

FGH96合金环件风冷淬火过程数值模拟

汪煜¹ 丁方政² 刘玉峰¹ 孔令伟¹ 王明礼³ 高胜东⁴

[1. 中国航发北京航空材料研究院先进高温结构材料重点实验室, 北京 100095; 2. 空军驻北京地区军事代表室, 北京 101300; 3. 航发优材(镇江)高温合金有限公司, 镇江 212001; 4. 哈尔滨工业大学机电工程学院, 哈尔滨 150001]

摘要 采用数值模拟研究了风冷淬火工艺参数对FGH96合金环件毛坯温度场分布、冷却速度、残余应力等的影响。结果表明,在喷管气体流速为90 m/s基础上,整体提高或仅提高中间喷管气体流速至120 m/s,均可提高环件毛坯各部位冷却速度。不同风冷淬火方案环件毛坯的冷却速度均可在120 °C/min以上维持较长时间,可满足 γ' 相析出的工艺要求。提高中间喷管气体流速,可增大环件毛坯心部冷却速度,使其温度分布更均匀,为优选风冷淬火方案。风冷淬火的环件毛坯表面残余应力比常规油冷淬火低35 MPa且分布更均匀,更有利于环件毛坯的残余应力控制。

关键词 风冷淬火;数值模拟;环件毛坯;高温合金

中图分类号 TG146.1⁺5;TG132.3⁺2;TP311

文献标志码 A

DOI:10.15980/j.tzzz.T20250264

Numerical Simulation of Air-cooling Quenching of FGH96 Ring

WANG Yu¹, DING fangzheng², LIU Yufeng¹, KONG Lingwei¹, WANG Mingli³, GAO Shengdong⁴

[1. Science and Technology on Advanced High Temperature Structural Materials Laboratory, AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095; 2. Air Force Military Representative Office in Beijing, Beijing 101300; 3. HFYC(Zhenjiang) Superalloy Co., Ltd., Zhenjiang 212001; 4. School of Mechatronics Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001]

Abstract: The influence of air-cooled quenching parameter on temperature distribution, cooling rate, residual stress of FGH96 powder metallurgy (PM) superalloy ring was investigated by numerical simulation. The results reveal that on the basis of gas flow velocity of 90 m/s, overall improvement or only increasing the gas flow velocity of the middle nozzle to 120 m/s leads to the cooling rate enhancement of PM superalloy ring. The cooling rate of rings under different air-cooling conditions can be maintained above 120 °C/min for an adequate time, which ensures the precipitation of γ' phase. Improving the gas flow rate of the middle nozzles can intensify the cooling rate at the core of ring, resulting in the homogenization of temperature distribution, which indicates the preferred air-cooled quenching solution. The surfacial residual stress of the ring by air-cooled quenching is 35 MPa lower than that of ones by after conventional oil quenching with uniform distribution, which is conducive to the residual stress control of the ring.

Key Words: Air-cooled Quenching, Numerical Simulation, Ring Blank, Superalloy

粉末高温合金环件广泛应用于生产先进涡扇航空发动机高、低压涡轮挡板,该零件结构复杂,壁薄且易变形,在高温、高压、高转速条件下服役,其综合力学性能和结构稳定性对航空发动机服役可靠性影响较大^[1-4]。在大尺寸(直径为600 mm以上)粉末高温合金环件毛坯的制造工艺流程中,热处理是关键工序,决定了环件的显微组织与综合力学性能。热处理工艺参数包含固溶温度、固溶保温时间和淬火冷却速度等,其中固溶温度和保温时间决定环件的晶粒度,而淬火冷却速度决定了主要强化相 γ' 相的尺寸、形貌及含量等。

田高峰等^[5]、吴凯等^[6]通过比较精确的冷却速度试验分析了冷却速度对粉末高温合金 γ' 相析出的影响,采用相分析的方法统计了 γ' 相尺寸分布,获得了冷却速度与 γ' 相等效尺寸的关系曲线,并分析了不同 γ' 相的尺寸、形貌、含量对强度和显微硬度的影响^[7-9]。卢毓华等^[10]、张海等^[11]研究了热处理冷却速度对 γ' 相演变规律的影响,分析了不同形态的 γ' 相对蠕变性能影响机制。此外,环件的尺寸效应,淬火时环件各部位的冷却速度存在差异,导致淬火后的环件内部产生残余应力,刘海涛等^[12]和南晴等^[13]通过数值模拟研究了热处

收稿日期:2025-06-27;修订日期:2025-07-04

第一作者简介:汪煜,男,1976年出生,高级工程师,E-mail: wangyu-hit@sohu.com

引用格式:汪煜,丁方政,刘玉峰,等. FGH96合金环件风冷淬火过程数值模拟[J]. 特种铸造及有色合金, 2025, 45(10): 1 529-1 535.

