

不锈钢焊接凝固裂纹应力应变场数值 模拟模型的建立^{*}

刘仁培 董祖珏

魏艳红

(哈尔滨焊接研究所)

(哈尔滨工业大学现代焊接生产技术国家重点实验室)

摘 要 依据焊接过程的特点,本文把焊接构件分成熔池液相区、固液共存区和固相区三个区域。为了建立焊接凝固裂纹驱动力数值模拟模型,本文详细分析了这三个区域的力学行为,在实测了液态金属的凝固速率和固态金属的加载卸载响应曲线的基础上着重研究了熔池的变形、固液共存区金属的流变性能和凝固收缩对熔池尾部应力、应变演变过程的影响。最后,采用单元死活的方法解决了熔池的变形问题,采用热、弹、塑性力学方法处理了固相区的应力、应变本构关系,从而建立了一种计算凝固裂纹驱动力的有效方法。

关键词: 不锈钢 焊接凝固裂纹 驱动力 数值模拟

0 序 言

焊接凝固裂纹是否形成,主要取决于凝固裂纹阻力与凝固裂纹驱动力的对抗结果。凝固裂纹的驱动力是由于焊接熔池的凝固收缩,焊接构件瞬态温度场引起的热收缩及焊件所受的外部拘束等因素作用,在焊接熔池尾部诱发的应力—应变。在焊接过程中,形变和焊接凝固裂纹的形成是同时进行的,形变时产生凝固裂纹的驱动力,因此,焊缝金属的高温形变行为基本都与凝固裂纹有关。

由于焊接过程的复杂性,为确定焊接动态应力应变场而进行的有关理论研究一直没有很大的进展,其原因如下:材料在高温尤其在固相线以上温度的物理、力学性能数据还远远不足;熔池区域的热流理论还不够精确,而此区域是凝固裂纹产生的敏感地区。因此,以往的大量应力应变数值分析研究工作,主要是针对焊接结构的残余应力和残余变形。研究残余应力和残余变形时,对材料在高温的行为做了假设和简化,这样的处理对于残余应力和残余变形的分析能够提供足够精确的结果,但是当计算熔池附近的瞬态热应力应变时则不够准确^[1,2]。并且残余应力和残余变形的计算也相对容易与实测结果进行比较。此外,现有的应力应变计算一般把整个焊接构件当作连续的固态金属来处理,还很少有人对固液区的应力应变本构模型进行理论分析、数值计算或直接测量。

总之,焊接凝固裂纹的产生区域是熔池尾部,这个区域比较窄小,温度高,冷却速度快,而且熔池区—固液共存区—固相区三个力学不连续区域相互为邻,因此,热力学条件极为复杂。目前,凝固裂纹的研究,特别是在驱动力的数值分析与计算方面都存在一些问题有待人们深入研究。

焊接过程中,焊缝金属要经历升温熔化和降温凝固过程,这样焊接构件由三个区域组成:熔池液相区、固液共存区和固相区。建立焊接构件应力、应变计算模型,首先应研究这三个区域金属的力学行为与应力、应变本构关系。

1 焊接熔池的变形

众所周知,焊接熔池中熔化的液态金属具有如下两方面性质:

^{*} 国家攀登计划预选项目。

第一, 液态金属只能承受很小应力, 但在较小应力作用下可发生流动或变形。

第二, 由于电弧前后金属加热熔化和降温凝固的性质, 当焊缝金属熔化或凝固时在固液界面可以消除金属的原有应力和应变, 使重新凝固后的固态金属变成无应力、应变状态。

如果在建立应力、应变本构方程及有限元计算时, 把焊接熔池与它外部的固态金属看成连续的固体, 那么计算后就会在熔池内部产生一些塑性应变。由于焊接熔池是一个伪固态金属, 为了满足焊接熔池的变形和周围固态金属的一致性, 熔池的变形还会引起熔池附近区域的进一步变形, 这与上述熔池存在的两点性质相矛盾, 因此积累在熔池中的全部应力、应变应该被消除掉。

