

可锻铸铁连接件铸造工艺的优化研究

周旭¹, 莫健¹, 李向明¹, 李晓东²

(1. 昆明理工大学材料科学与工程学院, 云南昆明 650093; 2. 云南云海玛钢有限公司, 云南玉溪 652701)

摘要: 可锻铸铁连接件广泛应用于工业领域和公共交通领域, 与其他材质的连接件相比, 具有性能优良、易于拆卸等优点。但目前可锻铸铁连接件生产质量不稳定, 合格率不能满足要求, 存在砂眼、裂纹等缺陷问题。本文针对可锻铸铁连接件进行了铸造工艺设计, 应用ProCAST有限元软件对连接件铸造宏观过程进行了数值模拟。通过模拟铸件的充型及凝固过程, 获得了浇注时间和浇注温度等工艺参数对铸件质量的影响规律, 优选出了合理的工艺条件。同时, 对铸件凝固过程的应力、应变情况进行了模拟分析, 确保铸件在所选工艺条件下不会因应力过大导致裂纹产生。通过优化工艺条件, 使产品实际生产的合格率由原85%提高至95%以上。

关键词: 可锻铸铁; 连接件; 模拟仿真; 铸造工艺

连接件在民用领域及工业领域都有着极其广泛的使用^[1]。可锻铸铁材质的连接件相比于铝材质的连接件, 强度更高, 可以承受更多的载荷; 在安全性要求更高的场合表现优异, 在表面经过处理后, 其耐蚀性能也有着不错的表现^[2]; 相比于钢质的连接件, 可锻铸铁连接件的成本更低, 经热处理后有着优良的综合力学性能, 使用范围更广^[3-4]。砂型铸造因其具有生产成本低、适应范围广、可实现大批生产等特点^[5], 是可锻铸铁连接件的主要生产方式之一。然而, 当前铸造企业生产的连接件中常常出现浇不足、裂纹、砂眼、冲砂、气孔等缺陷, 导致铸件成品率较低。

数值模拟方法进行铸造工艺优化能显著降低生产成本、缩短试制周期、提高产品合格率^[6-9]。本研究应用该法对可锻铸铁连接件的铸造工艺进行了模拟仿真, 分析流场、温度场在铸件浇注及凝固过程的变化规律, 得到了铸件产生上述缺陷的成因; 通过调整工艺条件, 探究了工艺条件对铸件充型及凝固过程的影响规律, 最终获得了合理的铸造工艺, 提高了铸件的成品率。同时针对铸件的结构特点, 对其凝固过程的应力、形变情况进行了模拟分析, 确保铸件在选定工艺参数下不会出现较大应力集中及变形, 保证在后续热处理和矫形过程中不易因内应力产生裂纹导致铸件报废。

1 可锻铸铁连接件的铸造工艺

1.1 铸件结构及材质

连接件长157 mm、宽100 mm、高120 mm、壁厚8 mm、底板厚7 mm, 在其一侧有4个大小一致的中空凸台, 端面有一个直径为13 mm的贯穿孔。主体为薄壁结构, 存在较多薄壁向厚壁的突变, 零件结构如图1所示。

零件材质为KTH330-08, 其中KTH代表黑心可锻铸铁, 330代表抗拉强度大于330 MPa、08代表伸长率大于8%。良好的白口坯件是获得优质KTH330-08连接件的基础。影响白口坯件质量的关键因素是零件的化学成分, KTH330-08的化学成分如表1所示。

作者简介:

周旭(1995-), 男, 硕士生, 主要研究方向为V法铸造工艺设计、凝固理论等。E-mail: 1909442804@qq.com

通讯作者:

李向明, 男, 教授, 博士, 博士生导师。电话: 13658712695, E-mail: lixm@kust.edu.cn

中图分类号: TG254

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977(2024)

01-0091-07

收稿日期:

2023-02-27 收到初稿,

2023-05-28 收到修订稿。



图1 零件图
Fig. 1 Partsdiagram

表1 可锻铸铁化学成分

Table 1 Chemical composition of malleable cast iron $w_B/\%$

C	Si	Mn	P	S	Cr	Fe
2.90~2.92	1.60~1.62	0.44~0.46	0.01~0.03	0.02~0.04	0.05	其余

1.2 铸造工艺方案设计

铸件的浇注位置和分型面的选择要根据铸件的结构特点、技术要求和车间的生产条件来决定^[10]。为获得完整铸件及造型、制芯简便，将铸件的最大横截面作为分型面。浇注位置选择与分型面相匹配，分型面如图2所示。