WANG Y, DING F Z, LIU Y F, et al. Numerical simulation of air-cooling quenching of FGH96 ring[J]. Special Casting & Nonferrous Alloys, 2025, 45(10): 1 529-1 535.

理工艺对高温合金盘件和铝合金薄壁件残余应力的影响,以及残余应力控制措施。航空发动机用环件是典型的大直径薄壁件,若毛坯热处理时存在较大的残余应力,在后续机加成零件过程中极易变形并最终因尺寸不合格而报废,在服役过程中也容易发生变形、翘曲,威胁发动机及机组人员安全。因此,粉末高温合金环件毛坯热处理淬火冷却过程控制非常重要。

目前,粉末高温合金环件毛坯热处理常规淬火方式为油冷或盐冷,较高的冷却速度可促进 γ' 相的充分析出,使环件获得优异的综合力学性能^[14-15]。但由于油冷或盐冷无法控制环件各部位的温度变化和冷却速度,导致热处理后毛坯残余应力较大。有研究发现,粉末高温合金环件毛坯经固溶+油冷淬火+时效热处理后,表面残余应力可达600 MPa,甚至更高^[16]。随着航空发动机粉末高温合金部件制造技术的发展,环件毛坯热处理淬火时采用冷却速度可控的风冷淬火工艺已成为重要研究方向之一。现有粉末高温合金制件淬火工艺的研究集中于常规的油冷或盐冷工艺^[17-20],关于风冷淬火工艺的相关报道较少。

与油冷或盐冷淬火方式相比,风冷过程界面传热

系数较小,因此通过优化风冷参数,获得较高的冷却速率,同时控制各部位的温度梯度,是环件风冷淬火工艺研究的关键。数值模拟相比传统试错法可大大缩短工艺研究周期,降低试验成本,因此广泛应用于材料研发和工艺设计。本研究将针对实际航空发动机用粉末高温合金环件毛坯风冷淬火过程开展数值模拟研究,通过分析不同风冷淬火方案对环件毛坯各位置温度场和冷却速度的影响,并结合残余应力数值模拟和试验研究,为实际环件毛坯热处理风冷淬火工艺提供参考。

1 试验材料及方法

粉末高温合金环件毛坯材质为FGH96合金,其化学成分见表1。风冷模拟和试验时,环件毛坯上下方离散分布的喷管形成气体冲击射流,对固溶加热后的环件毛坯表面进行传热冷却,从而实现环件毛坯的风冷淬火,见图1。考虑到环件毛坯宽度和直径均较大,因此上下对称布置三圈喷管,每圈12支并沿周向均匀分布,其中内外圈喷管排列角度一致,中间一圈喷管与内、外两圈喷管错开15°,从而使环件毛坯各部位冷却均匀。喷管布局结构见图2。

表1 FGH96合金环件的主要化学成分
Tab.1 Chemical composition of FGH96 alloy

w_B											%
Cr	Co	W	Mo	Al	Ti	Nb	C	B	Zr	Ni	
15.00~16.50	12.50~13.50	3.80~4.20	3.80~4.20	2.00~2.40	3.50~3.90	0.60~1.00	0.02~0.05	0.006~0.015	0.025~0.050	余量	

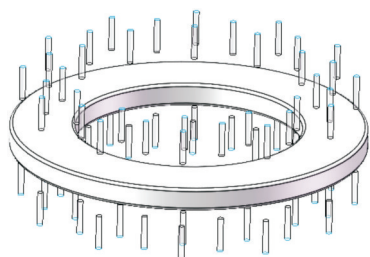


图1 风冷淬火示意图

Fig.1 Schematic diagram of air-cooled quenching

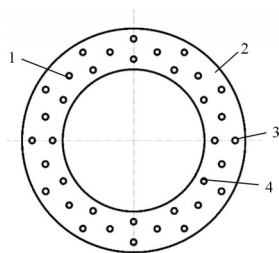


图2 喷管布局图

Fig.2 Layout of nozzle

1. 中间喷管 2. 环件毛坯 3. 外圈喷管 4. 内圈喷管

在风冷淬火数值模拟和试验时,在环件毛坯上设置了9个温度监测点用于分析核心区域温度场变化情况,从内到外依次为监测点1~9,见图3。通过对温度曲线试验结果与数值模拟进行对比,验证数值模拟结果的准确性。由于试验过程中,粉末高温合金环件毛坯从出炉到风冷试验台的转移时间为100 s,因此数值模拟时增加了该转移过程的自然冷却,100 s时开始风冷淬火。

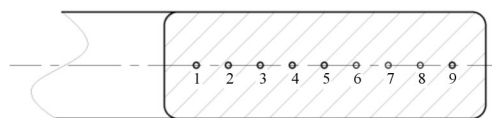


图3 环件毛坯温度监测点布局图

Fig.3 Layout of temperature monitoring point of ring blank

2 建模和条件设置

2.1 几何模型与网格划分

由于粉末高温合金环件毛坯为圆环状结构,因此

风冷淬火数值模拟时,计算域为以环件毛坯为中心的圆柱体。为提高计算精度和速度,针对该计算域特点网格进行精细划分,粉末高温合金环件毛坯区域温度变化较为缓慢,划分的网格较大;流体区域热交换较快,适当加密了网格;喷管出口和喷管对应的环件毛坯区域表面处网格适当细化并建立边界层网格,保证计算准确性。整个计算模型网格数量为1 600万,见图4。