为解决这一问题, 本文采用了单元再生方法进行处理。当单元的温度加热到超过固液区上限温度时, 把它从有限单元模型中除掉, 而当温度冷却到固液区上限温度后又把它加回到模型中去, 当单元加回到模型中时假设单元被“退火”即没有任何形变。由于焊接熔池是一个连续运动的过程, 单元的除去与加入也是一个连续动态过程, 本文通过程序设计对单元再生实现自动处理。

需要说明的是, 固液区上限温度指的是金属冷却凝固至已形成枝晶骨架且液态金属在枝晶间不能流动时的最高温度。Matsuda 研究认为³枝晶形成骨架时的固相分数为 0.31, 而液态金属在枝晶间不能完全流动时的固相分数为 0.67。

图 1 是通过实测并分段线性后得出的固相分数随温度变化规律曲线。

本文取固相分数为 0.67 时的温度为固液区上限温度, 如 SUS310 固液区上限温度为 1375 °C。

2 固液共存区 金属的流变性能

目前, 关于是否考虑固液共存区金属的粘弹塑性问题没有统一的认识。70 年代末, 前苏联曾有人提出, 固液共存区金属的力学行为表现出粘弹塑性特征, 其应力应变规律不仅与温度有关, 而且与载荷历史及时间有关。哈工大刘伟平等人持有这种观点, 把铝合金焊接试样分为两个区域, 即固液共存区和固相区, 在建立应力应变本构方程时既考虑固液共存区金属的粘弹塑性变形, 又特别注重熔点以下固态金属的弹塑性变形, 在此基础上建立了一维焊接接头的应力应变本构方程^[4]。与此同时, 目前有研究工作者认为, 在模拟凝固裂纹产生的应变发展过程时, 仍然可以不考虑固液态金属的粘弹塑性特征。持这种观点的人又有两种不同的看法: 一种认为, 固液并存区金属的粘弹性变形、粘塑性变形与塑性变形相比数值很小, 因此可以忽略粘性特征, 用纯固态金属的力学本构方程来描述。另一种看法则认为, 要准确测定材料在高温下的流变参数难度很大, 而且此时应力应变的计算相当繁琐, 因此对粘弹塑性本构方程计算结果的准确性尚有看法^[3]。可见, 关于是否考虑金属的流变性能问题还有待于进一步探索。

焊接构件中温度在固相线和液相线之间的焊缝金属以固液共存, 这一区域叫固液共存区。文献[6]认为固液共存区金属表现出弹性、粘弹性和粘塑性的流变性能特征。为测定固液态金属流变性能, 本文采用北京科技大学的流变性能测试装置得到 SUS310 的加载、卸载响应曲线见图 2。

