

doi: 10.12068/j.issn.1005-3026.2017.10.010

水冷换热系数的研究及平面凝固铸造的数值模拟

邵 博, 秦 克, 张海涛, 崔建忠
(东北大学 材料电磁过程研究教育部重点实验室, 辽宁 沈阳 110819)

摘 要: 分别建立了喷雾冷却和平面凝固铸造的二维计算模型. 根据对 1070 铝合金方锭末端冷却所测得的温度数据, 反求出不同水压下冷却面表面温度与换热系数的变化规律, 并将其作为边界条件导入平面凝固铸造的计算模型进行可靠性验证. 结果表明: 界面换热系数随冷却面温度的降低先升高后降低, 在 400K 左右达到峰值. 随着冷却水压的增加, 换热系数的峰值和峰值对应的温度值也相应增大. 铸造实验测温结果表明: 所用平面凝固装置可实现凝固前沿宏观上呈平面上升, 且凝固过程中铸锭各处冷却均匀; 与数学模型计算结果吻合良好, 说明该模型可用于平面凝固铸造工艺方案的研究.

关 键 词: 换热系数; 喷雾冷却; 平面凝固; 数值模拟; 凝固前沿

中图分类号: TG 292; TB 115 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-3026(2017)10-1416-05

Study on Heat Transfer Coefficient and Numerical Simulation of Planar Solidification Casting

SHAO Bo, QIN Ke, ZHANG Hai-tao, CUI Jian-zhong
(Key Laboratory of Electromagnetic Processing of Materials, Ministry of Education, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: ZHANG Hai-tao, E-mail: haitao_zhang@epm.neu.edu.cn)

Abstract: 2D mathematical models of spray cooling and planar solidification casting were established. Using the temperature data measuring from 1070 aluminum alloy ingot, the relationships between the cooling surface temperature and heat transfer coefficient (HTC) under different cooling water pressures was derived reversely, which was used to verify the model of planar solidification casting. The results showed that the HTC firstly increases and then decreases with the decrease of the cooling surface temperature, and reaches the peak at about 400K. The HTC peak value and its corresponding temperature increase with the cooling water pressure. The casting experiment results showed that the solidification front is macroscopically planar and the cooling rate of the ingot is uniformly distributed during the solidification. The simulation results well agree with the experimental results, which prove the capability of the model of planar solidification casting.

Key words: heat transfer coefficient; spray cooling; planar solidification; numerical simulation; solidification front

直接水冷半连续铸造(direct-chill casting, DC 铸造)是铝合金加工材锭坯的主要制备方法^[1], 但在其铸造过程中因熔体内外外部受到的冷却强度不同, 会存在铸造横截面组织不均匀^[2]、铸造内应力大易开裂^[3]及严重宏观偏析等问题^[4-5]. 在铸造高合金元素含量的航空铝合金, 如 7000 系合金大尺寸板坯时问题更加严重. 针对航空铝合金 DC 铸造板坯的合金元素宏观偏析严重这一制约航空铝合金发展的瓶颈问题, 提出了铝合金平面凝固技术, 用于制备高强铝合金和复合锭坯^[6]. 该技术采用由侧壁 4 块绝热板、底部冷却板组成的箱式结构的凝固装置——铸造箱, 实现由冷却板单向冷却, 铝合金液由底部逐渐向上平面凝固的铸造方式.

平面凝固铸造过程中受到单一方向的冷却,冷却制度对铸造的稳定影响较大.铸造的稳定阶段通过控制喷雾水压获得变化的冷却条件,使整个铸造过程中冷却速度相对一致.为了建立平面凝固铸造数学模型,需先确定冷却面的换热系数.目前采用二维有限元模型反求换热系数得到了较为广泛的应用^[7-8].Selvam 等^[9]通过钢的冷却实验探索了喷雾液滴大小与冷却面换热系数的关系.Chen 等^[10]通过圆柱铜合金试样冷却实验发现:表面换热系数与喷射速率有关,而与喷嘴的大小关系不大.温柳等^[11]通过 6061 铝合金末端冷却探索了水雾冷却、喷水冷却和风冷对换热系数的影响,但其利用 Fourier 传热方程来反算换热系数,准确度较差.目前直接水冷半连续铸造过程的数值模拟的报道较多^[12],但对平面凝固铸造的数值模拟的研究较少.

