文章编号：1004-0609(2014)11-2727-08

铝合金挤压铸造过程界面的传热行为

李俊文，赵海东，吴朝忠，李元元

(华南理工大学 国家金属材料近净成形工程技术研究中心，广州 510641)

摘 要：通过测量挤压铸造过程的温度变化，采用基于非线性估算法的热传导有限元反算模型，求解不同挤压力下的界面传热系数(IHTC)。利用铸件中心模拟温度与测量温度验证模型的准确性；结合铸件表面和中心测温点温度变化讨论重力条件和挤压力条件下界面传热系数的变化规律，发现挤压力有效地增加了界面传热系数的峰值和稳定值。探讨挤压力对界面气隙的影响，对于 ZL101A 铝合金直接挤压铸造过程，50 MPa 挤压力具有较好的挤压效果。

关键词：铝合金；挤压铸造；界面传热；反算法；界面气隙
中图分类号：TB 31；O 242.1 **文献标志码**：A

Interfacial heat transfer behavior of aluminum alloy during squeeze casting

LI Jun-wen, ZHAO Hai-dong, WU Chao-zhong, LI Yuan-yuan

(National Engineering Research Centre of Near-net shape Forming for Metallic Materials,
South China University of Technology, Guangzhou 510641, China)

Abstract: The temperature histories throughout squeeze casting process under different applied pressures were recorded. The interfacial heat transfer coefficients (IHTCs) were calculated by using an inverse method based on the nonlinear estimation method. To validate the inverse method, the comparison between measurement and simulation temperatures in the center of castings was taken. IHTCs under gravity and pressure condition, respectively, were discussed with the surface and centre temperature histories of castings to obtain a general rule. The results show that the peak and stable values of IHTCs increase obviously with increasing the applied pressure. Additionally, the effect of applied pressure to interface air gap was discussed, and 50 MPa applied pressure performs sufficiently to direct squeeze casting process of ZL101A aluminum alloy.

Key words: aluminum alloy; squeeze casting; interfacial heat transfer; inverse method; interfacial air gap

在铸造过程中，铸件−铸型间的界面传热行为直接影响铸件的冷却速度和凝固时间，最终决定铸件的质量和性能[1]。铸件−铸型界面传热系数是描述界面传热行为的重要参数，也是铸造过程数值模拟不可或缺的边界条件。相对砂型铸造来说，金属型铸造特别是挤压铸造和压铸等，由于冷却速度快、凝固时间短以及压力的影响，其界面传热行为相当复杂。了解挤压铸造过程界面传热系数变化的一般规律，对认识挤压铸造凝固过程的组织形成以及处理数值模拟边界问题具有重要意义[2]。

界面传热系数的影响因素很多，如接触材料的热物性、铸件的形状、浇注温度、铸型温度、铸型厚度、接触界面的粗糙度和涂层等[3−8]。在实际铸造过程中，铸件与铸型并不是充分接触的(见图 1)，铸件−铸型界面由接触点和气隙组成。接触点以热传导的方式传递热量，气隙则以热对流和热辐射的方式传递热量[9−10]，

基金项目：国家自然科学基金−广东省联合基金资助项目(U1034001)；国家“十一五”科技支撑计划项目(2011BAE21B02)
收稿日期：2013-11-25；**修订日期**：2014-07-20
通信作者：赵海东，教授，博士；电话：020-87112948-302；E-mail：hdzhao@scut.edu.cn

因此，研究者普遍认为气隙是影响界面传热行为的决定性因素。铸件冷却收缩、铸型受热膨胀共同导致铸件–铸型界面位置不断变化[11]，造成界面气隙变化，而挤压力可以强制补缩和导致铸件塑性变形，改善铸件铸型接触状况，对界面气隙和传热系数产生重要影响。AWEDA 等[12−13]认为压力和温度共同影响界面传热系数的变化；FARDI 等[14]研究了 1.14~1.66 MPa 的压力对 A356 界面传热系数的影响，但其压力远小于实际挤压铸造过程的压力。由 BECK 等[15]首先提出的非线性估算法可避免众多因素的干扰，利用实际温度测量结果反算求解界面传热系数，SUN 等[16]指出采用反算法求解界面传热系数比外推法具有更高精度。