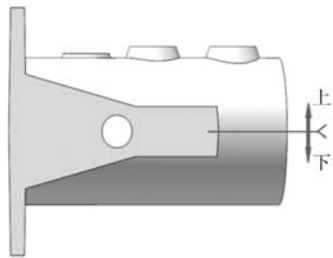


图2 分型面
Fig. 2 Partingsurface

浇注系统是金属液进入型腔的通道，浇注系统的设计应取决于铸件结构、技术特点、合金种类、浇注系统结构类型及金属液引入位置等。对于浇注系统中内浇道的横截面积，在流体力学计算公式的基础上简化合并，结合实践经验和实际生产提出公式：

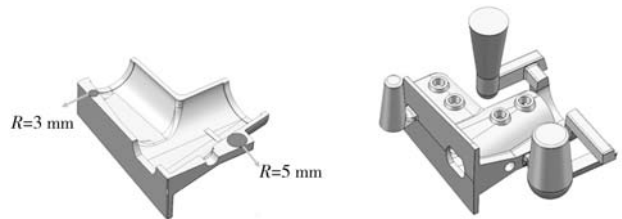
$$A_{\text{内}} = \frac{x\sqrt{G_c}}{\sqrt{H_p}} \quad (1)$$

式中： $A_{\text{内}}$ 为内浇道横截面积， cm^2 ； G_c 铸件重量， kg ； H_p 为平均静压头高度， cm ； x 为经验系数。

经计算，选取内浇道截面积为 228 mm^2 。铸件材质为可锻铸铁，浇注系统与铸件总重量为 4 kg ，宜采用封闭式浇注系统。封闭式浇注系统的直浇道、横浇道、内浇道截面积比为 $S_{\text{直}} : S_{\text{横}} : S_{\text{内}} = 4 : 3 : 2$ 。

可锻铸铁是由亚共晶成分的铁液经凝固、退火而成，其碳、硅含量较低，铸态为白口组织^[11]。在凝固过程中由于可锻铸铁没有石墨析出，铸件线收缩率较大，一般为 $1.4\% \sim 1.8\%$ ^[12]。因其较易产生缩松、缩孔、裂纹等铸造缺陷，在对可锻铸铁件进行铸造工艺设计

时需特别注意增强冒口的补缩能力^[13]。经分析连接件底板处热节圆直径为 6 mm ，端面处热节圆直径为 10 mm ，如图3a所示。按照可锻铸铁件冒口设计原则选择两侧边冒口，其尺寸分别为 $D_1=30 \text{ mm}$ 、 $h_1=65 \text{ mm}$ 和 $D_2=50 \text{ mm}$ 、 $h_2=65 \text{ mm}$ ，拟定的铸造工艺方案如图3b所示。



(a) 连接件截面 (b) 连接件铸造工艺图

图3 铸造工艺方案

Fig. 3 Casting process scheme

2 可锻铸铁连接件凝固过程的数值模拟

铸造宏观过程的物理模型主要包括流动场模型、温度场模型、应力场模型，作为一种较为复杂的物理化学过程，其有效的物理模型和契合实际的边界条件是准确描述数值求解问题的关键^[14]。

2.1 数学模型和边界条件

铸件在砂型内的凝固过程中，金属液之间、金属液与砂型之间涉及较为复杂的热量传输，其数学模型中温度场的控制方程为：

$$C(T)\rho(T) \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \nabla \cdot (\lambda(T) \nabla T) + Q \quad (2)$$

式中： C 为铸件材料的比热容， $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ ； ρ 为密度， kg/m^3 ； λ 为热导率； $\nabla = \frac{\partial}{\partial x} i + \frac{\partial}{\partial y} j + \frac{\partial}{\partial z} k$ ， i 、 j 、 k 是坐标轴的单位矢量； Q 是铸件的热源项。当铸件温度高于液相线温度或低于固相线温度时， $Q=0$ ；当铸件温度处于固液相线之间时：

$$Q = \rho L \frac{\partial F_s}{\partial t} \quad (3)$$

式中： F_s 、 L 分别是材料的固相分数和凝固潜热。

铸件凝固过程中不仅有热量传输，还有质量传输。质量传输不仅会影响热量传输，同时也会影响溶质分布，质量传输过程遵循动量守恒定律和质量守恒定律。在流场的计算过程中将高温金属液视为不可压缩的粘性流体，通过质量守恒和动量守恒定律对金属液的流动过程进行计算。铸件充型时金属液连续地充满它所占据的空间，因此使用流体动力学连续性方程描述该过程，针对不可压缩流体流动的空间连续性方

程为:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (4)$$

动量守恒方程如下:

$$\begin{aligned} \rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) &= -\frac{\partial p}{\partial x} + \eta \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + \rho g_x \\ \rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \right) &= -\frac{\partial p}{\partial y} + \eta \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) + \rho g_y \\ \rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) &= -\frac{\partial p}{\partial z} + \eta \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) + \rho g_z \end{aligned} \quad (5)$$

