DOI：10.16410/j.issn1000-8365.2026.6010

离心铸造 Ti60 合金中介机匣残余应力研究

田宇轩[1]，崔岳峰[2]，邵珠蕾[2]，战　宇[1]

(1. 东北大学 理学院，辽宁 沈阳 110819；2. 中国航发沈阳发动机研究所，辽宁 沈阳 110015)

摘　要：针对航空发动机 Ti60 合金中介机匣离心铸造过程中的残余应力控制问题，开展工艺参数优化研究。利用 ProCAST 建立热–流–力多场耦合模型，经 X 射线衍射实验验证，并通过正交试验系统考察了离心转速、浇注温度、浇注时间及型壳预热温度对应力场的影响。结果表明，模拟与实测误差仅为 9.0%，证实了模型可靠性。最大 Mises 应力随浇注温度升高呈先减后增趋势，在 1 800 ℃取得极小值，且随转速、型壳预热温度增加及浇注时间缩短而递减。极差分析表明，机匣最大 Mises 应力受浇注时间与温度主导，平均 Mises 应力则由离心转速调控。提高转速可显著增强充型均匀性并降低整体应力基准。综合判定组别 23(200 r/min、1 850 ℃、12 s、600 ℃)为最优工艺，其最大与平均 Mises 应力分别为 589.9 和 409.9 MPa，实现了局部安全与整体稳定的协同调控。

关键词：Ti60 合金；中介机匣；离心铸造；残余应力；ProCAST

中图分类号：TG142　　**文献标识码**：A　　**文章编号**：1000-8365(2026)10-1109-09

Study on the Residual Stress of Centrifugal Casting Ti60 Alloy Intermediate Casing

TIAN Yuxuan[1], CUI Yuefeng[2], SHAO Zhulei[2], ZHAN Yu[1]

(1. College of Science, Northeastern University, Shenyang 110819, China; 2. AECC Shenyang Engine Research Institute, Shenyang 110015, China)

Abstract: To address the problem of residual stress control in the centrifugal casting process of an aeroengine Ti60 alloy intermediate casing, the optimization of process parameters was studied. A thermal-flow-force multifield coupling model was established by ProCAST, which was verified by X-ray diffraction experiments, and the effects of the centrifugation speed, pouring temperature, pouring time and shell preheating temperature on the stress field were investigated by an orthogonal test system. The results show that the simulation and measurement error is only 9.0%, which confirms the reliability of the model. The maximum Mises stress decreases first but then increases with increasing pouring temperature, reaches a minimum value at 1 800 ℃, and decreases with increasing rotation speed and shell preheating temperature and decreasing pouring time. The range analysis reveals that the maximum von Mises stress of the receiver is dominated by the pouring time and temperature and that the average von Mises stress is regulated by the centrifugation speed. Increasing the rotational speed significantly enhances the fill uniformity and decreases the overall stress reference. The optimal process is determined to be group 23 (200 r/min, 1 850 ℃, 12 s, and 600 ℃), and the maximum and average Mises stresses are 589.9 and 409.9 MPa, respectively, which realizes the coordinated regulation of local safety and overall stability.

Key words: Ti60 alloy; intermediate casing; centrifugal casting; residual stress; ProCAST

作为航空发动机的主要承力结构之一，中介机匣位于发动机中部，具体处于风扇机匣与高压压气机之间，主要承担整机重力、振动、机动载荷及气动载荷等多种复杂载荷[1]。同时，该部件尺寸大、壁薄、结构复杂且表面积大[2]，制造加工难度极高[3]。传统多段焊接工艺易造成零件质量增大，整体刚度下降，难以满足轻量化和高精度的使用要求，大幅提升了生产制造难度。离心铸造因其能够实现复杂薄壁结构的一体化精密成形、有效提升材料利用率并改善铸件的组织性能，成为制备中介机匣的理想选择[4]。

收稿日期：2026-01-12

基金项目：国家自然科学基金(51771051)

作者简介：田宇轩，1994 年生，硕士生．研究方向为材料加工，残余应力．Email: yuxuantian94@163.com

通信作者：战　宇，1980 年生，副教授．研究方向为增材制造，残余应力．Email: zhanyu@mail.neu.edu.cn

引用格式：田宇轩，崔岳峰，邵珠蕾，战宇．离心铸造 Ti60 合金中介机匣残余应力研究[J]．铸造技术，2026, 47(10): 1109-1117.

TIAN Y X, CUI Y F, SHAO Z L, ZHAN Y. Study on the residual stress of centrifugal casting Ti60 alloy intermediate casing[J]. Foundry Technology, 2026, 47(10): 1109-1117.

中国知网　https://www.cnki.net

然而在离心铸造过程中，因冷却速率不均和热膨胀差异引发热应力，冷却后形成残余应力[5]。这些应力严重影响机匣的尺寸精度、抗疲劳寿命和服役可靠性，研究其产生规律与调控方法至关重要[6]。

钛合金因其低密度、高强度和耐腐蚀等优势，被广泛应用于航空航天领域[7]，并成为中介机匣的主要材料。近年来，钛合金精密铸造技术迅速发展，使中介机匣得以一次成型，从而提高刚性与强度并显著减重[8]。如 Li 等[9]通过选择性激光烧结快速制造熔模，并结合数值模拟优化型腔充型与凝固过程，实现了大型薄壁中介机匣的顺序凝固和高质量成形。刘珍君等[10]利用 ProCAST 对 ZTC4 钛合金中介机匣的真空及室温冷却过程进行了应力模拟，发现支撑板圆角处存在明显应力集中。随着航空材料性能需求提升，高温钛合金 Ti60 的研制逐渐成熟。相比中温钛合金 TC4，Ti60 在 600 ℃下具备更高热强度、更优抗氧化性及更小蠕变变形[11-12]，已成为我国航空发动机高温部件的重要材料[13-14]。