本文对实验所测得的温度曲线,利用 Fluent 软件使用有限元模型反求了不同水压下的换热系数,根据平面凝固铸造的特点,采用直径 160 mm 的简化装置进行铸造实验,同时建立了瞬态类型的物理模型,使用动网格技术通过网格的生长来模拟铸造过程,并对模型计算结果进行了实验验证.

1 实验装置和方法

本文主要研究喷雾冷却下界面处的传热,在模型中可以根据所使用的合金赋予相应的热物性参数,所以不同的合金成分对换热系数反求值的影响较小.为了获得较高界面温度下的换热系数,采用具有高固相线的 AA1070 纯铝作为实验材料.

换热系数反求使用 50 mm × 50 mm × 100 mm 的方锭,如图 1 所示.在试样侧面包覆耐火保温材料,以减少空气冷却导致的误差.在试样中心线上距离喷雾冷却端面 3,8,25,50 mm 处设置 4 个热电偶,电偶线焊合后采用机械方式压入方锭上的预开孔中,并使用纯铝屑、纯铝丝压实以保证接触.使用 HIOKI - LR8402 - 21 数据记录仪记录试样喷雾冷却过程中温度的变化.4 个测温点均达到 903 K 后保温 10 min,然后对试样底部喷雾冷却,冷却水温为 (285 ± 1) K.喷嘴采用实心锥形喷雾喷嘴,以 3 × 3 排列构成均匀喷雾区,喷嘴流量与喷射压力线性正相关.

平面凝固铸造过程如图 2 所示.浇铸模腔由冷却板、固定板及保温桶组成,其中保温桶内径为 160 mm,冷却板为活动式,可抽离,冷却板使用喷雾冷却.浇铸前将铸模预加热到 773 K,热电偶线

使用细钢棒悬挂固定,最终凝入熔体中.浇铸时铝熔体通过流槽、导流管、分流盘水平流入铸模中,在浇铸初期使用冷却板冷却熔体,形成具有一定强度的凝固壳后,抽出冷却板,使用喷雾直接冷却铸锭底面,使底部受到均匀的冷却,调节喷雾水压与固定板下降速度,控制液态层高度使铸造过程稳定进行.

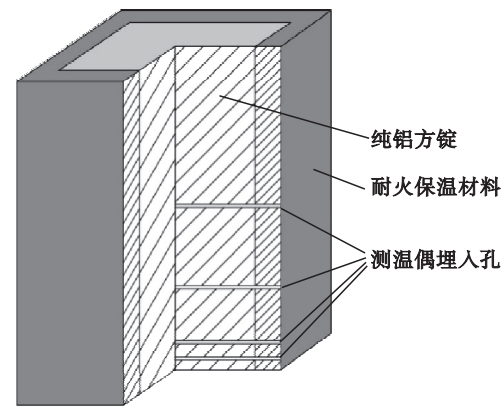


图 1 方锭示意图
Fig. 1 Schematic of square ingot

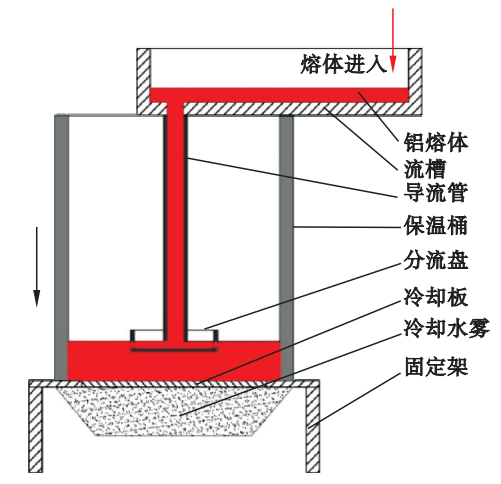


图 2 平面凝固铸造示意图
Fig. 2 Schematic of planar solidification casting

2 数学模型

2.1 反求换热系数计算流程

在 Fluent 软件中使用二维传热模型进行换热系数反求,设定初始温度为 903 K.计算流程如图 3 所示,以冷却面温度为基准,每 50 K 为一温度区间,估测换热系数,采用 MAP 算法^[13]修正换热系数值.

