

单辊法制备非晶合金中的传热与熔体流动数值模拟*

惠希东 杨院生 陈晓明 胡壮麒

(中国科学院金属研究所, 沈阳 110015)

摘要 基于耦合的二维 Navier-Stokes 动量方程和热传导方程建立了单辊法制备非晶合金中的传热和熔体流体动力学模型. 利用 SIMPLE 差分算法计算了熔池内的温度场和速度场, 获得了不同辊速条件下熔体的平均冷却速度. 与红外热像法测得的 $\text{Fe}_{78}\text{Si}_9\text{B}_{12}\text{Mo}$ 非晶合金的冷却速度相比, 数值模拟得到的冷却速度在熔池大部分范围内与实验结果接近. 在熔池的左右边界, 由于界面换热系数难以准确预测, 数值计算结果存在偏差.

关键词 传热, 流体动力学, 溅射急冷, 非晶合金

中图分类号 TG139.8, TB115 **文献标识码** A **文章编号** 0412-1961(1999)11-1206-05

NUMERICAL SIMULATION OF HEAT TRANSFER AND FLUID FLOW DURING PREPARING AMORPHOUS ALLOY BY SINGLE-ROLLER SPINNING

HUI Xidong, YANG Yuansheng, CHEN Xiaoming, HU Zhuangqi

Institute of Metal Research, The Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110015

Correspondent: HUI Xidong, Tel: (024)23843531-55963

Manuscript received 1999-06-11, in revised form 1999-08-22

ABSTRACT A numerical modelling of heat transfer and fluid dynamics in melt spinning process for preparing amorphous alloys by single roller is developed based on the coupled Navier-Stokes and heat conduction equations. The thermal and velocity fields inside the melt puddle are characterized for different wheel velocity by using SIMPLE algorithm. The average cooling rate cross the whole thickness of the puddle is also calculated. It is shown that the calculated averaging cooling rate is in good agreement with the experimental results of $\text{Fe}_{78}\text{Si}_9\text{B}_{12}\text{Mo}$ amorphous alloy obtained with the help of an infrared thermovision technique through the most part of the puddle. The simulated values of the quenching rate that near the upstream and downstream meniscus are larger than that of experimental results because the heat transfer coefficient is difficult to be estimated.

KEY WORDS heat transfer, flow dynamics, melt spinning process, amorphous alloy

利用熔体溅射急冷法可以制备具有优异物理、化学和力学性能的微晶、非晶及其它亚稳合金. 极快的热量传输和流体流动是这类制备工艺最显著的特征. 在非晶合金形成过程中如何获得所要求的冷却速度已成为制定工艺参数首先要考虑的问题. 然而, 由于合金凝固时间短暂、熔池尺寸微小, 使得利用实验方法直接测量温度场和速度场非常困难. 尽管已经采用热电偶法^[1]、红外高温计法^[2]和红外热像法^[3]测量了平面流动铸造 (PFMS) 和熔体溅射急冷过程中的温度场, 但是目前可用的实验数据仍然很少.

近年来, 人们对平面流动铸造和熔体溅射急冷过程中的

温度场和速度场进行了数值计算. Gutierrez 等人^[4]根据润滑理论建立了低 Reynold 数 PFMS 中流体动力学模型, 获得了熔池的温度场. 但是 PFMS 往往都是发生在高 Reynold 数范围内, 所以其结果的适用性受到质疑. Takeshita 等人^[5]利用 SOLA-VOF 算法计算了耦合的动量和连续性方程, 但没有涉及热量传输问题. Matthys 等人^[6]利用边界层理论同时计算了动量、质量和传热方程, 并考虑了凝固过程中固/液界面上的能量守恒, 然而由于忽略了流体沿垂直冷辊表面的压力梯度, 使得二维 Navier-Stokes 方程中有一个方程不含有压力项, 从而带来一定偏差.

本文将二维 Navier-Stokes 方程、连续性方程与热传导方程相耦合, 并引入动力学粘度系数, 建立单辊法制备非晶合金过程中的传热和流体动力学模型. 通过计算不同辊速下 $\text{Fe}_{78}\text{Si}_9\text{B}_{12}\text{Mo}$ 非晶合金的冷却速度, 探讨流体流动对传

* 中国科学院重大项目 KJ951-B1-704(2) 资助

收到初稿日期: 1999-06-11, 收到修改稿日期: 1999-08-22

作者简介: 惠希东, 男, 1964 年生, 副教授, 工学博士

热的影响. 利用红外热像法测量单辊法制备 $\text{Fe}_{78}\text{Si}_9\text{B}_{12}\text{Mo}$ 非晶合金过程中的冷却速度, 以此验证数值模拟结果的可靠性, 从而为确定工艺参数提供理论依据.

