

脱模工步重型机床横梁铸件残余应力数值模拟与实验验证

程靖璠^{1, 2, 3}, 袁贝¹, 王瞳¹, 梁红成², 潘密², 马宇轩², 邱文鉴², 张祎祺³, 廖敦明^{3, *}

(1 武汉软件工程职业学院(武汉开放大学), 复杂零部件智能检测与识别湖北省工程研究中心, 机械工程学院, 湖北省武汉市, 430205; 2 武汉重型机床集团有限公司, 武汉武重铸锻有限公司, 湖北省武汉市, 430205; 3 华中科技大学, 湖北省武汉市, 430074)

*通讯作者: 廖敦明, 男, 教授, 博士生导师。E-mail: liaodunming@hust.edu.cn

摘 要: 以某重型机床制造企业生产的重型数控机床横梁铸件为研究对象, 提出对脱模工序的数值模拟模型, 利用自主开发 CAE 软件对其进行数值仿真。采用盲孔法在导轨安装面进行残余应力实际测量。将数值仿真结果和实际测量结果进行对比分析, 结果表明, 脱模后模拟的波动小于脱模前的预测。最大主应力预测导致绝对误差为 11.8 %, 有效地反映了铸件设计和生产优化的残余应力分布。

关键词: 横梁铸件; 残余应力; 数值仿真; 试验分析

Numerical Simulation and Experimental Validation of Residual Stress in Heavy Machine Tool Crossbeam Casting During Demolding

CHENG Jing-fan^{1, 2, 3}, YUAN Bei¹, WANG Tong¹ LIANG Hong-cheng² PAN Mi² MA Yu-Xuan² QIU Wen-jian² ZHANG Yi-qi³ and *LIAO Dun-ming³

(1. Hubei Engineering Research Center for Intelligent Detection and Identification of Complex Parts, School of Mechanical Engineering, Wuhan Vocational College of Software and Engineering (Wuhan Open University), Wuhan, 430205, PR China; 2. Wuhan Wuzhong Casting&Forging Co., Ltd., Wuhan Heavy Duty Machine Tool Group Corporation, Wuhan, 430205, PR China; 3. School of Materials Science and Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan, 430074, PR China)

Abstract: This study investigates a heavy-duty CNC machine tool crossbeam casting manufactured by a leading heavy machine tool producer. A numerical simulation model for the demolding process was developed using proprietary Computer-Aided Engineering (CAE) software. Experimental validation of the residual stress was performed using the blind-hole method on the guide rail mounting surface. The simulation results were compared with experimental data, revealing that the post-demolding simulations exhibited smaller fluctuations than the pre-demolding predictions. The maximum principal stress prediction resulted in an absolute error of 11.8 %, effectively reflecting the residual stress distribution for casting design and production optimization.

Keywords: Crossbeam casting; Residual stress; Numerical simulation; Experimental analysis

1 前言

作为重型机床横梁的主要材料, 灰铸铁凭借其优异的铸造性能与减震特性被广泛应用, 但其内部残余应力的分布对铸件服役性能具有决定性影响^[1]。研究表明, 残余应力会导致导轨面弯曲变形, 降低

尺寸精度, 直接影响铸件的可靠性^[2-5]。然而, 由于铸造过程涉及复杂的热-力-相变耦合机制, 传统实验方法难以实时捕捉应力的动态演变规律, 且大型铸件的试错成本高昂。因此, 数值模拟技术成为突破这一难题的关键手段。通过建立多物理场耦合模型, 可系统揭示残余应力的演化规律, 为工艺优化

提供理论支撑^[6]。

铸造工艺的优化依赖于对铸件内部温度场和应力场的精准控制。数值模拟技术通过建立多物理场耦合模型,可系统分析铸造过程中热应力、相变应力及机械阻碍应力的演化规律,为工艺参数优化提供理论依据。尤其在重型机床横梁这类复杂铸件的生产中,其导轨面厚长、侧面薄壁的结构特征导致铸造过程中易产生显著的残余应力梯度,进而影响高精度数控机床的加工精度和精度保持性。数值模拟技术能够预测横梁铸件残余应力的分布规律,为控制变形与开裂风险提供关键数据支持^[7]。

铸造 CAE 软件显著提升了工艺设计的智能化水平。当前,有限元法(FEM)因其高精度成为 CNC 机床铸件热应力模拟的主流方法,通过耦合温度场与应力场,可预测铸件在凝固及冷却过程中的变形与开裂风险,从而在设计阶段实现工艺优化^[8-10]。尽管有限差分法在计算效率上具有一定优势,但其数值精度不足限制了其在复杂应力场模拟中的应用^[11,12]。近年来,基于 ABAQUS 的多物理场耦合模型进一步整合了温度、微观组织与残余应力的动态演变过程,通过实验验证展现出较高的预测可靠性^[13]。此外,高阶 FEM 与机械熔化温度模型的引入,显著提升了对灰铸铁铸件残余应力分布的分析精度^[14,15]。这些技术进展为残余应力的定量研究提供了可靠工具。

在针对机床横梁铸件残余应力的数值模拟中,铸件与铸型的相互作用是一个关键问题。通过接触单元法处理铸件与铸型的界面约束条件,虽能有效改进传统方法在模拟重型铸件热应力分布时的局限性(如热裂纹与变形预测精度提升)^[9],但现有研究多聚焦于凝固过程的热-力耦合分析,对脱模工序中机械约束释放引发的残余应力重分布问题尚未充分探讨。针对这一技术空白,本文构建了包含脱模过程的热-流-力耦合仿真模型,通过自主开发的铸造 CAE 软件,实现了以下功能:

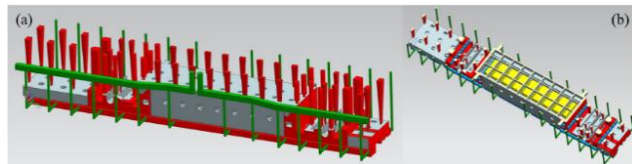
(1) 基于有限差分法、有限元法结合局部刚度系数法处理铸型-铸件界面约束的多物理场耦合过程模拟