2.2 平面凝固数学模型及边界条件

本文使用的模型采用单区域方法,不根据熔体凝固时的状态将计算区域分为固态区、液态区和半固态区,而是将控制方程直接应用到全部的

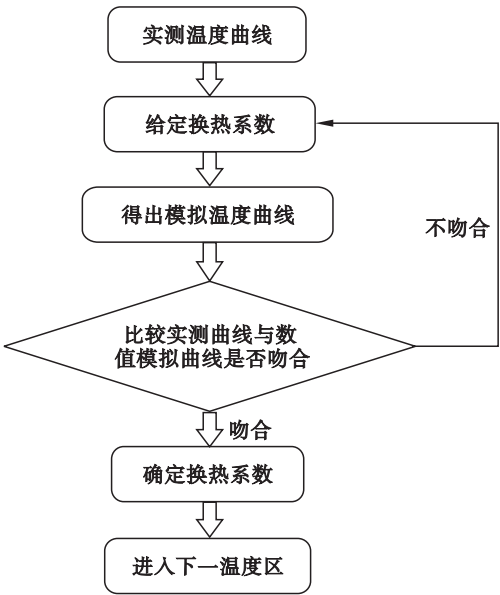


图 3 换热系数反求计算流程

Fig. 3 Inverse calculation of heat transfer coefficient

凝固计算区域,通过求解模型方程得出温度分布后,隐性地定义各个区域.使用等效比热法处理结晶潜热的释放,使用熔体的黏度模拟半固态区熔体的流动.所使用的求解方程如下.

质量守恒方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0 \quad (1)$$

动量守恒方程:

$$\frac{\partial (\rho U)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U U) = \nabla \cdot (\mu_{\text{eff}} \nabla U) - \nabla P + S_m \quad (2)$$

式中: μ_{eff} 为有效黏度系数,包含了层流黏度 μ_1 和湍流黏度 μ_t ; S_m 是动量源项,包含热浮力、Darcy源项.因为凝固过程中铝熔体的密度变化不大,为了提高收敛速度,假定除了动量守恒方程外,其余求解方程中熔体密度为定值,在动量源项里使用 Boussinesq 近似法估算密度.

能量守恒方程:

$$\frac{\partial (\rho T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U T) = \nabla \cdot \left(\frac{k}{c_p} \nabla T \right) + S_{\text{th}} \quad (3)$$

式中: S_{th} 是结晶潜热源项; c_p 是定压热容.

湍动能 k 方程:

$$\frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu_1 + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_k - \rho \varepsilon - \frac{\mu_1}{k+x} k \quad (4)$$

式中: k 为渗透率; x 为非常小的正值.合金完全凝固后固相率为 1,Darcy 源项趋近于无穷,因此使用 x 来避免发散.

湍动能耗散率 ε 方程:

$$\frac{\partial (\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu_1 + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_1 \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - \frac{\mu_1}{k+x} \varepsilon \quad (5)$$

式中: C_1 和 C_2 为低雷诺数所用常数,分别为 1.44 和 1.92.

2.3 平面凝固物理模型

为计算整个铸造过程中的速度场与温度场,本文采用瞬态模型使用网格自动生长模拟铸锭的铸造过程,同时计算熔体的流动与热量传输.因为铸锭是旋转对称结构,为简化模型,使用二维模型进行建模.所建网格模型如图 4 所示.图 4a 为瞬态计算 0 s 时的网格,即为初始网格,在温度梯度较大的冷却面,使用了边界层增加局部网格密度.图 4b 为瞬态计算结束时的网格,模型底面为冷却面边界,设置为 Cauchy 类型边界条件,所使用换热系数由反求实验确定,顶面为入口边界,入口温度为 973 K,左侧为轴对称边界,其余为绝热面.模型使用 1070 铝合金进行模拟验证,所需的物性参数使用材料性能模拟软件 JMatPro 计算得出.