在熔模铸造过程中，铸件在固化阶段会产生显著残余应力，可能导致变形、降低疲劳寿命并影响后续加工精度，因此须在工程分析中重点考虑[15]。针对壳体、机匣等航空结构件，目前，研究者多采用数值模拟结合实验的方式开展残余应力相关研究。如王振华等[16]利用热态 X 射线衍射测量附件机匣残余应力，证实试验测得的应力数值与分布规律和仿真结果吻合度较高。现有研究已证实，通过调控浇注温度、冷却速度等工艺参数，可有效缓解高温合金铸造残余应力的过度积累[17]。然而，现有工作多集中于传统中温钛合金 TC4，对新型高温钛合金 Ti60 的研究仍较有限。

基于此，本文以 Ti60 中介机匣为研究对象，采用 ProCAST 开展离心铸造模拟，系统分析浇注温度、型壳预热温度、离心转速和浇注时间等关键参数对残余应力数值及分布的影响，并结合 X 射线实测结果对模拟进行验证，为 Ti60 中介机匣铸造残余应力的预测与调控提供理论支撑与工程参考。

1 中介机匣的建模

首先通过 UG 软件的 CAD 功能完成了机匣以及浇注系统的几何建模。其中机匣轮廓尺寸为 ϕ1 128 mm×336 mm，采用三环式结构设计，内外环通过支板相连接，整体最小壁厚为 3 mm。随后利用 ProCAST 软件构建机匣的熔模铸造型壳，型壳壁厚 10 mm，所用材料为 Y_2O_3。Ti60 材料在不同温度下的材料性能，通过 JMatPro 软件计算得出，相关数据见表 1。最终利用 ProCAST 软件对整体有限元模型进行了四面体网格划分，总网格数约为 175 万，如图 1 所示。

表 1 Ti60 合金的力学性能
Tab.1 Mechanical properties of the Ti60 alloy

Material performance parameters	Temperature/℃					
	20	200	500	1 000	1 500	1 850
Linear expansion coefficient/(10^{-6} ℃$^{-1}$)	8.43	9.29	10.2	11.4	13.0	15.5
Thermal conductivity/(W·m^{-1}·℃$^{-1}$)	6.24	7.85	11.6	21.3	28.8	30.2
Specific heat capacity/(J·kg^{-1}·℃$^{-1}$)	508	530	601	749	813	882
Modulus of Elasticity/GPa	120.1	110.1	92.4	61.8	41.5	0
Yield strength/MPa	833.9	601.5	321.9	4.7	0.97	0.72
Poisson's ratio	0.31	0.32	0.34	0.36	0.40	0.50
Density/(kg·m^{-3})	4 629	4 607	4 564	4 473	4 373	4 055

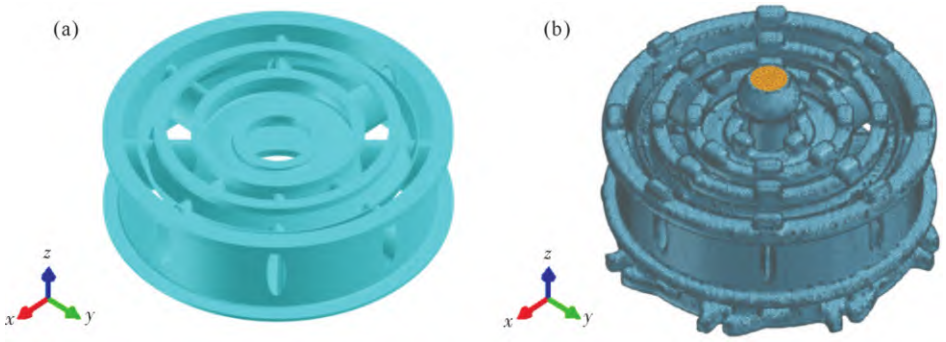


图 1 中介机匣有限元模型：(a) 中介机匣几何模型；(b) 铸造过程有限元网格模型
Fig.1 Finite element model of the intermediate casing: (a) geometric model of the intermediate casing; (b) finite element mesh model of the casting process

中国知网 https://www.cnki.net

2　离心铸造理论基础与应力评估准则

本文利用 ProCAST 软件进行热–流–力多场耦合模拟。其中，充型过程的温度场计算遵循能量守恒与热传导定律，流动过程采用 N-S 方程描述，并针对离心铸造特征，在动量方程中附加了随离心转速变化的径向体力项(离心力)，以反映金属液在旋转坐标系下的充型行为。

残余应力的产生主要源于凝固过程中的非均匀温度梯度以及型壳对铸件热收缩的机械约束。在计算中，铸件的总应变分解为弹性应变、塑性应变和热应变等分量。由于离心铸造呈“由外向内”的快速凝固特征，径向温度梯度的瞬时变化是驱动热应力的主因。采用 Von Mises 屈服准则作为残余应力的评估依据，其表达式为：

$$\sigma_{eq}=\sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2\right]} \quad (1)$$

式中，σ_1，σ_2，σ_3 分别代表 3 个方向的主应力。当计算所得的 Mises 等效应力 σ_{eq} 达到材料在对应温度下的屈服强度时，即可判定该区域进入塑性变形阶段，并在最终冷却至室温后形成宏观残余应力场。