(2) 引入等效弹簧边界模拟脱模应力释放

(3) 通过盲孔法实测数据验证,基于提出的有限元模型对工艺参数进行优化。

2 铸造工艺方案设计

横梁铸件最大尺寸为 9345mm×1390mm×1160mm,铸件的质量为 23,123 kg,横梁材质为 HT 250,最小壁厚为 35 mm,肋板厚分别设计为 25 mm 和 30 mm。由于横梁属于大型铸件,设计地坑式砂型铸造工艺。如图 1(a)所示,浇注系统设置为底注式浇注系统,保证金属液自下而上进入型腔,其中直浇道直径为 $\Phi 140$ mm。如图 1(b)所示,为提高横梁铸件的尺寸精度和一致性,横梁中空部分设计为分体式砂芯。

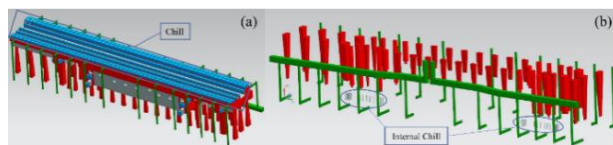


(a) 浇注系统 (b) 砂芯

图 1 浇注系统和砂芯设计

Fig. 1 Gating System and Sand Core Design (a) Gating System (b) Sand Core

为了确保导轨安装表面的平直度,在此部位设计外冷铁覆盖整个导轨面,如图 2(a)所示。每个冷铁的厚度为 70 mm,相邻冷铁之间的间距为 20 mm,这设计加速了局部冷却,最大限度地减少了翘曲^[16,17]。如图 2(b)所示,在铸件厚大部位内部嵌入内冷铁,内冷铁尺寸为 $\Phi 16$ mm×166 mm,设计内冷铁能够防止缩孔缩松,细化晶粒并减少铸造应力,对厚大铸件的品质控制有益^[18]。冷铁和内冷铁都选用与铸件成分相同的 HT 250。



(a) 冷铁 (b) 内冷铁

图 2 冷铁设计

Fig. 2 Chilling System Design (a) Chill (b) Internal Chill

3 残余应力仿真模型与测试方法

3.1 前处理

流动-传热耦合计算采用有限差分法,对砂型、冷铁及铸件划分六面体网格共计 2422272 个。

采用 FEM 网格划分的算法对 STL 装配体进行网格剖分,此算法能够根据导入的 STL 几何模型装配图的几何特征,自动修复或忽略大部分 STL 几何模型的错误,得到节点数为 247,933,四面体单元数为 974,874。

根据相关材料的性能指数, 结合企业经济成本考虑, 选择珠光体类型的灰铸铁 HT 250, 其密度为 7300 kg/m³, 根据企业实验测得弹性模量为 100 GPa^[19], 浇注速度为 2 m/s。初始浇注温度为 1360°C, 再添加铸型, 材质设置为呋喃树脂砂, 砂型和冷铁初始温度设置为 20°C。传热系数的设置如表 1 所示, 充型时间设置为 120 s。本文的自主开发 CAE 模拟软件基于 C++ 代码编写, 并采用 mpi 并行库进行计算加速, 在 intel 13900K CPU 上进行计算, 单次模拟用时约 10 小时。

表 1 热过程数值模拟的换热系数设置

Tab.1 Heat Transfer Coefficient Settings for Thermal Process Numerical Simulation

单位	铸件 - 空气	铸件 - 型壁	型壁 - 空气	铸件 - 冷铁	冷铁 - 型壁
h/W·m ² ·K ⁻¹	20	500	5	2000	500

3.2 数值模拟计算理论

3.2.1 流动-传热耦合模型

本文采用的计算模型中流动-传热耦合模型采用有限差分法进行离散。流体的连续性方程如式(1)所示:

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (1)$$

式中 ρ 为密度, $\mathbf{u}$ 为流动速度。充型过程金属液被视为不可压缩流, ρ 被视为常数。流体的流动行为通过 Navier-Stokes 方程描述, 如式(2)所示。

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u} \right) = -\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \rho \mathbf{g} + \mathbf{f}_{suc} \quad (2)$$

$\mathbf{f}_{suc}$ 作为多孔介质 Darcy 阻力源项抑制糊状区域流体的速度, 如式 (3)所示:

$$\mathbf{f}_{suc} = \frac{(1 - f_l)^2}{(f_l^3 + 0.001)} A_{mush} \mathbf{u} \quad (3)$$

其中, f_l 是液相分数, A_{mush} 是固液两相区参数, $\mathbf{u}$ 是液体的流速。求解热传导方程的能量方程如式(4)所示:

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{u}T) = \nabla \cdot \left(\frac{\lambda}{\rho c} \nabla T \right) + S_T \quad (4)$$

其中 T 为流体温度, λ 表示局部平均导热系数, c 表示局部平均比热容, S_T 代表热源项。本文采用等效比热法和温度回升法相结合处理潜热释放^[20,21]。

3.2.2 力学本构模型

有限单元法主要适用于连续体的力学仿真模拟, 因此该过程需要忽略铸件实际生产过程中产生的缩孔缩松和卷气夹渣等缺陷, 将铸件仍然视为连续均匀的物体, 使得铸件内的温度、位移变形、应力应变等物理量作为坐标的连续函数来表征各个物理量的变化规律。此外, 由于偏析、金相组织、晶粒尺寸等原因, 其物理和力学性质也会发生变化。但是, 在进行热弹塑性分析时, 必须假设材料的各点具有完全一致的物性。这一假定指出, 物体的物性与空间坐标无关, 可从任何一个微元实体中提取出来进行研究^[22]。

采用基于增量形式的热弹塑性应力-应变本构模型计算重型机床横梁铸件的残余应力, 并采用有限单元法进行离散, 总应变 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 由弹性应变 $\boldsymbol{\varepsilon}^e$, 塑性应变 $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ 和热应变 $\boldsymbol{\varepsilon}^{th}$ 组成, 如式(5)所示:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p + \boldsymbol{\varepsilon}^{th} \quad (5)$$

其中热应变由温度变化 ΔT 引起具体计算方法如式(6)所示:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{th} = \alpha \Delta T \cdot \mathbf{I} \quad (6)$$

