压铸模型腔表面热应力理论模型

潘成刚[1] 刘笃笃[1] 马文超[2] 常庆明[1] 吴 琼[3]
(1.武汉科技大学钢铁冶金及资源利用教育部重点实验室;2.江苏沃得机电集团有限公司;
3.水利部淮河水利委员会)

摘 要 根据热弹塑性理论,建立了多次连续压铸时压铸模型腔表面的热应力模型。以铜合金压铸为例,分析了铜合金压铸时离 H13 钢模具型腔表面不同距离点的热应力-时间变化曲线。结果表明,离压铸模型腔表面距离越近的点热应力值及波动幅度越大。离铜合金压铸模表面 3 mm 以内区域以低周热疲劳失效为主,5 mm 以外的区域以高周热疲劳失效为主,3～5 mm 区域介于高周热疲劳失效和低周热疲劳失效之间。

关键词 压铸模;热应力;模型;铜合金
中图分类号 TG249.2 **文献标志码** A DOI:10.15980/j.tzzz.2017.12.015

Analytical Model of Thermal Stress for Cavity Surface of Die Casting Die

Pan Chenggang[1], Liu Dudu[1], Ma Wenchao[2], Chang Qingming[1], Wu Qiong[3]
(1.Key Laboratory for Ferrous Metallurgy and Resources Utilization of Ministry of Education, Wuhan University of Science and Technology; 2. Jiangsu World Electromechanical Group Co., Ltd.; 3.The Huaihe River Commission of the Ministry of Water Resources)

Abstract: According to the thermal-elasto-plastic theory, thermal stress model of cavity surface of die casting die during multiple die casting cycles was established, and the thermal stress to time curves of different depth points from cavity surface were analyzed. The results reveal that the point at the near distance from cavity surface exhibits a large thermal stress and thermal stress fluctuation. The die surface area within 3 mm is controlled mainly by low cycle thermal fatigue failure, while the area outside 5 mm is dominated by high cycle thermal fatigue failure, and the 3～5 mm region is between high cycle thermal fatigue failure and low cycle thermal fatigue failure.

Key Words: Die Casting Die, Thermal Stress, Model, Copper Alloy

在压铸高熔点合金时,由于金属液传递给模具大量的热量而导致模具型腔表面温度急剧升高,随后,在脱模剂的冷却作用下其温度又快速下降,使得模具表面层温度进行着周期性的剧烈变化,从而产生热应力[1]。一般来说,压铸合金的温度越高,压铸模表面温度波动越大,热应力也就越大,越容易使压铸模产生热疲劳失效。在压铸铝合金和铜合金时,压铸模型腔表面温度分别达到 600 ℃及 800 ℃以上[2,3],压铸模热疲劳失效分别占总失效的 70%[4]和 80%～90%[5]。所以,了解压铸模型腔表面热应力场对探索压铸模失效机理有着积极意义。很多研究者通过试验和有限元方法对压铸模的热应力场进行了分析。韩雄伟等[6,7]采用 ProCAST 软件对铝合金压铸模热应力场进行了数值模拟,提出工艺参数优化和潜在缺陷位置的预测。潘成刚等[8]基于 ProCAST 和正交试验法优化了压铸模的热疲劳寿命。HU X 等[9]采用 ANSYS 建立了压铸过程的二维模型,分析了应力峰值的位置,其位置与疲劳试验结果一致。KLOBČAR D 等[10]基于 ABAQUS 建立了热疲劳试验试样的二维模型。现有压铸模热应力计算大多采用计算机仿真方法,但不能很好地解释热应力产生的本质原因。所以,建立压铸模型腔表面热应力理论模型十分必要,这对分析压铸模热应力的产生机理和影响因素有积极的意义。

本课题通过热弹塑性理论,建立了压铸模型腔表面多次压铸循环的一维热应力模型。采用该模型研究了铜合金压铸时压铸模型腔表面热应力分布规律及失效特征。这不仅可以揭示压铸模失效机理,而且还为提高模具寿命提供借鉴。

