

镁合金压铸模具热应力数值分析与试验研究

隋大山¹, 安大勇¹, 赵泽源¹, 何炳涛², 张贤辉², 陈 军¹

(1. 上海交通大学材料科学与工程学院塑性成形技术与装备研究院, 上海 200240;

2. 宁波大榭开发区天正模具有限公司, 浙江宁波 315812)

摘要: 抑制压铸模疲劳损伤是压铸工艺设计的难点之一。首先, 对用于压铸型的H13模具钢进行了20~800 °C范围的等温拉伸试验, 确定了不同温度的屈服强度和塑性模量, 并根据试样断口形貌确定了不同温度时的断裂方式; 其次, 基于有限元方法对镁合金AZ91D平板件压铸过程中铸件和铸型热应力场变化进行了数值模拟。计算结果表明, 动模成形区域的最高温度比定模高约44.0 °C; 动模最大接触应力比定模高约170.7 MPa; 动模最大剪切应力比定模高约15.1 MPa。这些结果意味着动模发生疲劳损伤的概率要高于定模。压铸试验表明, 动模先于定模发生疲劳损伤; 动模和定模出现腐蚀坑的位置, 与温度场和应力场数值模拟结果基本一致, 验证了压铸模疲劳损伤是高温和高应力共同作用的结果。

关键词: 镁合金; H13模具钢; 压力铸造; 热应力; 疲劳损伤

中图分类号: TG249.5; TG146.2⁺² **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-4977 (2026) 04-0385-09

DOI: 10.27014/j.cnki.zhuzao.2026.0054

Research on Numerical Analysis and Experiments of Thermal Stress of Magnesium Alloy Die-Casting Dies

SUI Da-shan¹, AN Da-yong¹, ZHAO Ze-yuan¹, HE Bing-tao², ZHANG Xian-hui², CHEN Jun¹

(1. Institute of Forming Technology & Equipment, School of Materials Science and Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 2. Ningbo Daxie Development Zone Tian Zheng Mold Co., Ltd., Ningbo 315812, Zhejiang, China)

Abstract: Suppressing fatigue damage of dies is one of the challenges in the high pressure die casting (HPDC) process design. Firstly, the isothermal tensile tests were conducted on the H13 die steel, which was used for the die casting dies, across the temperature range of 20 to 800 °C to determine the yield strengths and plastic modulus at different temperatures, and the fracture mechanisms at different temperatures were confirmed according to the fracture morphologies of specimens; secondly, based on the finite element method, the numerical simulation of thermal stress field variations of casting and die casting dies during die casting process of AZ91D magnesium alloy flat piece was carried out. The calculation results indicate that the maximum temperature in the forming zone of the moving die is approximately 44.0 °C higher than that in the fixed die; the maximum contact stress in the moving die is about 170.7 MPa higher than that in the fixed die; the maximum shear stress in the moving die is approximately 15.1 MPa higher than that in the fixed die. These results suggest that the moving die has a higher probability of generating fatigue damage compared with the fixed die. The HPDC tests indicate that the moving die occurs fatigue damage before the fixed die, and the locations of occurring corrosion pits on the moving and fixed dies are basically aligned with the numerical simulation results of temperature and stress fields, verifying that the fatigue damage of the die casting dies results from the combined effects of high temperature and high stress.

Key words: magnesium alloy; H13 die steel; high pressure die casting; thermal stress; fatigue damage

镁合金以其低密度、高比强度和比刚度等性能特点, 在电子、汽车和航空航天领域得到广泛应用^[1-3]。压力铸造作为一种经济高效的精密铸造工艺, 是镁合

金大批量液态成形的重要方法^[4-5]。模具是压铸生产的关键工艺装备, 工作中要周期性地承受熔体的高温、高压和高速等综合热冲击^[6-8], 从而引发热机械疲劳

基金项目: 国家重点研发计划 (2024YFB3816501); 航空科学基金 (2024M049057001)。

收稿日期: 2025-12-19 收到初稿, 2026-01-07 收到修订稿。

作者简介: 隋大山 (1972-), 男, 博士, 副教授, 主要从事材料加工过程 (铸造和锻造等) 数值建模与工艺调控技术研究。E-mail: dasui@sjtu.edu.cn

引用格式: 隋大山, 安大勇, 赵泽源, 等. 镁合金压铸模具热应力数值分析与试验研究 [J]. 铸造, 2026, 75 (4): 385-393.

SUI Dashan, AN Dayong, ZHAO Zeyuan, et al. Research on numerical analysis and experiments of thermal stress of magnesium alloy die-casting dies [J]. Foundry, 2026, 75 (4): 385-393.

(Thermal Mechanical Fatigue, TMF) 损伤, 影响压铸寿命和铸件质量^[9-11]。统计表明, 压铸模失效形式中热疲劳失效约占60%~70%^[12-13]。

学者们采用数值分析方法研究了不同工艺条件下铸件与模具的热应力演化规律^[14-16]。蔡显杰等对压铸模镶块进行了失效分析, 建立了数值分析模型, 研究了镶块服役过程温度场和应力场的演变特征, 并对模具寿命进行了预测^[17]。刘明泽等通过数值模拟确定了压铸模具热疲劳最短寿命区域, 与模具疲劳试验的裂纹区域相一致^[18]。根据压铸模疲劳寿命预测模型的研究可知^[19-20], 既考虑压铸模温度场变化, 又考虑应力应变场变化, 是准确预测模具寿命的必要条件。目前商业化铸造数值模拟软件中相关的疲劳寿命预测模型仍有待改进和完善, 如何将数值分析结果用于指导压铸模具设计, 是压铸行业面临的技术问题之一。特别是具体合金和模具宏观量场模拟结果对模具损伤的作用机理, 仍需进一步深入研究。

为系统分析某镁合金AZ91D平板件和H13钢模具在压铸过程中的温度场和应力场等宏观量场的演化规律, 采用ProCAST软件对该合金压铸过程进行了数值模拟分析, 研究了一个压铸周期中充型、凝固和冷却过程的铸件和模具宏观量场的分布状态, 确定了压铸