式中, α 为热膨胀系数, $\mathbf{I}$ 为二阶单位张量。

材料是否屈服采用 Mises 屈服准则进行判断, 并采用 θ 进行表征。基于增量理论的热弹塑性本构模型如式(7)所示:

$$d\boldsymbol{\sigma} = D^{\varepsilon p} d\boldsymbol{\varepsilon} \quad (7)$$

式中, $D^{\varepsilon p}$ 是弹塑性本构模型的四阶张量。考虑到求解非线性方程的计算效率低下, 本文的主要研究对象重型机床横梁铸件体积较大, 网格单元划分数较多, 因此采用双线性等向强化简化应力本构模型以节约计算时间成本, 如式(8)所示。

$$D^{\varepsilon p} = \theta D^e + (1 - \theta) D^p \quad (8)$$

本文采用 A. Chang 等^[23]提出的铸型局部刚度系数计算方法设置应力场的边界条件, 在铸型表面法方向上施加一个单位位移, 把铸型看成是一个线性弹性体, 通过静态分析得到铸型上的应力分布, 此时, 铸型表面法向力的平均值等于铸型局部刚度系数。

3.2.3 脱模过程计算方法

当铸件冷却至 200°C 左右后, 需要进行脱模工序。在此过程中, 铸件受到铸型的机械约束作用将彻底消除, 铸件内部产生应变能的变化, 使铸件产生变形, 从而影响应力应变数值模拟计算的准确性。为此, 有必要在脱模时, 对机械阻碍应力的释

放进行数值仿真, 以获得机械约束脱除后的应力、应变和变形状态。在此基础上, 本文在简化边界条件的基础上, 建立了铸件脱模过程中的应力和变形的近似计算方法。需要注意的一点是, 由于铸件脱模过程中除了去除砂型后产生变形以及应力释放外, 脱模时的人工操作还包括振动、敲击等不稳定人为因素, 但这些因素难以用科学的原理稳定描述, 因而在此不作考虑。

在凝固过程中, 假设每次温度变化导致的热应力变化是准稳态过程, 即每次降温变化过程中, 机械波传递能达到力的平衡。

求解每步的位移 ΔU_i , 应变 $\Delta \varepsilon_i$ 和应力 $\Delta \sigma_i$, 经过累加得到脱模时的位移 U_i , 应变 ε_i 和应力 σ_i , 有限元法求解方程的矩阵形式如式(9)所示:

$$\sum_i (K_i + M_i) \Delta U_i = \sum_i L_i \Delta T_i \quad (9)$$

其中: K_i 为第 i 步结构离散得到的刚度矩阵, 由式(7)中的 D^{ep} 离散得到; M_i 为第 i 步弹簧边界条件由有限元法离散得到的刚度矩阵; ΔU_i 为第 i 步的位移增量; L_i 为第 i 步热力耦合效应相关的矩阵, 由式(6)中的有限元法离散得到; ΔT_i 为第 i 步的温度变化。

在脱模时, 原来弹簧边界积累的应变能释放, 造成变形。即计算一个等效的位移, 替换这弹簧边界项。令脱模造成的位移为, 则有:

$$(K' + M') \Delta U' = \sum_i M \Delta U_i \quad (10)$$

其中 K' 和 M' 分别为脱模过程中的结构刚度矩阵和弹簧边界矩阵。 M' 用一个很小的刚度系数 β_{air} 填入对应自由度的矩阵行列, 用以表征空气对铸件的微弱约束, 与此同时有助于提高计算结果的收敛性。

3.3 试验测试方法

3.3.1 盲孔法测量残余应力

采用盲孔法测量铸件的残余应力, 即在被测材料表面粘贴应变花, 在应变花中心钻孔, 钻孔直径1.5 mm、深度2 mm, 根据钻孔后测量的释放应变计算出残余应力。测量设备采用机械科学研究总院的ZDL-II型残余应力钻孔装置、YC-IV型应力仪和残余应力专用应变花。如图3所示是横梁铸件的残余应力的测量。盲孔法残余应力计算公式如式(11)-(14)所示^[24]:

$$\sigma_{1,2} = \frac{E(\varepsilon_1 + \varepsilon_3)}{4A} \pm \frac{E}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)^2 + (2\varepsilon_2 + \varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2} \quad (11)$$

$$\tan 2\theta = \frac{2\varepsilon_2 - \varepsilon_1 - \varepsilon_3}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1} \quad (12)$$

$$\sigma_x = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\theta \quad (13)$$

$$\sigma_y = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\theta \quad (14)$$

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ 残余应力应变用3个单元释放应变;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_x, \sigma_y$ ——残余应力最大、最小主

应力以及 ε_1 和 ε_3 方向(即x和y方向)应力;

$A=-0.07255, B=-0.1514$ 均为常数;

E 为弹性模量, $E=100\text{GPa}$ ^[19]。

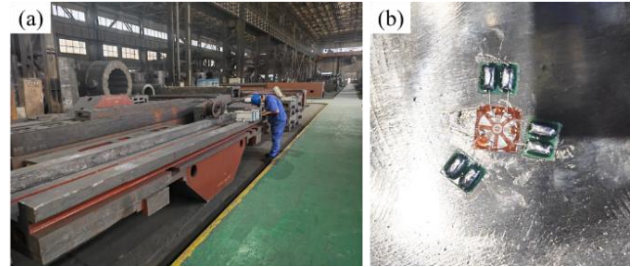


图3 残余应力的测量

Fig.3 Measurement of residual stress: (a) The actual production process of castings (b) Stress measurement utilizing the blind hole method

3.3.2 开箱温度的红外线测量

通过工业用红外线测温仪对铸件开箱温度进行测量, 位置如图4所示, 测量温度值如表2所示。

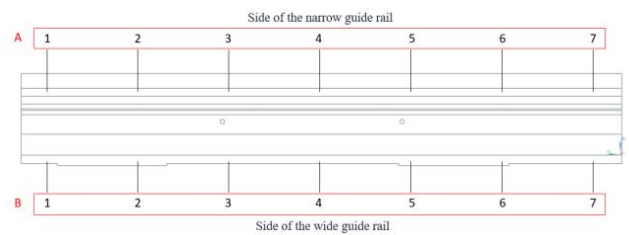


图4 横梁铸件开箱温度测量位置

Fig. 4 Temperature Measurement Locations for Beam Casting at Shakeout and Pit Removal