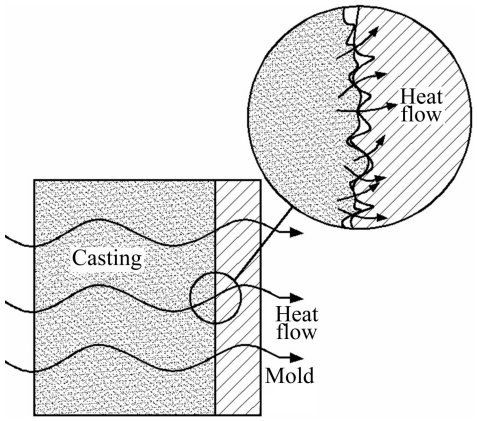


图 1 铸件–铸型界面传热示意图

Fig. 1 Schematic diagram of heat transfer in casting-mold interface

现今界面传热系数的研究普遍为简单一维热传导模型[10, 17]求解，针对实际铝合金挤压铸造过程的界面传热系数研究鲜见报道。为此，本文作者通过测量实际挤压铸造过程铸件、铸型温度，基于非线性估算法建立二维热传导反算模型，求解不同条件下的界面传热系数，分析和讨论了挤压力对界面传热系数和界面气隙变化的影响。

1 挤压铸造过程测温实验

1.1 实验过程

本实验中铝合金为直接挤压铸造，采用 1 MN 四柱液压机，实验材料为 ZL101A，浇注温度为 750 ℃，铸型预热温度为 250 ℃，挤压速度为 0.015 m/s，保压时间为 100 s，挤压力分别为 0.1 (重力条件)、25、50 和 75 MPa。

由于热传导反算问题很多情况下是病态[18]的，其计算精度取决于采样频率、测量点数量和最近测量点位置[15, 19−20]，故本实验中采用瑞士 Kistler 公司生产的高精度数据采集系统，其响应时间为 25 ms，采样频率为 10 Hz，配合直径为 0.5 mm 的 K 型 NiCr-NiSi 热电偶；5 个测温点数选择如图 2 所示，其中测温点 N1~N4 用于反算界面传热系数，测温点 N5 用于验证模型的准确性；铸件尺寸为 *d* 80 mm×40 mm，N1 在铸件内部距铸型内表面 1 mm，测温点 N2~N4 分别位于铸型内部距铸型内表面 2、4 和 6 mm，测温点 N5 在铸件中心，所有热电偶均安装于铸件 1/2 高度处。

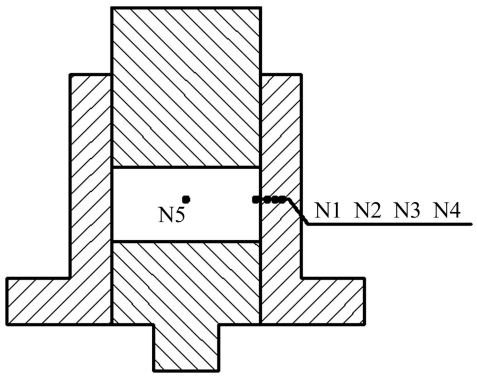


图 2 测温点位置示意图

Fig. 2 Schematic diagram of temperature measurement positions

1.2 实验结果

图 3 所示为实验所得的实际铸件照片。从图 3 可以看出，0.1 MPa 下成形的铸件表面有明显的收缩缺陷，而在 25、50 和 75 MPa 下成形的铸件表面完整度和光洁度较好。图 4 所示为 0.1 和 25 MPa 测温点温度变化曲线。铸件测温点 N1 和 N5 在初始阶段温度曲线均有小幅波动，这是金属液充型冲击热电偶造成的；铸型测温点 N2、N3 和 N4 温度曲线相对平滑。测温点 N1 和 N5 温度缓慢下降，凝固时间长，测温点 N2、N3 和 N4 温度先上升至峰值后缓慢下降；图 4(b)中当挤压力施加后，N1 和 N5 温度急剧下降，15 s 后，测温点 N2、N3 和 N4 温度急剧上升。