模表面最高温度、最大冲击速度、最大接触应力和最大剪切应力以及具体位置, 为改进和提高模具寿命提供理论依据。

1 热应力数值模拟前处理

1.1 有限元网格生成

镁合金AZ91D平板铸件长宽高轮廓尺寸约为367 mm × 341 mm × 15 mm, 特征壁厚约3 mm, 平板大表面布置了纵横交错的加强筋板, 铸件质量约1.12 kg, 如图1(a)所示。采用一模一件压铸工艺, 设计了浇注系统和溢流槽系统, 压铸动模的轮廓尺寸约为525 mm × 500 mm × 92 mm, 压铸定模的轮廓尺寸约为525 mm × 500 mm × 50 mm, 动模和定模内均布置了冷却水道, 具体分布如图1(b)所示。采用ProCAST软件对铸件、浇注系统、溢流槽、动模和定模等进行网格划分, 铸件单元尺寸设为1.5 mm, 模具单元尺寸设为2.5 mm, 依次划分铸件和模具网格, 共划分了约418 932个节点和2 787 061个四面体单元, 生成的铸件和动模的有限元网格如图1(c)所示, 计算时考虑了镁合金熔体在卧式压铸机压室内的初始状态。

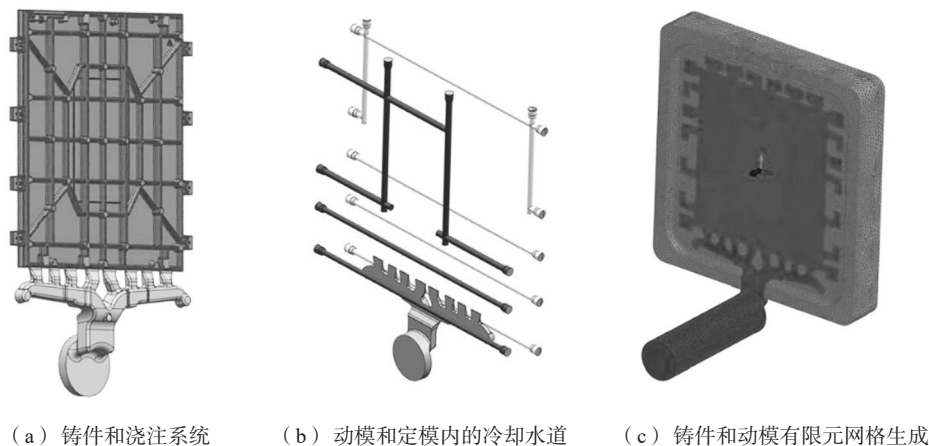


图1 铸件和模具模型

Fig. 1 Models of casting and dies

1.2 材料参数定义

镁合金AZ91D主要含有Al和Zn两种元素^[21], 其化学成分(质量分数)主要包括^[22]: (8.5%~9.5%) Al、(0.45%~0.90%) Zn、(0.17%~0.40%) Mn、Si ≤ 0.05%、Cu ≤ 0.025%、Ni ≤ 0.001%、Fe ≤ 0.004%, 余量为Mg。

热作模具钢H13对应的国内牌号为4Cr5MoSiV1^[23], 其化学成分(质量分数)主要有^[24]: (0.32%~0.45%) C、(0.8%~1.2%) Si、(0.2%~0.5%) Mn、

(4.75%~5.5%) Cr、(1.1%~1.75%) Mo、(0.8%~1.2%) V、S ≤ 0.030%、P ≤ 0.030%, 余量为Fe。

镁合金平板件压铸过程的热应力数值建模, 应定义铸件和模具材料的热物性参数(包括热导率、密度和比热容等)和应力模型相关的力学性能参数(包括热膨胀系数、弹性模量、泊松比、屈服强度和塑性模量等)。其中, 镁合金AZ91D定义为软件材料数据库中的该合金牌号; 模具钢H13定义为软件材料数据库中的金属铸型类中的H13钢。在软件材料数据库中, 镁合

金AZ91D的应力模型为线弹性模型,包含了材料热膨胀系数、弹性模量和泊松比等3种参数随温度变化的数值;模具钢H13的应力模型为弹塑性模型,包含了热膨胀系数、弹性模量、泊松比、屈服强度和塑性模量等5种参数随温度变化的数值。

1.3 初始和边界条件

镁合金AZ91D的浇注温度为690 ℃,动模和定模预热温度均为220 ℃;卧式压室直径为90 mm,压铸初始时刻镁合金熔体在卧式压室中的充满度约为50%;压室活塞的慢压射速度为0.2 m/s,快压射速度为6.0 m/s。1个压铸周期为60 s,0时刻合模,第36 s开模,取出铸件耗时10 s,模具喷雾冷却10 s,合模静置5 s。平板铸件与压铸模的界面换热系数(HTC)随温度变化,在镁合金AZ91D固相线温度422 ℃以下为定值1 000 W/(m²·K),在液相线温度602 ℃以上为定值4 000 W/(m²·K),在固相线温度和液相线温度之间呈线性变化^[25]。动模和定模内均设有直径为10 mm的冷却水道,冷却水道采用油温机控制,冷却水道与模具壁面的界面换热系数为3 000 W/(m²·K),模具喷雾冷却的对流换热系数为200 W/(m²·K),模具与环境的对流换热系数为10 W/(m²·K)^[26]。

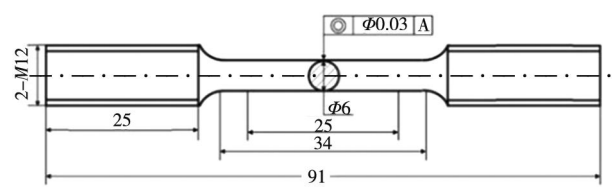
镁合金平板压铸过程热应力数值模拟中,首先进行10个压铸周期的铸件和模具温度场建模分析,确定压铸模达到动态热平衡状态时的温度场分布;接着,以压铸模的动态热平衡状态温度场作为初始条件,进行包括充型、凝固和冷却的1个完整压铸周期的铸件和压铸模数值分析。

