

轧辊铸件成形过程热裂纹萌生与扩展数值模拟

滕子浩¹, 廖敦明¹, 吴 棣¹, 唐玉龙¹, 陈 涛²

(1. 华中科技大学材料成形与模具技术国家重点实验室, 湖北武汉 430074; 2. 武汉晨曦芸峰科技有限公司, 湖北武汉 430074)

摘要: 为观测铸件裂纹萌生及扩展的过程, 以常见的轧辊铸件为研究目标, 并结合凝固过程的热应力场, 采用综合考虑铸件高温阶段等效应变与应力状态的热裂判据以确定裂纹萌生的位置。在依据热裂判据确定的起裂位置插入初始预制裂纹后, 采用子模型技术以及扩展有限元算法对后续热裂纹的扩展过程进行数值模拟, 分析热裂纹的扩展趋势。通过与实际观测到的热裂纹形貌进行对比, 验证了此方法的可行性。

关键词: 铸造热裂纹; 裂纹扩展; 子模型; 扩展有限元; 数值模拟

热裂纹是铸造生产过程中最常见的缺陷之一。铸件中有裂纹萌生并扩展以后, 铸造产品的寿命会大幅降低, 严重的甚至直接报废。热裂纹主要发生在铸件凝固过程中的准固相区^[1], 即铸件在凝固后期, 固相已形成完整的骨架, 并开始线收缩, 在补缩不足的部位, 由于拉应力的作用, 铸件内将产生热裂纹, 在之后的降温过程中, 裂纹不断扩展, 最终形成宏观的热裂纹。目前的实验手段只能对铸件最终的热裂纹形貌进行分析, 无法观测其萌生及扩展的整个过程。建立准确定量的热裂判据, 预测热裂发生的部位以及热裂纹扩展的方向, 仍待深入研究^[2]。

依据不同的热裂理论, 国内外学者针对热裂判据提出了很多模型。Rappar等^[3]根据合金液的压降判断热裂的发生, 提出了RDG判据。Hamdi等^[4]认为凝固后期糊状区材料为可压缩多孔介质, 采用了有效热应变来衡量热裂敏感性。Suyitno等^[5]考虑了凝固收缩、应变率及补缩不足等因素, 建立了基于孔隙形成的热裂判据。党惊知等^[6]提出了一种考虑凝固速度、补缩能力因素的热裂纹预测判据。康进武等^[7]认为当材料屈服后, 若其黏塑性应变超过临界值, 则会产生热裂。Yang等^[8]针对大钢锭中心收缩裂纹提出了SCP判据, 综合考虑了脆性温度范围内糊状区力学性能及孔松的影响。然而, 铸造凝固过程十分复杂, 热裂纹形成机理仍不明确, 很多判据只考虑了其中某些因素的影响, 仍然没有一个可以预测在各种变化的条件下热裂现象的通用判据^[9]。另一方面, 目前还没有铸造过程中热裂纹扩展模拟的相关研究。

本研究以常见的轧辊铸件为例, 采用数值模拟的方式研究其在铸造过程中的热裂纹萌生及扩展趋势。以凝固过程的热应力场数据为基础, 依据相应的热裂判据确定裂纹萌生的位置, 采用子模型技术以及扩展有限元法(XFEM)^[10]模拟热裂纹后续的扩展行为, 结合实际观测到的轧辊铸件热裂纹形貌, 验证以上方法的可行性。

1 凝固热应力场模拟与热裂判据

1.1 凝固过程模拟

图1为轧辊铸件的铸造工艺示意图及铸件的有限元计算网格。图中所示的轧辊铸件高6 m, 辊身最大横截面直径1 m, 整个铸件重量约为30 t。从图中可以看到, 轧辊铸件的铸造工艺比较复杂, 包括了覆盖剂、保温套、辊身冷型、覆砂层等, 以保证轧辊铸件自下而上的凝固顺序。轧辊铸件中有两处截面直径突变区域(有限元网格

作者简介:

滕子浩(1991-), 男, 博士生, 主要研究方向为裂纹扩展数值模拟算法。
E-mail: tengzihao@hust.edu.cn

通讯作者:

廖敦明, 男, 教授, 博士。
电话: 027-87558134,
E-mail: liaodunming@hust.edu.cn

中图分类号: TG21+3

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977(2019)09-1042-06

基金项目:

教育部新世纪优秀人才支持计划(NCET-13-0229)。

收稿日期:

2019-03-14 收到初稿,

2019-04-10 收到修订稿。

中的标记区域), 实际生产时发现在轧辊铸件的A区出现了较大的热裂缺陷, 在B区也有一些裂纹出现。轧辊铸件的材质为ZU65CrNiMo, 根据JMatPro计算得到的材质液相线为1 475 ℃, 固相线为1 385 ℃。浇注温度为1 550 ℃, 按照凝固百分比将整个凝固过程存为50个子步。

根据以上工艺方案模拟轧辊铸件的凝固过程。从图2给出的铸件在不同时刻的温度场及液相分布, 可以看到在下砂箱及辊身冷型的作用下, 轧辊中部及下端降温较快, 因而先完全凝固。铸件冒口位置由于有保温套及覆盖剂, 降温很慢, 因而最后凝固。在凝固15 146 s后, 轧辊铸件A区刚好冷却凝固。

1.2 热应力场分析及裂纹萌生判据

热裂缺陷通常出现在应变较大且补缩不畅的固液两相区。在第15 146 s, 轧辊铸件A区刚好凝固, 其芯部仅残留有少量液相。取此时铸件中心截面的等效应力与等效应变进行分析, 如图3所示。可以看到, 此时A区表面的等效应力值并不是很大, 但是在直径变化过渡区表面却出现了等效应变集中的现象。这是因为此时该部位刚好凝固, 温度仍比较高, 强度较低, 只需要较小的应力就能产生很大的等效应变。

以上分析表明, 在获取了铸件凝固过程中的热应力场之后, 应主要考察铸件在高温阶段的等效应变大小。另一方面, 当材料受到三向压应力作用时, 即使有热裂纹萌生, 在高温状态下, 热裂纹也会融合并消除。因此, 热裂的判据也需考虑应力状态的影响。当第一主应力为负时, 其应力状态为三向压应力, 不易出现热裂纹。于是, 综合考虑高温阶段的等效应变和第一主应力的符号, 采用式(1)作为热裂判据^[11]:

$$C_{HT} = \max_t \left(\frac{\sigma_1(t)}{|\sigma_1(t)|} \cdot \bar{\varepsilon}_{in}(t) \right) \quad (1)$$

式中: σ_1 为第一主应力, $\bar{\varepsilon}_{in}$ 为高温阶段固液两相区的等效应变, \max_t 表示凝固过程中的最大值。 C_{HT} 的值越

大, 则热裂的可能性越大。

取轧辊铸件完全凝固时的应力分布及高温阶段等效应变进行分析, 如图4所示。可以看到, 轧辊内部出现较大的第一主应力和正的第三主应力, 表明轧辊内部承受了较大的三向拉应力。在关键区也出现了贯穿整个截面的较大高温阶段等效应变, 这也说明此处极易产生热裂纹缺陷。图5给出了实际生产中轧辊铸件出现热裂缺陷的位置。可以看到, 在A区出现了较大的表面裂纹, 且裂纹在该区域基本呈环形分布。B区的实际热裂缺陷成因与A区基本相同。

2 子模型技术与初始裂纹

对裂纹扩展问题而言, 要想得到较为准确的结果, 需在裂纹面附近设置精细的网格。然而, 实际铸件的结构一般比较复杂, 在计算凝固过程中的热应力场时, 其网格的精细程度往往无法满足计算裂纹扩展的需求。另一方面, 铸件中的裂纹一般只发生在局部位置, 因此, 采用子模型技术, 只截取裂纹所在的局部位置进行分析。下面将分别对子模型的建立及预制初始裂纹进行分析。

