

平板焊接热影响区的传热模型及其分析

张方方, 方肇洪

(山东建筑大学 热能工程学院, 济南 250101)

摘 要: 在不同的假设条件下建立了描述大平板中长焊缝焊接问题的三个导热模型, 即瞬时平面热源模型、熔池初始温度模型和移动热源模型, 并对这些模型进行求解分析; 其中, 特别是导出了二维移动热源模型的解析解. 在此基础上, 给出了一维和二维模型计算的热影响区宽度随给定温升值变化的函数关系, 并讨论了影响平板表面散热量相对大小的因素. 结果表明, 研究的大平板通过长焊缝的焊接问题中平板表面向周围环境的散热可以忽略不计.

关键词: 焊接; 热影响区; 传热模型

中图分类号: TG402 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2010)07-0109-04



张方方

0 序 言

焊接是最常用的热加工技术之一. 在焊接过程中, 温度随时间的剧烈变化和在空间上较大的温度梯度, 会造成被焊接的金属内部各部分金相组织的改变, 或引起金属内部较大的热应力和构件的变形. 通常靠近焊缝的区域会产生较高的温升, 远离焊缝的区域升温较慢, 最大温升也较小. 焊接工艺中通常把最大温度达到或超过一定值的区域称作焊接的“热影响区”. 因此, 讨论焊接件内温度场随时间和空间的变化规律一直是焊接技术的一个重要研究课题^[1-3]. 讨论焊件几何形状或焊接工艺复杂的焊接过程中的温度分布和热应力等问题时, 需要采用比较复杂的数学模型并采用数值求解的方法^[3], 通常难以得到有一般指导意义的结论. 与此相反, 对于一些常见的几何形状简单的焊接过程, 例如大平板通过长焊缝的焊接, 在一些简化假定下可以得到焊缝周围金属件中瞬变温度场的解析解, 这些解析解以显函数的形式给出了焊接过程中各工艺参数对温度场的影响, 大大方便了对这一问题的定性和定量的分析. 文中将讨论通过长焊缝焊接大平板时产生的温度场这样一个最基本的问题, 基于传热学的理论建立几个复杂程度不同的数学模型, 并进行求解和讨论.

在讨论中, 都采取以下的假定: (1) 不考虑焊接区金属的熔化和凝固的相变过程, 把整个过程作为一个纯导热问题来考虑;

(2) 不考虑物性随温度的变化, 即采用常物性假定; (3) 假定焊件是通过长的直焊缝焊接的两块大平板, 即假定平板在平面方向都可以看作是无限大的; (4) 平板的厚度较小, 导热系数较大, 因此平板厚度方向的温差和导热都可以忽略不计; (5) 平板表面向周围环境的散热与平板中的导热相比是个小量, 可以忽略不计. 关于第 5 点假定, 在文中还将有专门的讨论.

1 一维瞬时面热源模型

建立坐标, 取焊缝为 y 轴, 垂直于焊缝的方向为 x 轴. 如果忽略沿焊缝方向的导热, 则问题简化为一维瞬态导热. 记焊接功率, 也就是发热率为 Q 板材料厚度为 δ 焊接速度为 v , 平板的导热系数和热扩散率分别为 a 和 λ . 由于忽略了沿焊缝方向的导热, 对于焊接输入的热量可以采用一个简单的模型来近似地考虑, 即把这部分热量简化为一个瞬时面热源, 瞬时面热源的强度为 $q = Q/(v\delta)$. 由此得到的平板中 (以钢板为例) 的温度响应为^[4-5]

$$\theta = \frac{q}{\rho c_2 \sqrt{\pi a \tau}} \exp\left(-\frac{y^2}{4 a \tau}\right) \quad (1)$$

式中: $\theta = T - T_0$ 为平板中的温升, 为坐标 y 和时间 τ 的函数; ρ 表示钢板的密度; c_2 表示钢板的比热容. 为了与下面更精确的模型进行比较, 这里把无量纲温度统一定义为: $\Theta = 2\pi \lambda \delta / Q$ 同时选特征尺寸为 $L = a/v$, 则 $Y = y/L$ 为无量纲坐标, $FO = a\tau/L^2$ 为无量纲时间. 式 (1) 的无量纲形式为

$$\Theta = \sqrt{\pi / F_0} \exp(-Y^2 / 4 F_0) \tag{2}$$

这一表达式形式简单且便于计算, 计算得到的温度响应曲线见图 1.

