

蓄热式铝熔炼炉熔炼过程的数值模拟

王计敏¹, 闫红杰¹, 周子民¹, 李世轩², 贵广臣²

(1. 中南大学 能源科学与工程学院, 长沙 410083; 2. 苏州新光热能科技有限公司, 苏州 215008)

摘 要: 为了更好地研究和优化铝熔炼炉的性能, 针对现有的蓄热式圆形铝熔炼炉, 在建立合理的铝熔炼炉基本模型的基础上, 通过耦合用户自定义熔化模型和氧化烧损模型, 运用计算流体力学软件 FLUENT 实现燃烧空间和熔池的耦合物理场的数值模拟。着重研究不同固液区和不同孔隙率对铝及铝合金熔炼过程的影响。结果表明, 该模型较好地反映铝熔炼炉的熔炼现象, 可运用该模型进行铝熔炼炉熔炼过程工艺参数的优化研究。同时获得了固液区和孔隙率对熔炼参数影响规律: 铝液温度在固液区上升缓慢, 而离开固液相线时, 铝液温度上升速度加快, 炉膛温度和氧化层质量随着熔炼时间分别呈周期性增加和呈抛物线增加; 随着氧化层厚度的增加, 铝液温度随着孔隙率的增加而增加变得缓慢。

关键词: 蓄热式铝熔炼炉; 熔炼过程; 数值模拟

中图分类号: TF062

文献标志码: A

Numerical simulation of melting process for regenerative aluminum melting furnace

WANG Ji-min¹, YAN Hong-jie¹, ZHOU Jie-min¹, LI Shi-xuan², GUI Guang-chen²

(1. School of Energy Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China;
2. Suzhou Longray Thermal Technology Co. Ltd., Suzhou 215008, China)

Abstract: In order to better research and optimize the performance of aluminum melting furnace, based on reasonable model with user-defined melting model and oxidation loss model, a numerical simulation of coupling field between combustion space and aluminum bath in regenerative round aluminum melting furnace was presented using CFD software FLUENT. The effects of solid-liquid zone and porosity on melting process were described in details. The results show that the model reveals the melting phenomenon of the furnace better. The optimization of parameters for aluminum melting furnace can be studied by the above model. The effect rules of solid-liquid zone and porosity on melting parameters are obtained: The aluminum temperature increases slowly with melting time in solid-liquid zone, but increases fast when leaving solid-liquid phase lines. The furnace temperature and oxide mass increases with melting time periodically and parabolically, respectively. As the oxide thickness increases, the aluminum temperature increasing becomes slow with the increase of porosity.

Key words: regenerative aluminum melting furnace; melting process; numerical simulation

铝及铝合金以其良好的力学性能和较好的铸造性能, 在工业中被广泛应用于运输、建筑、包装等行业。

然而铝工业是高能耗与高排放产业, 提升熔炼炉热效率、降低污染物排放和提高熔体质量是大多数铝及铝

基金项目: 博士生创新基金资助项目(71131100034), 湖南省自然科学基金资助项目(07JJ4016)

收稿日期: 2010-09-23; 修订日期: 2011-01-11

通信作者: 闫红杰, 副教授, 博士; 电话: 13873102530; E-mail: s-rfy@mail.csu.edu.cn

合金熔炼企业一直追求的目标。因此,一直以来,国内外冶金科技工作者对如何提高铝熔炼炉熔炼性能进行了大量的研究。LI等^[1-3]和PENMETSA等^[4]为铝熔炼炉的优化建立了修正的Essenhig-Tsai模型,并且对热量利用进行了热力学分析,同时,通过采用模型松弛技术,得出实际可应用的炉壁热传导相似定律^[4]。依据连续采集的燃料量、烟道温度、热收入和热损失,WILLIAMS等^[5]提出了研究熔炼周期内瞬时热效率的方法来优化熔炼过程。为了减少铝熔炼炉燃料消耗和增加熔化能力,LAZIC等^[6]提出了获得较高炉膛温度的方法。STEVENs等^[7]利用相似的顶装料实验铝熔炼炉来研究基本熔炼现象。美国能源部“改善铝熔炼炉的热效率”课题组对铝熔炼炉进行了试验研究和参数仿真优化研究^[8-11]。NIECKELE等^[12-16]对铝熔炼炉不同氧化剂、燃料种类、燃烧器燃烧方式、氧气喷出方式进行了数值模拟。GOLCHERT等^[17]针对熔炼过程的不同阶段火焰和铝堆之间的冲击现象进行了数值模拟。GOLCHERT等^[18]详细地研究了 N_2 浓度的变化,及纯氧代替部分空气对传热和污染物形成的影响。SOLOVJOV和WEBB^[19]通过建立了一维氧化层辐射模型,研究了氧化层对燃烧产物和铝液之间的换热的影响。ANINDYA等^[20]也假设Al/Mg和 O_2 反应一维无限快速模型,研究了空气当量比、铝液温度等与Al-Mg合金氧化量关系。然而,对目前广泛应用于铝及铝合金熔炼的蓄热式铝熔炼炉的燃烧空间和熔池的耦合物理场进行数值模拟研究未见报道。本文作者在建立合理的铝熔炼炉基本模型的基础上,借鉴金属凝固过程和钢坯氧化烧损研究方法,通过耦合用户自定义熔化模型和氧化烧损模型,运用计算流体力学软件FLUENT实现蓄热式铝熔炼炉熔炼过程的数值模拟,着重研究不同铝合金固液区和不同氧化层孔隙率对铝及铝合金熔炼过程的影响。