3　实验验证

3.1　残余应力测试结果与对比

为确保残余应力分析的科学性与可靠性，数值模型的有效性验证十分重要。采用 X 射线残余应力测试对离心铸造 Ti60 中介机匣进行测量，以获取精确实验数据。实验所用的仪器为丹东浩元仪器有限公司生产的 DST-17 高分辨 X 射线应力测定仪，采用同倾法测量，设置起始角度为 132°，终止角度为 148°，测量范围为 16°，测量步宽为 0.04，管电压为 40 kV，管电流为 30 mA，靶材为 Cu 靶。

为便于操作，将铸件线切割制备试样，工艺参数严格与实际生产一致：离心转速 160 r/min、浇注温度 1 750 ℃、浇注时间 8 s、型壳预热温度 550 ℃。试样与模拟位置对应关系如图 2 所示，黄点位置为测试点，测量方向 x 对应机匣周向，测量方向 z 对应机匣轴向。通过将实验残余应力与模拟结果在分布规律和数值偏差等方面对比，验证了模拟合理性与准确性。

实验依据机匣的几何特征确定了测试方向，对各试样测点的轴向应力和周向应力进行了测试。模拟中冷却后机匣 x、y 和 z 轴方向上的残余应力云图如图 3 所示，根据转轴公式计算得出测点对应的周向和轴向应力。并计算模拟相对于实验数据的误差，误差(δ)通过下式计算：

$$\delta=\frac{|x_{sim}-x_{exp}|}{x_{exp}}\times 100\% \quad (2)$$

式中，x_{sim} 为模拟计算的残余应力，x_{exp} 为实验测得的残余应力。应力测试结果与模拟结果对比如表 2 所示。

对于所有测点，模拟结果与实验数据的偏差都控制在 20%以内，平均误差 9.0%，充分表明所建立的数值模型具有较高的可靠性和参考价值，为后续开展正交模拟试验奠定了坚实基础。

3.2　误差分析与讨论

尽管模拟与实验结果吻合良好，但在部分区域仍存在一定偏差，针对内、外环的周向与轴向残余应力计算平均误差，所得结果如表 3 所示。通过对铸造物理场及测量原理的深度分析，认为导致误差产生的主要因素有 3 个方面。

(1)材料参数与边界条件的简化　模拟中采用的 Ti60 合金热物性参数是基于 JMatPro 软件计算获得的理想化数据，且将型壳约束简化为理想位移约束。而在实际铸造中，型壳在高温下的退让性以及与铸件之间接触热阻的非均匀分布，均会影响热应力的积

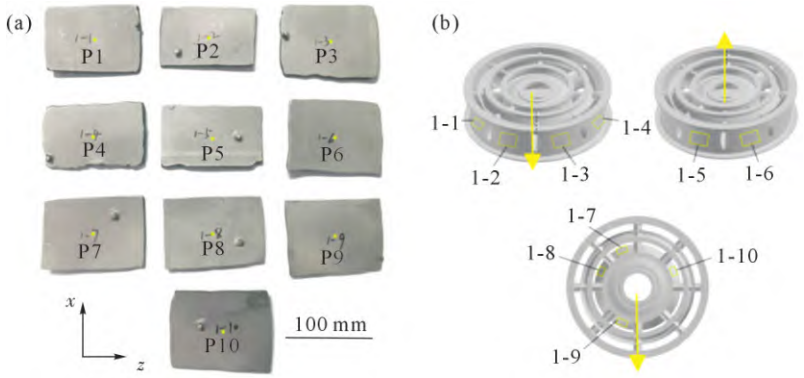


图 2　切割试样与模型位置对应关系图：(a) 切割试样及编号；(b) 试样位置示意图

Fig.2　Correspondence diagram of the cutting sample and model position: (a) cutting sample and number; (b) schematic diagram of the position of the sample

中国知网　https://www.cnki.net

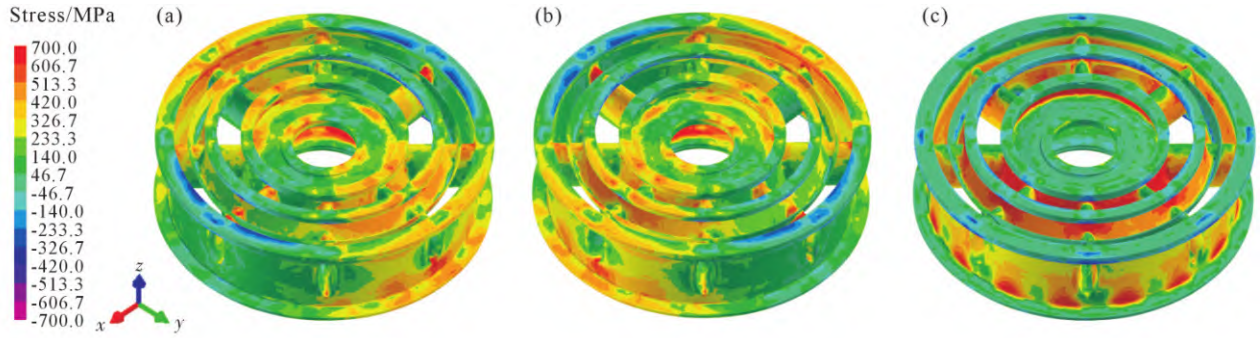


图 3 残余应力分量分布云图：(a) x 轴方向；(b) y 轴方向；(c) z 轴方向

Fig.3 Cloud diagram of the distribution of residual stress components: (a) x-axis direction; (b) y-axis direction; (c) z-axis direction