1 压铸模表面热应力模型的建立

压铸模型腔表面所受热负荷主要来源于压铸时压铸件的热传导及冷却时脱模剂或空气的对流。金属液

收稿日期:2017-04-13;修改稿收到日期:2017-07-19
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51375353)
第一作者简介:潘成刚,男,1976 年出生,副教授,武汉科技大学钢铁冶金及资源利用省部共建教育部重点实验室,武汉(430081),电话:13317131301,E-mail:pcg2000@163.com

和压铸模接触后，模具表面的温度迅速升高，见图 1，深度方向（x 方向）的温度也随之升高。距离表面层越近升温就越快，升温幅度也越大，这样就在 x 方向上产生了温度梯度。不同程度的升温会使得各部分产生不同程度的膨胀，由于各部分的相互约束，就产生了热应力。冷却阶段，脱模剂和模具热传递情况与此类似。

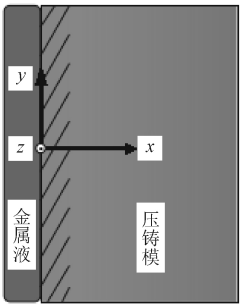
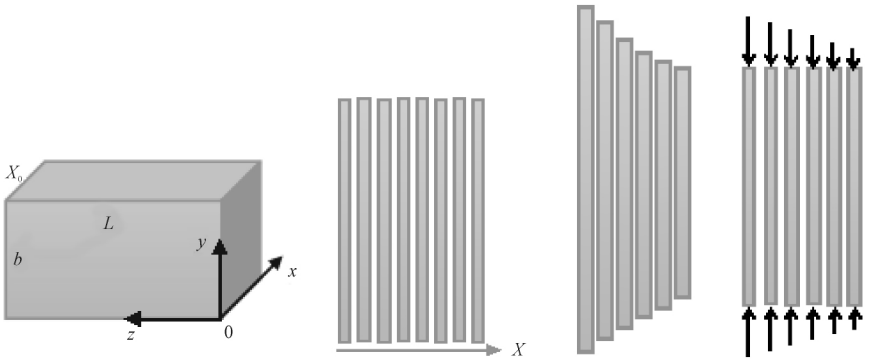


图 1 金属液和压铸模的接触示意图

1.1 一维薄板热应力模型

由于压铸过程中金属液、空气或脱模剂带给压铸模的热负荷主要集中在压铸模型腔表面，所以压铸模的温度波动及热应力大的区域主要集中在型腔表面，该区域只有 10 mm 左右，是压铸模容易失效的区域。远离表面的区域温度波动及热应力都很小。失效区域的厚度与整个压铸模厚度相比近似无限小，与此同时，压铸模型腔为自由无约束状态。因此可以把压铸模受力问题抽象成两端自由的矩形薄板的一维热应力问题。假设压铸模材料为连续均匀、线弹性、各向同性，变形量微小、无初始应力。图 2a 为压铸模型腔表面的三维图。其 yoz 面为压铸模型腔与金属液或脱模剂接触表面，x 方向为压铸模型腔的深度方向（尺寸很小），在 $z=0$ 和 $z=L$ 的面上（薄板两端）无约束。压铸过程中，yoz 面温度均匀分布，x 方向存在温度变化。x 越小（离压铸模型腔越近）的地方温度变化越大。沿着平行 yoz 面的方向将矩形切成一片一片的纤维层（见图 2b）。以充型及保压冷却过程为例，当板的厚度（x）方向上有非稳态的温度变化 $T(x,t)$ 时，不同 x 处的纤维层受热膨胀，由于在 yoz 平面上温度分布均匀，纤维层没有弯曲，纤维层膨胀量与该处的温度变化有关，x 值越小处其膨胀量越大（见图 2c）。单位长度的膨胀量为：