1 基本模型

本研究的铝熔炼炉呈圆筒形状,铝液位于熔炼炉下部,侧部安装有蓄热式燃烧器,其几何模型如图1所示。工作时,其中一个燃烧器用作主烟道,其烟气流量占总流量的80%,另一部分烟气则从辅助烟道流出。

模型假设^[12]:

1) 结合铝熔炼过程及特点,根据工程实际,假设

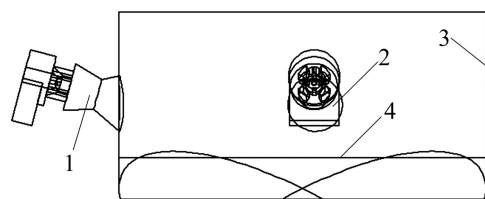


图1 蓄热式铝熔炼炉几何模型

Fig.1 Geometry model of regenerative aluminum melting furnace: 1—No.1 burner; 2—No.2 burner; 3—Secondary flue; 4—Coupling face

铝液不运动,界面无波动,忽略铝液表面的化学反应,只考虑铝液与周边空气的辐射和对流换热。

2) 铝液上表面氧化层的主要成分为 Al_2O_3 ,氧化层初始厚度假设为5 mm,发射率为0.33。

3) 由于经炉底、炉顶、炉侧外壁散热很小,可不考虑其热损失。且炉内壁发射率对铝的熔化过程影响较小,可假设炉膛壁面和铝液下表面为绝热边界。

4) 吸收系数假设符合介于简化模型和完全模型之间的WSGGM模型。天然气成分可按标准天然气成分计。

数学模型包括连续性方程、动量方程、能量方程以及化学组分守恒方程,另外还有湍流模型、燃烧反应模型以及辐射模型等。湍流模型采用广泛使用的标准 $k-\epsilon$ 模型;使用涡团耗散模型来模拟天然气和空气的燃烧反应,其模型参数参考文献[12];P-1模型用来模拟炉壁、炉气及铝液之间的辐射换热。其中流固耦合界面处,采用下面的方程描述:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_w = h(T_g - T_w) + \epsilon_1 \sigma (T_g^4 - T_w^4) + \epsilon_2 \sigma (T_b^4 - T_w^4) \quad (1)$$

式中: λ 为铝液导热系数, h 为局部对流换热系数, T_g 为炉气温度, T_b 为炉壁温度, T_w 为耦合面温度, ϵ_1 为炉气对铝液的系统发射率, ϵ_2 为炉壁对铝液的系统发射率, σ 为Stefan-Boltzmann常数。

铝液的初始条件: $T_{Al}|_{t=0}=300$ K;空气质量进口边界条件: $M_{air-inlet}=1.879$ kg/s, $T_{air-inlet}=773$ K;天然气速度进口边界条件: $U_{natural-gas-inlet}=45.355$ m/s, $T_{natural-gas-inlet}=300$ K;主烟道和辅助烟道分别为自由出流边界条件: $O_{main-flue}=0.8$, $O_{secondary-flue}=0.2$;换向周期为60 s。

由于燃烧器和炉体的尺寸悬殊较大,采用多块网格结构。考虑计算资源紧张性和计算结果准确性,对网格数和时间步长进行无关性检验,比较两次铝液及

炉膛温度相对标准差,若相对误差在 5%以内,则证明网格的疏密和时间步长的长短对计算结果无影响。最终选取的网格数为 377 442,时间步长为 1 s。

2 熔化模型

当物质吸热熔化的或释热凝固时,物质存在两种状态,即固相和液相。固液两相被一个明显的交界面或固液糊状区所分离,前者对应于纯物质的相变过程,后者则对应混合物、合金等非纯物质的相变过程。两种类型物质的相变过程数学描述存在一定差异,后者相对复杂些。为了方便数值求解,不考虑液相区域中对流现象,则对于固相区域和液相区域来说,热流均以热传导方式传递,由于存在潜热,其支配导热过程的能量方程(傅立叶方程)如下^[21]:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial \tau} = \nabla \bullet (\lambda \nabla T) - \rho L \frac{\partial f_L}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \tau}$$