表2 实验与模拟结果对比

Tab.2 Comparison of the experimental and simulation results

Specimen number	Annular stress experiment results/MPa	Annular stress simulation results/MPa	Error	Axial stress experiment results/MPa	Axial stress simulation results/MPa	Error
1-1	305.6	321.7	5.3%	370.9	336.6	9.2%
1-2	327.3	311.7	4.8%	305.9	328.3	7.3%
1-3	357.8	325.3	9.1%	363.6	353.0	2.9%
1-4	290.9	285.2	2.0%	276.4	317.6	14.9%
1-5	304.5	310.7	2.0%	366.4	341.4	6.8%
1-6	334.8	291.1	13.0%	267.6	296.1	10.7%
1-7	441.9	520.0	17.7%	697.8	640.2	8.3%
1-8	654.1	554.3	15.3%	572.9	629.6	9.9%
1-9	434.9	483.2	11.1%	712.3	624.8	12.3%
1-10	549.1	513.2	6.5%	570.7	628.6	10.1%

表 3 内外环周向与轴向残余应力的平均误差

Tab.3 Mean errors of the annular and axial residual stresses in the inner and outer rings

	Annular	Axial	Both
Outer ring	6.0%	8.6%	7.3%
Inner ring	12.7%	10.2%	11.4%
Both	8.7%	9.2%	9.0%

累。这些边界条件的理想化处理是导致系统性偏差的重要来源。

(2)离心力场引发的局部非均匀组织　在离心力场作用下，金属液在充型与凝固过程中可能产生局部的微观组织差异或溶质偏析。这种组织的不均匀性会直接改变材料局部的弹性模量与屈服强度。目前的数值模型基于均匀各向同性材料假设，未能完全捕捉由强离心力导致的材料属性空间差异，从而造成模拟值与实测值的偏离。

(3)几何特征对 X 射线测量精度的影响　受限于 X 射线对光束准直性的严苛要求，内外环显著的曲率差异打破了测量误差的空间均匀性：外环表面平缓赋予了测量更高的容错能力；反观内环区域，高曲率在探测视野内诱发入射角偏移，导致衍射峰定位更容易发生失准，这直接解释了内环测点周向应力实测误差偏大的现象。从实验数据看，这种由曲率驱动的精度差异在周向路径上表现尤为突出，而在轴向维度上则并不显著。

此外，实际工艺参数的瞬时波动、环境换热的不稳定性以及线切割取样过程中的应力释放等次要因素，也对最终的测量精度产生了一定程度的影响。

4 正交试验设计与残余应力分析

4.1 正交试验设计

为探究离心转速、浇注温度、浇注时间以及型壳预热温度对 Ti60 铸造中介机匣残余应力的影响，设计四因素三水平正交试验，如表 4 所示。正交试验可以在很少的实验次数下，找到最佳的组合，为了减小误差，共设计 27 组模拟实验，分组情况见表 5。并对 27 组不同参数组合进行 ProCAST 模拟并在冷却后输出铸件的残余应力，最后通过极差分析确定各因素对残余应力的影响规律和影响水平。

表 4 正交试验因素水平

Tab.4 Orthogonal test factor level

Factors	Centrifugal speed/(r·min^{-1})	Pouring temperature/℃	Time/s	Shell preheating temperature/℃
Level 1	120	1 750	8	500
Level 2	160	1 800	10	550
Level 3	200	1 850	12	600

4.2 残余应力分析

图 4 展示了组别 1 金属液浇注过程中的温度场

中国知网　https://www.cnki.net

表 5 正交试验方案
Tab.5 The scheme of the orthogonal test

Group	Centrifugal speed/(r·min^{-1})	Pouring temperature/℃	Time/s	Shell preheating temperature/℃
1	160	1 800	10	550
2	160	1 850	12	550
3	160	1 750	8	550
4	120	1 800	10	500
5	200	1 800	8	500
6	120	1 750	12	550
7	200	1 750	8	600
8	200	1 800	10	600
9	160	1 800	12	500
10	120	1 850	10	550
11	160	1750	12	600
12	200	1 800	12	550
13	120	1 800	12	600
14	200	1 750	12	500
15	120	1 850	8	600
16	120	1 750	8	500
17	200	1 850	10	500
18	120	1 750	10	600
19	160	1 850	10	600
20	120	1 850	12	500
21	200	1 750	10	550
22	160	1 800	8	600
23	200	1 850	12	600
24	160	1 750	10	500
25	160	1 850	8	500
26	120	1 800	8	550
27	200	1 850	8	550

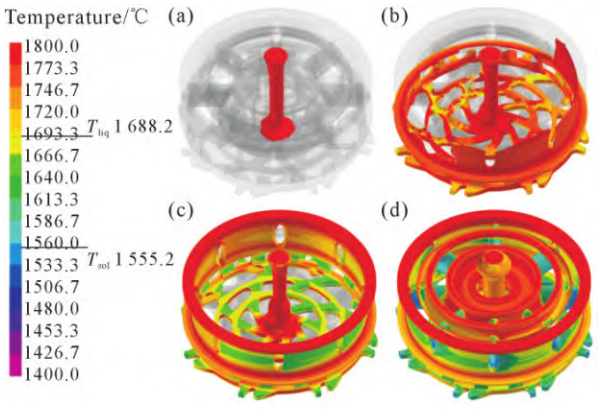


图 4 Ti60 中介机匣充型过程中金属液温度场分布：(a) 0.53 s; (b) 3.37 s; (c) 6.21 s; (d) 11.12 s
Fig.4 Temperature field distribution of the liquid metal during the filling process of the Ti60 intermediate casing: (a) 0.53 s; (b) 3.37 s; (c) 6.21 s; (d) 11.12 s