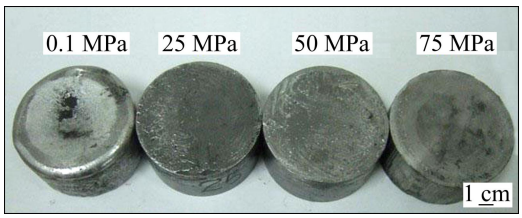


图 3 挤压铸造实验铸件照片

Fig. 3 Casting photos prepared by squeeze casting experiment

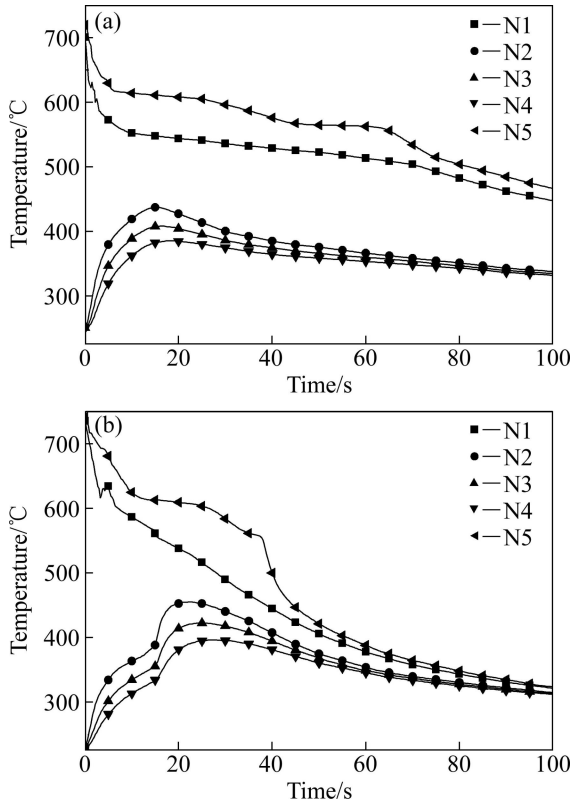


图 4　0.1 MPa 和 25 MPa 时铸件测温点的温度变化曲线

Fig. 4　Temperature histories of measuring points in castings at 0.1 MPa (a) and 25 MPa (b)

2　数学模型

2.1　温度场求解模型

凝固过程是高温金属液向铸型和外界传递热量的过程，其中包括金属液固转变过程。采用二维柱坐标热传导模型[21]，其控制方程为

$$\rho\frac{\partial H}{\partial T}\frac{\partial T}{\partial t}=\kappa\left[\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T}{\partial r}\right)+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right] \tag{1}$$

式中：T 为温度，ρ 为密度，H 为热焓，κ 为导热系数，t 为时间；r 为半径；z 为高度。

采用等效界面传热系数处理铸件−铸型边界问题，其数学描述为

$$h=\frac{q}{A(T_{\text{cast}}-T_{\text{mold}})} \tag{2}$$

式中：q 为通过界面的热流值，A 为接触面积，T_{cast} 和 T_{mold} 分别为铸件和铸型在界面上的温度。设置空气温度为 25 ℃，铸型−空气对流传热系数为 20 W/(m^2·℃)[21]。

采用有限元法离散公式(1)，获得瞬态温度场有限元表达式[22]：

$$\boldsymbol{C}\dot{\boldsymbol{T}}+\boldsymbol{K}\boldsymbol{T}=\boldsymbol{F} \tag{3}$$

式中：$\boldsymbol{C}$ 为总热容矩阵；$\boldsymbol{K}$ 为总热传导矩阵；$\boldsymbol{F}$ 为总荷载矩阵；$\dot{\boldsymbol{T}}$ 为温度变化率矩阵。

在时间域上，采用欧拉方程对时间积分，即

$$T^{p+1}=T^{p}+(1-\theta)\Delta t\dot{T}^{p}+\theta\Delta t\dot{T}^{p+1} \tag{4}$$

式中：T^{p+1} 和 T^{p} 分别为下一时刻和当前时刻温度；θ 为欧拉参数，取值范围为[0.5，1]；Δt 为时间步长。

将式(4)代入式(3)获得温度场计算有限元求解方程：

$$\left(\frac{1}{\theta\Delta t}\boldsymbol{C}+\boldsymbol{K}\right)T^{p+1}=\boldsymbol{F}+\boldsymbol{C}\left(\frac{1}{\theta\Delta t}T^{p}+(1-\theta)\dot{T}^{p}\right) \tag{5}$$

求解区域划分网格后，根据表 1 的热物性参数[23]，

表 1　铸件和铸型热物性参数

Table 1　Thermal properties of casting and mold

Material	Temperature/℃	Heat conductivity/(W·m^{-1}·℃$^{-1}$)	Enthalpy/(GJ·m^{-3})	Density/(kg·m^{-3})
ZL101A	25	159	0.05	2667
	200		0.48	2637
	500		1.27	2571
	556(solidus)		1.43	2557
	570	147	1.61	2545
	616(liquidus)	110	2.59	2421
	800		3.04	2369
H13	25	28.7	0.20	7627
	500		1.49	
	800		3.55	

计算单元热容矩阵、热传导矩阵及荷载矩阵并整体组装，根据 p 时刻节点温度整体求解出 p+1 时刻节点温度，直至计算时间结束。

2.2 非线性估算法模型

非线性估算法求解界面传热系数[15]，假设在 L 以及 L 以后的 w 个时间步长内界面传热系数相等，即

$$h_L = h_{L+1} = h_{L+2} = \cdots\cdots = h_{L+w-1} \tag{6}$$

构造目标函数：

$$F(h_L) = \sum_{i=1}^{N}\sum_{j=0}^{w-1}[T_{i,L+j}^{\mathrm{m}} - T_{i,L+j}^{\mathrm{c}}]^2 \tag{7}$$