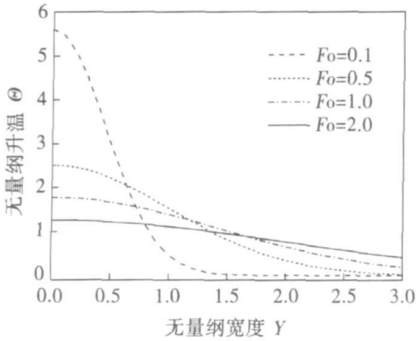


图 1 一维瞬时面热源模型的温度分布
Fig 1 Dimensionless temperature response of instant planar heat source model

2 一维熔池初始温度模型

注意到在一维瞬时热源模型中当 $\tau=0$ 时, 在焊缝的中心, 即 $Y=0$ 处, 温度趋于无穷大. 这是由于忽略了焊缝的宽度, 把加热功率简化为瞬时面热源所致. 为此可以采用一个较为复杂的熔池初始温度模型. 同样把问题简化为一维瞬态导热, 焊接输入的能量可以用熔池和平板中不同的初始温度分布加以考虑, 即假设在初始时刻熔池中是高温 T_0 的液态金属, 在熔池以外的金属都处于平板的原始温度 T_∞ . 记焊缝的宽度为 $2b$ 初始温度分布可简化为

$$\left. \begin{aligned} T &= T_0 & |x| \leq b, \tau = 0 \\ T &= T_\infty & |x| > b, \tau = 0 \end{aligned} \right\} \tag{3}$$

若平板的厚度为 δ 这样的初始温度分布相当于单位长度焊缝得到的热量为 $q = 2b\delta c(T_0 - T_\infty)$. 如果已知焊接的功率为 Q 焊条移动的速度为 u , 则 $q = Q/u$ 也就是 $T_0 - T_\infty = Q/(2b\delta c)$. 可以解得该问题的解为^[4]

$$T(x, \tau) = \frac{T_0 - T_\infty}{2} \left[\operatorname{erf} \frac{b-y}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{b+y}{2\sqrt{a\tau}} \right] + T_\infty \tag{4}$$

在这个焊接的问题中, 为了与其它的两个模型作比较, 还是选取特征尺寸为 $L = a/u$ 则 $Y = y/L$ (为垂直于焊缝方向宽度的无量纲化形式), $B = b/L$, $F_0 = a\tau/L^2$; 同样定义 $\Theta = 2\pi\lambda\delta/Q$ 这样, 式(4)可改写为如下的无量纲形式, 即

$$\Theta = \frac{\pi}{2B} \left[\operatorname{erf} \frac{B-Y}{2\sqrt{F_0}} + \operatorname{erf} \frac{B+Y}{2\sqrt{F_0}} \right] \tag{5}$$

式中: B 为 $1/2$ 焊缝宽度的无量纲化形式, $B = b/L =$

b/a 在这个模型中, 温度响应与 $1/2$ 焊缝宽度 b 有关, 在焊缝中及附近的区域尤其是如此. 瞬时面热源模型也可以看作是在以上模型中保持热源的强度不变, 但假定焊缝的宽度趋于 0 则初始温度分布就变成狄拉克 (Dirac) δ 分布函数. 图 2 是 $B=0.5$ 时不同时刻的温度分布. 从图 1 和图 2 可以看出, $B=0.5$ 时当时间足够长或离焊缝的距离较远时由两种一维模型得到的温度基本相同; 当然加热时间短且离焊缝近的地方, 瞬时平面热源模型将与实际的情况有较大的偏离. 当 $B=0.001$ 时即焊缝宽度可以忽略时, 两种一维模型得到的温度分布是相同的.