分布特征。浇注启动后 0.53 s，金属液在重力作用下经直浇道流入浇注系统底部，正式开启填充过程；随后在重力与离心力的协同作用下，于 3.37 s 优先完成底部区域填充，并逐步从底部向上沿机匣外环扩散；至 6.21 s，机匣外环实现完全充满，后续金属液通过支板向机匣内部持续流动，最终在 11.12 s 完成整个机匣的全面填充。整个浇注过程严格遵循“由下至上、从外到内”的填充顺序，温度场分布与填充进程呈现出良好的协同性。

相比于传统的重力铸造，离心铸造由于离心力的作用，金属液不仅可以快速、均匀地填充型腔，更重要的是，在凝固过程中，高离心力有利于气体和微观缺陷(如氧化夹杂)被有效排出或推向铸件内表面，从而显著提升铸件的组织致密度和力学性能。由于金属液中存在密度差异，在强大的离心力作用下，密度较大的纯净金属液被紧密地压向模具外壁(即机匣的外轮廓，对应承载区)，而密度较小的缩孔、缩松和气孔等缺陷则被集中到铸件的内表面。如图 5 所示，通过模拟计算，缺陷集中区域(例如缩孔缩松率≥20%的体积达到了 121.13 cm^3)被推向了易于切除或后处理的内壁区域。这种缺陷的定向迁移机制极大地优化了中介机匣关键承力区(外壁)的质量。中介机匣后续可通过热等静压等先进后处理工艺进行消除或有效减小缩孔缩松现象，并减小残余应力[18-20]，最终实现铸件整体致密度的进一步提高，确保其满足航空发动机高可靠性的要求。

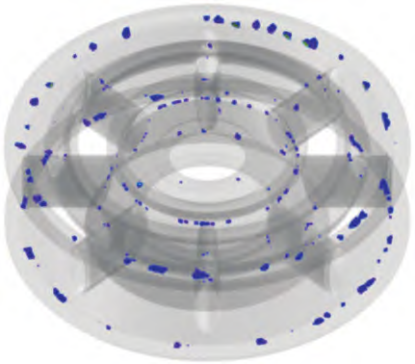


图 5 组别 1 缩孔缩松率≥20%的区域
Fig.5 Areas of group 1 with a shrinkage rate≥20%

考虑到 Ti60 合金属于延性金属材料，其在复杂应力状态下的屈服失效主要取决于畸变能的大小，因此采用 Mises 等效应力作为评价残余应力对结构影响的基准指标。图 6 是组别 1 中介机匣冷却至室温的 Mises 应力分布图，对于机匣整体而言，各部分几何尺寸的差异以及受到熔模约束程度不同导致各区域的冷却速率产生差异，从而引发不同的热应力分布。在进行的 27 组模拟中，机匣整体残余应力的分布规律基本趋于一致，曲率较小、结构简单的区域通常表现出较低的残余应力水平，例如机匣外环外壁和内环法兰附近。而较高的残余应力常见于转角、连接部位等曲率较大和结构较复杂的区域，这些地

中国知网　https://www.cnki.net

方由于应力集中效应，残余应力较为显著，例如支板与中环连接区域以及内环外壁。

在航空发动机中，中介机匣承受着高温、高压等复杂工况，其承载作用对整个发动机的性能至关重要。而在这一过程中，残余应力的分布会显著影响机匣的性能，尤其是导致结构件失效的风险。因此，除了对整体应力水平进行评估外，还应重点关注应力分布不均的区域，特别是在应力集中的位置(如几何形状复杂、壁厚不均、尖角处等)。表 6 汇总了 27 组模拟方案下，冷却至室温后铸件节点的最大 Mises 应力与全场平均 Mises 应力的计算结果。

通过对这些原始数据的初步挖掘，可以发现以下规律。

(1)应力水平的安全性评估　在所有试验组别

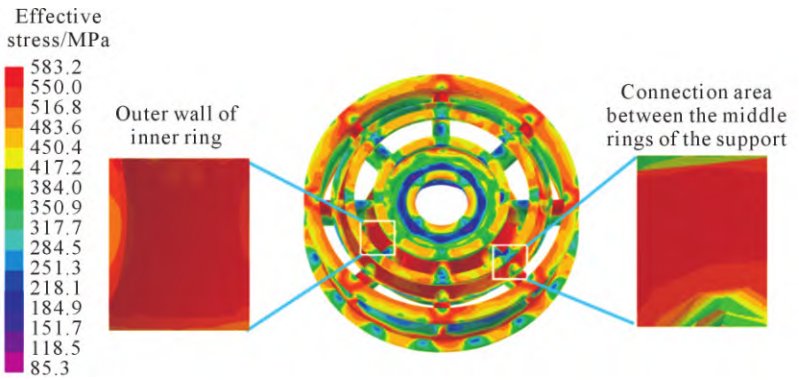


图 6　组别 1 中介机匣 Mises 应力分布

Fig.6　Mises stress distribution of the Group 1 intermediate casing

表 6 正交试验残余应力结果

Tab.6 Residual stress results of the orthogonal test

Group	Centrifugal speed /(r·min^{-1})	Pouring temperature /℃	Time/s	Shell preheating temperature/℃	Maximum Mises stress/MPa	Average Mises stress/MPa
1	160	1 800	10	550	583.2	430.8
2	160	1 850	12	550	675.1	426.4
3	160	1 750	8	550	607.0	433.4
4	120	1 800	10	500	588.5	432.1
5	200	1 800	8	500	602.3	428.9
6	120	1 750	12	550	661.1	432.2
7	200	1 750	8	600	600.5	438.0
8	200	1 800	10	600	608.7	410.3
9	160	1 800	12	500	594.4	407.9
10	120	1 850	10	550	612.2	435.1
11	160	1 750	12	600	607.6	428.1
12	200	1 800	12	550	598.9	415.0
13	120	1 800	12	600	630.0	427.4
14	200	1 750	12	500	615.9	424.0
15	120	1 850	8	600	601.2	432.5
16	120	1 750	8	500	624.4	439.0
17	200	1 850	10	500	632.5	415.6
18	120	1 750	10	600	612.2	427.1
19	160	1 850	10	600	601.6	418.1
20	120	1 850	12	500	616.6	425.6
21	200	1 750	10	550	602.0	412.4
22	160	1 800	8	600	586.1	416.2
23	200	1 850	12	600	589.9	409.9
24	160	1 750	10	500	679.7	431.8
25	160	1 850	8	500	595.2	425.1
26	120	1 800	8	550	587.6	435.1
27	200	1 850	8	550	586.2	416.2