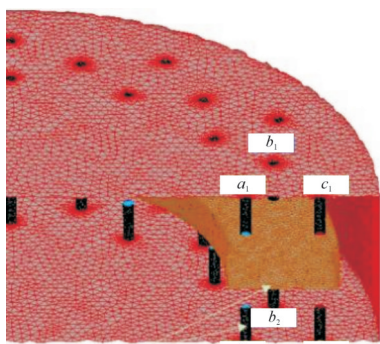


图4 数值模拟1/4几何模型及网格划分

Fig.4 Simulated 1/4 geometric model and meshing

2.2 试验方案及计算条件

数值模拟及试验过程中,每圈喷管的气体流速是一致的,且各圈喷管的气体流速可单独调节,喷管位置见图4。风冷淬火主要参数有喷管气体流速、喷管直径和喷管距环件表面距离与气管直径比。本研究采用的喷管直径均为10 mm,喷管距环件表面距离为40 mm。为研究气体流速的影响,设计了3种不同喷管气体流速的风冷方案,见表2。

表2 喷管气体流速

Tab.2 Gas flow rate of nozzle

m/s

风冷方案	喷管编号		
	a_1, a_2	b_1, b_2	c_1, c_2
1	90	90	90
2	90	120	90
3	120	120	120

数值计算中的边界条件及假定条件:①速度入口条件,喷管采用速度入口边界条件,通过更改喷管的气体流速,改变输入条件,并给定方向;②壁面条件,喷管表面和环件毛坯表面均采用壁面边界条件,环件风冷前初始温度为1 150℃;③压力边界条件,将计算域外侧边界条件设置为压力出口条件,出口压力与环境压力均设置为101 325 Pa;④粉末高温合金环件为各向同性材料,且连续均匀;⑤考虑高温环件在整个冷却过程中辐射传热的影响。

3 风冷过程数值模拟与试验验证

3.1 风冷过程数值模拟

图5为风冷开始前环件毛坯截面温度分布。粉末高温合金环件毛坯风冷过程中,心部热量向表面传递是热传导过程,表面热量向环境传递是热对流和热辐射过程。数值模拟前100 s内,环件毛坯经历了出炉、转移、定位调整等过程,该过程为自然冷却。由于环件毛坯内部热传导需要建立温度梯度,且环件毛坯各表面的结构存在差异,向环境散热的综合传热系数也略有差异,因此环件毛坯各部分冷却速度不同,温度呈梯度分布。

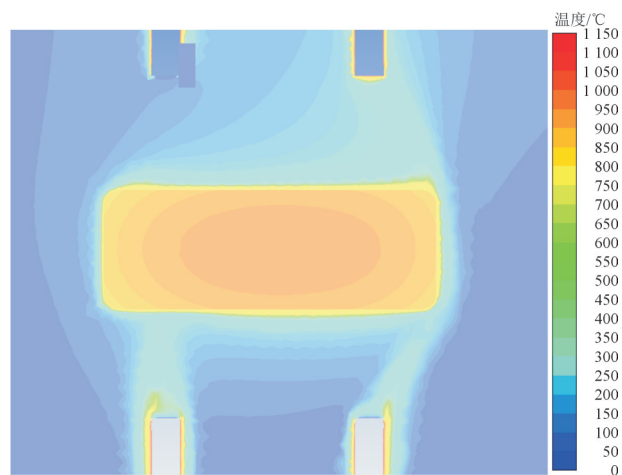


图5 风冷开始前环件毛坯截面温度分布

Fig.5 Temperature distribution of cross section of ring before air cooling

风冷方案1~3环件毛坯冷却的温度曲线及冷却速度曲线分别见图6~图8。可以看出,不同方案中环件毛坯前100 s的出炉、转移和定位阶段冷却速度较慢,环件毛坯处于自然冷却状态,表面和内部初步建立起温度梯度。进入风冷阶段后,各监测点冷却速度迅速升高。由于越靠近环件毛坯心部,传热越困难,因此对于同一风冷方案,中心监测点5冷却速度最低。同一监测点,风冷方案从1~3冷却速度依次增加,可见无论是提高整体喷管气体流速还是仅提高中间 b_1 、 b_2 喷管气体流速,均可使环件毛坯各部位冷却速度提高。

中心监测点5冷却速度曲线见图9,方案1~3监测点5最大冷却速度分别为125、132和152℃/min,可见不同方案各监测点最大冷却速度均超过了120℃/min,且持续时间均较长,可满足环件毛坯 γ' 相析出的工艺要求。