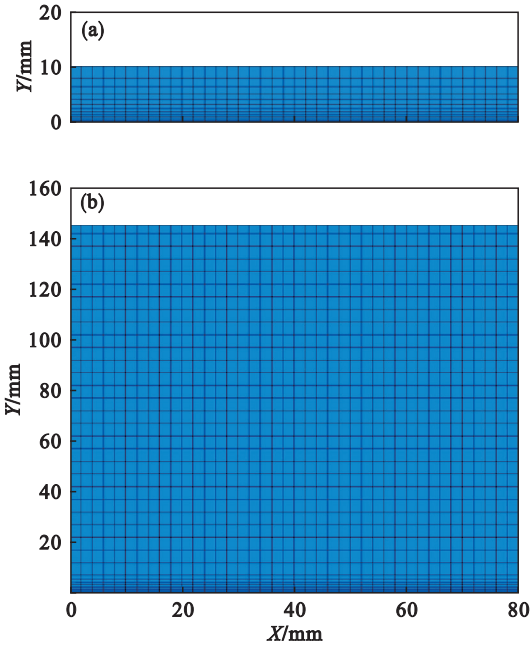


图 4 平面凝固铸造的网格模型

Fig. 4 Mesh model of planar solidification casting
(a)—初始网格模型;(b)—最终网格模型.

3 模拟结果与验证

3.1 反求换热系数计算结果

将方锭加热到 903 K,在不同冷却水压(120, 220, 320 kPa)下喷雾冷却并测温,根据测温曲线反求出降温区间内的换热系数,结果如图 5 所示.

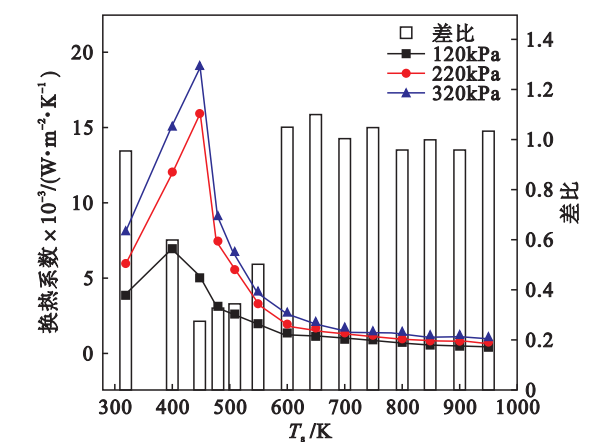


图5 不同水压下换热系数随温度变化曲线
Fig. 5 Change of heat transfer coefficients with temperature under different cooling water pressure

由图5可知:换热系数随着冷却面温度 T_s 的降低呈先增大后减小的趋势,在400~450 K时出现换热系数的最大值(h_{\max}).这是因为在冷却过程中先后经历了高温区 $T_s > 620$ K的气膜沸腾、中温区 370 K $<T_s < 620$ K的过渡沸腾、核态沸腾和低温区 $T_s < 370$ K的对流冷却4个阶段^[14].在气膜沸腾换热阶段,冷却面温度高,水被迅速汽化形成一层导热较差的蒸汽膜;随着冷却面温度的降低,蒸汽膜逐渐失稳而破裂,冷却面直接与水雾接触,产生强烈热交换,随着冷却面与冷却水间的接触逐渐增多,换热系数数值迅速增大;到达峰值后,随着冷却面温度继续降低,沸腾强度降低,换热系数开始下降;当冷却面温度小于370 K后,沸腾消失,只剩下传导和对流换热,随着冷却面温度的降低,冷却水和喷水端面的温差越来越小,换热系数显著下降.同时可以看出, h_{\max} 对应的温度从水压120 kPa时的400 K升到220 kPa时的450 K,这是因为冷却水动量的增加使冷却提前进入了过渡沸腾,并加剧了气膜的沸腾强度.

