阶段第一秒时刻的温度云图。进入二级摩擦阶段后, 焊接压力增大, 材料发生了明显的塑性流动, 有飞边形成。温度呈条带状分布, 越靠近界面, 条带的圆弧状特性越明显 (圆弧的圆心位于钢管侧), 越远离界面, 温度条带越呈水平状。随着焊接过程的进行, 温度云图逐渐变为图 4c 所示。靠近界面处, 之前呈圆弧状的温度条带变成近乎水平的条带, 并且温度在 860 ~ 1100 °C 区间的温

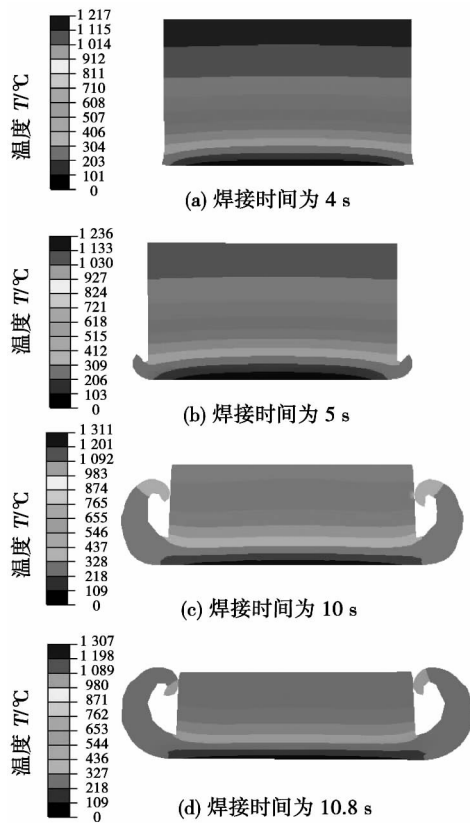


图 4 径向环温度分布云图

Fig. 4 Temperature contours of ring at different time

度条带逐渐由圆心位于钢管侧变为圆心位于径向环侧的圆弧状。界面处材料流动逐渐增多,飞边逐渐增大。从二级摩擦阶段径向环的温度分布与材料塑性流动速率的对应关系来看,当界面的温度分布趋于均匀时,材料的塑性流动过程明显,有大量飞边形成。这一对应关系对通过数值模拟手段优化焊接工艺具有很高的参考价值。

图 4d 为 10.8 s 时刻,径向环的温度分布云图。与 10 s 时刻的径向环温度分布云图相比,在三级摩擦阶段进行 0.8 s 之后,近界面高温区(1 100 °C 以上)的材料几乎全部被挤出,形成了飞边,界面平均温度迅速下降到 1 100 °C 左右。此时径向环的温度分布特点与图 4c 相似,近界面处温度呈水平条带分布,温度在 670 ~ 970 °C 区间,温度条带呈圆心位于径向环侧圆弧状。在 10.8 s 之后,径向环的尺寸不再发生变化,界面不再有材料流出,故 10.8 s 之后,摩擦焊接过程已经结束,在这之后对径向环的加载仅起保压作用,不再对接头的温度场造成影响。因此 10.8 s 之后为平稳降温过程,在此过程中温度的变化仅受热传导规律的影响,在此不再进行描述。

2.2 钢管温度场的空间分布

图 5 为不同时刻钢管温度分布云图。在整个摩

擦焊接过程中,钢管的温度场分布较为相似。温度条带呈圆弧状和漏斗状。如图 5a, b 所示,随着焊接过程的进行,热量逐渐由摩擦界面向远端传递。由于钢管几何形状的限制,当热量传递到钢管内径处时,温度条带不再呈圆弧状,而成类似漏斗的形状。随着焊接过程的进行,漏斗状的温度区域漏斗口径逐渐变大,向管体两侧逐渐扩散,并且又有新的较高温度的圆弧状条带扩散到钢管内径处,变成漏斗状。