2 模具钢H13等温拉伸试验

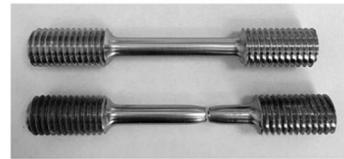
2.1 等温拉伸试验方案

本次数值分析重点是求解H13钢压铸模的热应力相关结果,因此,定义准确的H13钢弹塑性本构方程中的屈服强度和塑性模量,能直接提高热应力求解精度。为此,采用固溶态H13钢制作拉伸试样,进行不同温度的等温拉伸试验,以获得不同温度的屈服强度和塑性模量。等温拉伸试样结构尺寸如图2(a)所示,图2(b)为等温拉伸前和等温拉伸后的实际试样示意图。

利用ZwickRoell Z050万能试验机进行H13钢等温拉伸试验。首先,将H13钢拉伸试样夹持固定,接着,分别加热到20 ℃、200 ℃、300 ℃、400 ℃、500 ℃、600 ℃、700 ℃和800 ℃,保温3 min,确保试样均温。然后,以缓慢的应变速率0.000 5 s⁻¹进行等温拉伸,直至试样断裂。



(a) 试样尺寸图



(b) 实际拉伸试样

图2 模具钢H13等温拉伸试样结构示意图

Fig. 2 Schematic diagrams of isothermal tensile specimen structures of H13 die steel

2.2 等温拉伸试验结果

根据H13钢等温拉伸试验方案,测得不同温度的真应力真应变曲线,如图3所示。综合分析图3应力曲线可知:

(1) 当应变速率一定时,随着温度升高,材料变形抗力呈逐渐下降趋势。这是由于温度升高促进了材料的交滑移和位错攀移,同时晶界软化使得滑移更易进行,因而应力降低,屈服强度也相应降低。

(2) 当温度低于600 ℃时,应力曲线呈现明显的弹塑性特征,材料发生屈服后,有明显的硬化现象,说明此时加工硬化占主导地位。

(3) 当温度高于600 ℃时,由700 ℃和800 ℃应力曲线可以看出,材料屈服后的曲线没有硬化现象,而是呈水平状态,此时加工硬化和再结晶软化达到动态平衡。

根据图3不同温度的应力应变曲线,计算出各温度

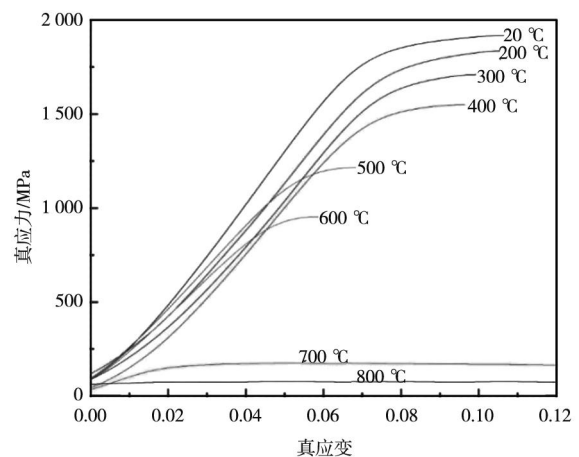


图3 模具钢H13不同温度的真应力真应变曲线

Fig. 3 True stress-true strain curves of H13 die steels at different temperatures

的屈服强度和塑性模量，具体如表1所示。将表1中的屈服强度和塑性模量导入ProCAST材料数据库的H13钢中，并将新的H13钢数据库定义为压铸模具材料。

采用扫描电子显微镜，分别观察了模具钢H13不同温度的拉伸试样断口形貌，具体如图4所示。对比分析图4不同温度的断口形貌可知：

(1) 当温度低于600℃时，断口形貌基本表现为解理与韧窝的混合断裂。具体看，20℃和200℃的试样断口几乎没有韧窝；而300℃、400℃和500℃的断口均有少量韧窝，随着温度升高，韧窝数量有所增多；而600℃的断口一半以上区域均分布着韧窝。

(2) 当温度高于600℃时，700℃和800℃的断口形貌表现出典型的韧性断裂，断口分布着密集的大而深的韧窝。

综合分析表1所列模具钢H13不同温度的屈服强度和图4不同温度的断裂方式可知，当模具钢处于500℃以下温度工作时，其屈服强度大于1 113.42 MPa，在该

表1 模具钢H13不同温度的屈服强度和塑性模量
Tab. 1 Yield strengths and hardening coefficients of H13 die steels at different temperatures

序号	温度/℃	屈服强度/MPa	塑性模量/MPa
1	20	1 733.66	5 993.72
2	200	1 681.71	5 875.40
3	300	1 555.41	5 787.73
4	400	1 427.39	5 489.82
5	500	1 113.42	4 853.01
6	600	905.76	4 591.92
7	700	137.97	2 254.45
8	800	68.03	380.06

温度范围强度高；并且该温度范围内模具钢断裂方式为解理与韧窝混合断裂，表现出良好的耐磨性和使用性能。因此，如何合理设计冷却水道，避免模具工作温度长时间处于500℃以上，是压铸工艺设计和优化应考虑的技术因素。