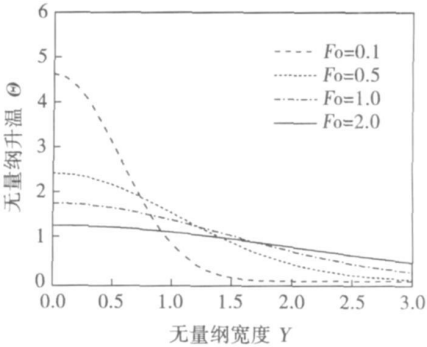


图 2 $B=0.5$ 时一维熔池初始温度模型的温度分布
Fig 2 Dimensionless temperature response of initial pool temperature model ($B=0.5$)

3 二维移动热源模型

物体内部由于移动热源 (或热汇) 所引起的导热在某些工程技术中有重要的意义. 如果一个热源在具有足够大尺寸的物体上匀速地移动, 在时间足够长之后, 便产生准稳定状态, 也就是说, 从位于热源上且随热源移动的观察者的看来, 系统的温度分布显示出稳定状态. 在讨论薄板焊接问题中, 如果忽略熔池的几何尺寸, 即假定熔池在平面上是一个点, 则整个问题等同于无限大空间中的移动线热源问题. 对于无限大介质中的移动线热源问题, 线热源与动坐标的 x 轴重合, 则可以得到该问题准稳定状态的温度场的解为^[4]

$$\theta = T - T_\infty = \frac{Q}{2\pi\lambda} \exp\left[-\frac{v\xi^2}{2a}\right] K_0\left(\frac{v\sqrt{\xi^2 + y^2}}{2a}\right) \tag{6}$$

式中: $Q=Q/l$ 单位长度线热源的发热率; $K_0(x)$ 是零阶第二类变形贝塞尔函数; ξ 为动坐标系中焊缝方向坐标. 考虑加热初始阶段的瞬变移动线热源问题的解也已由笔者导出^[6], 不过在讨论焊缝热影响区域时通常可以仅讨论准稳定状态, 所以在这里不再给出瞬态问题的解.

定义: $\Theta = 2\pi \lambda \vartheta / Q L = a/\eta$ $X = \xi/L = \xi/a$ $Y = \eta y/a$ 为动坐标系中焊缝方向长度的无量纲形式, $Y = y/a$ $= \eta y/a$;把式 (6)无量纲化得式 (7),即

$$\Theta = \exp(-X/2) K_0(\sqrt{X^2 + Y^2}/2) \tag{7}$$

温度场的等温线图如图 3所示.

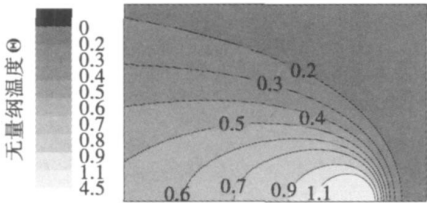


图 3 二维移动线热源在无限大介质中的准稳态温度场
Fig 3 Isotherms of moving heat source model in an infinite medium

4 热影响区宽度

设 Θ_1 为任意给定的无量纲温升, 则从式 (7) 可以看出给定一个 Θ_1 就在 $X-Y$ 平面内定义了一条等温线, 等温线方程为

$$F(X, Y) = \exp(-X/2) K_0(\sqrt{X^2 + Y^2}/2) - \Theta_1 \tag{8}$$

从图 3中可以看出每一条等温线上 Y 都会取得一个最大值点, 即每一个给定的无量纲温度对应有其热影响区的最大宽度. 对由式 (8)确定的隐函数求极值点, 可得极值点对应的 X 坐标满足方程

$$\frac{X}{2 \operatorname{arcc}_0[\Theta_1 \exp(-X/2)]} + \frac{\Theta_1 \exp(-X/2)}{K_1[\operatorname{arcc}_0(\Theta_1 \exp(-X/2))]} = 0 \tag{9}$$

式中: 记 $\operatorname{arcc}_0[\Theta_1 \exp(-X/2)]$ 为 $K_0[\Theta_1 \exp(-X/2)]$ 的反函数. 把求得的 X 坐标代入式 (7), 得极值点的 Y 坐标为

$$Y_{\max} = \sqrt{4\{\operatorname{arcc}_0[\Theta_1 \exp(-X/2)]\}^2 - X^2} \tag{10}$$

Θ_1 与热影响区宽度 $Y_{\max}$ 的曲线关系图如图 4所示.