1 实验方法

实验是在如图 1a 所示的 Cu 单辊喷射急冷装置上进行的. $\text{Fe}_{78}\text{Si}_9\text{B}_{12}\text{Mo}$ 合金放在内径为 45 mm、喷嘴尺寸为 4 mm×1.3 mm 的石英管内, 利用中频感应加热器将合金熔化, 然后以 0.14 MPa 的压力将合金熔体喷射到直径为 350 mm、转速为 20—33 m/s 的 Cu 辊上. 在喷射过程中利用 AGA780 型红外热像仪测量辊轮表面与喷嘴之间合金的温度场. 红外探测器的精度为 ± 0.2 K(工作温度为 300 K 时), 热像仪的扫描速度为 25 帧/s, 实验数据采用计算机系统处理. 将每帧热像图温度场根据辊轮的速度转换为冷却速度与距离的关系. 利用 X 射线衍射仪分析制备的条带结构, 证明为非晶合金.

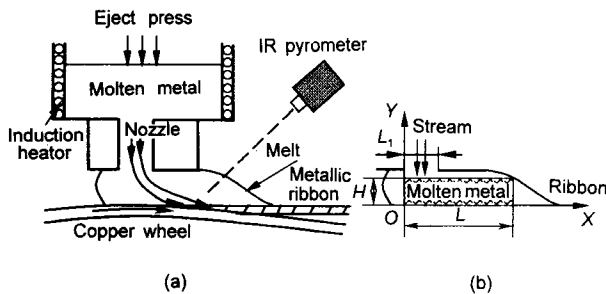


图 1 试验装置简图和计算区域

Fig.1 Schematic of the experimental setup (a) and calculated region (b) of the melt puddle

2 数学模型

在本文中, 仅研究非晶合金形成过程中的传热和熔体流动问题. 金属熔体在接近平衡结晶温度时, 其粘度在 10^{-2} — 10^{-3} Pa·s 之间, 随着温度的下降, 熔体的粘度不断上升, 如果在金属的连续冷却过程中, 熔体的粘度已上升至 10^{12} Pa·s 左右, 而结晶和长大尚未开始, 则整个结晶过程就被遏制了, 液态合金中可避免通常的结晶过程(形核和长大). 因此, 利用单辊法制备非晶合金时辊轮表面与喷嘴间的部分(其中包括液态熔体和非晶合金)可以认为是由不同粘度的金属熔体组成的统一整体, 简化为如图 1b 所示几何形状. 对于 Fe-Si-B 系合金, Belenkii 等人^[7]认为熔池的长度 L 与辊速 U_w 之间的关系可以表示为

$$L = 2.04 + 22.4/U_w \quad (1)$$

由于是形成非晶合金, 所以凝固潜热非常小, 可以不考虑凝固潜热, 即不需考虑固/液界面位置和移动速度, 而是需要综合考虑熔体温度、速度和粘度之间的关系. 本文假设除动力学粘度系数外, 材料的其它物性参数与时间无关, 熔

体与辊轮表面间无相对滑动, 利用单辊法制备 Fe-Si-B 系非晶合金, 熔体流体被认为是层流流动^[2,3]. 因此可以用二维 Navier-Stokes 方程来描述

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial y} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \nu(T) \nabla^2 U \\ \frac{\partial V}{\partial t} + U \frac{\partial V}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial y} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial y} + \nu(T) \nabla^2 V \end{aligned} \quad (2)$$

其中 U 和 V 为 x 和 y 方向的速度, P 为压力, $\nu(T)$ 为随温度变化的动力学粘度系数, 其关系为^[7]

$$\nu(T) = \frac{A}{\rho} \exp\left(\frac{B}{T-C}\right) \quad (3)$$

式中 A, B 和 C 为常数, ρ 为密度.