(2)

式中: f_L 为质量液相率, L 为熔化潜热, T 为铝液温度, c_p 为定压铝液比热容, ρ 为铝液密度, τ 为熔炼时间。

由式(2)可见,处理潜热项的关键在于求得液相率 f_L 随温度的变化规律。为了便于数值计算,假设熔化潜热在固液两相区内线性释放,通常采用温度补偿法、等价比热法或热焓法来对潜热进行处理^[22-23]。温度补偿法适用于纯金属或共晶成分合金的潜热释放过程,等价比热法和热焓法适用于处理有一定熔化温度范围的合金。温度补偿法能和数值计算很好的结合,本研究对温度补偿法进行修正,即修正温度补偿法(Revised temperature improvement method, RTIM),使之适用任意熔化温度范围的铝及铝合金。表 1 所列为依据能量守恒原理推导出的 6 种熔化潜热释放模型的计算公式。

表 1 6 种熔化潜热释放模型的计算公式
Table 1 Calculating formulae of six latent heat release models

No.	Sketch of model	Applicative condition	Liquid fraction	Revised temperature
1		$T_p^n \leq T_S, \quad T_p^{n+1} < T_L$	$\Delta f_L = \frac{(T_p^{n+1})^* - T_S}{T_L - T_S}$	$(T_p^{n+1})^* = \frac{c_p(T_L - T_S)T_p^{n+1} + LT_S}{c_p(T_L - T_S) + L}$
2		$T_p^n \leq T_S, \quad T_p^{n+1} \geq T_L + L/c_p$	1	$\frac{c_p T_p^{n+1} - L}{c_p}$
3		$T_p^n \leq T_S, \quad T_p^{n+1} > T_L, \quad T_p^{n+1} < T_L + L/c_p$	$\frac{(T_p^{n+1})^* - T_S}{T_L - T_S}$	$\frac{c_p(T_L - T_S)T_p^{n+1} + LT_S}{c_p(T_L - T_S) + L}$
4		$T_p^n > T_S, \quad T_p^{n+1} < T_L$	$\frac{(T_p^{n+1})^* - T_p^n}{T_L - T_S}$	$\frac{c_p T_p^{n+1}(T_L - T_S) + LT_p^n}{c_p(T_L - T_S) + L}$
5		$T_p^n > T_S, \quad T_p^{n+1} \geq T_L - \frac{L(T_p^n - T_L)}{c_p(T_L - T_S)}$	$\frac{T_L - T_p^n}{T_L - T_S}$	$\frac{c_p(T_L - T_S)T_p^{n+1} + L(T_p^{n+1} - T_L)}{c_p(T_L - T_S)}$
6		$T_p^n > T_S, \quad T_p^{n+1} > T_L, \quad T_p^{n+1} < T_L - \frac{L(T_p^n - T_L)}{c_p(T_L - T_S)}$	$\frac{(T_p^{n+1})^* - T_p^n}{T_L - T_S}$	$\frac{c_p(T_L - T_S)T_p^{n+1} + LT_p^n}{c_p(T_L - T_S) + L}$

由于熔化温度区间内的导热过程不但要受相变潜热的影响,而且还要受本身组成改变所引起的物理特性变化的影响,所以两相区物性参数为

$$x_m = x_L \frac{T - T_S}{T_L - T_S} + x_S \frac{T_L - T}{T_L - T_S} \quad (3)$$

式中: x_L 为液相物性参数, x_S 为固相物性参数, T_L 为液相温度, T_S 为固相温度, x_m 为两相区物性参数。

3 氧化烧损模型

据有关文献记载^[24-26],在炉内被加热金属氧化的主要因素有金属表面的温度、炉内气氛和金属在高温区段的停留时间等。氧化量与时间的关系式如下:

$$\omega = A \tau^P \quad (4)$$

式中: ω 为氧化烧损量, A 和 P 为氧化烧损常量。

实际上由于金属在炉内是动态的升温过程,炉内气氛也处于变化的环境中,因此,应考虑炉内及其中金属温度非恒定和炉内气氛有变化的情况之下。对式(4)中的系数 A 和指数 P 采用式(5)进行温度和氧化气氛修正^[25]。根据文献[20]中 Al-Mg 合金的氧化烧损数据拟合出常量 K_a 、 P_a 、 K_p 和 P_p 。

$$\begin{cases} A = K(T - T_0)^{P_a} (K_a \alpha + 1 - K_a) \\ P = K_p (T - T_0)^{P_p} + 1/2 \end{cases} \quad (5)$$