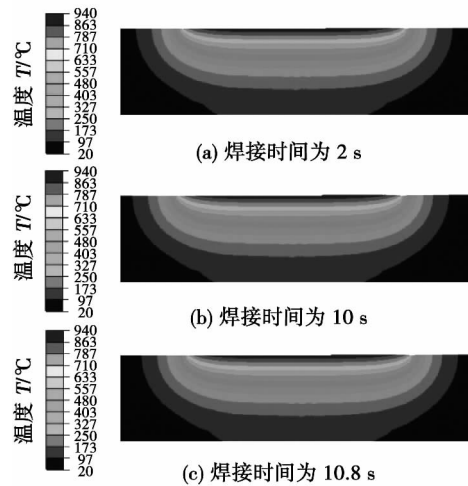


图 5 钢管温度分布云图

Fig. 5 Temperature contours of pipe at different time

进入三级摩擦阶段后,热输入速率迅速降为 0,界面温度开始降低。图 5c 为三级摩擦阶段进行 0.8 s 后的温度云图,与二级摩擦阶段末时刻相比,界面温度有了近 80 °C 的下降。但此时的温度与径向环界面温度相比较,有近 100 °C 的温差,这主要与钢管侧采用非耦合传热分析,忽略材料塑性流动对温度场的影响有关。

与径向环温度分布不同的是,随着焊接过程的进行,钢管侧近界面区域温度分布并没有像径向环侧那样有明显的温度均匀化过程。在整个焊接过程中,近界面区域的温度分布始终呈圆弧状。而径向环的温度分布在进入二级摩擦阶段后,近界面区域呈较明显的水平条带分布。钢管温度场的这一分布特点主要是由于钢管体积较大、热容量大、热量散失较为容易造成的。钢管与径向环近界面处这种温度分布的差别,很可能是钢管侧材料流动较缓慢、形成飞边较小的原因。

在整个焊接过程中,管体两侧边界的温度始终保持接近室温的温度,只是在二级摩擦阶段的后期,边界处的温度达到 45 °C,为整个焊接过程的最高温度。因此所截取的管体几何尺寸较为合适,没有因管体截取尺寸过小影响热量从焊接区域向远端传

递,对接头温度场造成过大影响。因此模型建立过程中,几何条件的选取是合理的,既减小了模型大小,又保证了计算结果的准确性。

2.3 温度场随时间的分布

图 6 为摩擦界面不同位置的温度—时间分布曲线。其中 A 为界面中心点, B, C, D 分别为界面水平线上距 A 点 3.69 mm 位置。从图 6 中可以看出,一级摩擦阶段温度上升速率非常快,在 1 s 时刻, A, B, C, D 各点温度均超过或接近 700 °C。在 1 s 时刻之后,各点的升温速率放缓, A, B, C 处的升温速率保持了较好的同步, D 处的升温速率在 1 s 时刻之后变化较大,与其它 3 点相比温升较慢,温差开始增大。在一级摩擦阶段结束时, D 点与 A 点温差达 120 °C。

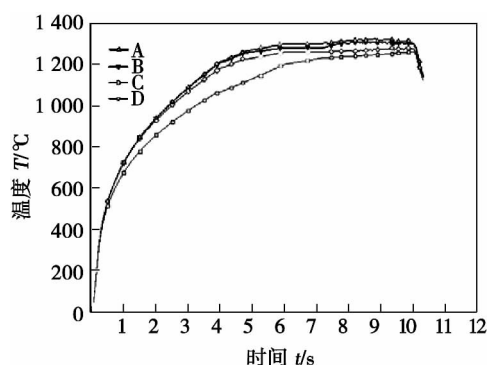


图 6 界面温度场的时间分布

Fig. 6 Temperature distribution of friction interface during friction welding

进入二级摩擦阶段之后, A, B, C 3 点处升温速率减缓,温度曲线近乎水平, 3 条曲线开始有了较为明显的温差,但是温度差很小,在 20 °C 以内。D 点处,在最开始的 2 s 内依然保持了较高的升温速率,与其它 3 点的温差逐渐缩小。6 s 时刻,与 C 点相差 50 °C。随着时间的增长, D 点处的温度与其它 3 特征点的温度逐渐逼近。在二级摩擦阶段结束时刻,与 A 点处相差不到 50 °C,与 C 点处相差 10 °C。

界面温度场时间分布的这一特点主要与焊接过程中界面压应力分布不均匀造成的。按照摩擦焊经典理论,焊接初期压应力呈中心高两边低的分布^[11]。这就使生热速率呈中心高两侧低的分布。随着焊接过程不断的进行,摩擦界面中部温度较高的材料在压应力的作用下发生屈服,而界面两侧温度较低的材料抵抗变形的能力高于中心部位,这样摩擦界面的最大压应力就从界面的中心部位向两侧转移,并逐渐在摩擦界面上趋于均匀分布。摩擦界面压应力的这种分布特点也导致了摩擦界面上的温度趋于均匀分布。