2.1 子模型的建立

从热裂判据可知, 轧辊铸件下端直径变化过渡

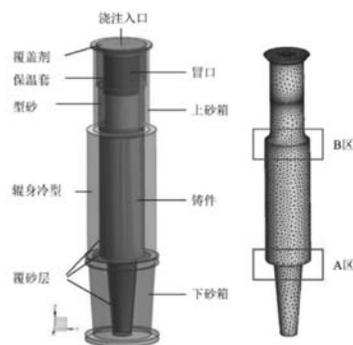


图1 轧辊铸造工艺示意图及有限元计算网格
Fig. 1 Casting process diagram and FEM mesh of roll

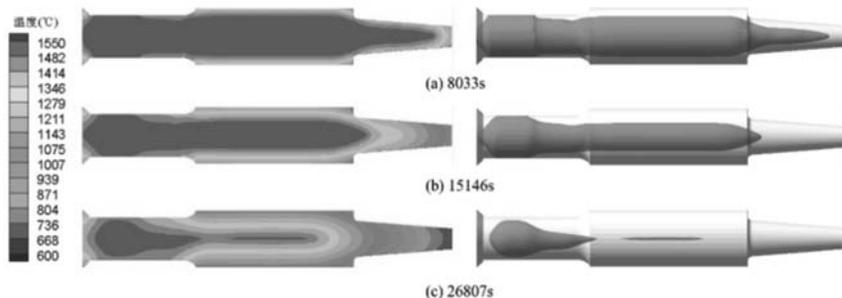


图2 轧辊铸件凝固过程中不同时刻的温度场及液相分布

Fig. 2 Temperature field and liquid phase distribution at different times during solidification process of the roll casting

区最易出现热裂纹，因此取图6a标注的区域建立子模型。子模型技术的实施有两种方式，一种是基于节点的子模型技术，即采用全局模型节点位移插值到子模型的边界节点；另一种是基于面的子模型技术，即采用全局模型的应力场结果插值到子模型边界处的表面积分点上。对铸造过程而言，铸件表面的位移很小，但应力值却很大。因此，本研究采用基于面的子模型技术，在截取子模型的边界上施加由全局模型的应力场插值得到的边界条件。另一方面，由于铸件在凝固过程中处于收缩状态，铸型对其作用力可忽略不计，为保证铸件不发生转动，在子模型的其他表面施加弹簧边界。

2.2 预制初始裂纹

观察发现，轧辊铸件上出现的裂纹多为表面裂纹，而一般工程中常用半椭圆形裂纹来表征初始裂纹。为分析轧辊铸件的裂纹扩展路径，结合热裂纹萌生判据，在热裂倾向最大的部位插入图6c所示的半椭圆初始裂纹。采用XFEM模拟裂纹扩展时，由于裂纹面与网格相互独立，且无需进行网格重划，只需保证裂纹面附近的网格足够精细即可。初始裂纹扩展子步下的计算网格如图6d所示，在裂纹面附近的网格采用了一种动态自适应网格细化方法^[12]，此方法可保证网格细化区域随裂纹扩展而自动更新，非常适合模拟裂纹扩展问题。

3 裂纹扩展模拟

一般认为，铸造热裂纹的扩展发生在热裂所在部位完全凝固后的冷却阶段。因此，在得到铸件凝固过程中的热应力场后，取热裂所在部位完全凝固的时刻作为热裂纹扩展的初始状态。通过第2节中的子模型法，截取包含热裂纹的轧辊铸件局部进行裂纹扩展分析。

3.1 扩展有限元理论

XFEM最大的特点是通过在标准场近似的基础上添加扩充项来描述非连续的复杂未知场，采用level set方法来追踪间断运动，使间断与计算网格相互独立，从而避免了网格重划。对于裂纹扩展问题，可大幅节省计算成本。基于单位分解的思想，对传统有限元形函数进行扩充后，XFEM描述含裂纹面的近似位移插值函数见式2。

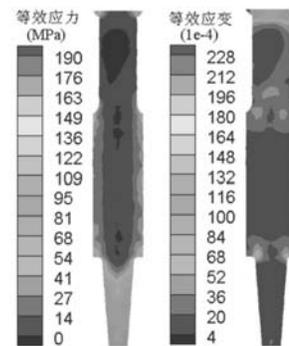


图3 轧辊铸件在15 146 s时的等效应力与等效应变云图
Fig. 3 Equivalent stress and strain diagram of roll casting at 15 146 s

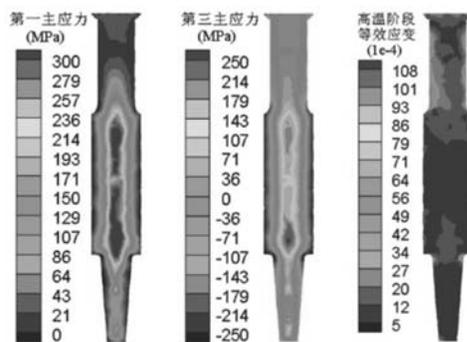


图4 轧辊铸件完全凝固时的应力分布及高温阶段等效应变
Fig. 4 Stress distribution and high temperature equivalent strain when the solidification process finished