连续性方程为

$$\frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} = 0 \quad (4)$$

计算 $U(x, y), V(x, y)$ 和 $P(x, y)$ 所需的初始条件和边界条件设定如下

$$\begin{aligned} U &= U_w, \quad V = V_j, \quad P = \int_0^H \rho g dy \\ 0 \leq x \leq L, \quad 0 \leq y \leq H(t=0) \end{aligned} \quad (5)$$

$$\frac{\partial U}{\partial x} = 0, \quad \frac{\partial V}{\partial x} = 0, \quad \frac{\partial P}{\partial x} = 0 \quad x = 0, x = L \quad (6)$$

$$U = U_w, \quad V = 0, \quad \frac{\partial P}{\partial y} = 0 \quad y = 0 \quad (7)$$

$$U = 0, \quad V = V_j, \quad \frac{\partial P}{\partial y} = 0 \quad y = H, 0 \leq x \leq L_1 \quad (8)$$

$$U = 0, \quad V = 0, \quad \frac{\partial P}{\partial y} = 0 \quad y = H, L_1 \leq x \leq L \quad (9)$$

式中, L_1 为喷嘴宽度, V_j 为喷射速度.

热传导控制方程为

$$\frac{\partial T}{\partial t} + U \frac{\partial T}{\partial x} + V \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (10)$$

式中, T 为温度, α 为热扩散率, $\alpha = k/(\rho c_p)$, 其中, k 为导热率, c_p 为热容.

在辊轮与熔体接触表面, 传热按 Newton 方式进行, 即

$$k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=0} = h_i (T - T_w) \quad (11)$$

式中 T_w 为辊轮表面温度, h_i 界面换热系数. 在熔池左边界和上表面, 假设熔体温度保持不变, 在熔池右边界, 忽略 x 方向的传热而假定为满足绝热条件.

式 (1)–(11) 给出了熔池中流体流动和传热的数学模型. 数值计算采用与 SIMPLE^[8] 算法相类似的差分程序. 首先根据猜测的初始温度值由式 (3) 计算粘度值, 再按照动量方程 (2) 计算新的 U 和 V 值, 此后按超松弛 (SOR) 迭代求解压力 P 的 Poisson 方程, 得出该时刻的压力 P , 最后由导热控制方程 (10) 求解温度场. 将上一时刻的 U, V, P, T 作为下一时刻的估计值, 进行与上一时刻相同的迭代循环, 直至达到稳态解的收敛准则为止.

3 计算结果与讨论

3.1 熔池流场特征

图 2 给出了在辊轮速度为 $U_w=20$ m/s、喷射速度为 $V_j=5$ m/s 时 Fe-Si-B 合金熔池中的速度场. 可见流体沿

垂直冷辊表面的流动大多发生在靠近喷嘴的附近区域, 在离熔池左边界距离等于喷嘴宽度的位置处, 无论是靠近喷嘴的上部区域的熔体, 还是靠近辊轮表面的流体, 在该方向的流动速度都有一个急剧下降. 值得注意的是, 流体沿平行冷辊表面的最大流动速度并非位于靠近冷辊表面的附近区域, 而是在喷嘴与冷辊表面之间的中心部位. 这种流动特征可能是由于喷射压力与辊轮的运动间的交互作用造成的. 另一个值得注意的特征是, 在本数值计算中, 没有发现明显的环流区域存在, 这与根据润滑理论预测的结果不一致^[4]. 有些利用 Navier-Stokes 方程^[5] 对 PFMS 进行的计算也发现有环流存在, 但是他们没有考虑熔池中的热传导和温度变化而引起的熔体粘度变化问题, 因而无法与本计算结果直接比较. 目前尚不明确产生这种现象的原因, 但有一点可以肯定的