无论对于宽导轨面一侧还是窄导轨面处最高温度都处于床身中心偏左侧的点位, 分别为 150°C 和 160°C 。测量开箱时的温度总体上呈现床身中心厚大位置处温度较高, 而两端温度较低的趋势。且相对于窄导轨一侧, 宽导轨一侧的温度更高, 主要因为宽导轨本身截面较大, 积热现象更明显, 而且浇注系统设计浇口偏向这一侧, 该侧为最后凝固部位。充型结束时刻重型机床横梁铸件温度分布云图

如图 5 所示, 可以看到宽导轨面一侧整体上呈现橙色, 相较于窄导轨面上的黄绿色具有较高的温度。

表 2 铸件开箱和起坑的温度/°C

Tab. 2 Temperatures of Casting at Shakeout and Pit Removal/°C

节点	分型面	分型面两侧面		两导轨面	
		A	B	A	B
1	/	/	/	146	156
2	139	98	107	145	160
3	147	95	108	150	151
4	140	94	110	147	148
5	124	92	106	148	157
6	135	90	100	140	154
7	/	/	/	142	153
平均温度	137	94	106	145	154

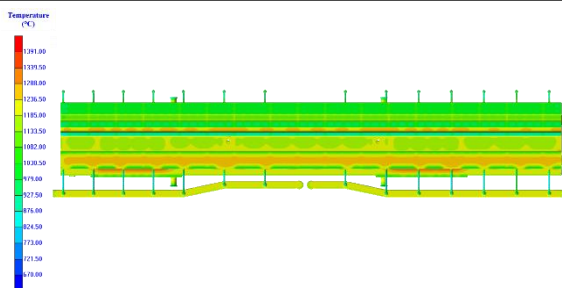
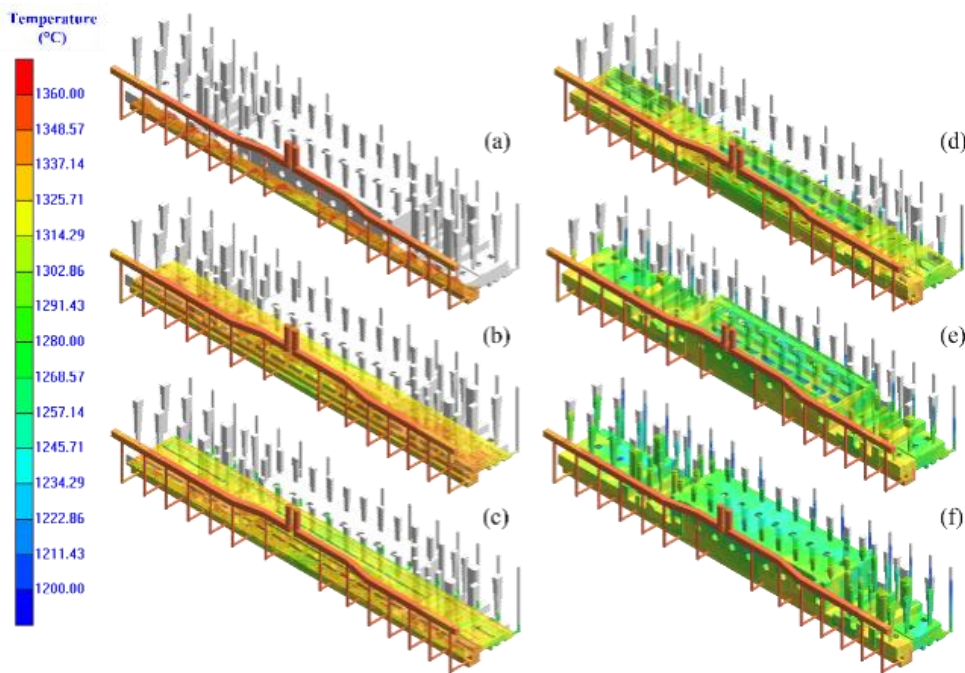


图 5 横梁铸件凝固过程仰视温度云图

Fig. 5 Top-down temperature cloud map of the solidification



(a) 9.16 s (b) 18.49 s (c) 27.82 s (d) 37.19 s (e) 40.00 s (f) 56.91 s

图 6 重型机床横梁铸件充型过程数值模拟温度分布云图

Fig. 6 Numerical simulation temperature distribution cloud map of the filling process of the heavy machine tool crossbeam casting: (a) 9.16 s (b) 18.49 s (c) 27.82 s (d) 37.19 s (e) 40.00 s (f) 56.91 s

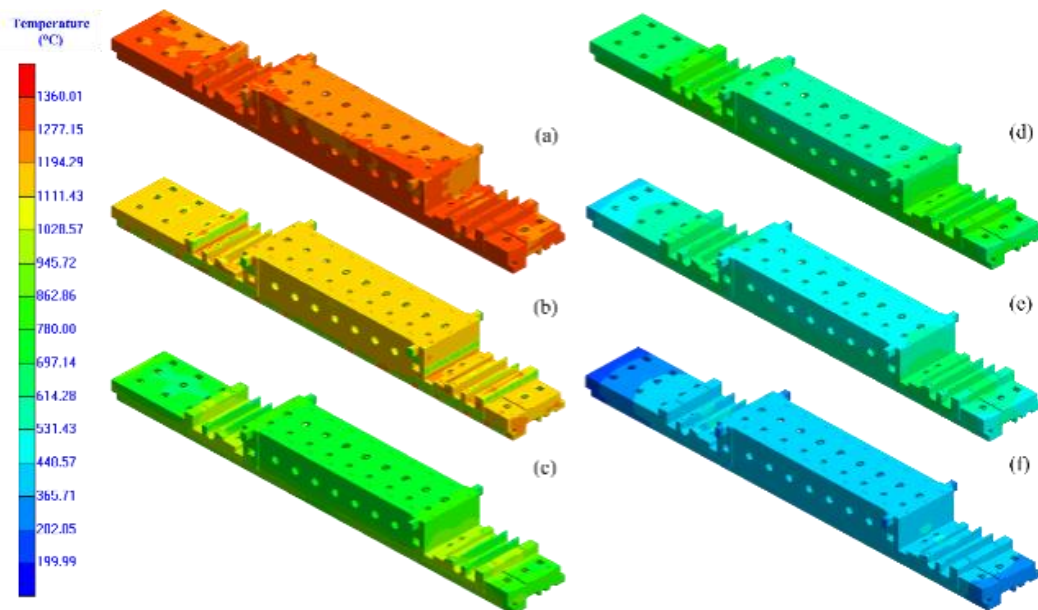
process of the crossbeam casting component