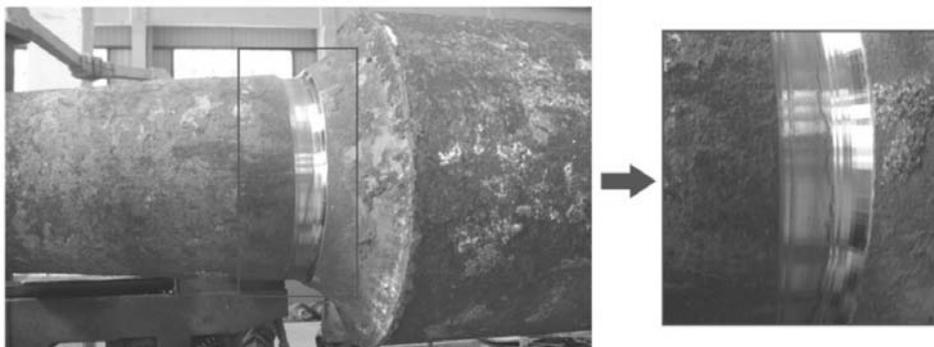


图5 轧辊铸件实际生产中A区的热裂纹缺陷
Fig. 5 A produced roll casting and a hot crackin region A in Fig. 1

$$u_{XFEM}(x) = \sum_{i \in I} N_i u_i + \sum_{j \in J} N_j H(x) b_j + \sum_{k \in K} N \left(\sum_{l=1}^4 \Phi_l(x) c_k^l \right) \quad (2)$$

式中: I 为所有节点的集合; J 为完全被裂纹穿过单元节点的集合; K 为包含裂尖单元节点的集合; u_i 为节点 i 处的标准有限元位移; b_j 为阶跃增强自由度; c_k^l 为裂尖增强自由度; $H(x)$ 为阶跃增强函数, 其表达式为式3。

$$H(x) = \begin{cases} 1, & x \geq 0 \\ -1, & x < 0 \end{cases} \quad (3)$$

$H(x)$ 在裂纹面以上取1, 在裂纹面以下取-1。

Φ_l 为裂尖增强函数, 其表达式见式4。

$$\Phi_l(x) = \begin{cases} \sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2}, & \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2}, & \sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2} \sin \theta, \\ \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2} \sin \theta \end{cases} \quad (4)$$

式中: r 和 θ 为原点定义在裂尖的局部极坐标。

3.2 计算流程

基于XFEM的裂纹扩展模拟流程如图7所示。在完成铸件凝固过程模拟之后, 由热裂判据确定铸件中热裂纹萌生的部位, 观察该部位完全凝固的时间, 并将其确定为裂纹扩展的初始状态, 针对之后的每一步热应力场结果, 分别计算一步裂纹扩展。根据热裂纹萌生的部位建立子模型, 并在起裂点插入预制初始裂纹。根据当前热应力场子步的全局模拟结果插值得到子模型的边界条件, 由XFEM算法得到裂尖处的应力强度因子以及裂纹扩展方向, 到下一个子步之前, 更新裂纹信息, 反复进行以上流程直至所有子步计算完毕。

需要指出的是, 本研究对裂纹扩展做了一定的简化处理, 每一步的扩展增量均为固定值, 因此模拟结果只能表明裂纹的扩展趋势, 并不能反映其扩展长度。另一方面, 考虑裂纹扩展是基于线弹性断裂力学的稳态扩展, 结合铸造变物性参数的特点, 考虑了材料的弹性模量与泊松比随温度的变化, 但并未考虑材料的塑性变形。

3.3 结果分析

为了分析热裂纹的扩展趋势, 以轧辊关键区刚好凝固时的热应力场子步(15 146 s)为初始子步, 选取后10个子步的结果来模拟热裂纹扩展。图8展示了不同子步下子模型的等效应力分布。可以看到, 在裂尖处有明显的应力集中现象, 由于裂纹扩展导致应力释放, 裂纹面附近的应力值较小。整个裂纹面的扩展基本保持与子模型上下端面平行的趋势, 与实际观察到的裂纹扩展一致。