3种风冷方案9个监测点的最大冷却速度见表3。

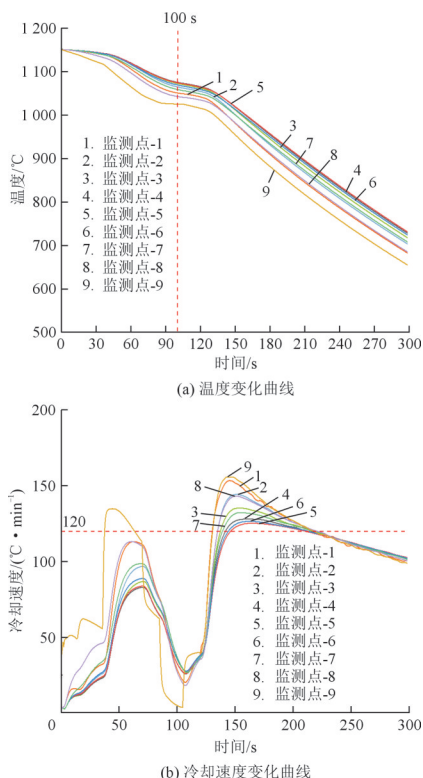


图6 风冷方案1温度及冷却速度曲线

Fig.6 Temperature and cooling rate curves of air-cooling regime 1

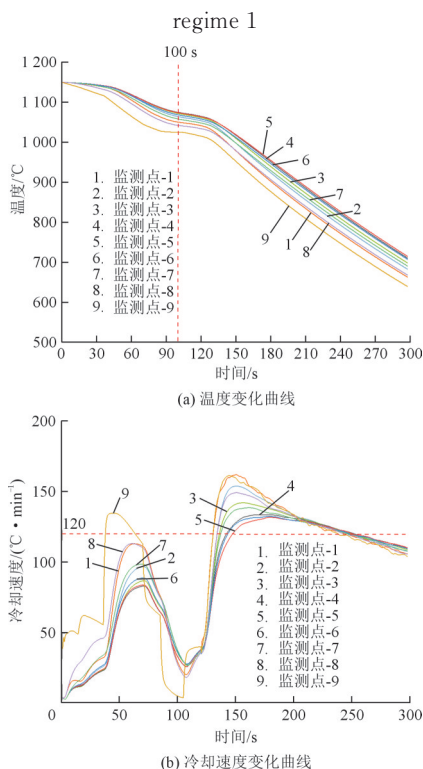


图7 风冷方案2温度及冷却速度曲线

Fig.7 Temperature and cooling rate curves of air-cooling regime 2

可见方案1各监测点最大冷却速度相对较低,极差为 $31\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 。方案2在方案1基础上,将中间喷嘴流速提高,提高了环件毛坯各部位冷却速度,尤其是提高了毛

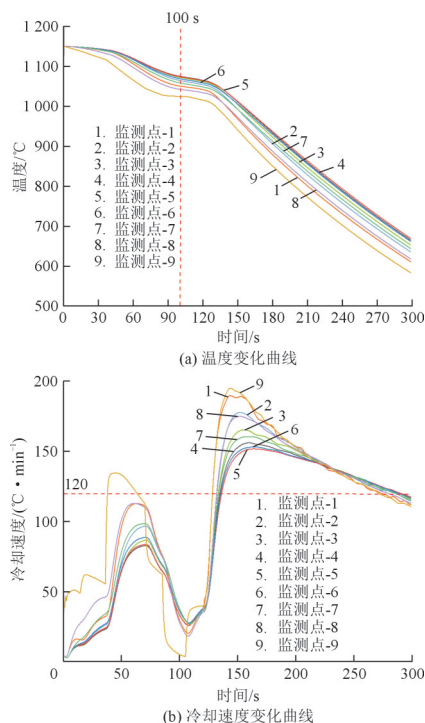


图8 风冷方案3温度及冷却速度曲线

Fig.8 Temperature and cooling rate curves of air-cooling regime 3

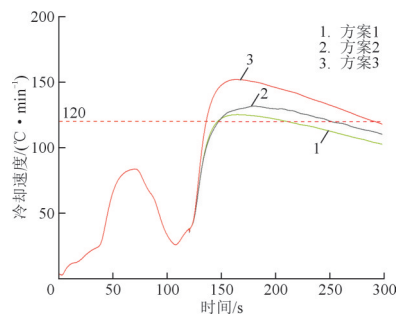


图9 核心点5冷却速度对比

Fig.9 Cooling rate comparison of monitoring point 5

坯心部温度较高区域的冷却速度,因此环件毛坯整体冷却速度较为均匀,最大冷却速度极差低于风冷方案1,为 $30\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 。方案3虽然冷却速度较大幅度提高,但环件毛坯各部位冷却速度差异也较大,各监测点最大冷却速度极差达 $43\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 。