式中: u 、 v 、 w 分别为金属液在 x 、 y 、 z 三个方向上的速度分量; g_x 、 g_y 、 g_z 分别为金属液在 x 、 y 、 z 三个方向上的加速度; η 为动力粘度; t 为时间; p 为压力。

在铸件凝固冷却过程中采用弹塑性模型对其应力变化进行计算,弹性阶段的应力本构方程为:

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu (\sigma_y + \sigma_z)] + \alpha T; \quad \epsilon_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{2G} \\ \epsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu (\sigma_x + \sigma_z)] + \alpha T; \quad \epsilon_{xz} = \frac{\tau_{xz}}{2G} \\ \epsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu (\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha T; \quad \epsilon_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{2G} \end{aligned} \quad (6)$$

式中: ϵ_x 、 ϵ_y 、 ϵ_z 分别为 x 、 y 、 z 轴方向的线应变分量; ϵ_{xy} 、 ϵ_{yz} 、 ϵ_{xz} 为剪切应变分量; σ_x 、 σ_y 、 σ_z 分别为 x 、 y 、 z 轴方向的正应力分量; τ_{xy} 、 τ_{yx} 、 τ_{yz} 、 τ_{zy} 、 τ_{xz} 、 τ_{zx} 为剪切应力分量, $\tau_{xy}=\tau_{yx}$ 、 $\tau_{yz}=\tau_{zy}$ 、 $\tau_{xz}=\tau_{zx}$; ν 为泊松比; E 为弹性模量, MPa; α 为热膨胀系数; G 为切变模量, MPa。

塑性阶段的应力本构方程为:

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^T \quad (7)$$

式中: ϵ 为总应变; ϵ^e 为弹性应变; ϵ^p 为塑性应变; ϵ^T 为热应变。不同方向上的线应变如下:

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{\sigma_0}{K} + \lambda s_x + \alpha T, \quad \epsilon_{xy} = 2\lambda \tau_{xy} \\ \epsilon_y &= \frac{\sigma_0}{K} + \lambda s_y + \alpha T, \quad \epsilon_{yz} = 2\lambda \tau_{yz} \\ \epsilon_z &= \frac{\sigma_0}{K} + \lambda s_z + \alpha T, \quad \epsilon_{zx} = 2\lambda \tau_{zx} \end{aligned} \quad (8)$$

式中: λ 为比例因子; K 为体积模量, MPa。

在对可锻铸铁连接件进行流场、温度场、应力场模拟前,需确定材料的热物性参数。该材料液相线温度为1 247 ℃,固相线温度为1 147 ℃,其热物性参数随温度的变化情况如图4所示。

铸造宏观过程模拟的准确性与数值模型的建立密切相关,同时模型的精度与边界条件关系密切。设置砂型材质为硅砂,砂芯为酚醛树脂砂,两者初始温度均为20 ℃,铸件材质为可锻铸铁。铸型与铸件间的换热系数设置为:在金属液凝固前,铸件与铸型间的换热系数为800 W/(m²·K);在金属液凝固后,铸件与铸型间的换热系数为400 W/(m²·K)。铸型与空气接触面间的换热系数设置为10 W/(m²·K),铸型与地面间的换热系数设置为30 W/(m²·K)。

应用ProCAST数值模拟软件探究铸造工艺参数对铸件质量的影响规律,主要包括两种工艺,工艺一:

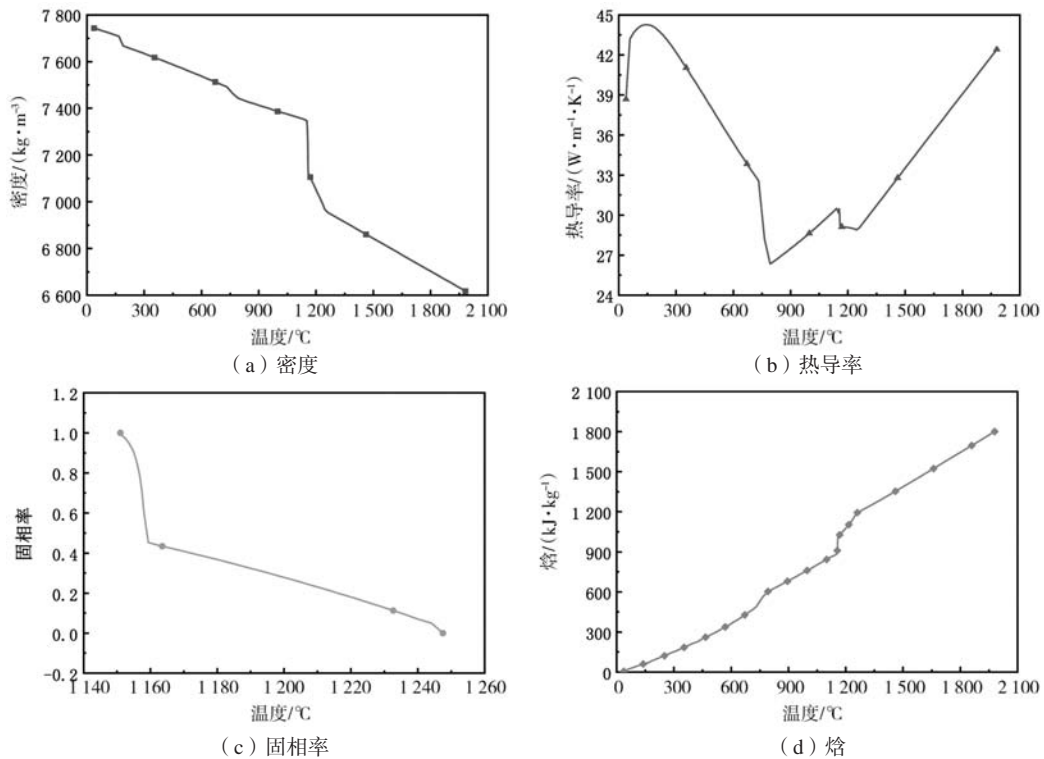


图4 可锻铸铁热物性参数

Fig. 4 Thermophysical parameters of malleable cast iron

控制浇注时间为6 s, 设置浇注温度分别为1 350 ℃、1 360 ℃、1 370 ℃、1380 ℃; 工艺二: 控制浇注温度为1 370 ℃, 设置浇注时间分别为4 s、5 s、6 s、7 s。

2.2 铸造工艺参数优化

在可锻铸铁件的铸造生产中, 较高的浇注温度可以保证金属液具有良好的流动性, 有利于夹杂物的聚集和上浮, 减少皮下气孔、夹渣等缺陷。但过热度太高会使铁液收缩增大, 金属液氧化严重, 含气量增加使铸件内产生气孔, 铸件表面烧结、夹砂, 铸态晶粒组织粗大, 影响铸件的力学性能^[15]。针对铸件的薄壁结构和工厂生产情况, 设置了1 350 ℃、1 360 ℃、1 370 ℃、1 380 ℃四个浇注温度对照组。

通过对铸件充型过程进行数值模拟得到了浇注结束时的液相分布, 如图5所示。由图5a可知, 当浇注温度为1 350 ℃时, 充型结束后小冒口与铸件间的补缩通道已基本堵塞没有液态金属的连接, 冒口不能对铸件起到补缩作用。此时, 铸件中存在部分液相孤立区, 在随后的凝固过程中孤立液相区内部将形成缩松缩孔缺陷。当浇注温度上升到1 360 ℃后, 小冒口和铸件间的补缩通道在金属液充满型腔后仍处在液相线温度以上, 铸件中孤立液相区消失, 铸件液相的主体部分相连, 这对减轻铸件缩松缩孔倾向十分有利。随着浇注温度进一步提高, 充型结束后铸件中高于液相线温度的部分进一步增加。结合铸件实际生产经验, 最终将浇注温度确定为1 370 ℃ ± 5 ℃。

较快的浇注速度可以使金属液很快充满型腔, 降低型腔中金属液各部分的温差, 减轻金属液的氧化倾向, 有利于铸件的补缩。但浇注速度过快将使金属液冲刷型壁, 易造成型腔表面的拱起脱落, 最终在铸件表面形成夹砂结疤^[16]。通过设置不同的浇注时间来控

制浇注速度, 分析浇注过程中液流速度变化对铸件质量的影响, 进而选择最佳的浇注时间, 以保证型腔中易被冲刷处的金属液流速处于一个较低的范围, 避免夹砂结疤缺陷。为此设置浇注时间分别为4 s、5 s、6 s、7 s, 浇注时间4 s时的液流速度云图如图6所示。

由图6a可知, 当充型至25%时金属液开始进入铸件型腔, 浇注系统金属液流速差异较大, 此时内浇口处的金属液流速小于0.32 m/s。当充型至50%时内浇口处流速最大为0.48 m/s、最小为0.107 m/s, 靠近内浇口的铸件薄壁处流速最大达到了0.693 m/s (该位置在实际生产中也存在夹砂缺陷)。当金属液以较快的速度流入型腔时, 铸件大部分型壁均受到冲刷。随着浇注进行, 当充型至75%时金属液的流速总体趋于稳定, 内浇口处金属液流速趋近于0.213 m/s、型腔内金属液流速趋近于0.107 m/s。此后金属液平稳充满铸型型腔, 最终停止流动。