为了明确冷却水压对换热系数的影响, $h_{120}(x)$, $h_{220}(x)$, $h_{320}(x)$ 分别为120,220,320 kPa时的换热系数,则定义差比 $R = \frac{h_{320}(x) - h_{220}(x)}{h_{220}(x) - h_{120}(x)}$,不同温度时换热系数的差比如图5所示.可知,在气膜沸腾和对流冷却区, R 在1.0左右,说明此时换热系数随着冷却水压的增加而等比例增加,这是因为冷却面受到稳定蒸汽膜阻挡,增大水压有助于增加到冷却面的水雾,此时可以通过调节冷却水压来改变冷却面处的传热速度;在过渡沸腾和核态沸腾区域, R 约为

0.4,结合换热曲线可以看出,在压力较低时(120 kPa),中温区的换热系数随着水压增加迅速增大,当具有较大压力后,增加水压的冷却效果减弱.

3.2 平面凝固实例与温度验证

使用平面凝固铸造装置进行平面凝固验证,冷却水压为120 kPa.分别在距离冷却面50,100 mm的2个平面上以保温桶圆心为极点,流槽方向为极轴,取(0 mm,0°),(60 mm,0°),(60 mm,90°),(60 mm,180°),(60 mm,270°)5个点在铸造冷却期间进行测温.测温结果如图6所示,在同一高度平面上,铸锭的冷却曲线基本一致,不同位置处的温度差基本保持在5℃以内.说明本文采用的浸入式水平分流浇铸、底部单向冷却的铸造方式实现了宏观上凝固前沿为平面.

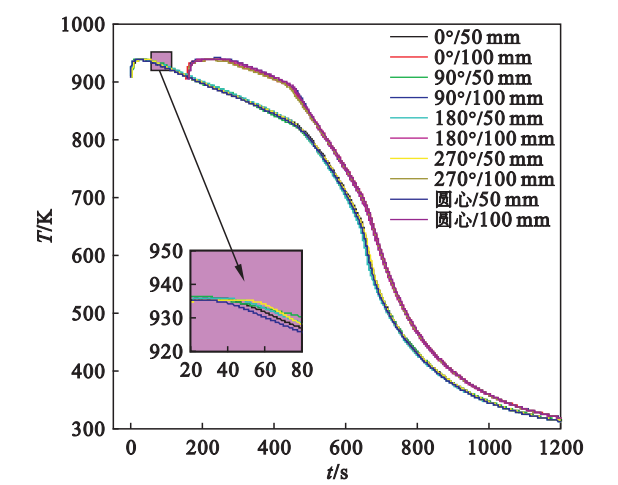


图6 不同位置处的冷却曲线
Fig. 6 Cooling curves at different locations

使用平面凝固铸造装置进行数值计算结果验证,以冷却板为底面,在距离冷却板15,40,80,120 mm处分别固定热电偶,在铸造过程中进行测温.其中浇铸温度为1000 K,冷却水压为220 kPa,浇铸高度为140 mm,数值计算采用前文所述的220 kPa下的换热系数曲线.实测结果和数值计算结果如图7所示,在不同高度处计算模拟温度与实验实测温度基本吻合,整体误差较小.计算不同高度下熔体在整个浇铸过程中的冷却速度,结果为0.68,0.47,0.49,0.55 K/s.15 mm处因为处于铸锭底部,受到的冷却作用较强,冷却速度偏大;120 mm处因靠近铸锭顶端,属于铸造末期,受到铝熔体热量的传递较少,体现出来的冷却速度也略有偏大.相对于半连续铸造皮层和芯部相差10倍以上的冷却速度,平面凝固铸锭的冷却速度更为均匀.

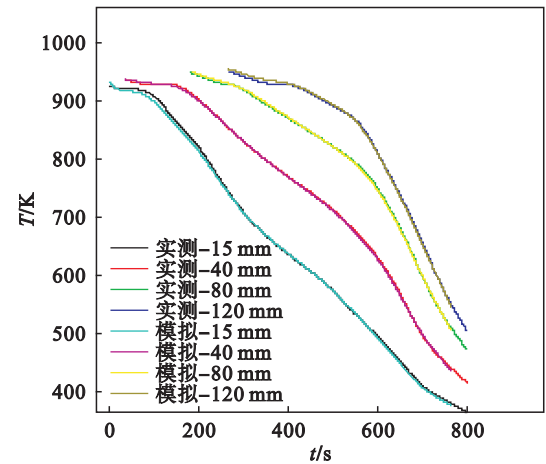


图 7 不同高度处实测与模拟计算冷却曲线
Fig. 7 Experimental and simulated cooling curves at different heights

4 结 论

1) 根据铝合金末端喷雾冷却的测温结果,使用二维传热模型反求换热系数,得到不同冷却水压下的冷却面温度与换热系数的关系曲线.冷却水压增加,换热系数相应增大,换热系数的峰值温度也相应增大,最大值出现在 400 ~ 450 K 区间.