中国知网　https://www.cnki.net

中，最大 Mises 应力的数值区间为583.2~679.7 MPa。结合 Ti60 合金在常温下的屈服强度(833.9 MPa)来看，各工艺组合下的残余应力峰值均处于安全阈值内，未发生因应力过载导致的即时开裂。然而，部分高应力组别(如组别 24)的最大 Mises 应力已接近屈服强度的 80%。在实际生产中，这种极高的应力水平不仅增加了铸件在脱壳及清理过程中的开裂风险，更会在后续的热处理工序中因热应力与残余应力的叠加而诱发零件畸变或裂纹萌生。因此，从源头上抑制应力峰值，对于保证机匣的结构完整性具有重要意义。

(2)极值组别与工艺参数的耦合特征　最大 Mises 应力最低组别：组别 1(160 r/min, 1 800 ℃, 10 s, 550 ℃)展现了全试验组最低的最大 Mises 应力值，为 583.2 MPa。这表明在该温度平衡点下，金属液的流动性与冷却速率达到了较好的协调，规避了局部应力集中。

平均 Mises 应力最低组别：组别 9(160 r/min, 1 800 ℃, 12 s, 500 ℃)在整体应力控制上表现最佳，其平均 Mises 应力降至 407.9 MPa。最优综合调控组别：若兼顾局部安全性与整体尺寸稳定性，组别 23 (200 r/min, 1 850 ℃, 12 s, 600 ℃)在实际工程中可能更具优势。该组别的最大 Mises 应力为589.9 MPa，仅比组别 1 高出 1.1%，而其平均 Mises 应力409.9 MPa，也是次最低值，比组别 9 仅高出 0.5%。

(3)最大 Mises 应力与平均 Mises 应力的演变趋势为了更直观地揭示各工艺参数对中介机匣应力场的调控效果，建立了如图 7 所示的双纵轴折线图。通过对比最大 Mises 应力(红色实线)与平均 Mises 应力(蓝色虚线)的波动特征可以发现，两者在演变节奏上呈现出显著的非同步性。例如，组别 24 的局部应力峰值虽冲至全场最高，但其整体平均应力水平并未同步激增；而组别 7 虽然整体平均应力水平最高，但其局部应力峰值却并不突出。这种演变趋势的背离有力地证明了：由离心转速主导的填充均匀性与由浇注温度、时间主导的局部温差梯度，在物理机制上对应力场的影响是相对独立的。

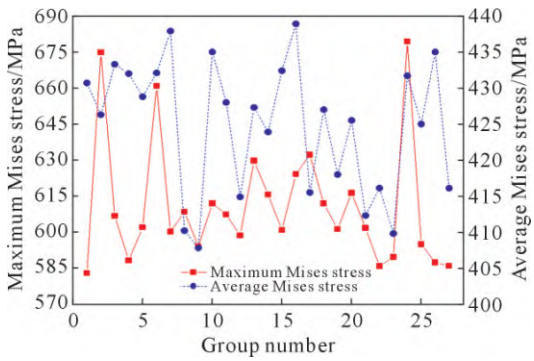


图 7　最大 Mises 应力和平均 Mises 应力变化趋势对比图

Fig.7　Comparison chart of the change trends of the maximum Mises stress and average Mises stress

为了量化各工艺参数对 Ti60 合金铸件 Mises 应力的影响程度，本文对模拟结果进行了极差分析(表 7 和 8)。其中，K_i 表示各因素在第 i 水平下模拟结果(最大 Mises 应力/平均 Mises 应力)的总和，K_i avg 为对应的平均值，用于判断各因素的最优水平组合；R (极差值)定义为 max(K_i)-min(K_i)，其数值大小反映了该工艺参数对考察指标影响的显著程度。R 值越大，表明该因素对残余应力的波动影响越明显。

表7 针对最大Mises应力的极差分析

Tab.7 Range analysis table for maximum Mises stress

Factor	Centrifugal speed /(r·min^{-1})	Pouring temperature /℃	Time/s	Shell preheating temperature /℃
K_1	5 533.8	5 610.5	5 390.5	5 549.5
K_2	5 529.8	5 379.7	5 520.5	5 513.2
K_3	5 436.9	5 510.4	5 589.5	5 437.8
K_1 avg	614.87	623.38	598.95	616.61
K_2 avg	614.43	597.74	613.39	612.58
K_3 avg	604.10	612.27	621.05	604.20
Optimal level	3	2	1	3
R	10.77	25.64	22.1	12.41

表8 针对平均Mises应力的极差分析

Tab.8 Range analysis table for average Mises stress

Factor	Centrifugal speed /(r·min^{-1})	Pouring temperature /℃	Time/s	Shell preheating temperature/℃
K_1	3 886.1	3 866.0	3 864.3	3 830.0
K_2	3 817.9	3 803.7	3 813.3	3 836.5
K_3	3 770.2	3 804.5	3 796.5	3 807.6
K_1 avg	431.79	429.56	429.37	425.56
K_2 avg	424.21	422.63	423.70	426.28
K_3 avg	418.91	422.72	421.83	423.07
Optimal level	3	2	3	3
R	12.88	6.93	7.54	3.21