式中: K_a 、 P_a 、 K_p 和 P_p 为氧化烧损常量的修正, T_0 为铝液初始温度, α 为空气过剩系数。

假定在一定的温度段内温度以同等的微小单元进行递增或递减。将变温条件下的氧化质量增加可分解为若干个微小的等温单元,计算其生成总和。在变温条件下的氧化量计算模型及氧化层厚度可采用下式表述^[26]。

$$\begin{cases} \omega = \omega_0 + \sum_{i=1}^{\infty} A_i \delta \tau_i^{P_i} \\ s = 1000 \times \frac{\omega}{\rho_{ox} g_{Al}} \end{cases} \quad (6)$$

式中: ω_0 为初始氧化烧损量, A_i 和 P_i 为氧化烧损常量, s 为氧化层厚度, g_{Al} 为氧化层中铝的平均含量, ρ_{ox} 为氧化层初始密度。

由于氧化层的厚度较小,其增长对周围气体流动的影响可以忽略,厚度被假定为 5 mm 不变,采用 FLUENT 的薄壳传导模型(Shell conduction model)进行模拟。同时,为揭示氧化层动态增长过程对传热过程的影响,利用等效热阻和等效质量法,将氧化层动态增长的过程转化为氧化层物理特性——导热系数和密度动态变化的过程^[24]。

$$\begin{cases} \lambda_{ca} = \frac{\lambda_{ox} \delta_{ox}}{s} \\ \rho_{ca} = \frac{s \rho_{ox}}{\delta_{ox}} \end{cases} \quad (7)$$

式中: λ_{ca} 为氧化层等效导热系数, λ_{ox} 为氧化层初始导热系数, δ_{ox} 为氧化层初始厚度, ρ_{ca} 为氧化层等效密度。

氧化层一般由 Al_2O_3 、杂质和烟尘组成,为了简化计算,它可以被认为由 Al_2O_3 和空气组成的多孔介质,其有效物性参数为^[19]

$$x_{ox} = p x_{air} + (1 - p) x_{Al_2O_3} \quad (8)$$

式中: x_{air} 为空气物性参数, x_{ox} 为氧化层有效物性参数, $x_{Al_2O_3}$ 为 Al_2O_3 物性参数, p 为氧化层孔隙率。

4 程序的实现

在 FLUENT 基本模型的基础上,运用 FLUENT UDF 和 FLUENT Scheme 混合编程,耦合用户自定义熔化模型和氧化烧损模型,实现蓄热式铝熔炼炉熔炼过程的数值模拟。蓄热式铝熔炼炉熔炼过程的 FLUENT 求解过程如图 2 所示,其程序说明如下:

init_func 函数完成氧化层相关初始化功能。adjust_func 函数完成铝液温度修正、液相率、氧化量及氧化层厚度计算等功能。oxlayer_therm_conduction 和 oxlayer_density 函数实现氧化层动态增长的过程。al_therm_conduction 和 al_density 函数修正铝液的物性参数。reversing_proc 过程实现燃烧量的改变及燃烧器的周期性换向和保存指定时刻结果文件。其中修正温度补偿法计算流程如图 3 所示。

如果熔化末期铝液温度经过电磁搅拌能使未熔化的部分熔化并达到熔炼温度 1 013 K,整个仿真程序由 adjust_func 函数发送结束信号给 reversing_proc 过程,保存最终结果文件并退出 FLUENT。

5 仿真结果验证与分析

以 7075 号铝合金为研究对象^[27], 对相变潜热处理采用修正温度补偿法, 仿真结果与设计值的比较如表 2 所列。从表 2 可以看出, 修正温度补偿法处理熔化潜热结果比较合理。图 4 所示为熔炼参数随熔炼时间的变化关系。从图 4 中可以看出, 在固液区, 铝液温度上升缓慢, 表明大部分铝在发生相变; 而离开固液相线时, 铝液温度呈线性增长, 上升速度加快。液相率呈线性增长, 这与假设熔化潜热在固液两相区内线性释放一致。燃烧器的周期性交替燃烧促使炉膛温度随熔炼时间呈周期性增加。熔化开始前, 由于炉膛温度上升较快, 耦合面热流密度随熔炼时间上升较快; 当铝开始熔化时, 由于液态铝的导热系数是固态铝的