（a）三维图　（b）表面层切片　（c）受热膨胀　（d）两端受约束

图 2 变温区域抽象模型

$$\varepsilon=\beta\Delta T(x,t) \tag{1}$$

式中，ε 为应变或单位膨胀量；β 为热膨胀系数，1/℃；$\Delta T(x,t)$ 为温度变化函数，℃；t 为压铸时间，s。

要使各纤维层回复到原始的长度，根据热弹性力学理论，各纤维层必须受到压应力以抵消受热膨胀的作用（见图 2d）。纤维层内部热应力为[11]：

$$\sigma_{z1}=-E\beta\Delta T(x,t) \tag{2}$$

式中，σ_{z1} 为纤维层 z 方向受到的热应力，MPa；E 为弹性模量，MPa；。

x 越小的地方受到的压应力越大。由于板的端部为自由无约束状态，要保证受力平衡，就必须在各纤维层再加上大小等于 $E\beta\Delta T(x,t)$ 的拉应力。拉应力的合力 F 为：

$$F=\int_0^{x_0}E\beta\Delta T(x,t)b\,\mathrm{d}x \tag{3}$$

根据圣维南原理，此合力在离远端足够远处产生的近乎平均的拉应力 σ_{z2} [12]：

$$\sigma_{z2}=\frac{1}{x_0}\int_0^{x_0}E\beta\Delta T(x,t)\,\mathrm{d}x \tag{4}$$

一维薄板中热应力为以上两种力的合力 σ

$$\sigma=\sigma_{z1}+\sigma_{z2}=-E\beta\Delta T(x,t)+\frac{1}{x_0}\int_0^{x_0}E\beta\Delta T(x,t)\,\mathrm{d}x \tag{5}$$

1.2 多次压铸循环压铸模型腔表面热应力模型

压铸模型腔表面温度模型为[13]：

$$T_{2n}(x,t)=\begin{cases}K[T_{10}-T_{(n-1)2}(0,t_{(n-1)2})]+K[T_{(n-1)2}(0,t_{(n-1)2})-T_{10})]\times\mathrm{erf}\left(\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}\right)+T_{(n-1)2}(x,t_{(n-1)2}) & (t_{n1}\geqslant t\geqslant t_{(n-1)2},x>0)\\ M[T_{30}-T_{2n}(0,t_{n1})]+M[T_{2n}(0,t_{n1})-T_{30}]\mathrm{erf}\left(\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}\right)+T_{2n}(x,t_{n1}) & (t_{n2}\geqslant t\geqslant t_{n1},x>0)\end{cases} \tag{6}$$

式中，$K=\dfrac{1}{1+\dfrac{\lambda_2}{\lambda_1}\sqrt{\dfrac{a_1}{a_2}}}$；$M=\dfrac{1}{1+\dfrac{\lambda_2}{\lambda_3}\sqrt{\dfrac{a_3}{a_2}}}$；$\lambda_1$ 为压铸件的导热系数，W/(m·℃)；λ_2 为压铸模的导热系数，W/(m·℃)；λ_3 为脱模剂的导热系数，W/(m·℃)；a_1 为压铸件的热扩散率，m^2/s；a_2 为压铸模的热扩散率，m^2/s；a_3 为脱模剂的热扩散率，m^2/s；t_{n1} 为第 n 个压铸循环压铸件传热结束时间，s；t_{n2} 为第 n 个压铸循环喷脱模剂结束时间，s；$t_{(n-1)2}$ 为第 $n-1$ 个压铸循环喷脱模剂结束时间，s；T_{10} 为压铸件浇注温度，℃；T_{20} 为压铸模预热温度，℃；T_{30} 为脱模剂温度，℃；$T_{2n}(x,t)$ 为第 n 个压铸循环时刻 t 时离压铸模表面 x 位置的温度，℃；$T_{2n}(x,t_{n1})$ 为第 n 个压铸循环时刻 t_{n1} 时离压铸模表面 x 位置的温度，℃；$T_{(n-1)2}(x,t_{(n-1)2})$ 为第 $n-1$ 个压铸循环时刻 $t_{(n-1)2}$ 时离压铸模表面 x 位置的温度，℃。

根据式(6)，可得多次压铸循环时温度变化函数的表达式

$$\Delta T_{2n}(x,t)=\begin{cases}K[T_{10}-T_{(n-1)2}(0,t_{(n-1)2})]+\\ K[T_{(n-1)2}(0,t_{(n-1)2})-T_{10}]\mathrm{erf}\left(\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}\right)\\ \qquad (t_{n1}\geqslant t\geqslant t_{(n-1)2},x>0)\\ M[T_{30}-T_{2n}(0,t_{n1})]+M[T_{2n}(0,t_{n1})-\\ T_{30}]\mathrm{erf}\left(\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}\right)\quad (t_{n2}\geqslant t\geqslant t_{n1},x>0)\end{cases}\tag{7}$$