最大 Mises 应力随离心转速升高、浇注时间缩短和型壳预热温度提高而减小，且在 1 800 ℃浇注温度下显著低于 1 750 和 1 850 ℃。整体平均 Mises 应力也随离心转速升高呈下降趋势，并随浇注时间延长而减小；1 800 和 1 850 ℃浇注温度下的平均 Mises 应力无明显差异，但均显著低于 1 750 ℃，600 ℃型壳预热温度对应较低的平均 Mises 应力。其中，浇注温度和浇注时间对最大 Mises 应力的影响最为明显。出现这样规律的原因有以下几点。

(1)离心转速决定了在型腔内的分布和凝固时序。提高转速会增强向外的离心体力，促使金属液迅

中国知网　https://www.cnki.net

速、均匀填充型壁并趋于同时凝固，从而有效削弱由壁厚或形状差异引起的温度梯度。这种均匀性降低了局部区域的应力集中，因此能同时降低最大 Mises 应力和平均 Mises 应力。

(2)浇注温度影响合金液体的流动性和凝固速率。较高的浇注温度(如 1 850 ℃)增加了合金液的过热度，延长了液相存在时间，从而在浇注后形成更大的温度梯度，放大了冷却不均匀收缩，引发更强烈的热应力。相反，1 800 ℃可能是一个平衡点，避免了过高的过热度，而 1 750 ℃虽使凝固加速，但可能因液态金属快速固化而在初期填充阶段产生局部的温差应力集中，导致较高的应力。

(3)浇注时间影响充型速率和金属液的降温时序。较长的浇注时间意味着金属液缓慢填充，充型完成前就开始降温，这延长了残余应力形成的时间窗口。然而，浇注时间过短会导致金属液快速聚积并急剧凝固，瞬时温差加大，从而在局部产生较大的应力梯度，这直接推高了最大 Mises 应力。

(4)型壳预热温度决定了金属液与型壳之间的初始温差。提高预热温度可显著减小初始温差，使冷却过程更加缓和均匀，从而减轻热冲击，抑制局部应力集中，有效降低最大 Mises 应力峰值和平均Mises 应力。

另外，通过对比极差值可以看出，除了离心转速对最大 Mises 应力和平均 Mises 应力影响相近，其余 3 个工艺参数对平均 Mises 应力的影响明显小于对最大 Mises 应力的影响。因此在进行应力调控时，可以优先考虑最大 Mises 应力。

5 结论

(1)基于 ProCAST 对 Ti60 合金中介机匣进行了离心铸造数值模拟，并通过 X 射线实测数据对残余应力进行了验证。模拟结果与实验吻合较好，整体误差小于 20%，说明模型能够较准确地反映铸件的残余应力分布。

(2)中介机匣残余应力的空间分布特征较稳定，工艺参数对整体分布形态影响很小。高残余应力主要集中在转角、连接等曲率大或结构复杂区域，而曲率小、结构简单部位的残余应力普遍较低，说明结构特征是决定残余应力分布的主导因素。

(3)残余应力的大小受到多种工艺参数共同影响，其中，最大 Mises 应力主要受浇注温度和浇注时间的控制，这两个因素的影响最为显著，模拟实验表明在 1 800 ℃浇注温度下能获得最低的最大 Mises 应力，并且缩短浇注时间有利于其降低；同时，提高离心转速与型壳预热温度对最大 Mises 应力也有减小作用，但影响幅度相对较弱。而平均 Mises 应力则主要受离心转速控制，随着转速的升高，平均 Mises 应力明显降低；虽然降低浇注温度、提高型壳预热温度和缩短浇注时间也能减小平均应力，但其影响幅度很小。综合来看，通过有针对性地优化这些关键工艺参数，可有效调控 Ti60 中介机匣的残余应力，为高温钛合金复杂薄壁件的精确工艺设计提供重要依据。

参考文献：

[1] 史成龙，钱巍，郝喜望，南海. 中介机匣曲面流道尺寸符合性的新型耦合设计方法[J]. 航空动力，2021(1): 72-74.
SHI C L, QIAN W, QIE X W. A new coupling design method for the dimensional conforming of intermediate case curved surface flow channel[J]. Aerospace Power, 2021(1): 72-74.

[2] 李飞，赵彦杰，李玉龙，吴雨，史志武，徐斌，汪东红，孙宝德. 钛合金中介机匣快速熔模铸造工艺研究[J]. 特种铸造及有色合金，2019, 39(6): 637-639.
LI F, ZHAO Y J, LI Y L, WU Y, SHI Z W, XU B, WANG D H, SUN B D. Rapid investment casting process for titanium alloy intermediate casing[J]. Special Casting & Nonferrous Alloys, 2019, 39(6): 637-639.

[3] MAJ M. The formation of the strength of castings including stress and strain analysis[J]. Materials, 2024, 17(11): 2484.

[4] FENG X, QIU J K, MA Y, LEI J F, CAI Y Y, WU X H, YANG R. Influence of processing conditions on microstructure and mechanical properties of large thin-wall centrifugal Ti-6Al-4V casting[J]. Journal of Materials Science & Technology, 2016, 32: 362-371.

[5] ZHU X P, ZHU C L, LIN B S, WANG Z D. Research on optimization design of cast process for TiAl case casting[J]. Metals, 2022, 12(11): 1954.