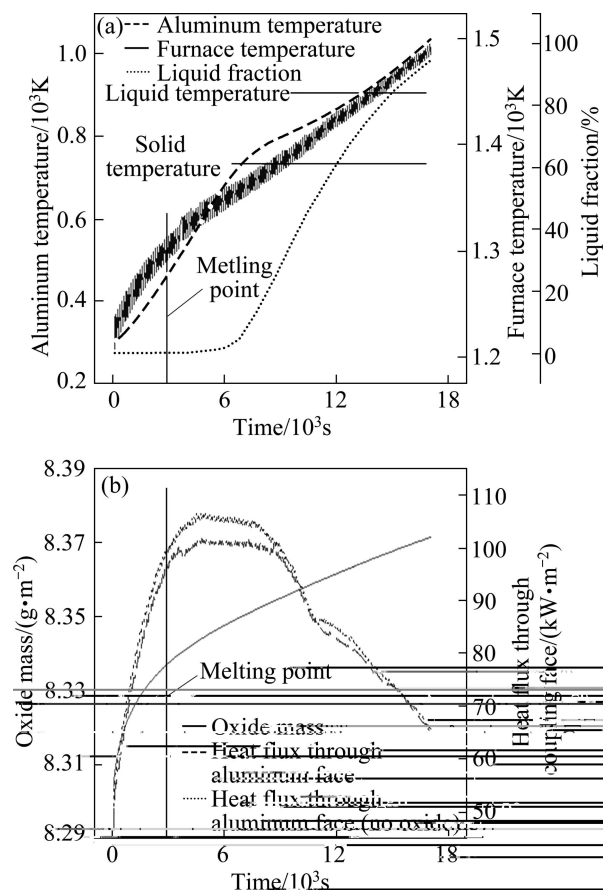


图 4 熔炼参数随熔炼时间的变化关系

Fig.4 Relationship between melting parameters and time: (a) Change curves of aluminum temperature, furnace temperature and liquid fraction with time; (b) Change curves of oxide mass and heat flux through coupling face with time

表 2 蓄热式铝熔炼炉仿真结果与设计值的比较

Table 2 Comparisons of simulation results and design values for regenerative aluminum melting furnace

Item	Simulation result	Design value	Relative error/%
Melting time/h	4.8	5	4
Furnace pressure/Pa	14.4	15	4
Furnace temperature/K	1376.53	1323	4.05
Aluminum temperature/K	1035.58	1013	2.23
$\varphi(\text{CO}_2)/\%$	8.61	8.82	2.38
$\varphi(\text{H}_2\text{O})/\%$	16.28	16.89	3.61
$\varphi(\text{N}_2)/\%$	73.9	73.19	0.97
$\varphi(\text{O}_2)/\%$	1.06	1.1	3.63
Liquid fraction/%	94.70	100	5.3

1/3~1/4, 热流密度达到平衡状态, 但当液相率超过约 26.74%时, 热流密度开始缓慢降低。氧化层质量随着熔炼时间呈抛物线增加。熔炼开始时, 由于耦合面热流密度上升较快, 铝液温度上升也较快, 所以氧化层质量增加也较快; 由于氧化层的存在, 增加了炉气、炉壁和铝液之间的换热热阻, 减弱了它们之间的传热, 所以有氧化层时的耦合面热流密度小于无氧化层时的热流密度。在实际生产过程中, 铝熔炼炉内耦合面的炉渣厚度可能超过 60~100 mm^[19], 为了改善炉内传热效果, 所以必须定时进行扒渣。

图 5 所示为不同阶段蓄热式铝熔炼炉内温度分布。由图 5 可以看出, 炉内火焰较长, 约到达炉膛的中心位置, 燃烧温度较高, 有利于铝的熔化。烧嘴倾斜一定的角度, 使高温气流冲向熔池液面中心, 从而大大加强了炉内气体与铝料的对流传热, 能够加快熔池内铝料的熔化速度。由于铝液传热以导热为主, 铝液截面温度大体上呈抛物线分布。由于火焰的温度较高, 且速度也较大, 故铝液的较高温度区域位于和火焰接触面下方。高温烟气一部分从主烟道流出, 一部分从辅助烟道流出。虽然燃烧器与辅助烟道的夹角为 180°, 但由于辅助烟道的高度高于燃烧器, 延长了高温烟气在炉内的停留时间, 加强了炉内气流的扰动, 强化传热过程, 提高了炉温, 缩短熔炼时间。另外, 仿真结果表明, 辅助烟道的存在不仅可以调节炉温, 而且可调节炉压。因此, 如果炉压过高或过低, 可关闭或打开辅助烟道来改变炉压。

由于采用蓄热式燃烧器,燃烧器交替燃烧,炉膛温度相对标准差随着熔炼时间的增加而周期性递减。铝液温度相对标准差在熔炼开始时,随着熔炼时间而不断增加;当铝开始发生相变时,铝液温度相对标准差又开始减小;当液相率达到某值,铝液温度相对标准差又开始增加。不同固液区时铝液温度随熔炼时间