界面 A, B, C, D 4 点温度随时间的变化规律与压应力在界面的分布规律相对应,符合摩擦焊接过程的热力耦合机制。对于 D 点温度较其它 3 点低,是由于材料的塑性流动最先从 D 点附近区域开始,所以 D 点附近区域热量的散失要比中心区域高,因此温度较低。

进三级摩擦阶段,摩擦焊机不再对工件提供旋转动力,焊接压力再次增大,径向环在扭矩的作用下迅速停止转动。因此该阶段热输入功率迅速降为 0。近界面的高温金属层迅速从界面挤出形成飞边。高温金属层的流失,使得摩擦界面的温度迅速降低。模拟结果中, A, B, C, D 4 点温度随时间的变化规律很好地反映了上述过程。

3 试验验证及对比分析

3.1 试验验证

选用建模过程所用的参数进行焊接试验,并对焊接接头做金相组织分析。图 7 为接头金相组织宏观形貌,从图 7 中可以看出,形成飞边的材料主要来自径向环;钢管侧有少量材料从界面流出,形成飞边。通过对接头进行细晶组织观察,结合固态相变原理以及 CCT 曲线,认为图 7 中 a, d 区域发生了完全奥氏体化过程,其所在区域的温度应高于 A_{c3} 线,对于 45 钢来说,应高于 780 °C。a 区域最大宽度约为 2 mm, d 区域最大宽度约 3.75 mm。图 7 中 b, e 区域发生了不完全奥氏体化转变,其所在区域的温度应在 $A_{c1} \sim A_{c3}$ 线之间,对于 45 钢来说,应在 730 ~ 780 °C 之间。b 区域最大宽度约为 0.6 mm, e 区域约为 0.75 mm。图 7 中 c, f 区域未发生相变过程,该区域温度应在 A_{c1} 线以下,即 730 °C 以下。

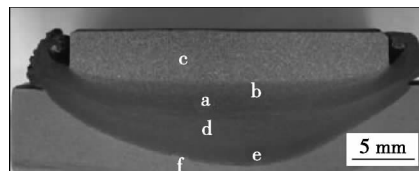


图 7 接头宏观形貌

Fig. 7 Macrostructure of joint

3.2 对比分析

图 8 为接头温度场分布模拟结果。对比图 7 与图 8,模拟出的接头形貌以及温度场分布与实际结果吻合良好。径向环侧,距界面中心点纵向距离 2, 2.6 mm 处的温度分别为 852, 786 °C; 钢管侧,距界面中心点纵向距离 3.75, 4.5 mm 处的温度分别为

916 849 °C. 表 2 为模拟结果与试验结果的比较.

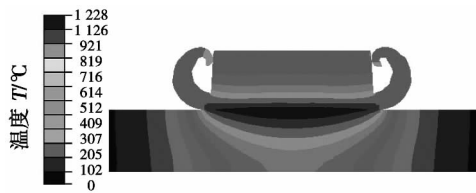


图 8 10.2 s 温度场模拟结果

Fig. 8 Temperature contours at 10.2 s

表 2 温度场模拟结果与试验结果比较

Table 2 Comparison of simulation results test results

距界面中心点距离 d/mm	模拟温度 $T_1/^\circ\text{C}$	金相分析温度 $T_2/^\circ\text{C}$	准确度 $\delta(\%)$
径向环侧 2.00	852	780	91
径向环侧 2.60	786	730	93
钢管侧 3.75	916	780	83
钢管侧 4.50	849	730	84

4 结 论

(1) 通过计算求解得出焊接接头温度场的分布情况. 径向环温度场的空间分布规律为近界面处温度条带呈圆弧状, 随着时间的延续, 圆弧状条带逐渐变为水平状条带, 并有一部分圆弧状的温度条带的开口方向发生转变, 由之前的圆心位于管体侧变为圆心位于径向环侧. 远离界面处的温度条带一直呈近乎水平状.

(2) 钢管温度场的空间分布规律为近界面处温度条带呈圆弧状, 随着时间的延续, 圆弧状的温度条带扩展到钢管内径处, 温度分布也由之前的圆弧状变成漏斗状.