式中：$T_{i,L+j}^{\mathrm{m}}$ 和 $T_{i,L+j}^{\mathrm{c}}$ 分别为测温点 i 和时间段 L+j 的实测温度和计算温度；h_L 为该时间段的界面传热系数；N 为温度测量点总数；w 为未来时间段总数。

分别以初始界面传热系数 h_L 和迭代界面传热系数 $(1+\varepsilon_1)h_L$ 作为边界条件，ε_1 取 0.01，利用有限元法求解相应测温点温度 $T_{i,L+j}^{\mathrm{c}}\big|_{h_L}$ 和 $T_{i,L+j}^{\mathrm{c}}\big|_{(1+\varepsilon_1)h_L}$，计算敏感系数：

$$\Phi_{i,L+j} = \frac{T_{i,L+j}^{\mathrm{c}}\big|_{(1+\varepsilon_1)h_L} - T_{i,L+j}^{\mathrm{c}}\big|_{h_L}}{\varepsilon_1 h_L} \tag{8}$$

计算 h_L 修正值：

$$\Delta h_L = \frac{\sum_{i=1}^{N}\sum_{j=0}^{w-1}(T_{i,L+j}^{\mathrm{m}} - T_{i,L+j}^{\mathrm{c}})\Phi_{i,L+j}}{\sum_{i=1}^{N}\sum_{j=0}^{w-1}(\Phi_{i,L+j})^2} \tag{9}$$

利用式(9)更新 h_L，进入下一次迭代，直至满足结束条件：

$$\left|\frac{\Delta h_L}{h_L}\right| \leqslant \varepsilon_2 \tag{10}$$

则时间段 L 求解结束，进入下一时间段求解，ε_2 取 0.01。本模型中选择时间步长为 0.25 s，取 w 为 10，总计算时间为 100 s，即每组挤压力条件计算 40 个界面传热系数值。

3 结果与分析

3.1 反算法验证

以反算获得的界面传热系数作为边界条件模拟温度场，对比铸件中心 $N5$ 的模拟温度与测量温度，如图 5 所示。对于 0.1 MPa 下，$N5$ 在凝固结束前(65s 前)模拟温度与测量温度吻合较好，凝固结束后，模拟温度比测量温度高，其他挤压力条件下也存在此现象，但相差较小。0.1、25、50 和 75 MPa 挤压力下 $N5$ 的温度平均相对误差分别为 3.50%、3.64%、1.37%和 0.33%，与文献[4]报道的温度相对误差 2%~3.75%相符合，总体误差较小，结果准确。

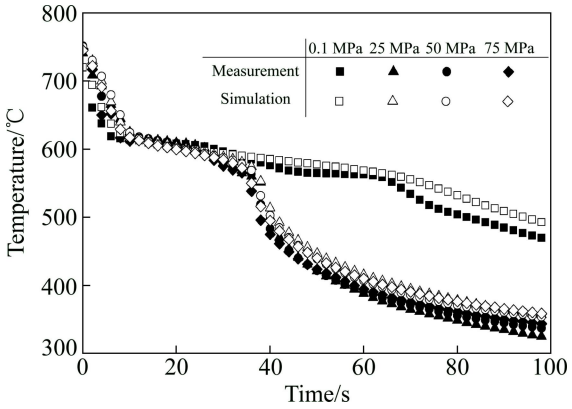


图 5 不同挤压力下 $N5$ 处模拟温度与测量温度对比

Fig. 5 Comparison of measurement and simulation temperature of $N5$ under different applied pressures