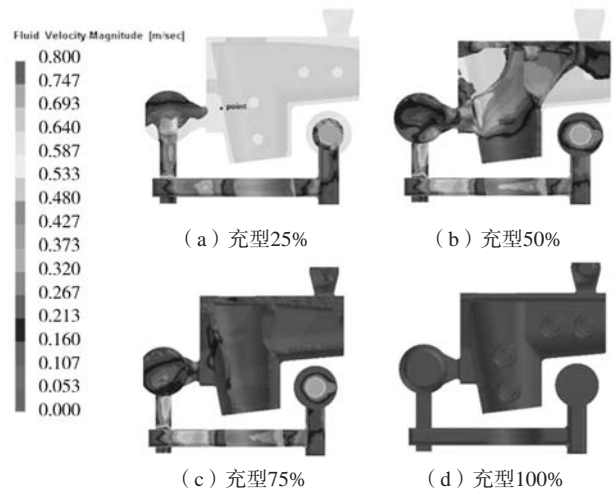


图6 浇注时间4 s时的铸件充型过程液流速度云图
Fig. 6 Flow velocity nephogram of casting filling process when pouring time is 4 s

在浇注过程金属液流速变化的分析中, 发现靠近内浇口的铸件薄壁处金属液流速较快, 因此选取该区域型壁上一点 (图6a) 分析不同浇注时间下该点金属液流速变化, 如图7所示。由图7可知, 该点不同浇注时间下的金属液流速有一个相似的变化趋势。当金属液到达该点后, 流速会迅速上升至峰值并维持1~2 s, 浇注时间越长在峰值附近维持的时间也就越长。随后金属液流速会迅速下降到一个较低的水平, 并缓慢降低至0。当浇注时间为4 s时, 其流速峰值高于其他3组且随后速度降低较快。其他3组的金属液流速峰值差别不明显, 但随浇注时间增加金属液流速下降的更加平缓。研究表明, 液流不发生飞溅、分散的临界流速为0.5 m/s, 较快的液流速度会导致金属液冲刷型壁, 造成夹砂结疤等缺陷。考虑到铸件为薄壁结构, 为避免夹砂, 浇注时间选定为5~6 s。

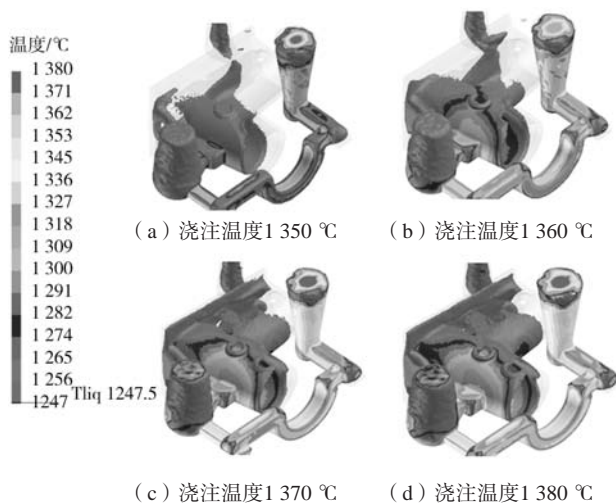


图5 充型结束后液相分布
Fig. 5 Liquid phase distribution after filling

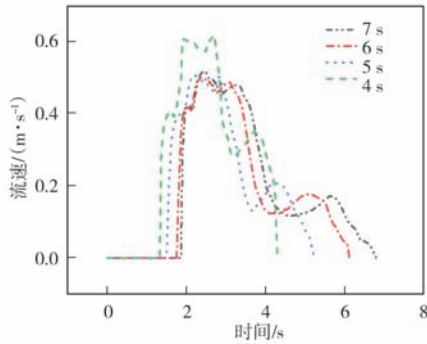
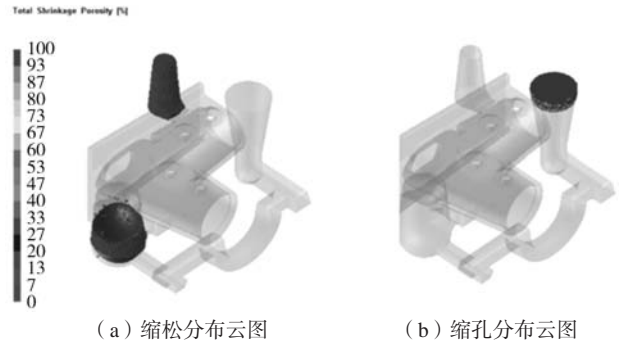