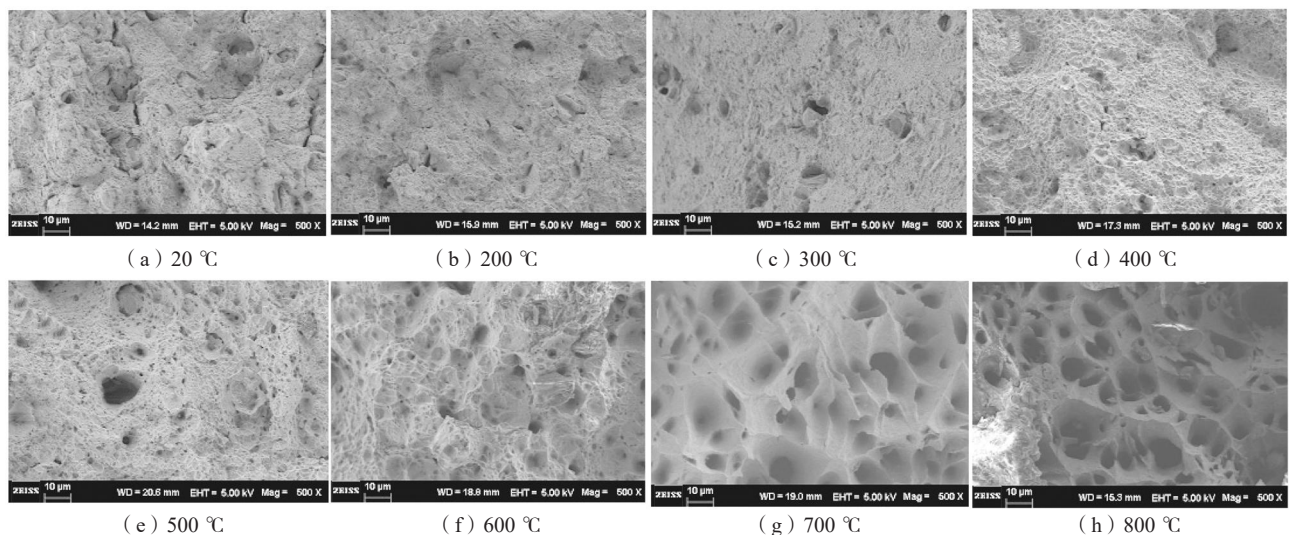


图4 H13钢不同温度的试样断口形貌

Fig. 4 Fracture morphologies of H13 die steel specimens at different temperatures

3 数值模拟结果分析

根据对镁合金平板1个完整压铸周期的热应力数值模拟分析，求解出充型、凝固和冷却阶段铸件和压铸模的温度场、速度场和应力场等各宏观量场的分布状态，确定压铸模在具体时刻具体位置的各物理量最大值。以下重点介绍压铸模热应力相关的数值模拟结果。

3.1 熔体速度场

在活塞水平推动下，处于卧式压室中的镁合金熔体，首先经慢速压射到达内浇道，然后经快速压射进

入铸件型腔，迅速充满铸件和溢流槽。根据充型过程数值模拟结果，可以得到镁合金熔体不同时刻的速度场，进而可以确定压铸模表面承受的熔体速度冲击状态。

镁合金熔体不同时刻的速度场计算结果如图5所示。其中，图5(a)和图5(b)分别为型腔充满度65.1%和74.8%时的熔体速度场分布状态。结合图5(a)和图5(b)结果可知，对于铸件本体区域，与内浇道相连接的部位，特别是经中间4个内浇道流入铸件型腔的熔体位置，流速最高，最大值约为108.4 m/s，这说明内浇道附近压铸模承受的熔体冲击速度最大，此处发生热冲蚀损伤的可能性相应增大。

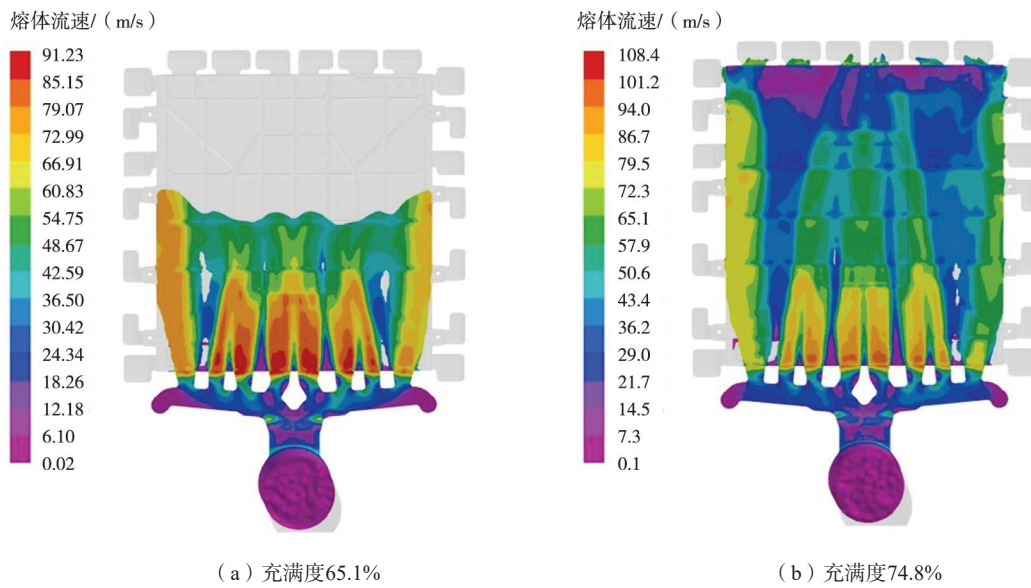


图5 镁合金熔体速度场数值模拟结果
Fig. 5 Numerical simulation results of velocity fields of Mg alloy melt

3.2 模具温度场

根据数值模拟结果,可获得1个压铸周期内压铸动模和定模的温度场分布状态。压铸动模的温度场如图6所示。图6(a)和图6(b)分别为凝固时间3.93 s和59.69 s时的模拟结果,由图6(a)可知,动模中形成铸件本体的型腔区域,最高温位于内浇道上侧位置,特别是形成筋板的狭窄沟槽边缘温度较高,最高温度约为402.5℃。由图6(b)可看出,在凝固时间59.69 s时,模具表面已完成喷雾冷却处理,此时动模的铸件本体区域温度有所降低,最高温度约307.8℃。其中,最高温度对应的节点编号为251 961,位于图6(a)和图6(b)箭头所指位置,该节点在一个压铸周期的温度变化曲线如图6(c)所示,该节点的温度变化范围为285.4~402.5℃。

压铸定模的温度场如图7所示。图7(a)和图7

(b)分别为凝固时间3.93 s和59.69 s时的模拟结果,综合分析图7(a)和图7(b)可知,定模表面最高温度位于熔体最初与定模接触位置,而定模形成铸件本体的型腔表面,最高温度位于中间内浇道上方,凝固时间3.93 s时的最高温度约为358.5℃;凝固时间59.69 s时的最高温度约为313.0℃。最高温度对应的节点编号为418 491,位于图7(a)和图7(b)箭头所指位置,该节点在一个压铸周期的温度变化曲线如图7(c)所示,该节点的温度变化范围为303.4~358.5℃。