二维模型的式 (9)是一个复杂的超越方程, 其求解必须借助数值求解的方法, 不方便工程的应用. 一维模型由于进一步忽略沿焊缝方向的导热, 即假设焊接产生的热量只沿垂直于焊缝的方向传递, 其热影响区的推导和计算要简单的多. 两种一维模型的温度分布规律是基本相同的, 但因为第二种模型忽略了熔池的几何尺寸, 其模型更为简单且与二维模型更具可比性, 所以选择用一维瞬时面热源模型来简化热影响区宽度的计算. 式 (2)可变形为

$$Y = \sqrt{-4Fo \ln(\Theta) / \sqrt{Fo/\pi}} \tag{11}$$

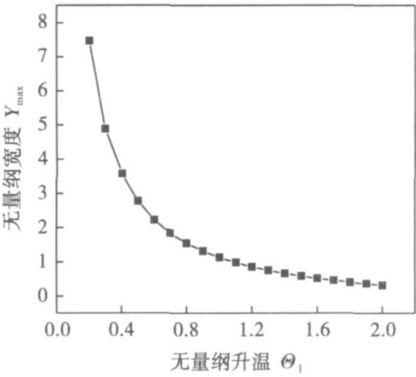


图 4 二维模型中 Θ_1 与 $Y_{\max}$ 关系图
Fig 4 Relationship between a given temperature rise and width of the heat-affected zone in moving heat source model

与二维模型一样, 在一维瞬时面热源模型中每给定一个 Θ_1 值, 随着时间的增大其热影响区总是先增大后减小, 并存在一个最大值. 对式 (11), 令函数 $dY/dFo = 0$ 可得其最大值

$$Y_{\max} = 1.52 / \Theta_1 \tag{12}$$

图 5为分别用一维模型与二维模型计算的热影响区宽度的对比曲线图. 从图 5中可以看出一维模型由于忽略了焊缝方向的导热, 热量只沿垂直于焊缝方向传递, 所以相同温度下一维模型的热影响区要比二维模型的热影响区宽, 但在 $\Theta_1 < 0.3$ 的低温区, 两个模型的计算结果误差小于 4%. 工程上要求精度不高时可以用一维模型进行估算, 其计算简单方便. 当工程上对精度的要求较高时, 根据二维模型计算所得数据选择合适的公式对图 5中的曲线 2 进行拟合, 拟合公式为

$$Y_{\max} = \frac{1}{0.0542 + 0.861 \times \Theta_1^{1.47}} \tag{13}$$

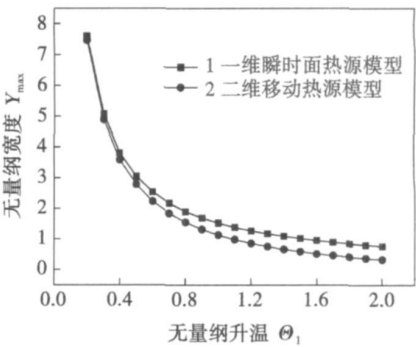


图 5 由一、二维模型计算的热影响区宽度对比图
Fig 5 Comparison of the heat-affected zones between one-dimensional and two-dimensional model

在 $\Theta_1 < 1.5$ 的范围内, 拟合公式与原精确解之间的误差小于 5%。

5 表面散热的影响

在推导三个模型的解析解的过程中都忽略了平板表面散热损失的影响。关于这一假设的合理性可以通过下面对二维模型的分析进行讨论。

在定坐标系中, 任意位置处由于钢板温度变化引起的单位面积钢板的吸(放)热速率为 $Q_c = \rho c \delta (\partial/\partial t)$ 。在忽略表面散热的模型中, 单位面积钢板的吸(放)热速率也等于单位面积钢板的净导热的热量。

根据二维模型的温度响应公式单位面积钢板的净导热热量为

$$Q = \frac{Q_0 \delta^2}{4\pi a^2} \exp\left[-\frac{v\xi}{2a}\right] \left[K_0 \left(\frac{v \sqrt{\xi^2 + \eta}}{2a} \right) + \frac{\xi}{\sqrt{\xi^2 + \eta}} K_1 \left(\frac{v \sqrt{\xi^2 + \eta}}{2a} \right) \right] \tag{14}$$