3.2 界面传热系数

图 6 所示为压力 0.1 和 75 MPa 时界面传热系数与测量点 $N1$、$N2$ 和 $N5$ 温度 T1、T2 和 T5 的关系。其中，$T1$、$T2$ 近似为铸件和铸型表面温度。在 0.1 MPa 条件下(见图 6(a))，铸造初始阶段，高温铝液与铸型接触良好(见图 7(a))，界面传热系数逐渐升高，$T2$ 随之升高；当 $T1$ 下降至固相线温度(见图 6(a)A 点)，铸件表面凝固收缩产生气隙(见图 7(b))，极大地阻碍热量的传递，界面传热系数达到峰值并迅速下降，$T2$ 不再升高；当 $T5$ 温度下降至固相线温度(见图 6(a)B 点)，铸件凝固结束，随后铸件冷却收缩量较小，界面气隙趋于稳定(见图 7(c))，故界面传热系数趋于稳定值。因此，在重力条件下，界面传热系数分为上升、下降和稳定 3 个阶段。对于 75 MPa(见图 6(b))，在 10 s 时(见图 6(b)A 点)，冲头开始加压，压力使金属液与铸型迅速润湿，界面传热系数和 $T2$ 温度急剧上升；当凝固壳开始形成时(见图 6(b)B 点)，由于凝固壳较薄，挤压力迫使其变形(见图 7(d))，并与铸型紧贴，界面传热系数继续上升，铸件表面热量迅速传至铸型使得表面组织细化，JORSTAD[24]研究认为，挤压铸造铸件表面组织的 SDAS 极小；当铸件完全凝固(见图 6(b)C 点)，由于铸件温度高，弹性模量低，挤压力可抑制其冷却收缩(见图 7(e))，界面传热系数缓慢下降。因此，在挤压力下界面传热系数分为自由凝固上升、急剧上升、

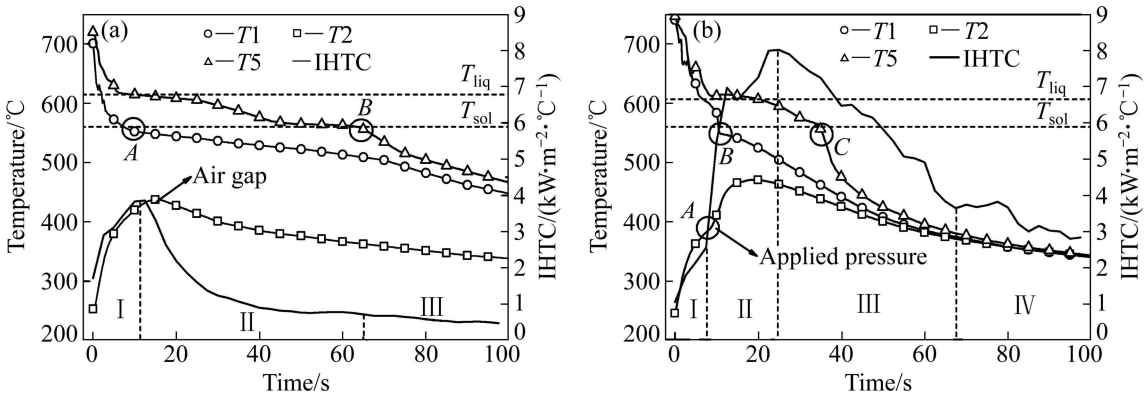


图 6　不同挤压力下界面传热系数与铸件测量温度的关系

Fig. 6　Relationship between IHTC and measuring temperature of castings under different pressures: (a) 0.1 MPa; (b) 75 MPa

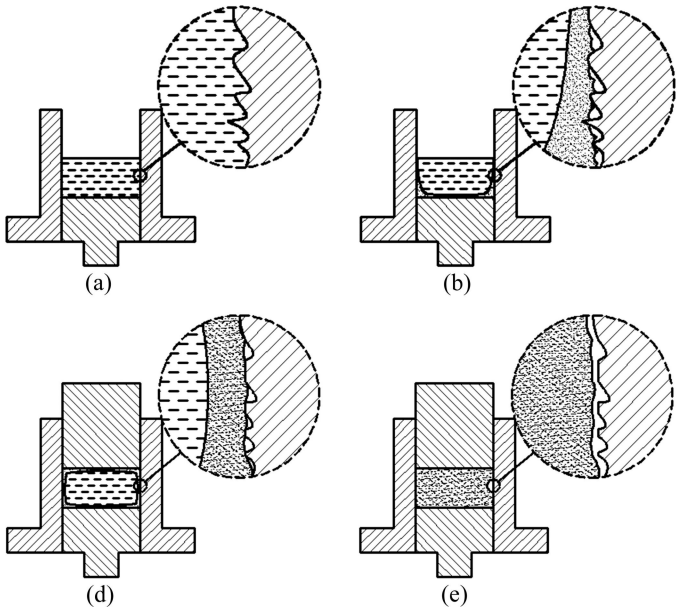


图 7　铸件−铸型界面示意图

Fig. 7　Schematic diagrams of casting-mold interface: (a) Contact of liquid metal and mold; (b) Solidified shell forming under 0.1 MPa; (c) Separation of casting with mold under 0.1 MPa; (d) Deformation of solidified shell under 75 MPa; (e) Separation of casting with mold under 75 MPa