3.3 模具应力场

根据数值模拟结果,可获得1个压铸周期内压铸动模和定模的接触应力和剪切应力分布状态,压铸动模的接触应力场和剪切应力场分别如图8和图9所示。

图8(a)和图8(b)分别是凝固时间9.31 s和

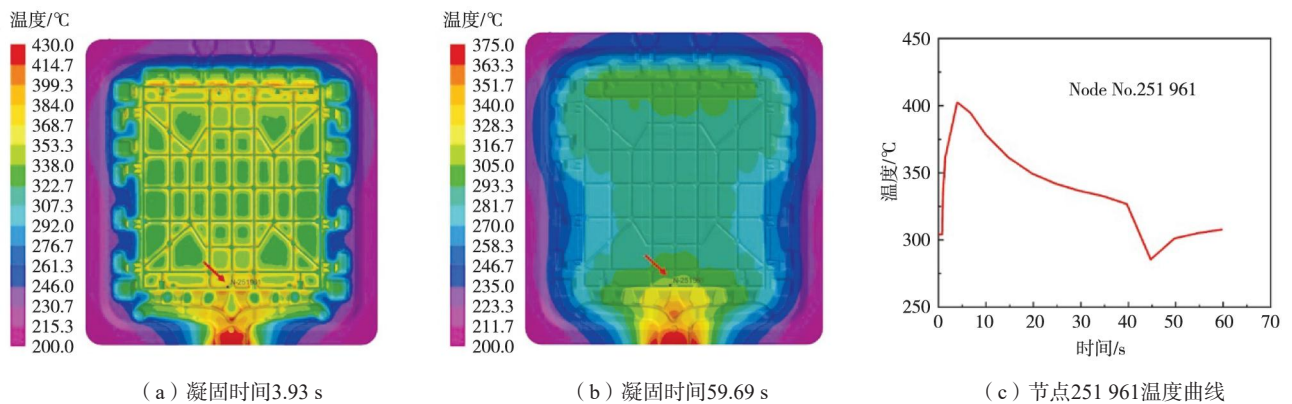


图6 压铸动模的温度场数值模拟结果
Fig. 6 Numerical simulation results of temperature fields of the die-casting moving die

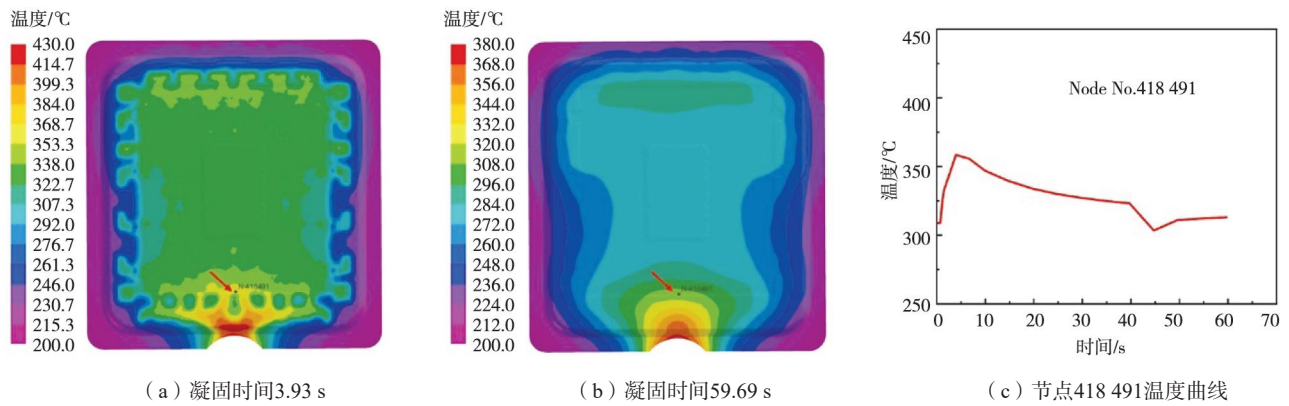


图7 压铸定模的温度场数值模拟结果

Fig. 7 Numerical simulation results of temperature fields of the die-casting fixed die

14.31 s时压铸动模的接触应力场分布状态。分析比较图8 (a)和图8 (b)可知,对于动模形成的铸件本体区域,最大接触应力主要分布在左右两侧垂直方向的筋板沟槽,当凝固时间为9.31 s时,最大接触应力约为177.0 MPa;当凝固时间为14.31 s时,最大接触应力约为229.0 MPa。其中,最大接触应力对应的节点编号为254 831,位于图8 (a)和图8 (b)箭头所指位置,该节点在一个压铸周期的接触应力变化曲线如图8 (c)

所示,该节点的接触应力变化范围为0~229.0 MPa。

图9 (a)和图9 (b)分别是凝固时间9.31 s和14.31 s时压铸动模的剪切应力场分布状态。根据图9 (a)和图9 (b)可知,动模形成的铸件本体区域,最大剪切应力主要分布在两个或多个筋板相互连接的位置,当凝固时间为9.31 s时,最大剪切应力约为50.7 MPa;当凝固时间为14.31 s时,最大剪切应力约为72.2 MPa。最大剪切应力对应的节点编号为254 831,

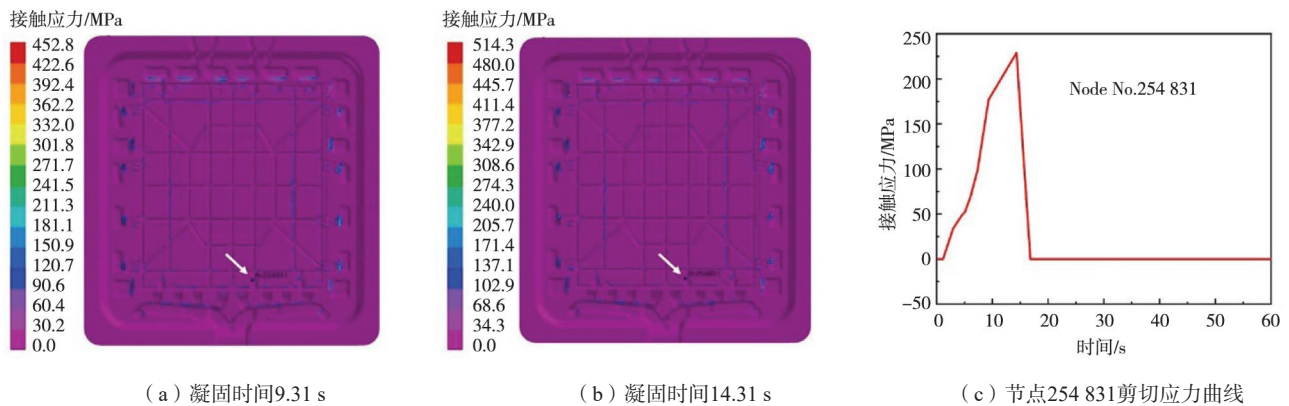


图8 压铸动模接触应力场分布状态

Fig. 8 The distribution states of contact pressure fields of the die-casting moving die