4 残余应力仿真分析与验证

4.1 充型凝固过程仿真分析

充型过程的温度场分布云图如图 6 所示, 从充型过程温度分布来看, 由于采用了底注式的浇注系统, 因此, 在充型过程中, 铸件的总体温度分布比较均匀, 而在水平方向, 则是中间温度较高, 两边温度较低。在充型过程中, 在充型过程即将结束时, 有局部边缘区域出现了明显的冷却现象, 温度低于浇注温度。充型完成时, 有部分区域已经完成凝固。

凝固过程的温度场分布云图如图 7 所示, 各区域内的温度分布存在明显差别, 特别是厚壁区及中间厚区的许多区域, 降温速度明显减慢, 并产生了较多的蓄热现象, 而与砂型充分接触的肋片及端部等区域, 散热速度更快。研究表明, 在浇注时, 由于铸型内部的温度梯度以及铸型对其产生的机械抵抗作用, 使得浇注时产生了很大的残余应力^[25]。从总体上看, 重型机床横梁铸件浇注的凝固和降温模拟符合生产实际, 具有较高的表面和较薄的区域有较快的凝固和冷却速度, 而中间较厚的区域较慢, 理论仿真分析与铸造实际过程基本一致。



(a) 59.24 s (b) 492.89 s (c) 12048.20 s (d) 39481.99 s (e) 119937.79 s (f) 256140.59 s

图 7 重型机床横梁铸件凝固过程数值模拟温度分布云图

Fig. 7 Numerical simulation temperature distribution cloud map of the solidification process of heavy machine tool crossbeam castings:
(a) 59.24 s (b) 492.89 s (c) 12048.20 s (d) 39481.99 s (e) 119937.79 s (f) 256140.59 s

4.2 应力仿真分析与验证

横梁浇注后，铸件在凝固冷却，内、外两层温度差及各部位冷却不均，造成各部位收缩能力不一致，从而在铸件内形成热应力；砂型受热膨胀和对铸件收缩的阻碍作用也是影响铸件性能的重要因素。在这些力的作用下，铸件内部产生了应力。脱模后，受空气流通及砂型约束解除等因素的影响，横梁铸件内应力随温度降低而持续缓慢变化，并最终趋于稳定，形成残余应力。

如图 8(a)所示，为数值模拟得到的冷却至室温时横梁铸件等效力场的云图，可以看出，横梁整体残余应力较大处为肋板边缘及结构孔边处。

同时，导轨安装面应力分布不均匀，这是由于导轨安装面较厚，内外层温度梯度较大导致的。本文选取机床横梁的安装位置宽导轨面进行盲孔法残余应力测试。图 9 和图 10 展示了盲孔法试验得到的残余应力值 σ_1 和 σ_2 与模拟的到的残余应力值得对比。图 9(a)和图 10 (a)展示了在脱模前后，模拟值与测量值的对比折线图。图 9(b)和图 10(b)展示了应力测量点的位置。图 9(c)和图 10(c)展示了脱模后模拟值与实验值的柱状图对比。值得注意得是，图 9(b)和图 10(b)中所示的测量点标记的是同一位置，位于机床横梁安装处的宽导轨表面。

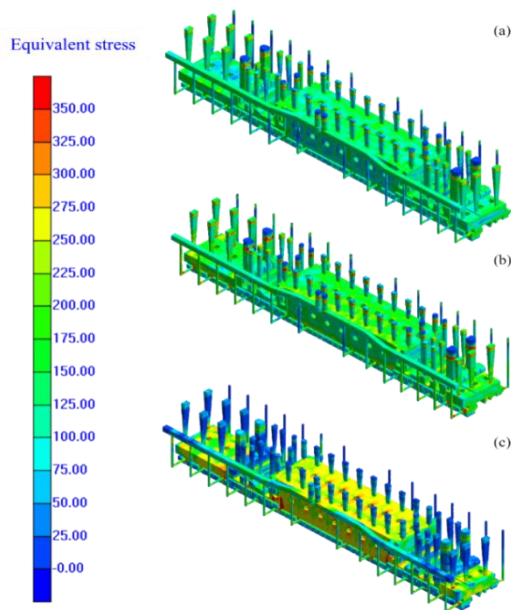


图 8 不同浇注温度对重型机床横梁铸件应力的影响分布云图: (a)1360°C (b)1400°C (c)1430°C

Fig. 8 Distribution cloud map of different pouring temperature effects on stress of heavy machine tool crossbeam castings

从图 9(a)和图 10(a)中可以看出，脱模工序模拟前后的残余应力模拟曲线都与实验值的变化趋势大致吻合，但经过脱模工序模拟得到的结果更为贴近于实验结果。在铸件中部，经过脱模计算前后残余应力数值相差不大，但在 1、5 等横梁铸件两端位置处结果相差较大，脱模前计算应力结果明显

幅值波动大于脱模后的计算结果, σ_1 在左侧位置脱模前大于脱模后, 但在右侧位置小于脱模后的应力, 可能是由于重型机床横梁铸件的床身位置偏左, 右侧有较长一段凝固速度较快的导轨面, 左侧床身作为质量中心区, 截面厚度较大, 形成显著的时间差凝固梯度, 与表 2 中的温度分布趋势相符合。右侧薄壁导轨区率先凝固时, 受到模具刚性约束, 产生热收缩压应力, 同时通过铸型传力路径对左侧液相区施加拉伸约束。左侧厚大部位凝固后期收缩受阻, 因此形成拉应力场, 即先凝固的部位在冷却过程中会经历较大的收缩, 但由于周围材料的限制, 这种收缩会受到阻碍, 从而在内部产生压应力^[26]。经过脱模工序模拟后, 导轨面上左侧的极大拉应力和右侧压应力得到释放。