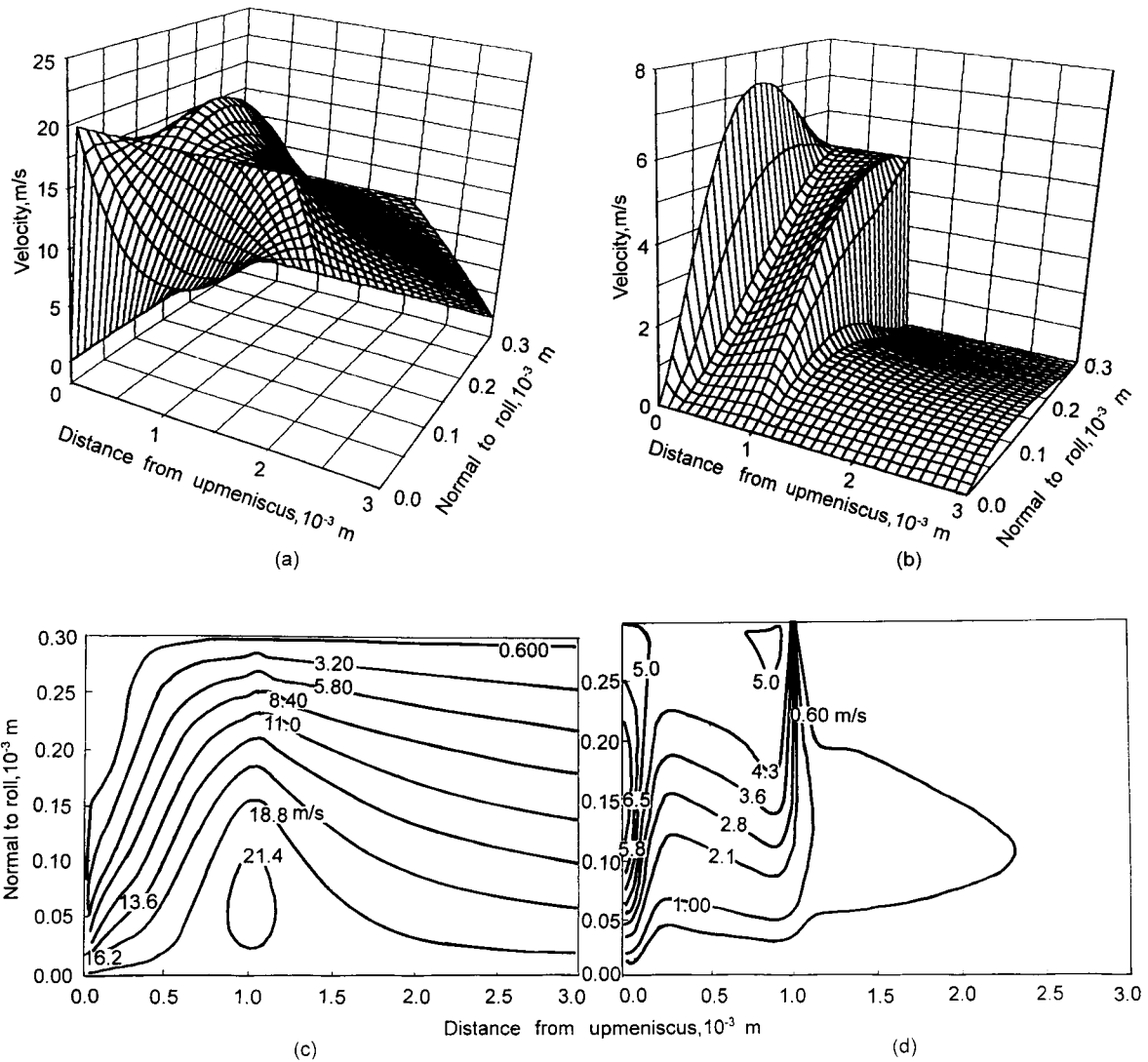


图 2 Fe-Si-B-Mo 合金在 $U_w=20$ m/s, $V_j=5$ m/s 时熔池内的速度场

Fig.2 Velocity fields inside the melt puddle of Fe-Si-B-Mo for $U_w=20$ m/s, $V_j=5$ m/s

(a) x -component velocity field (b) y -component velocity field
(c) contour curve of x -component velocity field (d) contour curve of y -component velocity field

是, 与基于润滑理论建立的方程不同, Navier-Stokes 方程中包含了惯性项, 在高 Reynold 数条件下, 惯性力可以起到主要作用, 这在一定程度上抑制了环流的产生.

3.2 温度场和冷却速度

Fe-Si-B 合金熔池内温度场的计算结果如图 3 所示. 可见在整个熔池内等温线几乎与辊轮表面相平行. 温度变化发生在靠近辊轮表面很窄的区域内. 在熔池的上部区域, 熔体温度与初始温度接近. 由于存在 Newton 换热条件, 在熔体与辊轮表面接触的开始时刻, 温度并未立刻下降, 而是随与辊轮表面接触距离增大后才有明显下降. 基于上述温度场, 可以按照下式计算平均冷却速度

$$\langle \dot{T} \rangle = (1/H) \int_0^H U \left(\frac{dT}{dx} \right) dy \quad (12)$$

式中, H 为熔池计算高度.