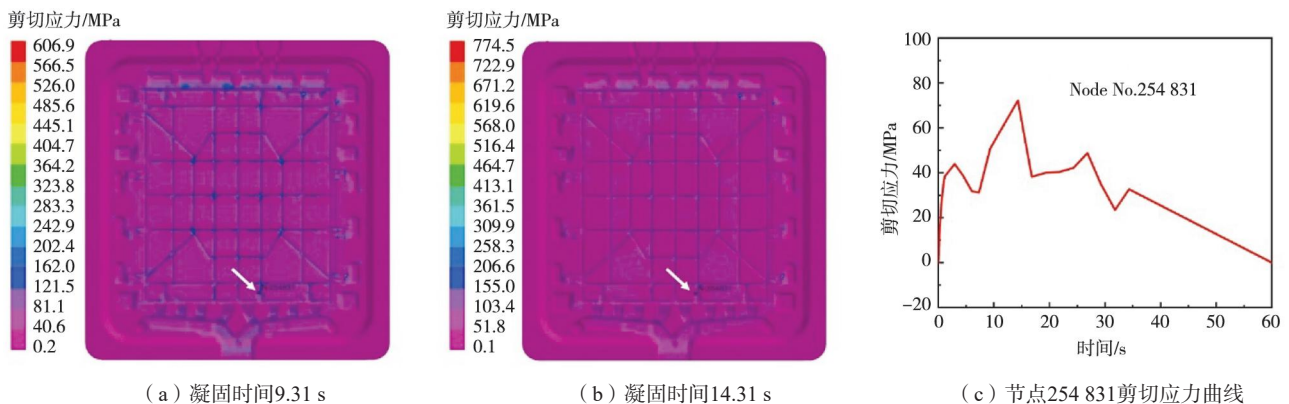


图9 压铸动模剪切应力场分布状态

Fig. 9 The distribution states of shear stress fields of the die-casting moving die

位于图9 (a)和图9 (b)箭头所指位置,该节点在一个压铸周期的剪切应力变化曲线如图9 (c)所示,该节点的剪切应力变化范围为0~72.2 MPa。

压铸定模的接触应力场和剪切应力场分别如图10和图11所示。图10 (a)和图10 (b)分别是凝固时间9.31 s和14.31 s时压铸定模的接触应力场分布状态。比较分析图10 (a)和图10 (b)可知,对于定模形成的铸件本体区域,最大接触应力主要分布在平板铸件矩形轮廓边缘,当凝固时间为9.31 s时,最大接触应力约为50.3 MPa;当凝固时间为14.31 s时,最大接触应力约为56.4 MPa。最大接触应力对应的节点编号为416 366,位于图10 (a)和图10 (b)箭头所指位置,该节点在一个压铸周期的接触应力变化曲线如图10 (c)所示,该节点的接触应力变化范围为0~58.3 MPa。

图11 (a)和图11 (b)分别是凝固时间9.31 s和14.31 s时压铸定模的剪切应力场分布状态。根据图11 (a)和图11 (b)可知,定模形成的铸件本体区域,最大剪切应力主要分布在平板铸件矩形轮廓上下边缘,当凝固时间为9.31 s时,最大剪切应力约为48.9 MPa;当凝固时间为14.31 s时,最大剪切应力约为43.7 MPa。最大剪切应力对应的节点编号为412 461,位于图11

(a)和图11 (b)箭头所指位置,该节点在一个压铸周期的剪切应力变化曲线如图11 (c)所示,该节点的剪切应力变化范围为0~57.1 MPa。

综合分析镁合金熔体速度场,压铸动模和定模的温度场、接触应力场和剪切应力场等数值模拟结果可知,在一个压铸周期中,压铸动模和定模与内浇道相连接的区域,特别是经中间4个内浇道流入铸件型腔的熔体对应模具位置,承受着最高的镁合金熔体速度冲击,最高流速达108.4 m/s。压铸动模形成的铸件本体区域,最高温度达到402.5 °C,而定模中形成铸件的型面区域最高温度为358.5 °C,这意味着动模成形区域的最高温度比定模高约44.0 °C,而动模成形区域承受更高温度,热疲劳损伤的可能性更大。

压铸动模和定模的接触应力和剪切应力最大值主要位于筋板沟槽区域,其中,压铸动模的最大接触应力约为229.0 MPa,最大剪切应力为72.2 MPa;定模的最大接触应力为58.3 MPa,最大剪切应力为57.1 MPa。因此,动模的最大接触应力比定模高约170.7 MPa,动模最大剪切应力比定模大约15.1 MPa。根据以上定量分析可知,压铸动模发生热疲劳损伤的概率要高于定模。