图7 该点金属液流速变化

Fig. 7 Change of molten metal flow rate



(a) 缩松分布云图 (b) 缩孔分布云图

图8 缩松缩孔分布云图

Fig. 8 Shrinkage distribution cloud map

通过对铸件凝固过程的模拟分析, 结合Niyama准则^[17]获得了铸件的缩松缩孔分布云图, 如图8所示。由图8a可知, 铸件显微缩松集中在冒口处, 这种微观收缩较易形成缩松。微观收缩与铸件保持了一定的安全距离, 使缺陷未延伸至连接件本体, 保证了铸件质量。由图8b可知, 铸件的宏观收缩集中在直浇道顶部, 铸件本体未出现缩孔。缩松缩孔分布云图验证了铸造工艺方案及参数选取的合理性。

铸件在凝固冷却、落砂清理、热处理、焊补、搬运和机械加工的过程中, 因温度、外力、内应力的综合作用下将会产生变形, 导致铸件形状和尺寸与图样不符^[18]。生产中铸件变形一般为内应力所致, 在凝固冷却过程中铸件各部位冷却速度不同以及组织转变等原因引起的体积变化差异, 导致铸件产生内应力。

在结构复杂的薄壁件凝固过程中, 由于其凝固速度较快, 铸件在较短时间内发生相变, 将产生较大的内应力。当内应力超过材料在该温度下的抗拉强度时, 铸件内部将产生裂纹^[19-20]。

连接件大部分为薄壁结构, 存在一些薄壁与厚壁的连接, 且薄壁部分与厚壁部分壁厚差异较大。这在凝固过程中将产生较大的应力, 进而造成铸件的开裂或变形^[21]。由于该零件不允许焊补, 产生裂纹的铸件将直接报废。同时由于零件为空心圆壁结构, 在内应力的作用下较易产生变形, 需使用模具进行冷矫形。因此, 对铸件应力分布情况进行分析尤为重要。本研究针对铸件在选定工艺条件下(浇注温度为1 370 ℃, 浇注时间为6 s)铸件凝固冷却过程中的应力、应变变化情况进行了模拟分析, 其应力变化情况如图9所示。