(3) 界面中心点温度随时间的变化规律为一级摩擦阶段升温迅速, 二级摩擦阶段温度一时间曲线近乎水平, 稳定在 1 320 °C 以下, 进入三级摩擦阶段后, 温度迅速下降到 1 120 °C. 界面水平线上距中心点不同位置的温度随时间变化规律与中心点的变化相似, 并且离中心点距离越近, 相似程度越高.

(4) 对比模拟结果与试验结果, 二者吻合良好.

参考文献:

- [1] Nicholas E D, Lilly R H. Radial friction welding[J]. Recent Development in Pipeline Welding, 1979, 40(2): 50-56.
- [2] Xu Xiaoling, Wu Wei, Xu Yuanze, *et al.* The research of radial friction welding[J]. Welding in the World, 2005, 49(1): 31-33.
- [3] Lilly R H. Friction welding methods and apparatus: U. S., 4 063 676 [P]. 1977-12-20.
- [4] Kwitniewski C, Dos Santos J F, Da Silva A, *et al.* Effect of plastic deformation on the toughness behaviour of radial friction welds in Ti-6Al-4V-0.1 Ru titanium alloy[J]. Materials Science and Engineering: A, 2006, 417(1): 49-55.
- [5] 秦国梁, 张春波, 周 军, 等. 37CrMnMo 钢管径向摩擦焊接头组织与性能[J]. 焊接学报, 2012, 33(1): 21-24.
Qin Guoliang, Zhang Chunbo, Zhou Jun, *et al.* Microstructure and properties of radial friction welded joint of 37CrMnMo steel pipe[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2012, 33(1): 21-24.
- [6] Wu Wei, Zhu Lingyun, Wu Guangfeng, *et al.* Study on performance of inertia radial friction welding of copper-alloy to 35CrMnSi steel[J]. Advanced Materials Research, 2011, 291: 968-974.
- [7] Luo Jian, Liu Dejie, Xiang Junfeng, *et al.* Radial friction welding interface between brass and high carbon steel[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2012, 212(2): 385-392.
- [8] 张 焱, 秦国梁, 张春波, 等. 钢管径向摩擦搭接焊加载力数值模拟[J]. 焊接学报, 2012, 33(6): 35-38.
Zhang Yan, Qin Guoliang, Zhang Chunbo, *et al.* Loading pressure numerical analysis on radial friction lap welding joint of steel pipe[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2012, 33(6): 35-38.
- [9] Mousavi S A A A, Kelishami A R. Experimental and numerical analysis of the friction welding process for the 4340 steel[J]. Welding Research, 2008, 87(6): 178-186.
- [10] 刘多朴, 师昌绪, 高 良, 等. 中国航空材料手册[M]. 北京: 中国标准出版社, 2002.
- [11] Maalekian M. Friction welding-critical assessment of literature[J]. Science & Technology of Welding & Joining, 2007, 12(8): 738-759.

作者简介: 张 磊, 男, 1986 年出生, 硕士. 主要从事摩擦焊和埋弧焊方面的科研工作. 发表论文 4 余篇. Email: leibanzhanglei@163.com

通讯作者: 周 军, 男, 研究员, 硕士研究生导师. Email: mch_zhoujun@126.com

of welded joint.

Key words: magnetic field; formability; AZ31 magnesium alloy; A-TIG welding

Effects of HAZ on limit loads for mismatched welded joints

LING Kun , WANG Zhengdong , XUAN Fuzhen (School of Mechanical and Power Engineering , East China University of Science and Technology , Shanghai 200237 , China) . pp 17 – 21

Abstract: A tri-material model was proposed to investigate the effects of HAZ on the limit loads of mismatched welded joint. Some assumptions of materials and geometries of welded joint were given in the finite element limit analysis. The finite element analysis were carried out on the welded joint with a series of configurations of different materials properties , different widths of HAZ and different groove angles. The results show a significant influence of mismatched materials , especially the HAZ of welded joint , on the limit load ratio. The results also illustrate the changing trend of the limit load ratio with the various groove angles and widths of the HAZ of the mismatched welded joint. Numerical simulation results show that the limit load of mismatched welded joint is determined by the yield strength of HAZ. The regression equation in this paper can calculate the limit loads of mismatched welded joint.