假定钢板表面与周围环境的表面换热系数为 h , 则单位面积钢板的两个表面的散热量为

$$Q_s = 2 h \theta = 2 h \frac{Q}{2\pi \lambda} \exp\left[-\frac{v\xi}{2a}\right] K_0 \left(\frac{v \sqrt{\xi^2 + \eta}}{2a} \right) \tag{15}$$

由式(14)、式(15)定义 $\beta = Q_s/Q$ 表示表面散热的热量与净导热的热量之比, 即

$$\beta \frac{Q_s}{Q} = 4 \left(\frac{a}{\delta} \right) \frac{h\delta}{\lambda} \left[1 + \frac{X}{\sqrt{X^2 + Y}} \frac{K_1 \left(\frac{\sqrt{X^2 + Y}}{2} \right)}{K_0 \left(\frac{\sqrt{X^2 + Y}}{2} \right)} \right]^{-1} \tag{16}$$

其中中括号内的部分是 1 的数量级, 因此 $\beta = Q_s/Q$ 的数量级取决于两个无量纲量 $Bi = h\delta/\lambda$ 和 $a/(\delta)$ 。前者称为毕沃数, 表征平板导热热阻与表面放热热阻之比, 后者表征热扩散速率与热源移动的速度的相对大小。对焊接问题实例的计算表明, 对这类焊接问题通常有 $\beta \ll 1$, 即表明平板表面的散

热损失可以忽略不计。

6 结 论

(1) 平板长焊缝焊接的热影响区问题, 三个模型的结果都表明, 对于一定的温度值, 焊缝两侧热影响区的宽度主要取决于加热(焊接)功率、焊接速度、平板的厚度及其物理性。

(2) 由移动热源模型的解经过数值求解得到了热影响区的宽度与给定的最大温升值之间的函数关系, 可以作为有关工程应用的一个适当的工具。

(3) 由简单的瞬时面热源模型导得, 热影响区的宽度与给定的最大温升值成反比。与更精确的移动热源模型的分析结果的比较表明, 关系式(12)在温升较小的范围内 ($\Theta \leq 0.3$) 具有足够的精度, 有一定的使用价值。

(4) 表面散热损失与平板中的导热量之比 β 主要取决于 $Bi = h\delta/\lambda$ 和 $a/(\delta)$ 这两个无量纲量。对焊接问题实例的计算表明, 散热损失对温度的影响可以忽略不计。

参考文献:

[1] 王宗杰. 焊接方法及设备 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2006

[2] 武传松. 焊接热过程与溶池形态 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2007.

[3] 汪建华. 焊接数值模拟技术及其应用 [M]. 上海: 上海交通大学出版社, 2003.

[4] 贾 力, 方肇洪. 高等传热学(第二版) [M]. 北京: 高等教育出版社, 2008.

[5] 奥奇西克 M N. 热传导 [M]. 余昌铭, 译. 北京: 高等教育出版社, 1983.

[6] Najien Diao, QinYun Li, ZhaoHong Fang. Heat transfer in ground heat exchangers with groundwater advection [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2004, 43(12): 1203-1211.

作者简介: 张方方, 女, 1983 年出生, 硕士研究生, 主要从事季节性蓄热的太阳能—地源热泵复合系统方面的研究。发表论文 4 篇。
Email: zhangfangfang307@163.com

CAO Wenjie, XU Xiaohang, SHAN Ping, BU Xianzheng (1. School of Materials Science and Engineering, Hebei University of Technology, Tianjin 300132, China; 2. School of Materials Science and Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China). P 95—97 104

Abstract: Segment moving heat source model of strip shape is high computational efficiency in the numerical simulation of the welding residual stress and distortion of large welded structures. To improve the computational efficiency, the influence of the different welding speed on the strip characteristics of welding temperature field is analyzed by experiments. And expressions of node heat flow and loading time in the segment moving heat source model with the strip shape and combined distribution of heat flux are derived based on the established circular heat source model of the combined distribution of heat flux. The results show that the longer section of the temperature field has already the strip shape as the welding speed is more than 4 mm/s. In addition, comparing with the expressions of node flow and loading time of segment moving heat source model with the strip shape and Gaussian distribution of heat flux, the derived expressions relate to not only the heat input sum but also the heat splitting ratio of arc and droplet.