2) 进行铸造实验并测温,结果表明凝固前沿为平面,在整个铸锭范围内冷却速度偏差较小,表明铸造装置实现了平面凝固.

3) 建立了针对平面凝固铸造的数学模型,根据反求出的换热系数设定冷却面边界条件,数值模拟与实测温度曲线对比表明,两者存在良好的对应关系,数学模型可辅助实验进行平面凝固铸造的研究.

参考文献:

[1] Eskin D G. Physical metallurgy of direct chill casting of aluminum alloys[M]. New York: CRC Press, 2008: 1 – 3.

[2] Haghighyeghi R, Zoqui E J, Green N R, et al. An investigation on DC casting of a wrought aluminium alloy at below liquidus temperature by using melt conditioner[J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2010, 502(2): 382 – 386.

[3] M’hamdi M, Mo A. On modelling the interplay between microporosity formation and hot tearing in aluminium direct-chill casting [J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2005, 413/414(15): 105 – 108.

[4] Nadella R, Eskin D G, Du Q, et al. Macrosegregation in direct-chill casting of aluminium alloys [J]. *Progress in Materials Science*, 2008, 53(3): 421 – 480.

[5] Eskin D G, Zuidema J, Savran V I, et al. Structure formation and macrosegregation under different process conditions during DC casting [J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2004, 384(1/2): 232 – 244.

[6] Chu M G, Giron A, Cassada W A. Aluminum monolithic alloy and multi-alloy cast using planar solidification approach [C]//The 13th International Conference on Aluminum Alloys. Pittsburgh: The Minerals, Metals & Materials Society, 2012: 1367 – 1375.

[7] Kim H, Oh S. Evaluation of heat transfer coefficient during heat treatment by inverse analysis [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 112(2): 157 – 165.

[8] Li H, Zhao G, Niu S, et al. Inverse heat conduction analysis of quenching process using finite-element and optimization method [J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2006, 42(12): 1087 – 1096.

[9] Selvam R P, Lin L, Ponnappan R. Direct simulation of spray cooling: effect of vapor bubble growth and liquid droplet impact on heat transfer [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2006, 49(23): 4265 – 4278.

[10] Chen R H, Chow L C, Navedo J E. Effects of spray characteristics on critical heat flux in subcooled water spray cooling [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2002, 45(19): 4033 – 4043.

[11] 温柳, 刘露露, 高萌, 等. 6061 铝合金淬火冷却过程中的表面换热系数 [J]. *金属热处理*, 2011, 36(10): 59 – 62.

(Wen Liu, Liu Lu-lu, Gao Meng, et al. Surface heat transfer coefficient of 6061 aluminum alloy during quenching [J]. *Heat Treatment of Metals*, 2011, 36(10): 59 – 62.)

[12] 韩星, 邵博, 张海涛, 等. 复合铸锭包覆铸造的数值模拟 [J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2014, 35(7): 969 – 973.

(Han Xing, Shao Bo, Zhang Hai-tao, et al. Numerical simulation on cladding casting of composite ingot [J]. *Journal of Northeastern University(Natural Science)*, 2014, 35(7): 969 – 973.)

[13] Drezet J M, Rappaz M, Grün G U, et al. Determination of thermophysical properties and boundary conditions of direct chill-cast aluminum alloys using inverse methods [J]. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2000, 31(6): 1627 – 1634.

[14] Wells M A, Li D, Cockcroft S L. Influence of surface morphology, water flow rate, and sample thermal history on the boiling-water heat transfer during direct-chill casting of commercial aluminum alloys [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2001, 32(5): 929 – 939.