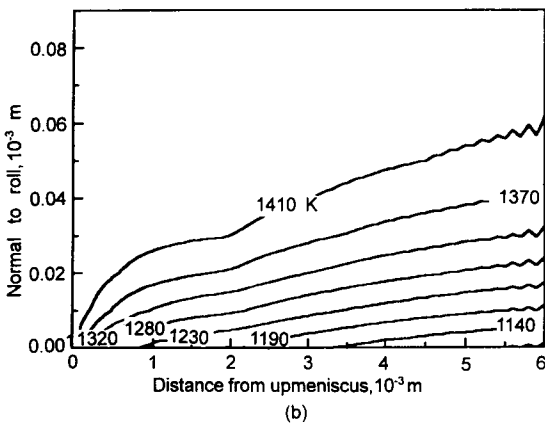
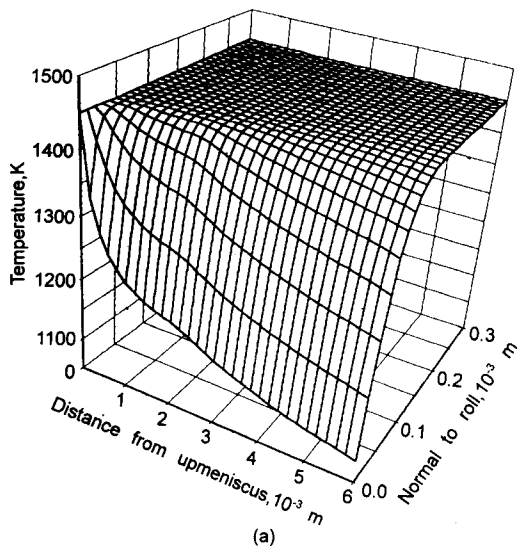


图 3 Fe-Si-B-Mo 合金在 $U_w=5$ m/s, $V_j=5$ m/s 时的温度场和等温线

Fig.3 Calculated thermal field (a) and its isothermal curve (b) inside the puddle of Fe-Si-B-Mo for $U_w=5$ m/s, $V_j=5$ m/s

图 4 为平均冷却速度随接触距离的变化曲线. 计算结果表明, 熔体在开始阶段的冷却速度大致为 4×10^5 K/s. 随着接触距离的增加, 冷却速度急剧降低, 在等于喷嘴宽度的位置处冷却速度达到最小值. 最小值出现的位置与图 3b 中所示的最小温度梯度一致. 此后冷却速度又继续增加. 从图中可见, 在熔池的右半部分, 冷却速度在不同的辊速下变化趋势不同. 对于 $U_w=20$ m/s, 冷却速度先是逐渐增加, 在接近右边界时, 冷却速度急剧升高. 而对于 $U_w=5$ 和 10 m/s, 冷却速度先稍稍下降, 在接近结束时明显上升. 纵观平均冷却速度在熔池各个区域的变化情况, 发现辊轮速度越大, 平均冷却速度越高. 辊轮速度对靠近右边界区域熔体冷却速度的影响比左边界处大. 这说明提高辊轮速度对非晶合金的形成是有利的.