缓慢下降和稳定 4 个阶段，其他挤压力条件下同样具有此规律。

图 8 所示为不同挤压力下界面传热系数峰值和稳定值的对比。由图 8 可见，界面传热系数的峰值和稳定值均随挤压力增加而增加。相对 0.1 MPa、25 MPa 下界面传热系数峰值和稳定值显著增加；25 MPa 后，每增加25 MPa挤压力，界面传热系数峰值约增加1000 W/(m^2·℃)；50 MPa 的界面传热系数稳定值相当于 25 MPa 的 2 倍，但 50 与 75 MPa 的界面传热系数稳定值差别不大。

3.3　等效界面气隙

根据界面传热系数的定义，界面热阻 R 的公式如下[25]

$$R=\frac{1}{h} \tag{11}$$

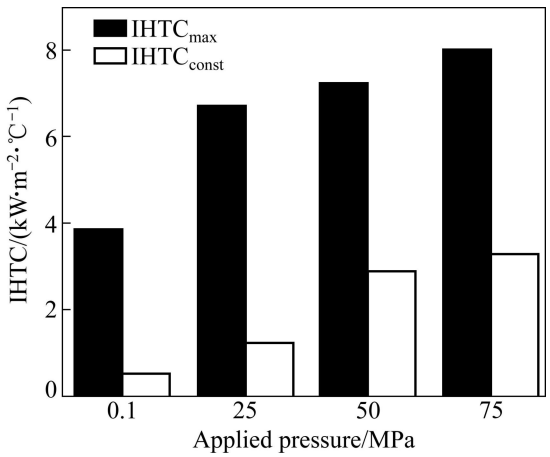


图 8　不同挤压力下界面传热系数峰值和稳定值

Fig. 8　Peak and stable values of IHTC under different applied pressures

挤压铸造过程铸件−铸型界面热阻 R 由接触点热阻 R_0、涂料热阻 R_{coat} 和气隙热阻 R_{air} 组成：

$$R=\frac{R_0R_{air}}{R_0+R_{air}}+R_{coat} \tag{12}$$

其中

$$R_{air}=\frac{e_{air}}{\lambda_{air}} \tag{13}$$

式中：e_{air} 为等效界面气隙；λ_{air} 为气隙导热系数，值为 0.05 W/(m·℃)。在本实验过程中，每次模具涂料的厚度可认为是恒定的，即 R_{coat} 为定值。挤压铸造过程中铸件凝固收缩导致铸件−铸型界面逐渐分离，当等效界面气隙大于一定值时，气隙热阻成为阻碍界面传热的主要因素，界面传热以辐射传热为主，此时可忽略接触点热阻和涂料热阻的影响[4]，结合式(11)~(13)有

$$e_{air}\approx\frac{\lambda_{air}}{h} \tag{14}$$

根据挤压铸造过程界面传热系数的变化规律，当界面传热系数达到峰值后，界面气隙阻碍界面传热。不同挤压力下等效界面气隙随时间的变化如图 9 所示。从图 9 可以看出，随着铸件凝固收缩，等效界面气隙不断增大，在 100 s 时，挤压力分别为 0.1、25、50 和 75 MPa 时，等效界面气隙分别为 106.5、49.4、22.7 和 17.7 μm，说明挤压力能有效减小凝固过程的等效界面气隙；相对于 25 MPa，50 和 75 MPa 挤压力对等效界面气隙的抑制效果更佳，等效界面气隙控制在 20 μm 左右。此外，图中所示 50 和 75 MPa 的等效界面气隙变化相当，说明 50 MPa 挤压力已经具有较好的挤压效果，继续增加挤压力并不能显著减小界面气隙，且可能降低模具寿命，张克武等[26]研究指出直接挤压铸造铝合金在 50 MPa 下达到最佳力学性能，

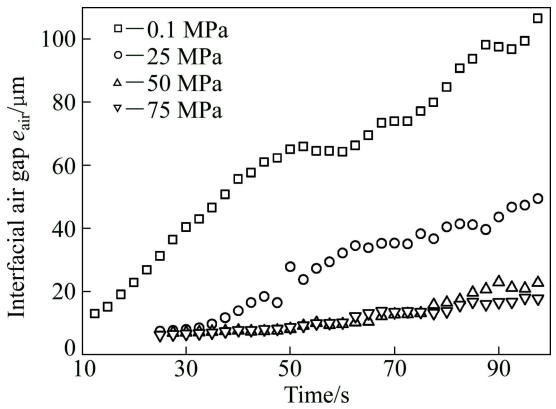


图 9 不同挤压力下等效界面气隙随时间的变化

Fig. 9 Change of average interfacial gaps with time under different applied pressures