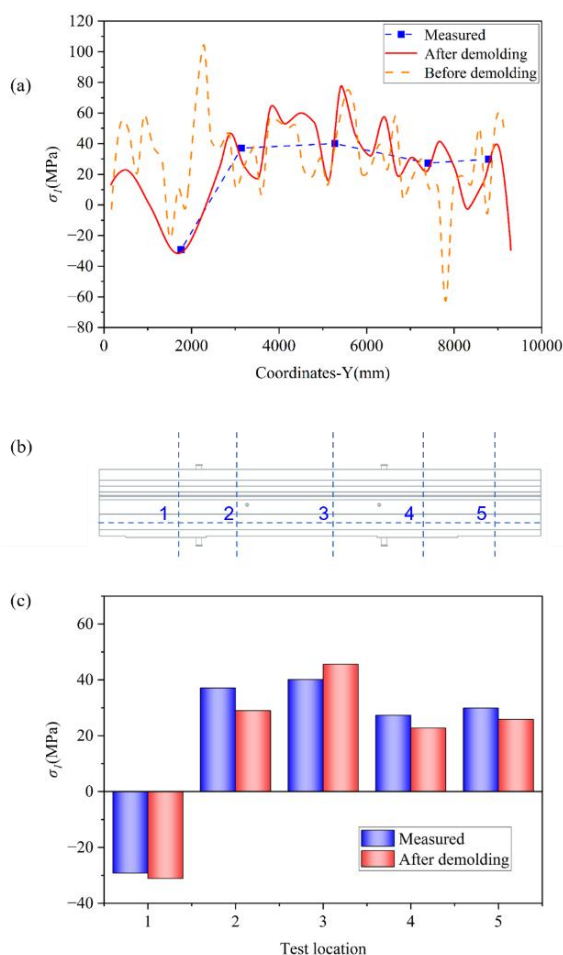


图 9 σ_1 试验值与模拟值的对比图

Fig. 9 Comparison Chart of Experimental and Simulated Values of σ_1 : (a) Line graph comparing the measured values with σ_1 before and after demolding (b) Stress measurement point position (c) Comparison bar chart of simulated values after demolding and experimental values

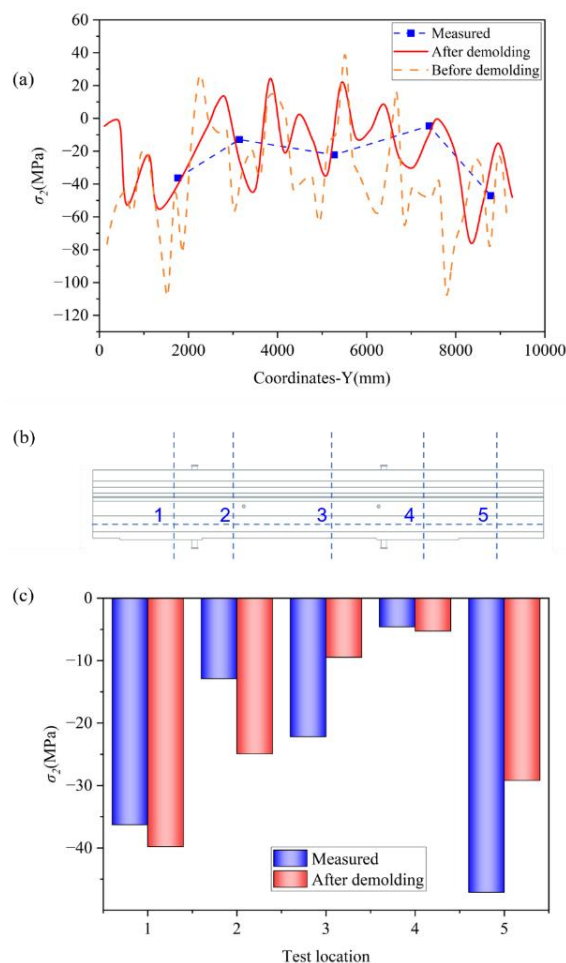


图 10 σ_2 试验值与模拟值的对比图

Fig. 10 Comparison Chart of Experimental and Simulated Values of σ_2 : (a) Line graph comparing the measured values with σ_2 before and after demolding (b) Stress measurement point position (c) Comparison bar chart of simulated values after demolding and experimental values

结合表 2 中的红外线测温结果, 宽导轨面侧的起坑温度相较于其他位置的起坑温度较高, 表明宽导轨面由于截面较大, 中心区域冷却速度较慢, 温度梯度相对平缓。整体残余应力积累均匀, 但由于热应力积累时间更长, 平均值较高。

实验测得最大残余应力处在导轨面中间处点 3, 这是由于浇口位置在正中位置处, 且该位置几乎位于浇口正下方, 是最后凝固处, 所以此处应力偏大。实验结果、自主开发 CAE 软件脱模后模拟结果中的 σ_1 最大值处在都在该位置, 分别为 40.1 MPa 和 45.6 MPa, 均小于 HT 250 的抗拉强度, 且相比于文献中的残余应力最大值可达到 150 MPa 而言, 本文设计的铸件残余应力较小, 表明了本文

所设计的铸造工艺合理性^[7]。对于重型铸件来说,自主开发铸造 CAE 能够较为准确地预测出其应力分布,并能够准确预测出最大拉应力的位置和实际值。

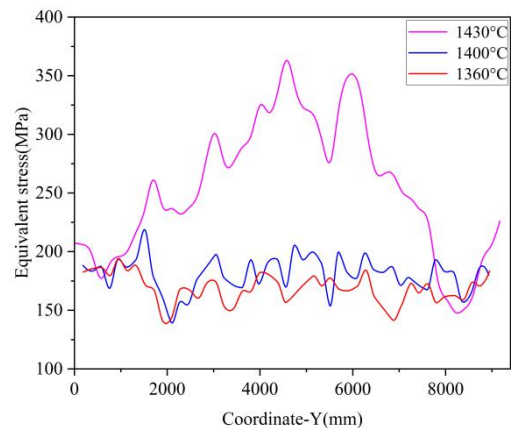
5 重型机床横梁铸件铸造工艺优化

本文选用的灰铸铁液相线约为 1330℃,在铸造过程中,维持适当的过热度(即浇注温度高于液相线的温度)是保证铸件质量的关键。提高浇注温度可以改善金属液的流动性,从而减少浇不足的风险^[27]。浇注温度的选择一般选用液相线上 30℃~100℃ 为宜^[28]。因此本文选用 1360℃、1400℃ 和 1430℃ 作为模拟的工艺参数,通过前文提出的数值模拟模型计算残余应力,以取得残余应力较低的工艺参数。