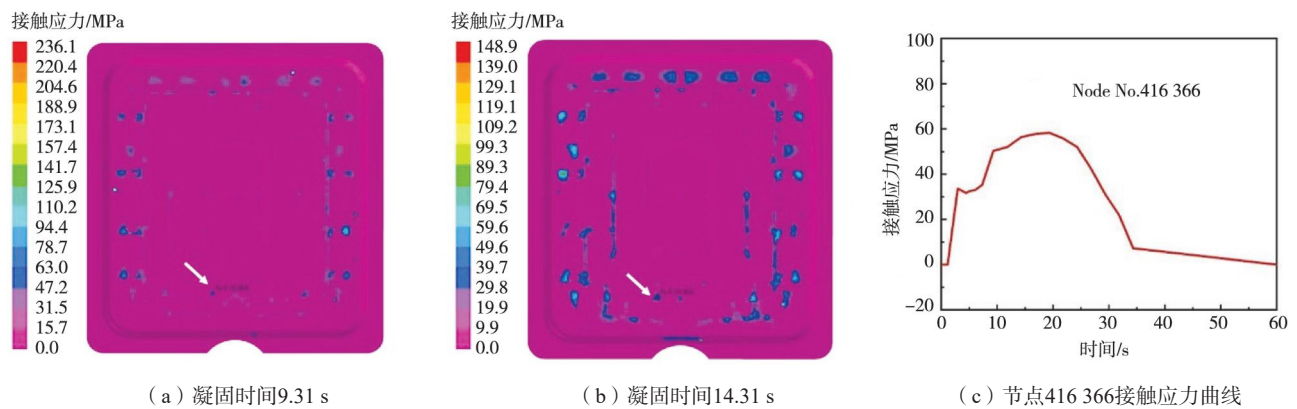


图10 压铸定模接触应力场分布状态

Fig. 10 The distribution states of contact pressure fields of the die-casting fixed die

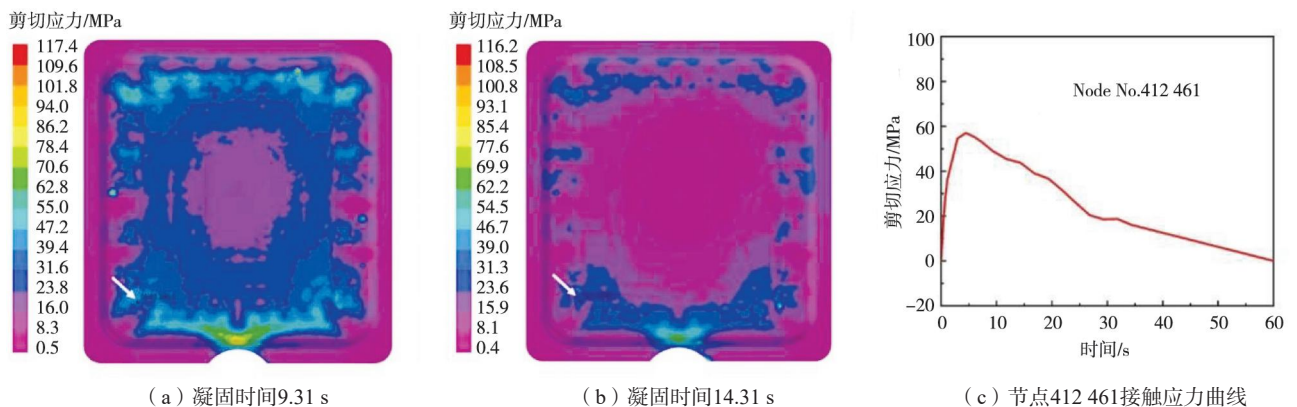


图11 压铸定模剪切应力场分布状态

Fig. 11 The distribution states of shear stress fields of the die-casting fixed die

4 压铸试验

根据镁合金平板件压铸工艺方案,使用卧式压铸机进行了约5 000模次压铸试验,实际生产的压铸件如图12(a)所示。由图12(a)可知,压铸件外观质量好,无肉眼可见的铸造缺陷。

压铸动模和定模内与铸件本体对应的模具型面状态分别如图12(b)和图12(c)所示。由图12(b)压铸动模型面状态可观察到,动模热疲劳损伤主要发生在平板铸件靠近内浇道的筋板沟槽边缘区域,其上分

布着多个非连续的大小不一的腐蚀坑,这与图6所示的动模温度最高位置模拟结果基本一致,也与图8动模接触应力最大值、图9动模剪切应力最大值的位置基本符合。

由图12(c)压铸定模型面状态可观察到,定模热疲劳损伤区域与动模损伤位置相对应,主要发生在靠近内浇道的筋板沟槽边缘区域,其上分布着多个非连续的形状不规则的密集性腐蚀坑,这与图7定模成形区域温度最高位置、图10定模接触应力最大值位置及图11定模剪切应力最大值位置的模拟结果基本一致。

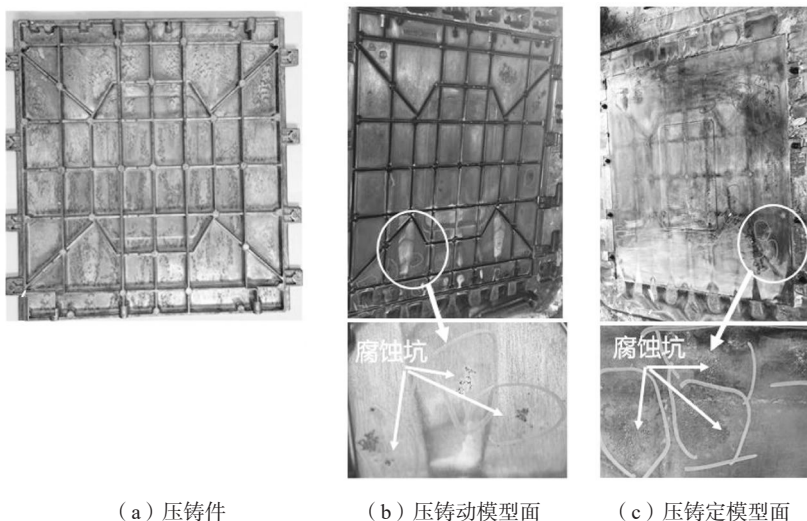


图12 实际的压铸件和模具型面状态

Fig. 12 The real die castings and the mold surface states of dies

压铸动模和定模的损伤区域均主要分布在内浇道附近型面,说明模具损伤是高温和高应力共同作用的结果。因此,在设计压铸工艺和压铸模具时,如何抑制模具长时间高温和高应力状态,是避免模具过早损伤、延长模具寿命应考虑的工艺措施。

当压铸试验进行约3 000次时,观察分析压铸动模和定模的成形区域发现,动模靠近内浇道的筋板沟槽区域首先出现微小腐蚀坑等损伤特征,而定模的成形区域基本完好,这与模拟结果分析的动模损伤概率高于定模相一致。