[6] TABATABAEIAN A, GHASEMI A R, SHOKRIEH M M, MARZBANRAD B, BARAHENI M, FOTOUHI M. Residual stress in engineering materials: A review[J]. Advanced Engineering Materials, 2021, 24(3): 2100786.

[7] 凌云，王红红，周建新，南海，高富辉，王红，殷亚军. 钛合金离心铸造数值模拟技术及应用[J]. 铸造设备与工艺，2015(1): 31-34.
LING Y, WANG H H, ZHOU J X, NAN H, GAO F H, WANG H, YIN Y J. Simulation technology and application on the process of complex titanium by casting[J]. Foundry Equipment and Technology, 2015(1): 31-34.

[8] 郝喜望，潘思源，杨冬丽，殷亚军，计效园，周建新. 大型钛合金中介机匣蜡模一体化制备技术研究[J]. 航空制造技术，2024, 67(Z2): 65-71.
QIE X W, PAN S Y, YANG D L, YIN Y J, JI X Y, ZHOU J X. Research on wax mold integrated preparation technology for large titanium alloy intermediate casing[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(Z2): 65-71.

[9] LI S R, WANG Y C, ZHANG X, XIAN Q G, ZHAO Y J, QI C K, LI Z H, LAI J H, LI F. Numerical simulation and rapid centrifugal casting of large complex thin-walled titanium alloy intermediate casing based on 3D printed pattern [EB/OL]. Research

中国知网 https://www.cnki.net

Square, (2021-08-26) [2026-07-08]. https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-829543/v1

[10] 刘珍君，朱小平，栗尼娜，徐泳涛，孙瑛聪，张荣强，陈正阳. 熔模铸造钛合金中介机匣应力数值模拟[J]. 特种铸造及有色合金，2023, 43(1): 129-134.
LIU Z J, ZHU X P, LI N N, XU Y T, SUN Y C, ZHANG R Q, CHEN Z Y. Numerical simulation of stress in investment casting titanium alloy intermediate casing[J]. Special Casting & Nonferrous Alloys, 2023, 43(1): 129-134.

[11] 王冰，相志磊，周宗熠，申高亮，黄景存，韩竟俞，王安东，陈子勇. 耐 600 ℃及以上高温钛合金研究进展[J]. 钢铁钒钛，2024, 45(2): 42-50, 71.
WANG B, XIANG ZHI L, ZHOU Z Y, SHEN G L, HUANG J C, HAN J Y, WANG A D, CHEN Z Y. Research status and prospect of titanium alloys resistant to high temperature of 600 ℃ and above[J]. Iron Steel Vanadium Titanium, 2024, 45(2): 42-50, 71.

[12] ZHANG G D, LIU W, ZHANG P, XIONG H P, GAO J S, YU H, YUAN H. Chemical composition, microstructure, tensile and creep behavior of Ti60 alloy fabricated via electron beam directed energy deposition[J]. Materials, 2022, 15(9): 3109.

[13] SUN F, LI J S, KOU H C, TANG B, CHEN Y, CHANG H, CAI J M. β phase transformation kinetics in Ti60 alloy during continuous cooling[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2013, 576: 108-113.

[14] 赵子博，王清江，刘建荣，陈志勇，朱绍祥，于冰冰. Ti60 合金棒材中的织构及其对拉伸性能的影响[J]. 金属学报，2015, 51(5): 561-568.
ZHAO Z B, WANG Q J, LIU J R, CHEN Z Y, ZHU S X, YU B B. Texture of Ti60 alloy precision bars and its effect on tensile properties[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2015, 51(5): 561-568.

[15] MA K, GOETZ R, SRIVATSA S K. Modeling of residual stress and machining distortion in aerospace components[M]//FURRER D U, SEMIATIN S L. ASM Handbook: Volume 22B Metals Process Simulation. Materials Park: ASM International, 2010: 386-407.

[16] 王振华，李舒婷，侯明曦，吴双峰，曹保峰. 附件机匣前壳体铸造残余应力仿真分析与优化[J]. 机械工程与自动化，2025, 54(3): 71-73.
WANG Z H, LI S T, HOU M X, WU S F, CAO B F. Simulation analysis and optimization of residual stress in the casting process of the front housing of the accessory gearbox[J]. Mechanical Engineering & Automation, 2025, 54(3): 71-73.

[17] 毕中南，秦海龙，刘沛，史松宜，谢锦丽，张继. 高温合金锻件残余应力量化表征及控制技术研究进展[J]. 金属学报，2023, 59(9): 1144-1158.
BI Z N, QIN H L, LIU P, SHI S Y, XIE J L, ZHANG J. Research progress regarding quantitative characterization and control technology of residual stress in superalloy forgings[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2023, 59(9): 1144-1158.

[18] LIU T Y, SHI K, ZHAO J, LIU S B, ZHANG Y W, LIU H Y, LIU T Y, CHEN X M, MEI X M. Effect of hot isostatic pressing processing parameters on microstructure and properties of Ti60 high temperature titanium alloy[J]. China Foundry, 2022, 20: 49-56.

[19] XU Q, LI W, YIN Y J, ZHOU J X, NAN H. Effect of hot isostatic pressing on the cast Ti6Al4V alloy with shrinkage cavities inside: Healing behavior, microstructure evolution and tensile property[J]. Materials Science and Engineering: A, 2022, 832: 142496.

[20] XUE X Y, SHI D Y, ZHAO L. Experimental study on residual stress and deformation control during machining of TC18 titanium alloy long axis[J]. Materials, 2025, 18(12): 2788.

（责任编辑：宫文婧）

中国知网　https://www.cnki.net