Key words: large welded structure; heat source model; numerical simulation

Influence of active flux to butt weld and T type penetration weld of TA15 titanium alloy TIG weld. DU Yuxiao, WANG Dapeng, GUO Delun, LI Xiaohong, ZHANG Lianfeng, NI Jiaqiang (1. BAMTRI, Beijing 100024, China; 2. ShenYang SAC, ShenYang 110034, China). P 98—100 108

Abstract: Penetration welding is an important welding type in titanium thin sheet structures. Based on the analysis about welding parameter, weld shape, porosity, weld microstructure, tensile property, bending property and gas amount, the influence of the A-TIG technique on penetration welding joint of the TA15 titanium alloy was investigated, also the contrast between penetration weld and butt weld was investigated. The results show that the A-TIG technique could make the similar influence on such respects as welding parameter, weld shape, porosity, weld microstructure and gas amount to the both penetration weld and butt weld, also the similar influences of A-TIG on the tensile property, bending property to the penetration welding and the butt weld.

Key word: active flux; penetration weld; titanium alloy

Study on pulse laser welding of H62 brass. SHI Wenqiang, YANG Yongqiang, WANG Di, HUANG Donglin (1. School of Mechanical & Automotive Engineering, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China; 2. College of Science, Guangdong Ocean University, Zhanjiang 524088, Guangdong, China). P 101—104

Abstract: In order to conduct laser welding of H62 brass which has high reflectivity for laser beam with wave length of

1.06 μm , such parameters as pulse laser peak power, laser frequency, single pulse energy, pulse width, pulse waveform, welding speed and defocusing amount etc are reasonably set up through theoretical analysis and experimental verify. H62 brass can be welded by pulse laser successfully. The results show that the pulse laser welding system of HWLW-300A which possess single pulse energy of about $10^4 \times \text{J/mm}$, the pulse waveforms of sudden rise and slow fall, the defocusing amount of 2mm and the relationship among laser beam diameter d , pulse laser frequency f and welding speed v meet the $f \cdot d = (1.2 \sim 1.4) \cdot v$ can successfully weld H62 brass with thickness of $x \text{ mm}$.

Key words: laser technology; laser welding; H62 brass; influencing factors

Analysis on weld quality and stability by triple electrode high speed CO_2 welding. MA Xiaoli, HUA Xueming, LIN Hang, WU Yixiong (1. Shanghai Key Laboratory of Materials Laser Processing and Modification, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China). P 105—108

Abstract: The effect of welding currents and welding speed on bead appearance and shape of triple electrode high speed CO_2 fillet welding on double sides was investigated. It was found that the current of leading electrode should be the highest and current difference between leading electrode and middle electrode had better be 100A or above to obtain good weld quality. The current difference between middle electrode and trailing electrode don't play an obvious role in weld quality and the electrode offset should be at flat plate. Welding process stability was analyzed through current and voltage acquisition signals characteristic parameters on LabVIEW and high speed photograph. It indicated that the voltage fluctuation increased with the increment of welding speed, the fluctuation by 400/300/300A combination is the lowest at the same welding speed and the interwire distance should be increase to decrease the arc interference.

Key words: triple electrode high speed CO_2 welding; welding currents; welding speed; weld stability; arc interference

Heat conduction models and analysis for HAZ of plate welding. ZHANG Fangfang, FANG Zhaozhong (School of Thermal Energy Engineering, Shandong Jianzhu University, Jinan 250101, China). P 109—112

Abstract: Three thermal conduction models, i.e. the transient planar heat source model, the initial temperature of molten pool model and the moving heat source model are presented to describe the temperature development in the vicinity of a long welding line in a large flat plate. Analytical solutions are given for these models. Based on these solutions, the relation between the temperature and the width of the heat affected zone is derived with explicit functions. Furthermore, the criterion was proposed to identify for the impact of the heat dissipation from the plate surface on the conduction process.

Key words: welding; HAZ; heat conduction model