式中，$\Delta T_{2n}(x,t)$ 为第 n 个压铸循环时刻 t 时离压铸模表面 x 位置的温度变化，℃。

将式(7)代入式(5)，得到多次循环时压铸模型腔表面热应力分布函数为

$$\sigma_{2n}(x,t)=\begin{cases}E\beta K[T_{10}-T_{(n-1)2}(0,t_{(n-1)2})]\times\\ \left[\mathrm{erf}\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}-\dfrac{1}{x_0}\int_0^{x_0}\mathrm{erf}\left(\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}\right)\mathrm{d}x\right]\\ \qquad (t_{n1}\geqslant t\geqslant t_{(n-1)2},x>0)\\ E\beta M[T_{30}-T_{2n}(0,t_{n1})]\left[\mathrm{erf}\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}-\right.\\ \left.\dfrac{1}{x_0}\int_0^{x_0}\mathrm{erf}\left(\dfrac{x}{2\sqrt{a_2t}}\right)\mathrm{d}x\right]\ (t_{n2}\geqslant t\geqslant t_{n1},x>0)\end{cases}\tag{8}$$

式中，$\sigma_{2n}(x,t)$ 为第 n 个压铸循环时刻 t 时离压铸模表面 x 位置的应力，MPa。

2　铜合金压铸时型腔表面热应力模型

压铸件材质为 HPb59-1，模具材质为 H13 钢，冷却液为水。为简化计算，铜合金、H13 及水的物性参数见表 1。铜合金压铸工艺参数见表 2。

表 1　铜合金、H13 钢和水的物性参数

材料	密度/(kg·m^{-3})	比热容/(J·kg^{-1}·℃$^{-1}$)	热导率/(W·m^{-1}·℃$^{-1}$)	弹性模量/MPa	线膨胀系数/℃$^{-1}$
铜合金	8 320	404	80	—	—
H13	7 367	548	28.5	2.19×10^5	1.1×10^{-5}
水	1 000	4 200	0.58	—	—

表 2　铜合金的压铸工艺参数

浇注温度/℃	模具预热温度/℃	压铸件传热时间/s	脱模剂传热时间/s
890	300	4	26

结合式(8)、表 1 和表 2 的物性参数以及压铸工艺参数，采用 Matlab 软件绘制出距离铜合金压铸模型腔表面不同距离点的温度及热应力变化曲线，见图 3～图 5。从图 3 中可以看出，离表面越近的点温度波动越剧烈且进入热平衡状态越早，而且波动幅度随着压铸循环的进行逐渐减小。图 4 为铜合金压铸模热平衡时离型腔表面不同距离的温度波动幅度。在 $x_0=10$ mm 的位置温度波动幅度约为 50 ℃。结合式(5)可以得出温度波动幅度越大的位置其热应力也越大。