的变化关系如图 6(a)所示。在固液区,铝液温度上升缓慢,而离开固液相线时铝液温度上升速度加快。由于不同铝合金的固液区不同,所以铝发生相变的温度区域也不同。

不同孔隙率时熔炼参数随氧化层厚度的变化关系如图 7 所示。不同孔隙率耦合面热流密度和铝液温度

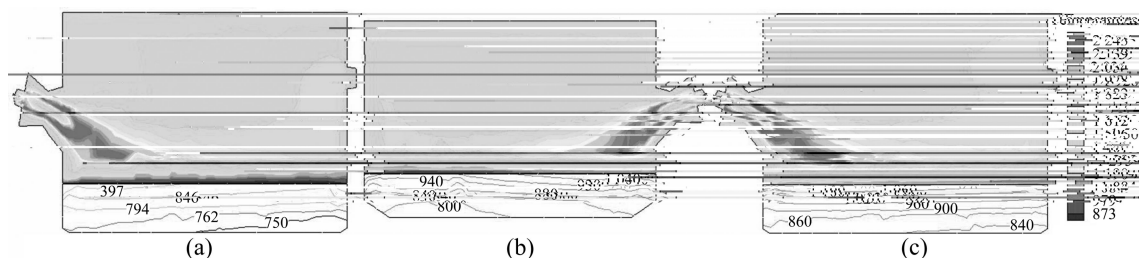


图 5 不同阶段蓄热式铝熔炼炉内温度分布

Fig.5 Temperature distribution in regenerative aluminum melting furnace for different melting period: (a) $f_L=26.64\%$, $t=10\ 740\ s$; (b) $f_L=56.24\%$, $t=11\ 880\ s$; (c) $f_L=78.13\%$, $t=12\ 900\ s$

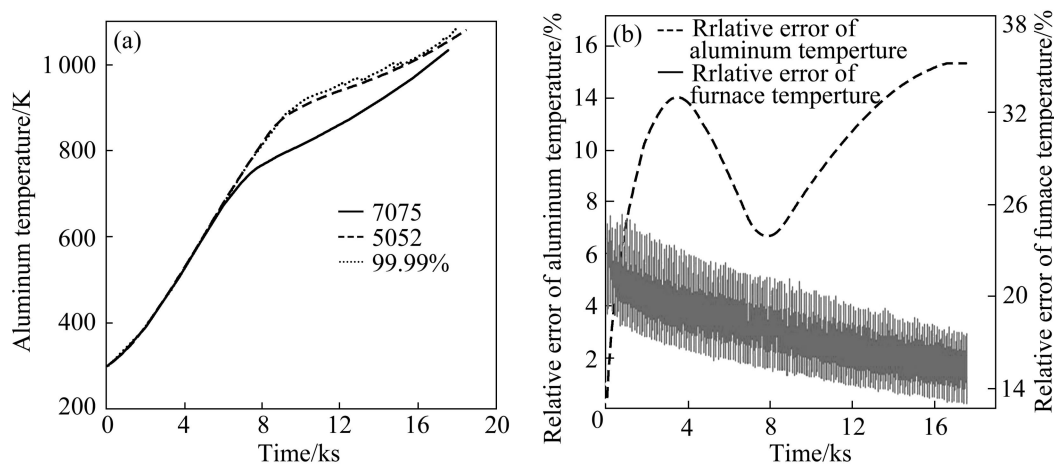


图 6 不同固液区时熔炼参数随熔炼时间的变化关系

Fig.6 Relationship between melting parameters and time for different solid-liquid zones: (a) Change curves of aluminum temperature with time; (b) Change curves of relative standard error of aluminum temperature and furnace temperature with time

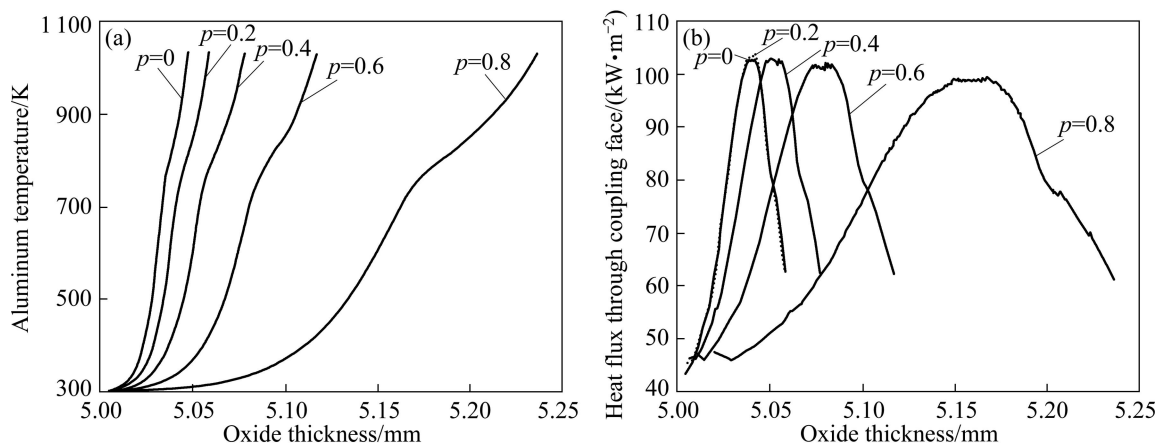


图 7 不同孔隙率时熔炼参数随氧化层厚度的变化关系

Fig.7 Relationship between melting parameters and oxide thickness for different porosities: (a) Change curves of aluminum temperature with time; (b) Change curves of heat flux through coupling face with time