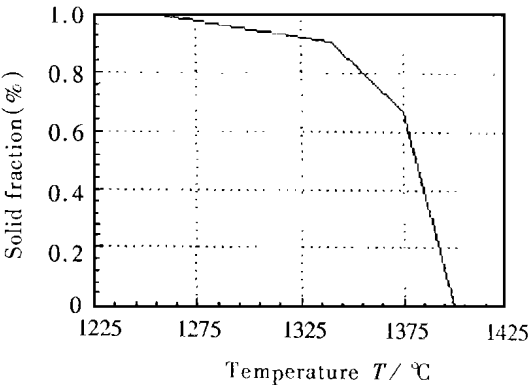


图 1 SUS310 固相分数随温度变化规律曲线
Fig.1 Linearized curve of solid fractions

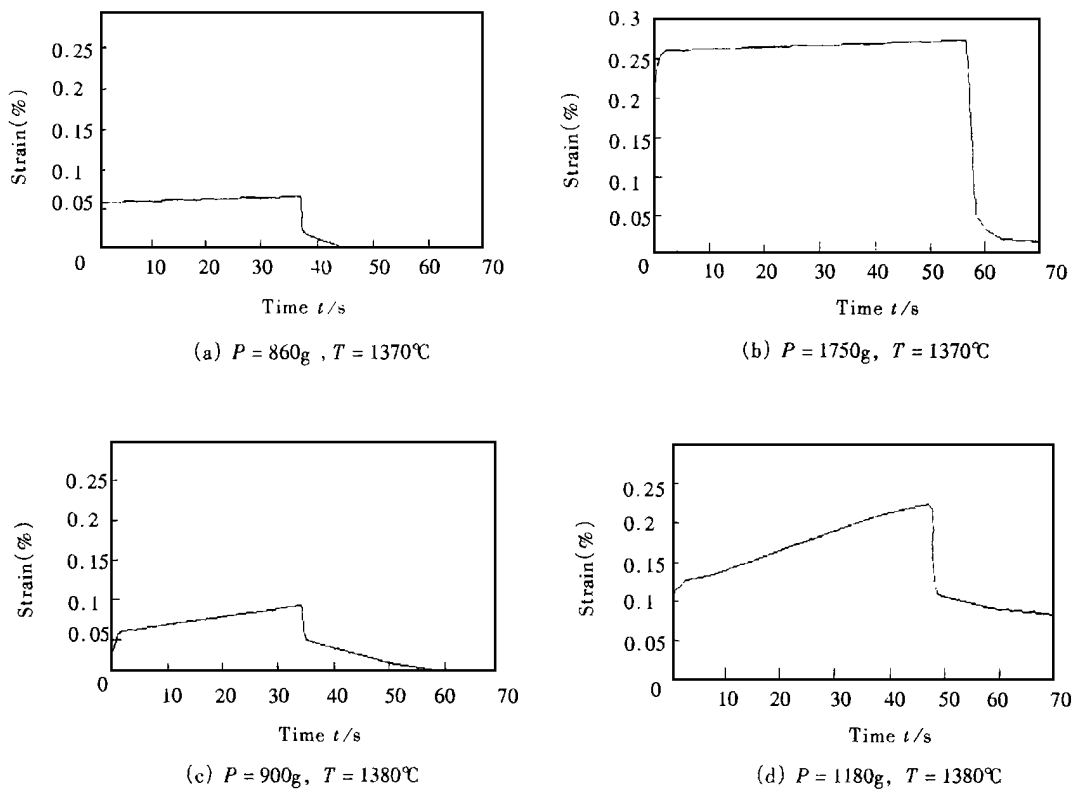


图 2 SUS310 合金的加载卸载响应曲线

Fig. 2 Responsive curves of stainless steel SUS316 during loading and unloading

从图 2 可以看出,当加载应力较大,尤其是温度高于固液区上限温度时,固液共区的金属表现为弹性 γ_H ,粘弹性 γ_k 和粘塑性 γ_B 三种变形特征;当温度降低到低于固液区上限温度时变形主要以弹性变形为主,粘弹性变形和粘塑性变形较小。

可见,固态金属的粘性特征不明显。在焊接条件下,冷却速度快,固态金属存在时间较短,因此可以忽略材料的粘性特性,认为它的应力、应变同样服从热弹塑性理论。当温度高于固液区上限温度时,由于液态金属量较多且可以在枝晶间流动,因此可以认为这一区间的金属存在熔池液态金属的性质。这样本文可以把固液共存区分成固液区和液固区。液固区金属与熔池液态金属性质相近,其力学行为可通过单元再生方法处理;固液区金属与固态金属性质相近,应力、应变本构关系符合热、弹、塑性理论。

3 凝固收缩

关于如何考虑凝固收缩问题,仍有一定分歧。大多数金属及合金(包括奥氏体不锈钢)在凝固时都会发生收缩,因此,熔池金属凝固时也存在收缩问题。目前,有的研究工作者通过修正等温线膨胀系数的方法来考虑凝固收缩问题,但在修正的温度区间及处理细节上仍有分歧。