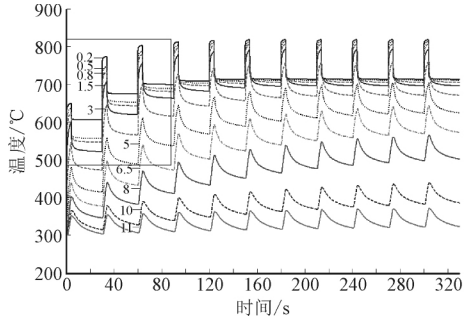


图 3　铜合金压铸模型腔表面温度变化

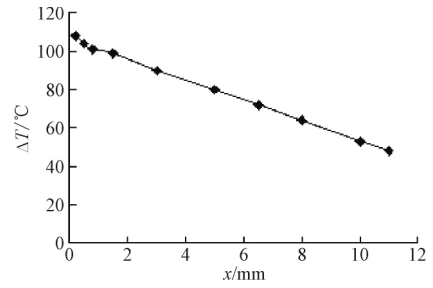
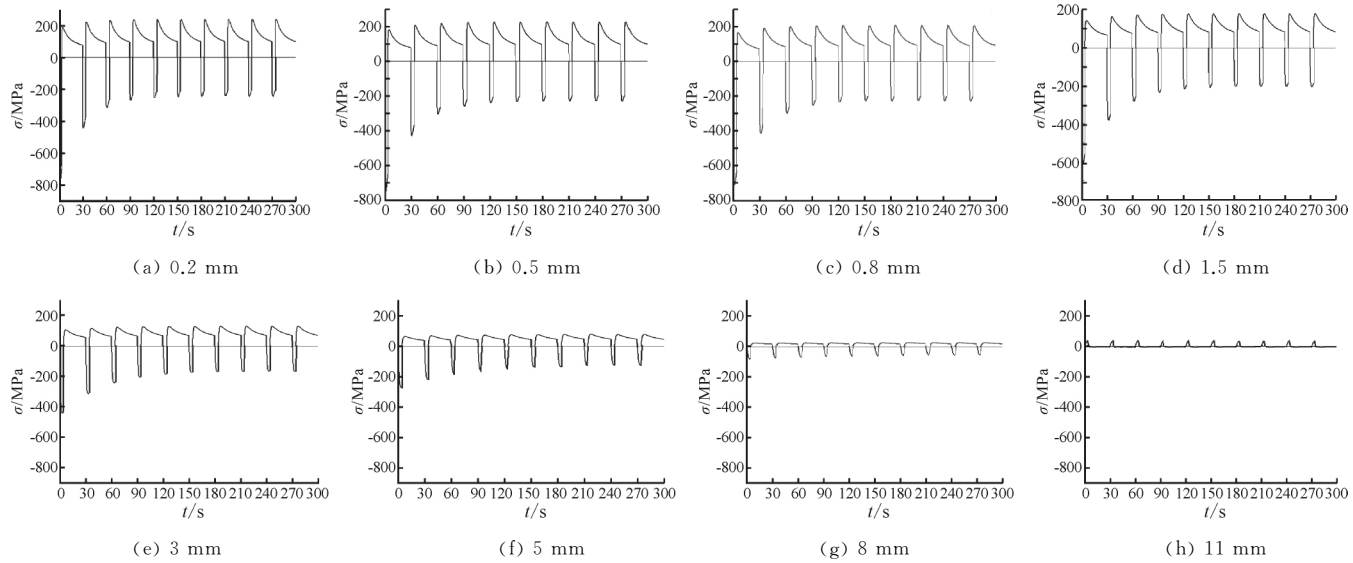


图 4　热平衡时离铜合金压铸模型腔表面不同距离点的温度波动幅度

图 5 为距离模具表面 0.2、0.5、0.8、1.5、3、5、8、11 mm 处的热应力变化。从图 3，图 4 和图 5a 可以看出，在第 1 个压铸循环高温铜合金液(890 ℃)充填压铸模阶段，模具型腔表面温度急速升高。由于铜液与模具表面温差大，模具温度升高量非常大，温度波动幅度 ΔT(约 350 ℃)很大，导致表面膨胀，这时，型腔表面产生非常大的压应力。在第 1 个压铸循环冷却阶段，当脱模剂刚与模具型腔表面接触时，模具型腔表面温度快速下降(见图 3)，由于水的热传导能力低于铜合金，所以型腔