图9a给出了裂纹扩展10步后的形貌。可以看到,

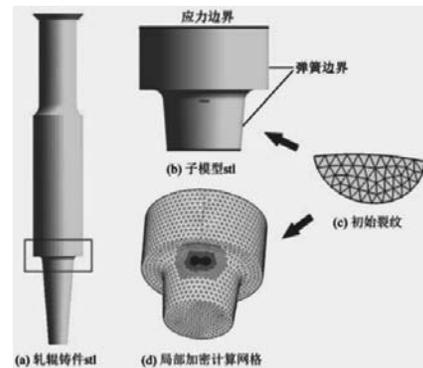


图6 轧辊铸件子模型与计算网格示意图
Fig. 6 Sub-model and calculation mesh of roll casting

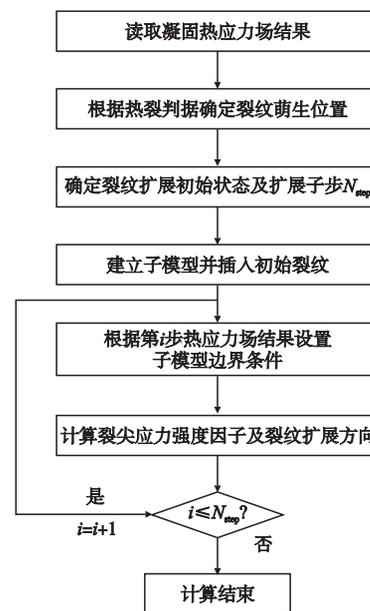


图7 铸造热裂纹扩展模拟流程图
Fig. 7 The flow chart of the simulation process for hot crack ropagation

裂纹面基本保持为平面, 在最后一个子步时, 由于累计的计算误差, 导致裂纹的扩展方向出现偏差。图9b给出了初始子步下裂尖处的等效应力强度因子(SIF)。在近表面处, 裂尖的等效应力强度因子最大, 而位于表面的两个裂尖处的等效SIF偏小, 这是由于表面应力、应变的奇异性与内部不同导致的。另外, 由于采用的四面体单元, 计算误差导致部分裂尖处的SIF略有波动。需要说明的是, 计算裂纹扩展及裂尖的等效SIF时, 并没有考虑到材料的裂纹扩展门槛值, 仅用于说明采用本研究算法进行裂纹扩展模拟的可行性以及分析裂纹扩展的趋势。

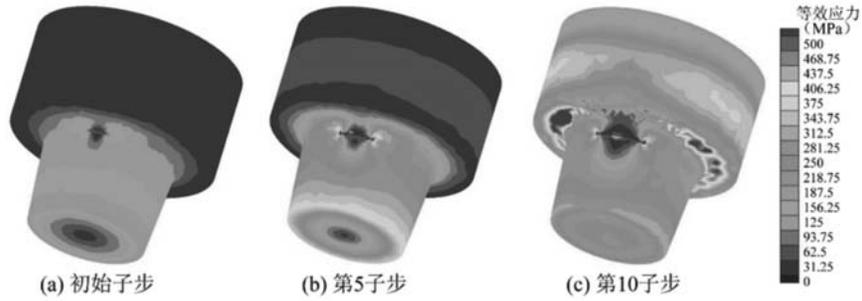
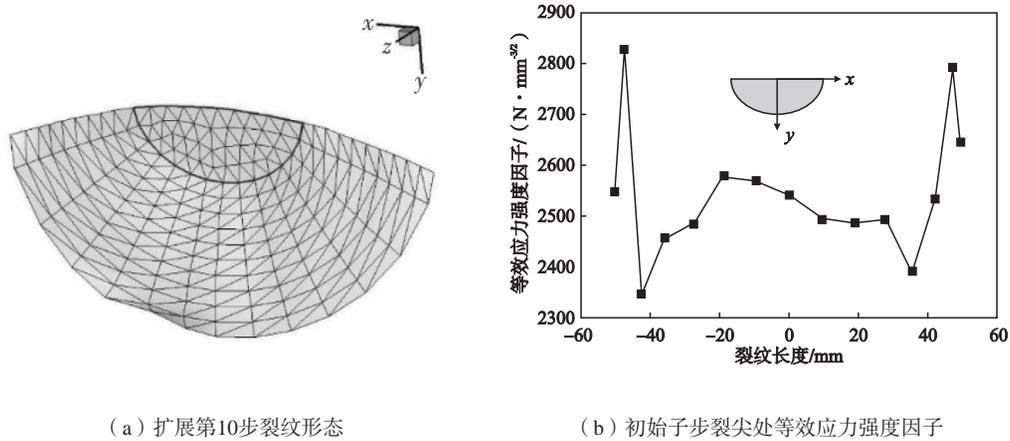