如图 11 所示给出了不同浇注温度下图 9 (b)所示导轨面上的等效应力随 y 坐标变化曲线,浇注温度分别为:(a)1360℃, (b)1400℃, (c)1430℃。高温浇注导致更大的温度梯度也会致使金属的初始膨胀量更大,因此边缘区域的金属收缩更快,且由于约束条件较弱,允许材料自由收缩,从而产生的热应力较小。而中间区域因被两侧约束,收缩受限,导致更大的拉应力,故等效应力更高。本研究获得的等效应力整体模拟结果与文中^[29,30]得到的结论类似,总体上残余应力的大小随浇注温度的降低而减小。如图 8 所示为重型机床横梁铸件不同浇注温度在脱模后的等效应力分布云图。

图 8 (a), (b), (c)分别为 1360℃, 1400℃ 和 1430℃ 对应的模拟结果。1360℃ 情况下铸件整体等效应力较低,主要以浅绿色和浅蓝色为主,低应力区域占据大部分结构,高应力区域极少,应力分布相对均匀,未出现明显应力集中现象。而 1400℃ 情况下绿色区域占比较大,即中等应力区域增加,部分结构(如局部凸起、连接部位)出现浅绿色至黄色区域,表明应力有所升高,开始出现小范围应力集中趋势。1430℃ 情况下高应力区域显著增加,黄色、橙色甚至红色区域分布明显,尤其在铸件的薄壁部位、结构突变处(如立柱与横梁连接区域)应力集中现象突出,低应力区域(蓝色)大幅减少,但集中在铸件的浇注系统。总体来说,随着浇注温度升高,应力集中现象加剧,高应力区域逐渐扩大,并从边缘和连接处逐渐向内部扩展,在垂直支撑结构与主梁的连接点应力集中加剧。

虽然浇注温度的提高有助于金属在铸型中更好地流动和填充细小的凹槽和空腔,确保铸件的完整性,但是较高的浇注温度通常会导致更大的收缩,从而增加残余应力。较高的温度梯度也会在冷却过程中产生更大的热应力,进而转化为残余应力^[29]。但对于铸件的薄壁部分,适当调整浇注温度可以改善应力分布,从而减少变形和开裂^[30]。由于整体应力水平随着温度的升高而增加,尤其是在薄壁位置,应力增大现象更为明显,且高温下,应力分布变得更加不均匀,高应力区域与低应力区域的差异更加显著。通过对比三个温度,1360℃ 作为浇注温度有利于应力均匀分布,因此选择 1360℃ 作为实际生产时浇注温度。



(a)1360℃ (b)1400℃ (c)1430℃

图 11 不同浇注温度下导轨面上的等效应力随 y 坐标变化曲线

Fig. 11 Variation curves of equivalent stress on the guide rail surface with respect to the y-coordinate under different pouring temperatures: (a)1360℃ (b)1400℃ (c)1430℃

6 结论

本研究构建了重型机床横梁铸件脱模过程的热-流-力耦合数值模型,通过盲孔法实验验证了残余应力分布的预测精度,并提出铸造工艺优化方案。主要结论如下:

(1) 数值模拟模型构建。

本研究采用有限元/有限差分混合算法构建了包含热传导-熔体流动-结构力学多物理场耦合的凝固和脱模过程数值模型,自主开发了针对重型机床横梁铸件残余应力进行数值模拟的铸造 CAE 软件,解决了传统模型中未考虑机械约束释放引起的残余应力仿真模型缺陷,提高对应力的预测精度。

(2) 模型有效性验证。

自主开发 CAE 软件与盲孔法实测数据对比显示, 导轨安装面最大主应力仿真值与实验值的绝对误差均小于 10 MPa, 相对误差为 11.8%。仿真结果成功捕捉到肋板边缘与结构孔边的应力集中区域, 与铸件服役失效位置具有空间一致性。该模型已被合作企业应用于实际生产, 验证了其工业适用性。

(3) 工艺参数优化

浇注温度调控数值模拟实验表明, 1360°C 工况下铸件整体等效应力较 1430°C 工况降低, 且高应力区面积占比缩减。通过构建分体式砂芯设计和梯度冷铁布局的重型机床横梁铸件工艺方案, 生产出品质优秀的重型机床横梁铸件。