表面温度下降幅度较上升幅度小。型腔表面由于温度降低导致其发生收缩产生拉应力，该拉应力数值上小于充填阶段的压应力。随着冷却延续，型腔次表层温度与表层的温度梯度减小，型腔表面的拉应力缓慢下降。在第 2 个压铸循环充填阶段，随着模具表面温度整体上升，充填阶段的表面温度波动幅度 ΔT 较第 1 次压铸循环小，这样导致其压应力比第 1 次压铸时小。在第 2 压铸循环冷却阶段，此时型腔表面温度较第 1 次压铸时高，型腔表面与冷却剂的温差较第 1 次压铸循环时大，其型腔表面温降较第 1 次大，所以其拉应力较第 1 次略微增大。随着压铸循环的进行，压应力逐渐减小，拉应力逐渐增大。经过约 10 个压铸循环后，拉压应力在一定的范围内保持波动。在模具表面深度 0.2 mm 处第 1 个压铸循环受到的压应力最大达到 820 MPa，该处热平衡状态下的应力在 200～300 MPa 之间波动。图 6 为离型腔表面不同距离的最大热应力。从图 5 和图 6 可以看出，在型腔表面 10 mm 深度以内，最大热应力（压应力）都出现在第 1 次压铸循环过程中且其绝对值随着离表面距离的增加而减小。热平衡形成过程及热平衡后的应力水平也同样随着离表面距离的增加而减小。在型腔深度 8 mm 处的热平衡应力已经在 100 MPa 以内，而在型腔深度 11 mm 处应力值和应力波动范围都很小且以拉应力为主。图 7 为 H13 钢的热屈服强度，可见热屈服强度随着温度的升高而降低，600 ℃时的屈服强度约为 200 MPa。离型腔表面 5 mm 以外的区域，由于温度低（屈服强度高）且温度波动幅度小（热应力小），基本不会发生塑性变形，主要产生弹性变形，该区域失效形式为高周热疲劳，一般都会超过该模具的压铸件生产量。离型腔表面 3 mm 以内区域温度高（热屈服强度低），其温度波动大（热应力大），导致该区域在整个压铸周期都能产生塑性变形。该区域失效以低周疲劳为主，是铜合金压铸模最主要的失效区域。离型腔表面 3～5 mm 区域第 1 个压铸循环的最大热应力都会超过其热屈服强度，并发生塑性变形。随着循环次数的增加，模具表面温度上升，热应力绝对值下降，塑性应变减小直至消失。该区域失效处于高周热疲劳和低周热疲劳之间。



(a) 0.2 mm　(b) 0.5 mm　(c) 0.8 mm　(d) 1.5 mm

(e) 3 mm　(f) 5 mm　(g) 8 mm　(h) 11 mm

图 5　距离表面不同距离的热应力变化曲线

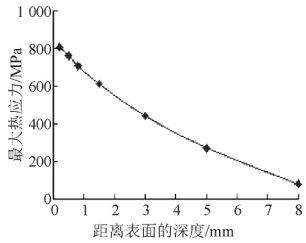


图 6　距离表面不同深度的最大热应力

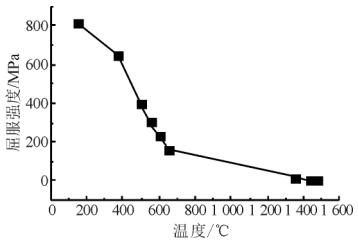


图 7 H13 钢热屈服强度

3　结　论

（1）利用热弹塑性理论，建立了多次连续压铸时压铸模型腔表面的一维热应力模型。

（2）以铜合金压铸为例，根据热应力模型分析了铜合金压铸时离 H13 钢模具型腔表面不同距离点的热应力-时间变化曲线。离压铸模型腔表面距离越近的点热应力波动幅度越大。

（3）离铜合金压铸模 3 mm 以内区域以低周热疲劳失效为主，5 mm 以外的区域以高周热疲劳失效为主，3～5 mm 区域介于二者之间。

参　考　文　献

[1] 马文超. 压铸模失效理论及试验研究[D]. 武汉：武汉科技大学，2016.

[2] KLOBČAR D，TUŠEK J. Thermal stresses in aluminium alloy die casting dies [J]. Computational Materials Science，2008，43(4)：1 147-1 154.