3种不同风冷方案环件毛坯表面及截面温度场见图10。可以看出,随喷管气体流速升高,环件毛坯表面及内部的温度均明显下降。方案1气体流速较低,冷却较慢,尤其是中间喷管气流速度较低,造成环件毛坯心部冷却速度较低,温度较高,见图10a。方案2增加了中间喷管气体流速,环件毛坯冷却速度适中,温度梯度较小,有利于残余应力控制,见图10b。方案3增加了各喷管气体流速,环件毛坯冷却速度较快,但是温度梯度较大,特别是表面内外两圈喷管处,见图10c。

表 3 各监测点最大冷却速度

Tab.3 Maximum cooling rate of different monitoring points												°C/min
方案	监测点									平均	极差	冷却速度>120 °C/min 持续时间/s
	1	2	3	4	5	6	7	8	9			
1	152	144	135	128	125	127	132	143	156	138	31	>60
2	162	154	142	134	132	133	139	149	161	145	30	>100
3	190	178	166	156	152	154	161	175	195	170	43	>150

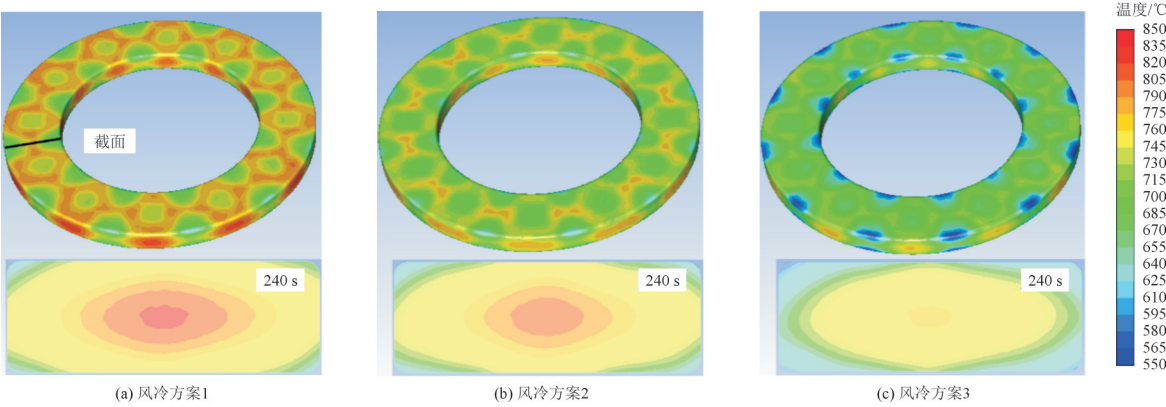


图 10 风冷 240 s 时环件毛坯温度场
Fig.10 Temperature field of ring blank at 240 s

3.2 风冷过程试验验证

为验证数值模拟过程的准确性,采用优选方案 2 开展试验,见图 11。试验条件为:环件毛坯固溶保温后出炉温度为 1 150 °C,环境温度为 30 °C,环件毛坯出炉转移 100 s,风冷淬火至 240 s,然后自然冷却 1 200 s。采用热电偶和数据采集系统连续记录监测点 1~9 的温度,经数据处理后形成温度曲线和冷却速度曲线,并与数值模拟结果进行对比,见图 12。可见数值模拟与试验采集的温度曲线最大误差在 4% 以内,表明在环件毛坯出炉转移、风冷淬火以及自然冷却过程中,数值模拟与试验结果一致性较好。

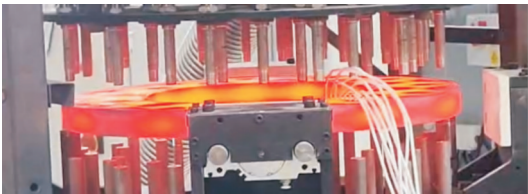


图 11 粉末高温合金环件毛坯风冷试验
Fig.11 Air-cooling experiment of PM superalloy ring blank

由于环件毛坯冷却速度最低处(中心监测点 5)的 γ' 相形貌是淬火工艺控制的关键,因此将风冷淬火和常规油冷淬火制备的环件毛坯进行解剖,对中心位置 γ' 相形貌进行对比分析,见图 13。可见风冷淬火制备的环件毛坯中心位置大部分二次 γ' 相呈规则方形,少量呈蝶形,二次 γ' 相之间析出了细小的三次 γ' 相,与采用常规油冷淬火工艺制备的环件毛坯二次 γ' 相形貌相似。同时两种淬火工艺制备的环件毛坯二次 γ' 相尺寸