合金由于凝固收缩造成的体积变化约为 3%~6%。本文假设 SUS310 的体积收缩率为 4%^[5]。在凝固温度区间内收缩量与固相率成正比,因此可以求出体积收缩率与温度的关系。本文在计算

中将体积收缩率转换成线收缩率,然后加到线膨胀系数中去。由于液固区液态金属能够流动,因此凝固收缩在这一温度区间不引起附加应力。当温度降低到固液区时,凝固收缩的确会引起应力和应变。由此可见,液固区凝固收缩可以忽略,而在固液区则必须考虑。因此热膨胀系数的曲线可以分为三部分:在固相线以下温度,只有简单的热膨胀起作用;固液区热膨胀和凝固收缩同时起作用;液固区和液相区、热膨胀和凝固收缩均不起作用。材料 SUS310 的力学参数与温度的关系见表 1,表 2。

表 1 线收缩系数与温度的关系

Table 1 Relationship between linear shrinkage and temperature

Temperature $T/^\circ\text{C}$	1250~1340	1340~1375	1375~1400
Linear shrinkage coefficient/ $^\circ\text{C}^{-1}$	1.48×10^{-5}	7.599×10^{-5}	3.699×10^{-4}

表 2 材料力学参数与温度的关系

Table 2 Relationship between material mechanical properties and temperature

Temperature $T/^\circ\text{C}$	20~1250	1250~1375	≥ 1375
Mechanical parameters			
$E/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-2})$	$(202-8.17\times 10^{-2}T)\times 10^3$	$(1098.63-0.799T)\times 10^3$	0
$G/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-2})$	$(78.85-3.79\times 10^{-2}T)\times 10^3$	$(345.92-0.25T)\times 10^3$	0
μ	$0.27+1.674\times 10^{-4}T$	$0.27+1.66\times 10^{-4}T$	0.5
$H'/(\text{N}\cdot\text{mm}^2)$	$1715.72-1.25T$	$1685.42-1.23T$	0
$\alpha/(^\circ\text{C}^{-1})$	$(13.77+5.02\times 10^{-3}T)\times 10^{-6}T$	$\alpha_{1250}+\text{Linear shrinkage coefficient}$	—

表 2 中的 E 为弹性模量, G 为剪切模量, μ 为泊松比, H 为硬化指数, α 为线膨胀系数。

4 固态金属的应力应变本构关系

固态金属的应力、应变本构关系应符合热弹塑性理论。根据以上分析,假设(1)材料各向同性;(2)材料的力学性能随温度而变化;(3)不考虑粘性和蠕变影响。根据等向强化米赛斯屈服准则和普朗特-路斯塑性流动增量理论推导的材料应力、应变关系式即增量本构方程如式(1)所示:

$$d\{\sigma\}=[D]d\{\epsilon\}-\{C\}dT$$
$$\{C\}=[D_e]\left\{\{\alpha\}+\frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\right\}$$

(1)

在弹性区 $[D]=[D_e]$

在塑性区 $[D]=[D]_{ep}=[D_e]-[D]_p$

$$\{C\}=[D]_{ep}\left\{\{\alpha\}+\frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}\right\}-\frac{[D_e]\frac{\partial f}{\partial \{\sigma\}}\frac{\partial f_0}{\partial T}}{H_T+\left\{\frac{\partial f}{\partial \{\sigma\}}\right\}^T[D_e]\frac{\partial f}{\partial \{\sigma\}}}$$

式中 $[D_e]$ 、 $[D]_{ep}$ ——弹性矩阵、弹塑性矩阵, f ——应力偏量的函数,
 H ——应变硬化指数, f_0 ——应变硬化指数和温度的函数,

$$H_T=(\frac{\partial \theta_0}{\partial H})\{\frac{\partial H}{\partial \alpha_p}\}\{\frac{\partial \theta}{\partial \alpha}\}$$

$\{\alpha\}$ ——线膨胀系数向量;