5 结论

(1) 根据H13模具钢等温拉伸试验获得了20~800℃范围8个不同温度的屈服强度和塑性模量,完善了模具钢力学性能参数,保证了热应力数值模拟精

度。根据不同温度的拉伸断口形貌确定了600℃以下为解理和韧窝混合断裂,600℃以上为典型韧性断裂。

(2) 根据铸件和压铸模的数值分析结果,确定了压铸模承受的熔体最大冲击速度、压铸动模和定模成形区域的最高温度、最大接触应力和最大剪切应力及具体位置。结果表明,动模成形区域的最高温度比定模高约44.0℃,动模最大接触应力比定模高约170.7 MPa,动模最大剪切应力比定模高约15.1 MPa。这些数据说明压铸动模发生热疲劳损伤的概率要高于定模。

(3) 数值分析结果与实际压铸试验对比表明,压铸模损伤是高温和高应力共同作用的结果。压铸动模和定模出现腐蚀坑的位置,与温度场和应力场数值模拟结果基本一致;压铸试验表明,动模先于定模发生损伤,验证了数值分析的准确性。

参考文献:

- [1] 蒋斌,张昂,宋江凤,等.镁合金一体化压铸缺陷控制[J].金属学报,2025,61(3):383-396.
[2] 周丽萍,李子昕,张玮宸,等.高导热镁合金滤波器壳体压铸

- 工艺、组织与性能研究[J].铸造,2024,73(2):194-201.
[3] HOU Y Y, WU M W, TIAN B H, et al. Characteristics and formation mechanisms of defect bands in vacuum-assisted high-pressure die casting AE44 alloy [J]. Transactions of Nonferrous

- Metals Society of China, 2022, 32: 1852-1865.
- [4] 李俊杰, 马超胜, 张通通, 等. 不同压铸工艺对AE44镁合金的影响 [J]. 特种铸造及有色合金, 2024, 44 (5): 647-655.
- [5] 彭湃, 吴广新, 马征, 等. 稀土镁合金压铸工艺数值模拟及正交试验研究 [J]. 铸造, 2022, 71 (12): 1548-1554.
- [6] LANDRON T, MOREL F, SAINTIER N, et al. The combined effects of a heterogeneous porosity distribution and stress gradient on the high cycle fatigue behavior of high pressure die cast AlSi9Cu3 [J]. International Journal of Fatigue, 2024, 182: 108212.
- [7] MAYER A R, DE OLIVEIRA W R, FALS H D C, et al. Die soldering and corrosion failure of high temperature tool steel for high-pressure die casting Al alloy [J]. Engineering Failure Analysis, 2024, 161: 108314.
- [8] 韩青有. 压铸条件下合金流动停止机理 [J]. 铸造, 2024, 73 (10): 1378-1385.
- [9] 纪帅, 张红岩. 压铸模具钢热机械疲劳损伤机制研究 [J]. 现代制造技术与装备, 2024, 331 (6): 88-90.
- [10] 吴治明. 压铸模具钢热机械疲劳行为及损伤机理研究分析 [J]. 内燃机与配件, 2021 (5): 107-109.
- [11] 张光明, 李明, 傅建, 等. 基于有限元的镁合金、铝合金压铸用模具热机耦合分析 [J]. 铸造, 2007, 56 (12): 1285-1287.
- [12] 陈剑虹, 涉泽明秀, 汪学阳, 等. 减少压铸模裂纹的工艺研究与应用 [J]. 特种铸造及有色合金, 2020, 40 (8): 851-853.
- [13] 戴宗豫, 马蒙, 朱永军. 锌合金薄壁件压铸模具失效分析及设计优化 [J]. 特种铸造及有色合金, 2025, 45 (8): 1263-1269.
- [14] TOLCHA M A, LEMU H G. Modeling thermos-mechanical fatigue for rolling die under continuous casting process [J]. Results in Engineering, 2024, 23: 102577.
- [15] SUI D S, SHAN Y, WANG D X, et al. Elastic-viscoplastic constitutive equations of K439B superalloy and thermal stress simulation during casting process [J]. China Foundry, 2023, 20 (5): 403-413.
- [16] 孙永明, 陈振宇, 陈国恩, 等. 利用热应力场模拟估算压铸模具局部区域寿命 [J]. 特种铸造及有色合金, 2020, 40 (6): 632-635.
- [17] 蔡显杰, 吴博雅, 左鹏鹏, 等. 压铸模镶块的热疲劳失效行为 [J]. 金属热处理, 2022, 47 (2): 250-256.
- [18] 刘明泽, 桑宝光, 陈国鑫, 等. 基于有限元的压铸模寿命预测和工艺优化 [J]. 特种铸造及有色合金, 2023, 43 (2): 169-173.
- [19] LI G, LI X, WU J. Study of the thermal fatigue crack initial life of H13 and H21 steel [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1998, 74 (1-3): 23-26.
- [20] LU Y, RIPPLINGER K, HUANG X, et al. A new fatigue life model for thermally-induced cracking in H13 steel dies for die casting [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 271: 444-454.
- [21] 李凝, 沈孟锋, 褚长勇. 真空压铸成形AZ91D镁合金轮毂的组织及性能研究 [J]. 表面工程与再制造, 2025, 25 (4): 1-8.
- [22] 杨湘杰, 邓博焰, 邹伟峰, 等. Ti-Al中间合金对AZ91D镁合金组织及腐蚀性能的影响 [J]. 特种铸造及有色合金, 2024, 44 (5): 577-582.
- [23] 原凌云. 含氮H13热作模具钢的热变形行为及热加工图 [J]. 材料热处理学报, 2024, 45 (1): 185-191.
- [24] 芮程祥, 王家昌, 张明磊, 等. H13模具钢的热变形行为及本构模型建立 [J]. 锻压技术, 2024, 49 (10): 221-229.
- [25] 韩雄伟, 胡享波. 铝合金压铸模具分段热机耦合数值分析及寿命预测 [J]. 铸造技术, 2018, 39 (11): 2541-2544.
- [26] 龙光涛, 毛卫秀. ADC12压铸过程的温度场数值模拟与工艺参数的优化 [J]. 热加工工艺, 2013, 42 (3): 53-58.