随氧化层厚度的变化规律基本一致。耦合面热流密度随着氧化层厚度先增加,达到最大值,后又减小,这是铝发生相变及铝物性参数变化的综合作用结果。在相同的孔隙率下,铝液温度出现拐点的位置与耦合面热流密度出现拐点的位置对应。随着孔隙率的增加,有效导热系数减小,因此,随着氧化层厚度的增加,耦合面热流密度随着孔隙率的增加而增加或减弱变得缓慢,最终导致随着孔隙率的增加,铝液温度随着氧化层厚度的增加而增加也变得缓慢。这是因为耦合面热流密度的变化规律决定了铝液温度的变化规律。

6 结论

1) 通过比较分析蓄热式铝熔炼炉熔炼过程的数值模拟的结果和设计值,说明耦合用户自定义熔化模型和氧化烧损模型的铝熔熔炼炉模型是合理的,模型能较好地反映铝及铝合金熔炼过程,表明可运用该模型进行铝熔炼炉熔炼过程的工艺参数优化研究。

2) 铝液温度在固液区上升缓慢,而离开固液相线时,铝液温度上升速度加快,铝液温度相对标准差先随着熔炼时间的延长而不断增加,达到极大值时又开始减小,达到极小值时又开始增加。炉膛温度随熔炼时间的延长而呈周期性增加,炉膛温度相对标准差随熔炼时间的延长而呈周期性减小。氧化层质量随着熔炼时间的延长而呈抛物线增加。耦合面热流密度随熔炼时间的延长而先增加到平衡状态,当液相率超过某值时又减小。氧化层的存在减弱了炉内炉气、炉壁和铝液之间的传热效果。

3) 不同铝合金固液区铝发生相变的温度区域不同。耦合面热流密度随着氧化层厚度先增加,达到最大值,后又减小。随着氧化层厚度的增加,耦合面热流密度和铝液温度随着孔隙率的增加而增加或减弱变得缓慢。

REFERENCES

[1] LI T X, KING P, HASSAN M, KUWANA K, SAITO K. An analytical furnace model for optimizing aluminum melting furnaces[C]//Light Metals 2005. Warrendale: TMS, 2005, 875-879.

[2] LI T X, HASSAN M, KUWANA K, SAITO K, KING P. Performance of secondary aluminum melting: Thermodynamic analysis and plant-site experiments [J]. Energy, 2006, 31(12):

1433-1443.

[3] LI T X, HASSAN M, KUWANA K, SAITO K, VISWANATHAN S, QINGYOU H, KING P. Thermodynamic analyses of energy utilization and pollutant formation control in secondary aluminum melting furnaces[C]// Proceedings of the Technical Sessions. Warrendale: TMS, 2003: 43-51.

[4] PENMETSA S S, LI T X, KING, SAITO K. Scale modeling of aluminum melting furnaces [C]//Light Metals 2005. Warrendale: TMS, 2005: 181-185.

[5] WILLIAMS E M, STEWAR T D, OVERFIEL D K. Evaluating aluminum melting furnace transient energy efficiency[C]//Proceedings of Symposia Held During TMS 2009 Annual Meeting and Exhibition. Warrendale: TMS, 2009: 43-51.

[6] LAZIC L, VARGA A, KIZEK J. Analysis of combustion characteristic in a aluminum melting furnace[J]. Metallurgica, 2005, 44(3): 192-199.

[7] STEVENS W, FORTIN J Y. Development of a pilot "top-charge" melt furnace to examine the fundamental melting in aluminum[C]//Light Metals 2002. Warrendale: TMS, 2002: 747-750.

[8] GOLCHERT B M, ZHOU C Q, QUENETTE A, HAN Q, KING P E. Combustion space modeling of an aluminum furnace[C]//Light Metals 2005. Warrendale, 2005: 887-892.

[9] KING P E, HAYES M C, LI T, HAN Q, HASSAN M, GOLCHERT B M. Design and operation of an experimental reverberatory aluminum furnace [C]//Light Metals 2005. Warrendale: TMS, 2005: 899-904.

[10] BELT C K, GOLCHERT B M, KING P E, PETERSON R D, TESSANDORI J L. Industrial application of DOE energy savings technologies to aluminum melting [C]//Light Metals 2006. Warrendale: TMS, 2006: 881-885.