Key words: heat affected zone (HAZ) ; mismatched welded joint; limit load function

Numerical simulation on welding stress and deformation of box structure based on similarity principles

TANG Xiaohong^{1,2} , YANG Yue¹ , ZHANG Shanying³ (1. School of Traffic and Transportation Engineering , Central South University , Changsha 410075 , China; 2. School of Electrical and Mechanical Engineering , Central South University of Forestry and Technology , Changsha 410004 , China; 3. Jiangling Motors Co. , Ltd. , Nanchang 330001 , China) . pp 22 – 26 , 108

Abstract: Based on similarity criteria of the temperature field , the similar conditions in the HGEN heat source model were set up and deduced. By use of the conditions , the temperature field , displacement field and stress field of the butt welding and fillet welding were simulated and analyzed , comparatively. Numerical results show that the errors in temperature , displacement and stress field in the similarity model are quite small with those of original model , which are only 3.7% , 4.7% , 3.8% . Besides , the welding residual stress and deformation of box structure were simulated , and the welding residual stress variation and deformation change curve with distance of the similar box structure was obtained. The error between the simulated deformation and experimental measurement is only 9.8% , which furthermore certifies the correction of similar conditions of the HGEN heat source model.

Key words: similarity principles; stress and deformation; numerical simulation; box structure

Microstructure and mechanical properties of TiC/Co composite coating by laser cladding on H13 steel surface

PHAM THI HONG NG^{1,2} , ZHANG Xiaowei¹ , WANG Chuan-

qi¹ , LIU Hongxi¹ , JIANG Yehua¹ (1. College of Materials Science and Engineering , Kunming University of Science and Technology , Kunming 650093 , China; 2. College of Mechanical Engineering , University of Technical Education Ho Chi Minh City , Ho Chi Minh 720035 , Vietnam) . pp 27 – 31

Abstract: TiC/Co composite coating and Co50 alloy coating were prepared by laser cladding of on the AISI H13 hot work tool steel surface. The bonding characteristics , phase constitution , microstructure and micro-hardness distribution of the coatings were analyzed and tested by XRD , SEM and micro-hardness tester. The results indicate that Co50 alloy coating as well as TiC/Co composite coating show good metallurgical bonding with the H13 steel substrate surface. Co50 alloy coating was mainly composed of γ -Co dendrite and eutectic between γ -Co dendrites , while TiC/Co composite coating which contained TiC particles , dendrite and fine eutectic , was consisted of TiC , TiCo_3 , Cr_2Ni_3 as well as Cr-Ni-Fe-C , and so on. The average micro-hardness of cross-section of TiC/Co-based composite coating and Co50 alloy coating are 5 520 MPa and 4 990 MPa , about 2.7 times and 2.4 times higher than that of the H13 steel substrate.

Key words: laser cladding; AISI H13 steel; Co-based alloy; composite coating

Numerical simulation of radial friction welding temperature field of steel

ZHANG Lei¹ , QIN Guoliang² , ZHANG Chunbo¹ , ZHAO Yushan¹ , ZHOU Jun¹ (1. Harbin Welding Institute , China Academy of Machinery Science and Technology , Harbin 150080 , China; 2. Institute for Materials Joining , Shandong University , Jinan 250061 , China) . pp 32 – 36

Abstract: By applying ABAQUS software , a two-dimensional axisymmetric model of radial friction welding was established based on heat transfer theory , elastic-plastic mechanics and finite element method. The radial friction welding temperature field was simulated by remeshing technology. In the secondary stage of friction welding , the dynamic balance between heat generated by friction on the friction interface and heat loss with flash and heat conduction is achieved and the interface temperature is not higher than 1 320 °C. In the third stage of friction welding , as the metal layer at high temperature being squeezed out , the temperature on the interface decreases rapidly. By analyzing the metallographic microstructure , the thermal cycle process in the joint was obtained. The simulated temperature distribution in joint accords well with the test results.

Key words: radial friction welding; temperature field; numerical simulation

FVM-CA simulation of grain growth during solidification using 'node-based-correction' method

ZHAO Jingyi¹ , LI Zili² , WANG Guilan¹ , ZHAN Haiou³ (1. School of Materials Science and Engineering , Huazhong University of Science and Technology , Wuhan 430074 , China; 2. School of Software Engineering , Huazhong University of Science and Technology , Wuhan 430074 , China; 3. School of Mechanical Science and Engineering , Huazhong University of Science and Technology , Wuhan 430074 , China) . pp 37 – 40