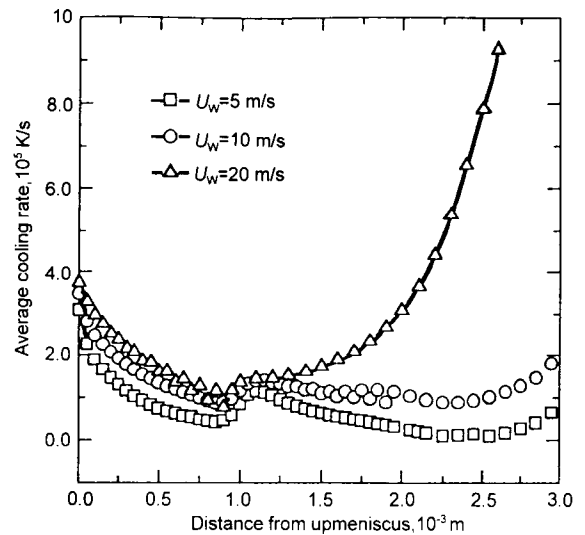


图 4 Fe-Si-B-Mo 合金在各种辊轮速度时的平均冷却速度

Fig.4 Average cooling rate of Fe-Si-B-Mo alloy for various roll velocities

图 5 给出了辊轮速度为 $U_w=33$ m/s 时利用红外热像法实际测量的和数值计算的冷却速度随接触距离的变化曲线. 可见, 在熔池的大部分区域内, 数值计算与实验结果符合得较好. 在 $x=1$ mm 处, 两种方法获得的冷却速度都有一个极小值. 在靠近左边界和右边界的部位, 数值计算的冷却速度都比实际测量的结果明显偏大. 在实验测定的曲线上, 当 $x=1.5$ mm 时, 冷却速度有一个峰值, 但是在数值计算的曲线上却没有看到. 本文认为产生上述差别的主要原因在于数值计算中对界面换热系数的取值存在着偏差. 由于熔体溅射急冷过程是由动量传输和热量传输的耦合控制的, 因此界面换热系数的大小对熔池的形状、凝固长度、速度和温度分布有强烈的影响. 然而到目前为止, 辊轮与熔体间的界面换热系数尚未有统一模型可以预测出来, 主要是根据经验数据类推得到. 即使是同一种材料, 界面换热系数也会因为辊轮和熔体速度、裹带到辊轮与熔体界面间的气体数量和局部压力的不同而改变. 本计算中采用的是恒定界面换热系

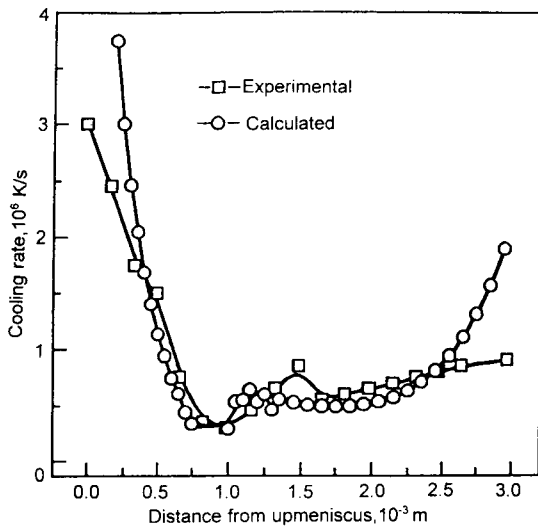


图5 $\text{Fe}_{78}\text{Si}_9\text{B}_{12}\text{Mo}$ 非晶合金在 $U_w=33$ m/s 时平均冷却速度的数值计算和实验结果

Fig.5 Plots of average cooling rate vs wheel surface distance for the $\text{Fe}_{78}\text{Si}_9\text{B}_{12}\text{Mo}$ amorphous alloy with $U_w=33$ m/s

数,这在熔池与辊轮接触的中部是合理的,但是对于刚开始接触的部位和即将脱离辊轮的部位,由于润湿性差和条带与辊轮间的缝隙开始增大,实际的换热系数可能比计算中使用的界面换热系数要小,从而使数值计算得到的冷却速度在这两个部位明显偏大。

4 结论

(1) 将二维 Navier-Stokes 方程、连续性方程与热传导方程相耦合,并引入动力学粘度系数,建立了熔体喷射急冷法

制备非晶合金过程中的传热和流体动力学模型,利用 SIMPLE 算法计算了熔池内的速度场和温度场。

(2) 流体沿垂直冷辊表面方向的流动大多发生在靠近左边界附近,流体在该方向的流动速度在接触距离等于喷嘴宽度的位置处急剧下降。沿平行冷辊表面的最大流动速度出现于喷嘴与冷辊表面之间的中心部位。在本数值计算中,没有发现明显的环流区域存在。

(3) 熔池内温度变化主要发生在靠近辊轮表面很窄的区域内;在接触距离等于喷嘴宽度的位置平均冷却速度达到最小值;增大辊轮转速有利于非晶合金的形成。

(4) 在熔池的大部分区域内,数值计算的冷却速度与利用红外热像法测量得到的实验结果符合的较好;在靠近左右边界的部位,计算得到的冷却速度比实际测量的结果偏大;这种差别主要是由于计算中对界面换热系数的取值存在着偏差造成的。

参考文献

- [1] Gillen A G, Cantor B. *Acta Metall*, 1985; 33: 1813
- [2] Liu W, Wang G X, Matthys E F. *Int J Mater Transfer*, 1995; 38: 1387
- [3] Pang D, Wang J, Lin X. *J Phys D: Appl Phys*, 1987; 20: 1544
- [4] Gutierrez E M, Szekeley J. *Trans Metall*, 1986; B17: 695
- [5] Takeshita K, Shingu P H. *Trans Jpn Inst Met*, 1986; 27: 141
- [6] Gong Z, Wilda P, Mathys E F. *Int J Rapid Solidification*, 1991; 16: 1
- [7] Belenkii A Y, Olotarev S N. *Int J Rapid Solidification*, 1991; 16: 41
- [8] Patankar S V. *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. USA, McGraw-Hill, 1980: 146