[11] KING P E, HATEM J J, GOLCHERT B M. Energy efficient operation of secondary aluminum melting furnace [C]//The 9th Annual Electric Utilities Environmental Conference. Tucson: Electric Utilities Environmental Conference, 2006: 9-14.

[12] NIECKELE A O, NACCACHE M F, GOMES M S P. Numerical modeling of an industrial aluminum melting furnace [J]. Journal of Energy Resources Technology, 2004, 126(1): 72-81.

[13] NIECKELE A O, NACCACHE M F, GOMES M S P, GARNEIRO J N E, SILVA B G E. Performance of the combustion process inside an aluminum melting furnace with natural gas and liquid fuel[C]// Energy Conversion Resources. New York: ASME, 2005: 275-283.

[14] NIECKELE A O, GOMES M S P, NACCACHE M F, MENEZES R C. Influence of the type of oxidant in the combustion of natural gas inside an aluminum melting furnace[C]//IMECE2006-Power. New York: ASME, 2006: 201-211.

[15] NIECKELE A O, GOMES M S P, NACCACHE M F, KOBAYASHI W T. The influence of oxygen injection

- configuration in the performance of an aluminum melting furnace[C]//ASME Heat Transfer Div Publ HTD. Fairfield: ASME, 1999: 405–412.
- [16] NICKELE A O, NACCACHE M F, GOMES M S P. Numerical investigation of the staged versus non-staged combustion process in an aluminum melting furnace[C]//ASME Heat Transfer Div Publ HTD. Fairfield: ASME, 1998: 253–259.
- [17] GOLCHERT B, KUMAR A, VENUTURUMILLI R, ADHIYA A, BELTC, TESSANDORI J. How flames/loads interaction affects furnace efficiency in round top furnace operation[C]//Proceedings of Symposium held during the 2007 TMS Annual Meeting. Warrendale: TMS, 2007: 61–66.
- [18] GOLCHERT B, RIDENOUR P, WALKER W, GU M, ZHOU C Q. Effects of nitrogen and oxygen concentration on NO_x emissions in aluminum furnace[C]//IMECE2006 - Power. New York: ASME, 2006: 325–326.
- [19] SOLOVJOV V P, WEBB B M. Prediction of radiative transfer in aluminum-recycling furnace[J]. Journal of the Institute of Energy, 2005, 78(1): 18–26.
- [20] ANINDYA K D, ACHINTYA M, SWARNENDU S, PURI I K. Numerical simulation of early stages of oxide formation in molten aluminum – magnesium alloys in a reverberatory furnace[J]. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2004, 12(3): 389–405.
- [21] 张仁远. 相变材料与相变储能技术[M]. 北京: 科学出版社, 2009: 199–208.
- ZHANG Ren-yuan. PCM and latent thermal energy storage[M]. Beijing: Science Press, 2009: 199–208.
- [22] 左海滨, 张建良, 杨天均. 考虑相变传热的炉缸传热模型的研究与应用[J]. 过程工程学报, 2008, 8(1): 123–129.
- ZUO Hai-bin, ZHANG Jian-liang, YANG Tian-jun. Research and application on heat transfer model of hearth including phase-change heat transfer[J]. The Chinese Journal of Process Engineering, 2008, 8(1): 123–129.
- [23] 杨全. 金属凝固与铸造过程数值模拟[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 1998: 38–48.
- YANG Quan. Numerical simulation of metal solidification and casting process[M]. Hangzhou: Zhejiang University Press, 1998: 37–48.
- [24] 赵迪. CSP均热过程钢坯氧化烧损的数值模拟研究[D]. 长沙: 中南大学, 2009: 9–10.
- ZHAO Di. Numerical simulation study on loss of iron scale in soaking process of CSP line[D]. Changsha: Central South University, 2009: 9–10.
- [25] 张正言. 宝钢热轧加热炉氧化烧损计算数模的建立和实施[J]. 宝钢技术, 2003, 21(4): 30–32.
- ZHANG Zheng-yan. Establishment and implementation of mathematical model for ignition loss in Baosteel HR reheating furnace[J]. Bao-Steel Technology, 2003, 21(4): 30–32.
- [26] 于洋, 李庆亮, 刘振宇. 热轧带钢氧化铁皮生长过程数值模拟[J]. 钢铁, 2008, 43(1): 55–57.
- YU Yang, LI Qing-liang, LIU Zhen-yu. Numerical simulation of scale formation on hot rolled strip[J]. Iron and Steel, 2008, 43(1): 55–57.
- [27] 唐剑, 王德满, 刘静安, 苏堪祥. 铝合金熔炼与铸造技术[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2009: 34–60.
- TANG Jian, WANG De-man, LIU Jing-an, SUN Kan-xiang. Melting and casting of aluminum alloy[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2009: 34–60.

(编辑 何学锋)