“半固态+”及其在工业中的应用

徐 骏[1,2] 张志峰[1]
(1.北京有色金属研究总院;2.湖南文昌新材科技股份有限公司)

摘 要 随着对半固态金属加工(以下简称半固态)技术发展认识的不断深入,提出了广义半固态以及“半固态+”概念。所谓广义半固态是指从液相线温度上熔体出发,包括固液两相区,通过强剪切熔体处理以及强制均匀凝固的思路,解决控制形核与控制长大的问题,其本质在于组织的细化与成分的均匀化,突破了半固态受合金成分的制约。“半固态+”是指以广义半固态技术为平台,将半固态技术与不同的传统加工技术结合,从而为传统加工技术转型升级提供一种新方法。半固态可以与液态成形相结合,如垂直半连铸、水平连铸、压铸、挤压铸造等;还可以与固态成形相结合,如模锻、挤压、铸轧等。

关键词 广义半固态;强制均匀凝固;半固态+
中图分类号 TG249.2+6 **文献标志码** A DOI:10.15980/j.tzzz.2017.12.016

"Semi-solid Metals+" and Its Application in Industry

Xu Jun[1,2], Zhang Zhifeng[1]
(1.General Research Institute for Nonferrous Metals;
2.Hunan Wenchang Advanced Materials Technology Co., Ltd.)

Abstract: With the deeply understanding of the development of semi-solid metals (SSM) processing, the conception of “Generalized SSM” and “SSM +” were proposed. So called “Generalized SSM”, indicating the melt on the liquidus temperature and the solid-liquid region via the high shearing of the melt and the forced uniform solidification to control nucleation and growth, is on the purpose of the structure refinement and the composition homogenization of the melt in nature, breaking the constraint of the composition of alloys. SSM +", based on the generalized SSM technology, is considered as a means of transforming the traditional processing technology. “Generalized SSM” can be combined with liquid forming processes such as vertical semi-continuous casting, horizontal continuous casting, high pressure casting, extrusion casting, vacuum casting, etc., and it also can be combined with deformation process such as forging, extrusion, rolling and so on.

Key Words: Generalized Semi-Solid, Forced Uniform Solidification, Semi-solid +

20 世纪 70 年代,美国学者 SPENCER D B 和 FLEMINGS M C 首次提出半固态金属(Semi-Solid

收稿日期:2017-08-07;修改稿收到日期:2017-09-05
基金项目:国家重点基础研究发展计划(973 计划)资助项目(2006CB605203,2011CB606302);国家高技术研究发展计划(863 计划)资助项目(2002AA336080,2009AA03Z534)
第一作者简介:徐骏,男,1954 年出生,教授,北京有色金属研究总院,北京(100088),电话:13801324532,E-mail:xujun@grinm.com

[3] PERSSON A, HOGMARK S, BERGSTRÖM J. Temperature profiles and conditions for thermal fatigue cracking in brass die casting dies [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 152(2):228-236.
[4] 周玉辉,吴卫,周华彬,等. 压铸模使用寿命与优化压铸过程控制[J].铸造设备研究,2005(6):43-45.
[5] 王荣滨. 化油器铜合金压铸模的选材及热处理工艺[J]. 专用汽车,1998(1):52-56.
[6] 韩雄伟,李欣星,陈祖红. 基于 ProCAST 的铝合金压铸模热应力场数值模拟[J]. 特种铸造及有色合金,2011,31(9):837-839.
[7] 韩雄伟,吴卫,冷真龙. 铝合金轮毂压铸模具温度场及热应力场数值模拟[J]. 特种铸造及有色合金,2009,29(6):516-518.
[8] 潘成刚,雷志斌,周家林,等.基于 ProCAST 和正交试验法优化压铸模具寿命[J]. 特种铸造及有色合金,2017,37(6):611-614.
[9] HU X P, ZHAO G Q, WU B Y. Temperature change and stress distribution analysis of die surface in Al-alloy die casting process and experimental study on die heat check [J]. China Foundry, 2008, 5(1): 47-53.
[10] KLOBČAR D, KOSEC L, KOSEC B, et al. Thermo fatigue cracking of die casting dies [J]. Engineering Failure Analysis, 2012, 20: 43-53.
[11] 平修二. 热应力与热疲劳[M]. 北京:国防工业出版社,1984.
[12] 李维特,黄保海,毕仲波. 热应力理论分析及应用[M]. 北京:中国电力出版社,2004.
[13] 潘成刚,马文超,肖琴,等. 压铸模型腔表面温度场的理论分析[J]. 特种铸造及有色合金,2016,36(4):385-388.

(编辑:张正贺)