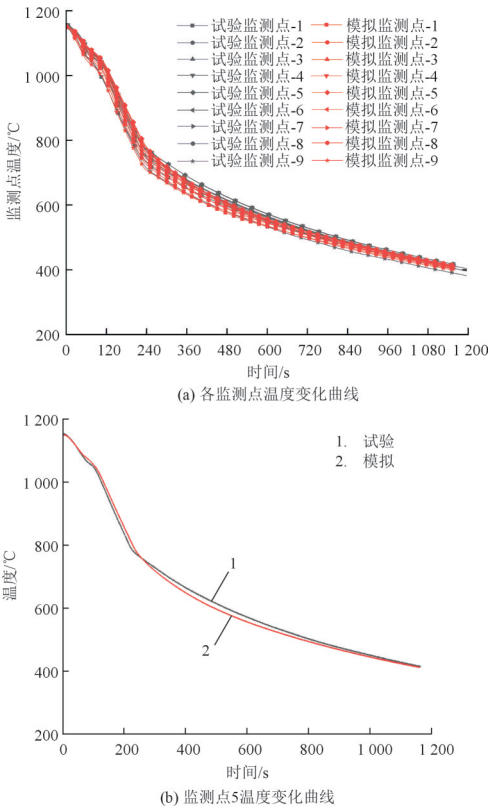


图 12 环件毛坯试验与数值模拟温度曲线
Fig.12 Temperature curves of PM superalloy rings in air-cooling experiment and simulation

基本一致,约为 130 nm。但采用风冷淬火制备的环件毛坯三次 γ' 相平均尺寸比常规油冷淬火制备的环件毛坯大,分别约为 12 nm 和 5 nm。由于三次 γ' 相主要在冷却后期析出^[16-17],因此可通过延长风冷时间来减小三次 γ' 相尺寸。

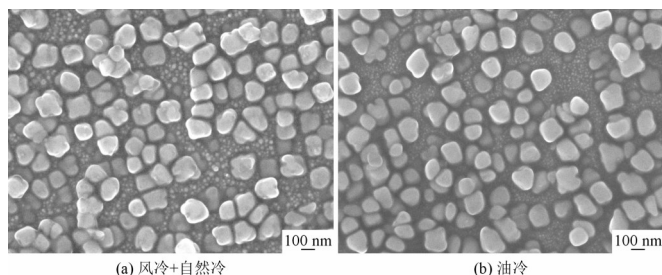


图 13 不同淬火工艺制备的环件毛坯 γ' 相形貌

Fig.13 Morphologies of γ' phase in superalloy ring manufactured by different quenching processes

4 风冷淬火对环件残余应力的影响

采用风冷方案 2 对淬火过程的温度场-应力场进行耦合计算,各阶段冷却时间见表 4。可以看出,淬火方案 1 环件毛坯出炉转移后先经 140 s 风冷淬火,再自然冷却 960 s,淬火方案 2 环件毛坯出炉转移后直接风冷淬火 1 100 s,研究风冷过程对环件毛坯残余应力的影响。其中淬火方案 1 为实际风冷淬火试验采用的各阶段冷却时间。