与本实验中的结果相吻合。

挤压铸造实验结束后，测量不同挤压力下铸件冷却至室温的直径，对比铸型加工内径，获得室温下铸件与铸型内径的尺寸差，并与挤压铸造过程 100 s 时的等效界面气隙进行对比，其结果如图 10 所示。由图 10 可知，随着挤压力的增加，该尺寸差逐渐减小，50 和 75 MPa 下的尺寸差相当，约为 150 μm，与计算的等效界面气隙变化规律相同，说明图 9 计算的等效界面气隙计算结果与实际铸件尺寸变化吻合。

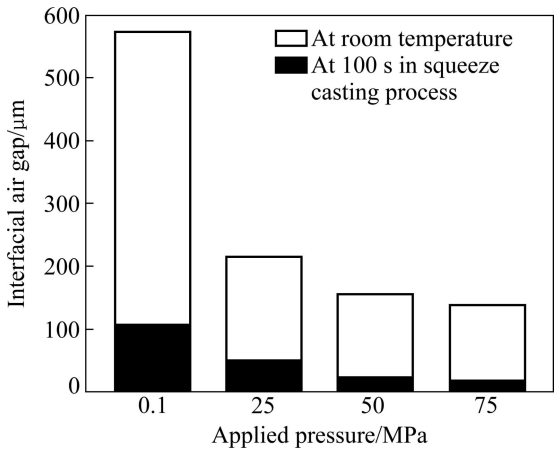


图 10 室温界面气隙与 100 s 时等效界面气隙的对比

Fig. 10 Comparison of interfacial air gaps at room temperature and 100 s in squeeze casting process

4 结论

1) 结合测量温度，利用反算法求解挤压铸造过程界面传热系数，在 0.1、25、50 和 75 MPa 挤压力下，界面传热系数峰值分别为 3858.65、6718.96、7250.82 和 8020.44 W/(m^2·℃)，界面传热系数峰值和稳定值随着挤压力的增加而增加。

2) 重力条件下界面传热系数分为上升、下降和稳定 3 个阶段；挤压力条件下则分为自由凝固上升、急剧上升、缓慢下降和趋于稳定 4 个阶段。

3) 挤压力有效减小凝固过程的等效界面气隙，对 ZL101A 直接挤压铸造过程，50 MPa 挤压力已具有较好的挤压效果，继续增加挤压力并不能显著减小界面气隙。

REFERENCES

[1] GRIFFITHS W D. A model of the interfacial heat-transfer

coefficient during unidirectional solidification of an aluminum alloy[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2000, 31(2): 285−295.

[2] 郭志鹏, 熊守美, 曺尚铉, 崔正吉. 热传导反算模型的建立及其在求解界面热流过程中的应用[J]. 金属学报, 2007, 43(6): 607−611.
GUO Zhi-peng, XIONG Shou-mei, CAO Shang-xuan, CUI Zheng-ji. Development of an inverse heat conduction model and its application in the prediction of the interfacial heat flux[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2007, 43(6): 607−611.

[3] SANTOS C A, SIQUEIRA C A, GARCIA A, QUARESMA J M, SPIM J A. Metal-mold heat transfer coefficients during horizontal and vertical unsteady-state solidification of Al-Cu and Sn-Pb alloys[J]. Inverse Problems in Science and Engineering, 2004, 12(3): 279−296.

[4] HAMASAIID A, DARGUSCH M S, DAVIDSON C J, TOVAR S, LOULOU T R A, DOUR G. Effect of mold coating materials and thickness on heat transfer in permanent mold casting of aluminum alloys[J]. Metallurgical and materials Transactions A, 2007, 38(6): 1303−1316.

[5] SANTOS C A, QUARESMA J M V, GARCIA A. Determination of transient interfacial heat transfer coefficients in chill mold castings[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2001, 319(1): 174−186.

[6] FERREIRA I L, SANTOS C A, VOLLER V R, GARCIA A. Analytical, numerical, and experimental analysis of inverse macrosegregation during upward unidirectional solidification of Al-Cu alloys[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2004, 35(2): 285−297.

[7] LIU Yuan, GUO Jing-jie, JIA Jun, LI Yan-xiang, SU Yan-qing, DING Hong-sheng. Equivalent heat transfer coefficient at casting/Cu mould interface and temperature field simulation[J]. Transactions of the Nonferrous Metals Society of China, 2003, 13(5): 1119−1123.

[8] ZHOU Ji-ming, QI Le-hua, CHEN Guo-ding. New inverse method for identification of constitutive parameters[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2006, 16(1): 148−152.