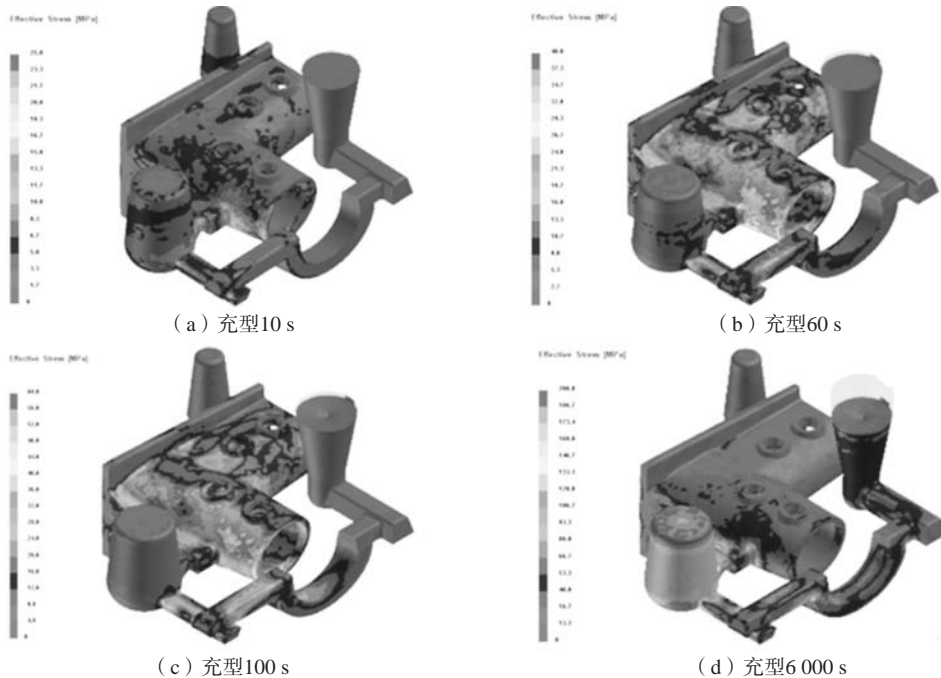


图9 应力变化情况

Fig. 9 Stress changes

由图9a可知,内浇道与铸件连接处附近区域的应力较大,内浇道与铸件间的应力约为9 MPa,连接件筒体边缘最大应力约为14 MPa。此时筒体已基本凝固,内浇口附近铸件尚未凝固。图9b、c为铸件冷却过程中的应力变化,筒体边缘处最大应力由14 MPa逐渐增加到60 MPa,内浇口与铸件间的应力变化不明显,内浇道处的应力逐步增大。由图9d可知,铸件应力较大处主要位于内浇口附近和筒壁上的凸台内侧,内浇口附近最大应力约为130 MPa,凸台内侧最大应力约为90 MPa。上述应力值均小于铸件在相应温度下的抗拉强度,可确保铸件在凝固冷却过程中不出现开裂。图10为连接件在铸造应力作用下的形变分布云图,可以看到铸件形变最大处位于筒壁部位。端口处的形变量约为1.3 mm,该处变形可在后续加工过程中进行矫正。

3 连接件新铸造工艺生产情况

该铸造厂采用优选工艺参数下的新铸造工艺,对连接件铸件进行了大批量生产,如图12所示。改进生

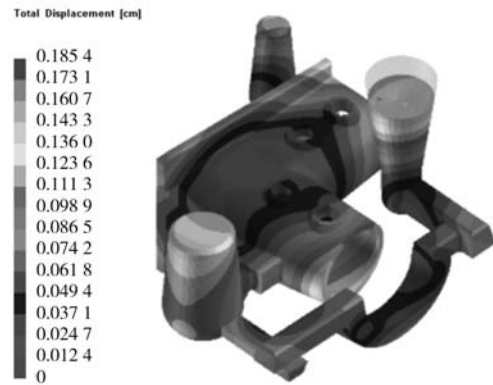


图10 形变云图

Fig. 10 Deformation cloud diagram

产工艺前后各生产10批次连接件铸件,合格率、废品率的统计数据如图11所示,由图11a可以看出,改进生产工艺后各批次的平均合格率由原85%提高至95%以上。改进生产工艺后各类铸造缺陷导致的废品率较原工艺均有所降低(见图11b)。各批次连接件铸件出现浇不足、裂纹、砂眼、冲砂、气孔等铸造缺陷的情况大幅降低,实现了连接件铸件的稳定生产。

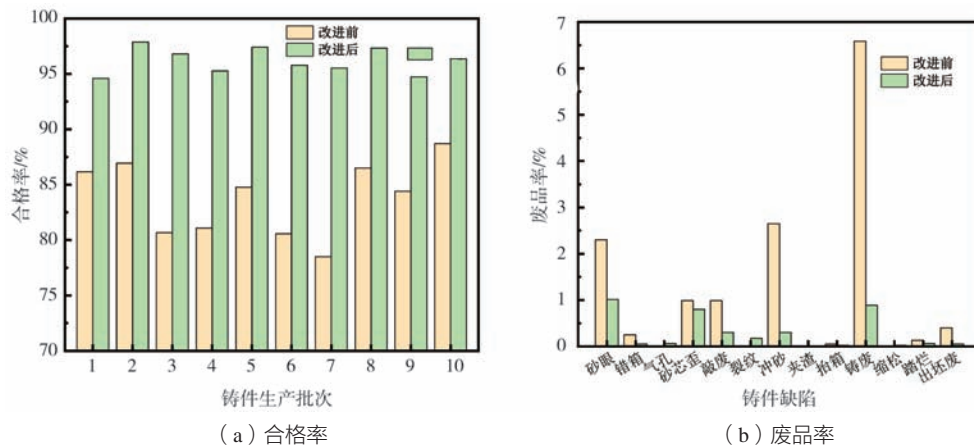


图11 连接件铸件合格率及废品率

Fig. 11 The qualified rate and scrap rate of connector castings



图12 连接件铸件

Fig. 12 Connector castings

4 结束语

本文应用ProCAST有限元软件对连接件铸造宏观过程进行了数值模拟。通过模拟铸件的充型及凝固过程,获得了浇注时间和浇注温度等工艺参数对铸件质量的影响规律,优选出了合理的工艺条件。结合铸件实际生产经验,最终将浇注温度确定为 $1370\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 5\text{ }^{\circ}\text{C}$,浇注时间确定为5~6 s。对铸件凝固过程的应力、应变情况进行了模拟分析,确保铸件在所选工艺条件下不会因应力过大导致裂纹产生。通过优化工艺条件,使产品实际生产的合格率由原85%提高至95%以上。

参考文献:

- [1] OCHOŃSKI W. Application of shape memory materials in fluid sealing technology [J]. *Industrial Lubrication and Tribology*, 2010, 62 (2): 99–110.
- [2] ADEBAYO A O, ALANEME K K, OYETUNJI A. Corrosion evaluation of austempered aluminium-alloyed ductile irons in well water and 0.5 M NaCl solution [J]. *Journal of Chemical Technology & Metallurgy*, 2021, 56 (1): 180–183.
- [3] YAMAMOTO H, SHINZAKI K, KOYAMA K. Preparation of white heart malleable cast iron in Na₂O–SiO₂ oxide molten salt [J]. *Materials transactions*, 2006, 47 (2): 263–266.
- [4] 张廷杰. 涂层刀具切削可锻铸铁的切削性能研究 [D]. 南宁: 广西大学, 2014.
- [5] 姚方方, 于秀涛. 快速砂型铸造发动机缸盖工艺设计与优化 [J]. *特种铸造及有色合金*, 2017, 37 (1): 34–37.
- [6] 李尉榕, 于赞, 丁杰, 等. 某盘盖产品改进铸造工艺的数值模拟分析 [J]. *铸造技术*, 2020, 41 (5): 456–458.
- [7] SUN F, FANG Y, ZHOU J X, et al. Optimal design with good quality and high yield of exhaust manifold investment casting [J]. *International Journal of Cast Metals Research*, 2014, 27 (4): 207–212.
- [8] 周玉林, 王日昕, 赵宁宁. 基于ProCast的Ni合金铸造工艺的数值模拟 [J]. *世界有色金属*, 2019 (10): 155–156.
- [9] OU J, WEI C, COCKCROFT S, et al. Advanced process simulation of low pressure die cast A356 aluminum automotive wheels—part I, process characterization [J]. *Metals (Basel)*, 2020, 10 (5): 563–584.
- [10] RAJKUMAR I, RAJINI N, ALAVUDEEN A, et al. Experimental and simulation analysis on multi-gate variants in sand casting process [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 62: 119–131.
- [11] 李炯辉, 林德成. 金属材料金相图谱: 上册 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2006.
- [12] 芮争家. 铸铁及其熔炼技术 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2010.
- [13] 李新亚. 铸造手册: 第5卷 铸造工艺 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2011.
- [14] 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.
- [15] HAN Y, ZHANG XB, YU E, et al. Numerical analysis of temperature field and structure field in horizontal continuous casting process for copper pipes [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2017, 115: 294–306.
- [16] ESCOBAR A, CELENTANO D, CRUCHAGA M, et al. Experimental and numerical analysis of effect of cooling rate on thermal-microstructural response of spheroidal graphite cast iron solidification [J]. *International Journal of Cast Metals Research*, 2014, 27 (3): 176–186.
- [17] 潘利文, 郑立静, 张虎, 等. Niyama判据对铸件缩孔缩松预测的适用性 [J]. *北京航空航天大学学报*, 2011, 37 (12): 1534–1540.
- [18] GENG S, JIANG P, SHAO X, et al. Effects of back-diffusion on solidification cracking susceptibility of Al-Mg alloys during welding: a phase-field study [J]. *Acta Materialia*, 2018, 160: 85–96.
- [19] FU L B, YANG J. Design and optimization of bolster casting process [J]. *Advanced Materials Research*, 2012, 482–484: 692–696.
- [20] FAN Z Z, XIONG Y C, ZHOU Y J. The mechanical properties research of stress frame casting under different solidification conditions [J]. *Advanced Materials Research*, 2012, 472–475: 1406–1417.
- [21] DÜNDAR H, AYHAN A O. Non-planar crack growth analyses of multiple cracks in thin-walled structures [J]. *International Journal of Fatigue*, 2016, 92: 596–604.

Optimization of Casting Process of Malleable Iron Connector

ZHOU Xu¹, MO Jian¹, LI Xiang-ming¹, LI Xiao-dong²

(1. Faculty of Materials Science and Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650093, Yunnan, China; 2. Yunnan Yunhai Casting Co., Ltd., Yuxi 652701, Yunnan, China)

Abstract:

Malleable cast iron connectors are widely used in industrial and public transportation fields. Compared with other materials, they have the advantages of excellent performance and easy disassembly. However, at present, the production quality of malleable cast iron connectors is unstable, and the qualified rate cannot meet the requirements. There are defects such as sand holes and cracks. In this paper, the casting process design of malleable iron connectors was carried out, and the macro process of connector casting was simulated by ProCAST finite element software. By simulating the filling and solidification process of the casting, the influence of process parameters such as pouring time and pouring temperature on the quality of the casting was obtained, and the reasonable process conditions were optimized. At the same time, the stress and strain of the casting solidification process were simulated and analyzed to ensure that the casting would not crack due to excessive stress under the selected process conditions. By optimizing the process conditions, the qualified rate of the actual production of the product increased from 85% to more than 95%.

Key words:

malleable cast iron; connecting piece; numerical simulation; casting process