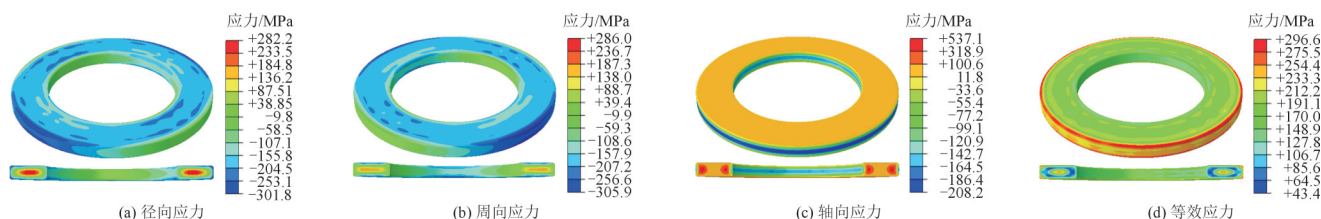


图 14 淬火方案 1 环件的残余应力分布

Fig.14 Residual stress distribution of superalloy ring by quenching regime 1

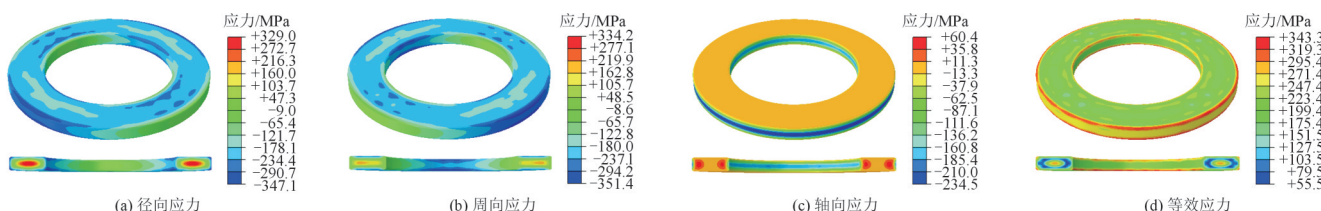


图 15 淬火方案 2 环件毛坯残余应力分布

Fig. 15 Residual stress distribution of superalloy ring by quenching regime 2

在环件毛坯截面中心从内到外提取 Mises 残余应力分布曲线,见图 16。可以看出,环件毛坯内外壁应力

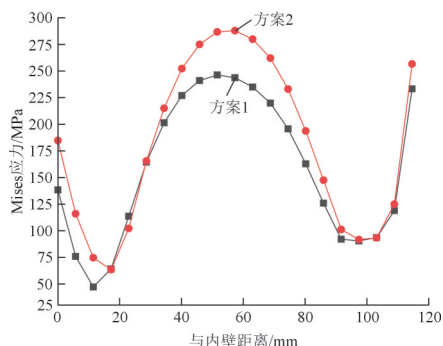


图 16 环件毛坯截面中心高度 Mises 应力分布曲线

Fig.16 Mises stress distribution curves of superalloy ring at middle cross-section height

淬火方案	出炉转移时间	风冷时间	自然冷却时间
1	100	140	960
2	100	1 100	—

淬火方案 1、2 冷却结束后环件毛坯的残余应力分布分别见图 14 和图 15。可以看出,两种风冷方案获得的环件毛坯径向应力(图 14a、图 15a)、周向应力(图 14b、图 15b)均表现为心部为拉应力,上下表面为压应力;而轴向应力(图 14c、图 15c)则表现为内外环面上为压应力,心部和上下表面为拉应力。持续风冷的环件毛坯(淬火方案 2)各方向应力均比风冷后自然冷却的环件毛坯(淬火方案 1)应力峰值更大。从等效应力(Mises 应力)看,风冷后自然冷却的环件毛坯(图 14d)内环面应力较小,外环面应力相对较大,而持续风冷的环件毛坯(图 15d)不仅外环面存在较大应力,内环面拐角处也有较大的应力分布,总体上持续风冷的环件毛坯(淬火方案 2)应力峰值更大。

较大,沿内、外壁面向环件截面中心,应力呈先降低后升高的变化趋势,在环件毛坯截面中心处应力达到最大。持续风冷的环件毛坯残余应力整体高于风冷后自然冷却的环件毛坯。

由于风冷的冷却速度高于自然冷却,持续风冷的环件毛坯内外温度梯度较大,形成了较大的残余应力,而风冷至 γ' 相充分析出后,再缓慢自然冷却,可降低环件毛坯温度梯度,从而降低环件毛坯残余应力。

图 17 为环件毛坯表面周向残余应力。采用 PROTO LXR D 残余应力测试仪对风冷淬火试验和常规油冷淬火的环件毛坯表面残余应力进行测试,测试位置为环件毛坯上下表面两个互相垂直方向上的 24 个点。受残余应力测试仪测试空间的限制,本测试仅涉及环件

毛坯周向残余应力的测试。测试结果与数值模拟结果的对比情况见图 17b 和表 5。可以看出,数值模拟与试验环件毛坯的表面残余应力平均值及分布情况基本一致,充分验证了数值模拟结果的准确性。另外,采用风冷淬火的环件毛坯残余应力比常规油冷淬火的环件毛坯低 35 MPa,且标准差仅为 28 MPa,远低于油冷淬火的环件毛坯的 106 MPa,说明风冷淬火在降低残余应力的同时,其分布也更均匀,更有利于环件毛坯残余应力控制。

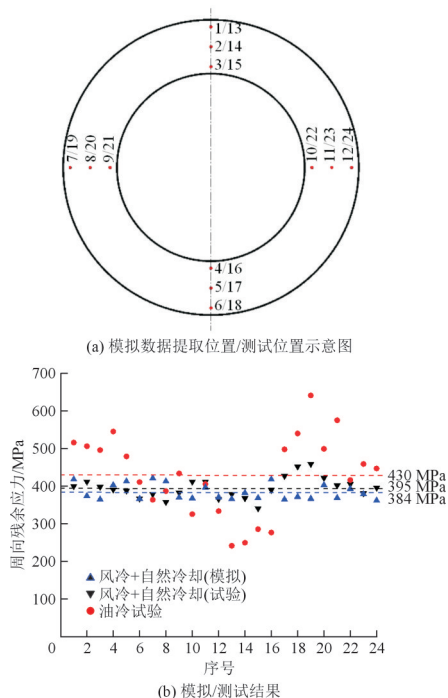


图 17 环件毛坯表面周向残余应力

Fig.17 Surface circumferential residual stress of ring blank

表 5 环件毛坯表面周向残余应力

Tab.5 Surface circumferential residual stress of ring blank MPa

冷却方式	平均值	标准差	最小值	最大值
风冷+自然冷却(模拟)	384	21	362	421
风冷+自然冷却(试验)	395	28	341	460
油冷	430	106	243	641

5 结 论

(1)在喷管气体流速 90 m/s 基础上,无论是整体提高喷管气体流速,还是仅提高中间喷管气体流速,均可提高粉末高温合金环件毛坯各位置冷却速度。不同风冷方案环件毛坯冷却速度均可在 120 °C/min 以上维持较长时间,满足 γ' 相析出的工艺要求。