[9] CHEN Z W. Skin solidification during high pressure die casting of Al-11Si-2Cu-1Fe alloy[J]. Materials Science and Engineering A, 2003, 348(1): 145−153.

[10] SAHIN H M, KOCATEPE K, KAYIKCI R, AKARA N. Determination of unidirectional heat transfer coefficient during unsteady-state solidification at metal casting-chill interface[J]. Energy conversion and management, 2006, 47(1): 19−34.

[11] SPINELLI J E, FERREIRA I L, GARCIA A. Evaluation of heat transfer coefficients during upward and downward transient directional solidification of Al-Si alloys[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2006, 31(3): 241−248.

[12] AWEDA J O, ADEYEMI M B. Experimental determination of heat transfer coefficients during squeeze casting of aluminium[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(3): 1477−1483.

[13] AWEDA J O, ADEYEMI M B. Determination of temperature distribution in squeeze cast aluminium using the semi-empirical equations' method[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(17): 5751−5759.

[14] FARDI I A, JABBARI M, DAVAMI P. Effect of pressure on heat transfer coefficient at the metal/mold interface of A356 aluminum alloy[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2012, 39(5): 705−712.

[15] BECK J V. Inverse heat conduction: Illposed Problems[M]. James Beck, 1985.

[16] SUN Z, HU H, NIU X. Determination of heat transfer coefficients by extrapolation and numerical inverse methods in squeeze casting of magnesium alloy AM60[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211(8): 1432−1440.

[17] CHEUNG N, FERREIRA I L, PARIONA M M, QUARSMAD J M V, GARCIA A. Melt characteristics and solidification growth direction with respect to gravity affecting the interfacial heat transfer coefficient of chill castings[J]. Materials & Design, 2009, 30(9): 3592−3601.

[18] SUI Da-shan, CUI Zhen-shan. Regularized determination of interfacial heat transfer coefficient during ZL102 solidification process[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2008, 18(2): 399−404.

[19] 隋大山, 崔振山. 铸铝件凝固过程三维瞬态温度场的数值模拟[J]. 中国有色金属学报, 2008, 18(7): 1311−1316.
SUI Da-shan, CUI Zhen-shan. Numerical simulation of 3D transient temperature field in aluminum alloy solidification process[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2008, 18(7): 1311−1316.

[20] DOUR G, DARGUSCH M, DAVIDSON C, NEF A. Development of a non-intrusive heat transfer coefficient gauge and its application to high pressure die casting: Effect of the process parameters[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 169(2): 223−233.

[21] LI C, THOMAS B G. Thermomechanical finite-element model of shell behavior in continuous casting of steel[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2004, 35(6): 1151−1172.

[22] MOAVENI S. 有限元分析-ANSYS 理论与应用[M]. 3 版. 王 崧, 刘丽娟, 董春敏, 译. 北京: 电子工业出版社, 2008: 295−322.
MOAVENI S. FEA-Theory and application with ANSYS(3rd

Version)[M]. WANG Song, LIU Li-juan, DONG Chun-min, transl. Beijing: Electronic Industry Press, 2008: 295−322.

[23] 朱 维, 韩志强, 柳百成. 挤压铸造凝固过程热−力耦合模拟Ⅱ. 模拟计算及实验验证[J]. 金属学报, 2009, 45(3): 363−368.
ZHU Wei, HAN Zhi-qiang, LIU Bai-cheng. Thermomechanical modeling of solidification process of squeeze castingⅡ. Numerical simulation and experimental validation[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2009, 45(3): 363−368.

[24] JORSTAD J L. High integrity die casting process variations[C]//AFS International Conference on Structural Aluminum Castings: Recent Advancements for the Design and Manufacturing of Reliable Structural Aluminum Castings, 2003: 137−148.

[25] GRIFFITHS W D, KAWAI K. The effect of increased pressure on interfacial heat transfer in the aluminium gravity die casting process[J]. Journal of Materials Science, 2010, 45(9): 2330−2339.

[26] 张克武, 赵海东, 欧阳晓贤, 张卫文, 李元元. 不同挤压力下凝固的 Al-Si-Cu-T4 的组织与性能[J]. 中国有色金属学报, 2009, 19(4): 625−632.
ZHANG Ke-wu, ZHAO Hai-dong, OUYANG Xiao-xian, ZHANG Wei-wen, LI Yuan-yuan. Microstructures and mechanical properties of Al-Si-Cu-T4 solidified at different squeeze pressures[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2009, 19(4): 625−632.

(编辑 龙怀中)