未来研究将重点突破多尺度残余应力演化模型构建, 并开展时效处理工艺的数值模拟, 以进一步完善复杂工况下铸件残余应力和尺寸稳定性的预测体系。

参考文献

- [1] Nemyrovskiy, Y.; Shepelenko, I.; Storchak, M. Plasticity Resource of Cast Iron at Deforming Broaching. *Metals* 2023, 13.
- [2] Zelenova, V.D.; Butaev, É.I.; Knorozova, T.B.; Muratov, S.A.; Lushnikov, G. Residual-Stress Distribution and Microstructure of Fractures in Blanks of Cylinder Shells of Gray Cast Iron. *Metal Science & Heat Treatment* 1982.
- [3] Yang, H.; Zhou, T.; Wang, Q.; Zhou, H. Effects of Laser Melting Distribution on Wear Resistance and Fatigue Resistance of Gray Cast Iron. *Metals* 2020, 10, 1257.
- [4] Motoyama, Y.; Ebihara, N.; Shiga, H.; Sato, T.; Kambe, H.; Yoshida, M. Thermal Stress Analysis of Residual Stress in a Cylindrical Aluminum Casting with Cast-in GCI Liner, Taking Recovery Behavior Effect into Account. *Metall Mater Trans A* 2018, 49, 5619–5635.
- [5] Lukoševičienė, O.; Leonavičius, M.; Lukoševičius, V.; Bazaras, Ž. Investigation of Crack Propagation in Locally Thermal-Treated Cast Iron. *Materials* 2025, 18.
- [6] Yang, D.; Li, L.; Zhou, C.; He, Q. Research on Dynamic Evolution of Residual Stress Based on Simulation of Piston Manufacturing Process. *Metals* 2024, 14.
- [7] Zhang, S.; Ran, Y.; Murphy, A.; Zhang, G.; Wang, W. Residual Stress Analysis of Gray Cast Iron Manufacturing Processes. *Materials and Manufacturing Processes* 2020, 35, 1781–1788.
- [8] Deng, X.L.; Fu, J.Z.; He, Y.; Chen, Z.C.; Jiao, H.F. An Analysis of Thermal-Structural Characteristics for Precision Linear Rolling Guide CNC Grinding Machine Tool's Bed. *Applied Mechanics and Materials* 2010, 37–38, 86–89.
- [9] Chen, Y.; Li, S.; Huang, J.; Hu, T.; Li, X.; Li, C.; Xian, G.; Zhou, C.; Fan, H. Research on Key Casting Process of High-Grade CNC Machine Tool Bed Nodular Cast Iron. *REVIEWS ON ADVANCED MATERIALS SCIENCE* 2023, 62.
- [10] Liang-hong, Z. Numerical Simulation of the Solidification Process of a Heavy Roll Stand for Temperature Field and Thermal Stress Field.; 2006.
- [11] Key, S.W.; Krieg, R.D. Comparison of Finite-Element and Finite-Difference Methods*. In *Numerical and Computer Methods in Structural Mechanics*; Fenves, S.J., Perrone, N., Robinson, A.R., Schnobrich, W.C., Eds.; Academic Press, 1973; pp. 337–352 ISBN 978-0-12-253250-4.
- [12] Xue, X.; Wang, Y.P.; Zhang, Y.B. Numerical Simulation of Thermal Stress and Deformation in a Casting Using Finite Difference Method. *Materials Science Forum* 2013, 762, 218–223.
- [13] Futas, P.; Pástor, M.; Pribulova, A. Analysis of the Possibilities of Reducing the Levels of Residual Stresses in Casting Produced from Synthetic Cast Iron. *Heliyon* 2024, 10, e33623.
- [14] Motoyama, Y.; Inukai, D.; Okane, T.; Yoshida, M. Verification of the Simulated Residual Stress in the Cross Section of Gray Cast Iron Stress Lattice Shape Casting via Thermal Stress Analysis. *Metallurgical & Materials Transactions A* 2014, 45, 2315–2325.
- [15] Motoyama, Y.; Takahashi, H. Numerical and Experimental Study on Residual Stress in Gray Cast Iron Stress Lattice Shape Casting. *Metallurgical & Materials Transactions A* 2013, 44, 3261–3270.
- [16] Guterres, N.; Rusnaldy, R.; Widodo, A. Effect of Chill Plate Thickness on Surface Hardening and Dimensional Accuracy of Nodular Cast Iron Gears Manufactured by the Chill Casting Method. *Designs* 2023, 7, 56.
- [17] Farhang Mehr, F.; Cockcroft, S.; Reilly, C.; Maijer, D. Investigation of the Efficacy of a Water-Cooled Chill on Enhancing Heat Transfer at the Casting-Chill Interface in

- a Sand-Cast A319 Engine Block. *Journal of Materials Processing Technology* 2020, 286, 116789.
- [18] Gafur, M.A.; Haque, M.N.; Prabhu, K.N. Effect of Chill Thickness and Superheat on Casting/Chill Interfacial Heat Transfer during Solidification of Commercially Pure Aluminium.
- [19] 潘密, 杨宗明, 何程, 杨华. 石墨对灰铸铁机床横梁铸件抗拉强度和弹性模量的影响. *铸造工程*, 2023, 47(3): 34-37.
- [20] Cao, Z.; Dong, M.; Liu, K.; Fu, H. Temperature Field in the Heat Transfer Process of PEEK Thermoplastic Composite Fiber Placement. *Materials (Basel)* 2020, 13, 4417.
- [21] Cui, Z.; Hu, X.; Dong, S.; Yan, S.; Zhao, X. Numerical Simulation and Experimental Study on Residual Stress in the Curved Surface Forming of 12CrNi2 Alloy Steel by Laser Melting Deposition. *Materials (Basel)* 2020, 13, 4316.
- [22] Kurosawa, E.; Nakagawa, T. High-Efficiency Coupled Solidification-Thermal Stress Simulation of Casting Based on Explicit Finite Element Method. *Transactions of the JSME (in Japanese)* 2015, 81, 15-00192-15-00192.
- [23] Chang, A.; Dantzig, J. Improved Sand Surface Element for Residual Stress Determination. *Applied Mathematical Modelling* 2004, 28, 533-546.
- [24] Zhao, Q.; Chen, K.; Chen, M.; Briseghella, B.; Guo, Z.; Yang, G. Use of Plastic Correction Formula to Improve Accuracy of Welding Residual Stress Test with Blind-Hole Method. *Trans. Tianjin Univ.* 2018, 24, 480-488.
- [25] He, Q.; Zhou, C.; Jing, X.; Jiang, Y.; Zhou, H. Research on Residual Stress Evolution of Diesel Engine Piston Manufacturing Based on Finite Element Method. *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* 2022, 44, 522.
- [26] Maj, M. The Formation of the Strength of Castings Including Stress and Strain Analysis. *Materials* 2024, 17.
- [27] Ding, M.; Song, J.; Honghui, L. Effect of Pouring Temperature on Typical Structure of Thin-Walled ZL105A Alloy Casting. *Materials and Manufacturing Processes* 2014, 29, 853-863.
- [28] Yang, S.H.; Du, X.M. The Lost Foam Casting Simulation of the Gray Cast Iron Linner. In *Proceedings of the Research in Materials and Manufacturing Technologies*; Trans Tech Publications Ltd, January 2014; Vol. 834, pp. 1580-1583.
- [29] Motoyama, Y.; Inukai, D.; Okane, T.; Yoshida, M. Verification of the Simulated Residual Stress in the Cross Section of Gray Cast Iron Stress Lattice Shape Casting via Thermal Stress Analysis. *Metall Mater Trans A* 2014, 45, 2315-2325.
- [30] Zeng, Y.D.; He, L.T.; Zhang, J. Numerical Simulation of Casting Deformation and Stress of A356 Aluminum Alloy Thin-Walled Frame Casting. *MSF* 2021, 1033, 24-30.