(2)提高中间喷管气体流速,可增大环件毛坯心部冷却速度,使温度分布更为均匀,因此数值模拟结果优选风冷方案 2,即喷管气体流速从内到外依次为 90、120 和 90 m/s。

(3)环件毛坯风冷淬火至 γ' 相充分析出后再缓慢

自然冷却,可降低温度梯度,使环件毛坯径向、轴向、周向及等效残余应力均低于持续风冷淬火的环件毛坯。

(4)采用风冷淬火的环件毛坯表面周向残余应力比常规油冷淬火低 35 MPa 且分布更均匀,因此风冷淬火工艺较油冷淬火工艺更有利于环件毛坯残余应力控制。对比环件毛坯风冷过程温度曲线和残余应力可知,数值模拟结果与试验结果基本一致。

参 考 文 献

- [1] 刘扬. 中小型航空发动机燃气涡轮挡板优化设计[D]. 上海: 上海交通大学, 2017.
- [2] 李寿华, 薛长旺, 宋丙新, 等. 某型航空发动机低压涡轮盘前封挡板碰磨故障分析和排除措施[J]. 航空维修与工程, 2021(12): 94-95.
- [3] 万秀屏, 边景全, 于璐. 盘后封严挡板零件加工变形质量控制方法[J]. 中国新技术新产品, 2017(1): 60.
- [4] 李成武, 魏军. 高温合金材料高精度薄壁盘环类零件加工变形控制研究[J]. 航空制造技术, 2013, 18: 88-92.
- [5] 田高峰, 贾成厂, 温莹, 等. 粉末高温合金涡轮盘不同部位冷却 γ' 相的析出和强化[J]. 材料热处理学报, 2008, 29(3): 126-130.
- [6] 吴凯, 刘国权, 胡本芙, 等. 固溶冷却速度和前处理对新型镍基粉末高温合金组织与显微硬度的影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2012, 41(4): 685-691.
- [7] 刘湘斌, 段波, 于苏洋, 等. 冷却速率对 FGH96 粉末高温合金微观组织的影响[J]. 热加工工艺, 2022, 51(22): 126-129.
- [8] DING H H. Effect of cooling rate on microstructure and tensile properties of powder metallurgy Ni-based superalloy [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2018, 28: 451-460.
- [9] VITOR V R, THONG D P, FLORA G, et al. Effects of standard heat treatment on micro-to-nanostructure heterogeneities in a Rene 65 Ni-based superalloy billet [J]. Materials Science and Engineering, 2024, A913: 147 069.
- [10] 卢毓华, 王海舟, 付锐, 等. 不同固溶冷却速度 GH4096 高温合金在高温蠕变测试中 γ' 相的演变行为[J]. 金属热处理, 2021, 46(9): 173-179.
- [11] 张海, 邹志欢, 龙安平, 等. 热处理冷却速度对 FGH97 盘件显微组织和蠕变性能的影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2020, 49(7): 2 488-2 493.
- [12] 刘海涛, 孙雅洲, 卢泽生. 航空薄壁回转体零件热处理残余应力的建模与仿真[J]. 航空精密制造技术, 2010, 46(2): 33-36.
- [13] 南晴, 肖俊峰, 高松, 等. IN738 高温合金焊后热处理残余应力数值模拟[J]. 金属热处理, 2018, 43(3): 195-198.
- [14] 刘健, 叶飞, 王旭青, 等. 粉末高温合金 Udimet720Liy' 强化析出行为[J]. 粉末冶金技术, 2021, 39(6): 499-504, 525.
- [15] 周同金, 马秀萍, 田水, 等. 固溶冷却速率对 IN738LC 合金组织及性能的影响[J]. 金属热处理, 2015, 40(11): 153-156.
- [16] 邹金文, 刘东, 柳百成, 等. 涡轮盘风冷过程数值模拟研究[J]. 材料工程, 2009(10): 47-10.
- [17] 张家锋, 邹金文, 康进武, 等. FGH96 粉末高温合金涡轮盘淬火过程界面换热系数的研究[J]. 航空材料学报, 2010(1): 26-29.
- [18] 孙兼, 刘培英, 张洪涛. Rene'88DT 粉末高温合金组织及 γ' 相析出动力学研究[J]. 金属热处理, 2001, 26(7): 13-17.
- [19] 王旭青, 彭子超, 罗学军, 等. 时效制度对挤压+锻造工艺路线 FGH95 粉末高温合金组织和性能的影响[J]. 材料工程, 2020, 48(5): 120-126.
- [20] 陈阳, 田高峰, 杨杰, 等. 变形参数对挤压成型镍基粉末高温合金固溶热处理晶粒组织的影响[J]. 航空材料学报, 2019, 39(4): 19-25.

(编辑: 刘晨辉)