根据虚位移原理,建立有限元方程的增量表达式如式(2)所示。

$$[K]^e \Delta \{\delta\} = \Delta \{R\}^e \tag{2}$$

式中 $[K]^e$ ——单元刚度矩阵, $[K]^e = \iint_e [B]^T [D] [B] dx dy$;

$\{\delta\}$ ——本次加载(或温度增量)所引起的位移增量;

$\{R\}^e$ ——单元等效节点力向量, $\Delta \{R\}^e = \iint_e [B]^T \{C\} \Delta T dx dy$ 。

关于应力、应变本构方程的具体计算及各向量表达式在 ADINA 理论手册中有详细论述, 本文不再重复。关于本模型的分析 and 计算, 将在另文中详述。

5 结 论

(1) 通过对 SUS310 奥氏体不锈钢固液共存区金属进行流变性能试验发现, 固液共存区可以分成固液区和液固区。固液区金属以弹性变形为主, 粘弹性和粘塑性特征可以忽略; 液固区表现弹、粘弹和粘塑性变形特征, 但此区域液态金属量较多, 且可以在枝晶间自由流动, 因此液固共存区金属可简化为具有熔池液态金属特征。

(2) 本文采用单元再生方法成功地解决了熔池液态金属的变形问题; 通过增大热膨胀系数方法解决了金属的凝固收缩问题, 从而建立了合理的应力、应变场计算模型。

(1999-04-26 收到初稿, 1999-09-17 收到修改稿)

参 考 文 献

1 唐慕尧, 丁士亮. 焊接过程力学行为的数值研究方法. 焊接学报. 1988, 9(3): 125~132.
2 陈楚. 数值分析在焊接中的应用. 上海交通大学出版社. 1985.
3 Matsuda F. et al. Quantitative evaluation of solidification brittleness of weld metal during solidification by means of in-situ observation and measurement trans. JWRI. 1983. 12. 65
4 刘伟平. 反应变法防止高强铝合金焊接热裂纹的研究: [博士学位论文]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学. 1989.
5 Feng Z L. A methodology for quantifying the thermal and mechanical conditions for weld metal Solidification cracking. Ph.D Dissertation of the Ohio State University. 1993.
6 张家泉. 合金固液共存结构粘弹塑性流变特性研究. 科学通报, 1995, 40(7): 51~56.

Numerical Simulation Model of Stress—strain Distributions for Weld Metal Solidification Cracking in Stainless Steel

Liu Renpei, Dong Zujue

(Harbin Research Institute of Welding)

Wei Yanhong

(National Key Laboratory of Advanced Welding Production Technology, Harbin Institute of Technology)

Abstract According to the characteristics of welding process, this paper divided the welding joint of a weldment into three zones: the liquid zone in the molten weld pool, the solid—liquid co—existing zone and the solid zone. In order to develop the stress—strain numerical model, the mechanical behaviors of the three zones were analyzed in detail. Moreover, Based on the solid fractions during solidification process and loading—unloading deforming curves of stainless steel SUS310, this paper also studied the effects of deformation of welding pool, the rheologic properties and solidification shrinkage on stress—strain evaluating processes. Finally, the influence of the deformation in the molten—weld pool was eliminated by element rebirth method. Furthermore, the algorithm of the thermal stress/strain for the solid metal formulated on the basis of the incremental thermo—elastoplastic constitutive theory. As a result, a numerical simulation model of stress—strain distributions for welding solidification crack was developed.

Key words stainless steel, welding solidification crack, driving force, numerical simulation

作者简介 刘仁培,男,1962年8月出生,工学硕士,高级工程师。多年来主要从事焊接热裂纹、堆焊材料及堆焊工艺研究。在焊接凝固裂纹的热力学及冶金行为和模具、轧辊等堆焊材料、堆焊工艺研究方面有一定成就。主持或参加过的科研项目11项。其中,主持过的重大项目有:国家自然科学基金一项,国家攀登计划预选项目一项,机械部技术发展基金二项。获机械部科技进步三等奖一项,共发表论文16篇。1996年当选为机械工程学会焊接学会IXa委委员。