图8 不同裂纹扩展子步下的等效应力云图

Fig. 8 Equivalent stress diagram under different crack propagation sub-steps



(a) 扩展第10步裂纹形态

(b) 初始子步裂尖处等效应力强度因子

图9 裂纹面最终形态以及初始子步裂尖处等效SIF

Fig. 9 Schematic diagram offinal crack surfaceshape and equivalent SIF at initial sub-step

4 结论

(1) 针对轧辊铸件凝固过程中的开裂问题，提出了一种模拟热裂纹萌生与扩展的方法，即结合热裂倾向判据，确定热裂纹最可能萌生的位置并插入预制裂

纹，通过子模型技术与XFEM模拟热裂纹扩展过程。

(2) 通过子模型技术与XFEM模拟得到的裂纹扩展趋势与实际观测到的裂纹形态基本吻合，验证了模拟方法的可行性。

参考文献:

[1] 武永红, 李永堂, 付建华, 等. 铸件热裂纹研究进展 [J]. 中国铸造装备与技术, 2015 (6): 7-13.
 [2] 廖敦明, 曹流, 孙飞, 等. 铸造宏观过程数值模拟技术的研究现状与展望 [J]. 金属学报, 2018, 54 (2): 161-173.
 [3] RAPPAZ M, DREZET J M, GREMAUD M. A new hot-tearing criterion [J]. Metallurgical and materials transactions A, 1999, 30 (2): 449-455.
 [4] M'HAMDI M, MO A, FJÆR H G. TearSim: A two-phase model addressing hot tearing formation during aluminum direct chill casting [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2006, 37 (10): 3069-3083.

- [5] SUYITNO, KOOL W H, KATGERMAN L. Integrated approach for prediction of hot tearing [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2009, 40 (10) : 2388-2400.
- [6] 党惊知, 徐宏, 李莉, 等. 铸钢件凝固过程热裂纹数值模拟及预测 [J]. 兵工学报, 1999, 20 (1) : 55-57.
- [7] 康进武, 熊守美, 柳百成, 等. 基于流变学模型的铸钢试件三维热应力数值模拟及热裂机理研究 [J]. 中国机械工程, 1999, 10 (11) : 1302-1304.
- [8] YANG J, WANG Y, SHEN H, et al. Numerical simulation of central shrinkage crack formation in a 234-t steel ingot [J]. China Foundry, 2017, 14 (5) : 365-372.
- [9] 白清领, 李宏祥, 庄林忠, 等. 铝合金熔铸热裂预测数值模拟研究进展 [J]. 铸造, 2013, 62 (1) : 25-32.
- [10] MOES N, DOLBOW J, BELYTSCHKO T. A finite element method for crack growth without remeshing [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999, 46 (1) : 131-150.
- [11] 陈涛. 基于有限元法的铸造热应力数值模拟及其智能化技术的研究 [D]. 武汉: 华中科技大学, 2013.
- [12] TENG Z H, SUN F, WU S C, et al. An adaptively refined XFEM with virtual node polygonal elements for dynamic crack problems [J]. Computational Mechanics, 2018, 62 (5) : 1087-1106.

Numerical Simulation of Hot Crack Initiation and Propagation in Roll Casting Process

TENG Zi-hao¹, LIAO Dun-ming¹, WU Di¹, TANG Yu-long¹, CHEN Tao²

(1. State Key Laboratory of Materials Processing and Die & Mould Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, Hubei, China; 2. Wuhan Chenxiyunfeng Technology Co., Ltd., Wuhan 430074, Hubei, China)

Abstract:

To observe the whole process of crack initiation and propagation in castings, the present research took the roll castings as a test object. On the base of the thermal stress field of the solidification process, the thermal cracking criterion that considered the equivalent strain and stress state of the castings in high temperature stage, was adopted to determine the location of crack initiation. After the initial prefabricated crack was inserted into the crack initiation position determined by the hot crack criterion, the submodeling technique and the extended finite element method were used to simulate the propagation process of the hot crack. The feasibility of this method was verified by comparison with the actual observed hot crack morphology.

Key words:

casting hot crack; crack propagation; submodeling; XFEM; numerical simulation