引用格式：汪煜，王明礼，刘玉峰，等.FGH96合金涡轮盘风冷淬火过程数值模拟[J].材料工程，2026，54(7)：201-211.
WANG Yu，WANG Mingli，LIU Yufeng，et al.Numerical simulation on air-cooled quenching process of FGH96 superalloy turbine disks[J].Journal of Materials Engineering，2026，54(7)：201-211.

FGH96合金涡轮盘风冷淬火过程数值模拟

汪　煜[1*]，王明礼[2]，刘玉峰[1]，孔令伟[1]，高胜东[3]
（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 航发优材（镇江）高温合金有限公司，江苏 镇江 212001；3 哈尔滨工业大学 机电学院，哈尔滨 150001）

摘要：固溶热处理后的冷却过程是影响粉末高温合金涡轮盘组织和性能的关键过程，采用数值模拟研究了风冷过程气体流速、气管直径、旋转等工艺参数对涡轮盘毛坯温度分布、冷速的影响。结果表明，更高的气体流速、较小的气管直径，可强化涡轮盘毛坯表面换热，使其内部建立更大的温度梯度，获得更高的冷速；在盘坯旋转时，盘坯内部温度梯度更小，温度分布更均匀。采用数值模拟优化的风冷淬火工艺参数，即气体流速模型3、气管直径为10 mm、盘坯旋转进行实验验证。风冷淬火盘坯各位置晶粒尺寸均匀，为ASTM7.5～8级，与常规油淬盘坯一致。风冷淬火盘坯表面二次γ′相平均尺寸细小，约为200 nm，主要呈球形和方形；盘缘次之，约320 nm，主要呈方形；幅板和心部二次γ′相平均尺寸较大，约370～410 nm，主要呈蝶形。风冷淬火盘坯各位置二次γ′相平均尺寸和形貌的变化规律与油淬盘坯一致，但尺寸更小，蠕变性能优于油淬盘坯，是十分有应用前景的涡轮盘热处理淬火工艺。

关键词：风冷淬火；数值模拟；涡轮盘；粉末高温合金
doi：10.11868/j.issn.1001-4381.2025.000478　**CSTR**：32421.14.j.issn.1001-4381.2025.000478
中图分类号：TG156.3　**文献标识码**：A　**文章编号**：1001-4381(2026)07-0201-11

Numerical simulation on air-cooled quenching process of FGH96 superalloy turbine disks

WANG Yu[1*]，WANG Mingli[2]，LIU Yufeng[1]，KONG Lingwei[1]，GAO Shengdong[3]
（1 Science and Technology on Advanced High Temperature Structural Materials Laboratory，AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials，Beijing 100095，China；2 HFYC（Zhenjiang）Superalloy Co.，Ltd.，Zhenjiang 212001，Jiangsu，China；3 Harbin Institute of Technology，Harbin 150001，China）

Abstract：The cooling process following solution heat treatment significantly influences the microstructure and mechanical properties of powder metallurgy superalloy turbine disks. This study investigates the effects of air-forced cooling process parameters，including gas flow rate，air pipe diameter，and disk rotation，on the temperature distribution and cooling rate of turbine disk billets.The results reveal that an increase in the gas flow rate enhances the surface heat transfer of the turbine disk billet，creating a larger temperature gradient and achieving a higher cooling rate. When the gas flow rate remains constant，reducing the air pipe diameter leads to an increase in the local gas flow velocity，thereby strengthening the surface heat convection and raising the cooling rate. During rotation，the internal temperature gradient of the disk is reduced，resulting in a more uniform temperature distribution.The optimized air-forced cooling parameters，namely a gas flow rate of 240 m/s，an air pipe diameter of 10 mm，and disk rotation，are validated through experiments. After heat treatment，the grain size is uniformly distributed，measuring ASTM 7.5-8. The closer to the surface of the turbine disk billet，the higher the cooling rate，the finer the γ′ phase，and the better the creep performance. Conversely，the core of the turbine disk billet has the lowest cooling rate，a coarser γ′ phase size，and relatively poor creep performance.The grain size and creep properties of turbine disk billets quenched by air-forced cooling are comparable to those quenched by conventional oil cooling.

Moreover, the creep plastic elongation at 68 h during creep is superior to that of oil-cooled quenching. Therefore, air-forced cooling quenching holds great promise as a turbine disk preparation process.

Key words: air-cooled quenching; numerical simulation; turbine disk; powder metallurgy superalloy

涡轮盘是航空发动机关键热端部件之一，其性能水平对发动机及飞机的性能、服役寿命和可靠性具有决定性作用[1-4]。粉末高温合金具有优异的高温强度、抗蠕变、耐腐蚀等性能，当前已成为制备先进航空发动机涡轮盘的首选材料[5-6]。在涡轮盘复杂的研制工艺流程中，热处理由于能够决定涡轮盘的显微组织和综合力学性能，成为涡轮盘研制的关键工序之一。热处理工艺参数包括固溶温度、保温时间、冷却速度，其中固溶温度和保温时间对盘件的晶粒度起决定性影响，而冷却速度将决定γ′相析出的尺寸、形态和数量（体积百分数）[7-10]。γ′相是粉末高温合金的主要强化相，γ′相析出对粉末高温合金及其制件的蠕变性能存在较大影响，因此固溶热处理后的冷却过程控制极其关键，是国内外粉末高温合金热处理工艺研究的重要方向。

粉末高温合金涡轮盘固溶热处理后的淬火冷却通常为风冷和油冷/盐冷相结合的方式，风冷获得较低的盘件入油/入盐温度，降低淬火应力，油冷/盐冷可形成较大的温度梯度，实现盘件的快速冷却和γ′相的充分析出[11-13]。但对于形状复杂，截面尺寸大的盘件，油冷/盐冷无法有针对性地提高盘件心部冷速，导致盘件心部冷速较低，表面和心部冷速差异较大，无法满足提高力学性能和降低残余应力的要求。随着航空发动机涡轮盘制造水平的提升和绿色制造理念的推广，国外航空发动机制造先进国家，在21世纪初开始开发全过程风冷的涡轮盘淬火技术，例如，目前已实现工程应用的Ladish Super Cooler™工艺[14]。该工艺凭借特殊喷嘴设计的淬火冷却设备，对复杂结构的航空发动机盘件进行表面喷气冷却，通过控制压缩空气流速和流量，实现盘件不同位置的冷速控制，从而提高盘件的力学性能和降低盘件残余应力。同时该工艺也有利于降低涡轮盘制造成本，国外已逐渐替代了传统的油淬/盐淬工艺。目前国内有关粉末高温合金淬火冷速对力学性能的影响研究比较深入[15-17]，但粉末高温合金涡轮盘全过程风冷淬火技术研究鲜见报道，因此有必要进行研究。

本工作基于粉末高温合金涡轮盘毛坯（以下简称“盘坯”）风冷淬火实验设备，建立了盘坯风冷淬火的三维模型，对盘坯风冷淬火过程进行了仿真模拟，研究气管流速、气管直径、盘坯旋转对风冷过程盘坯温度场和冷速的影响，为制定盘坯风冷淬火实验参数提供依据。随后进行了盘坯风冷淬火实验，并将风冷淬火后的盘坯显微组织与蠕变性能与油淬盘坯进行对比分析，验证了全过程风冷淬火的可行性和先进性。

1 实验材料与方法

1.1 实验材料

盘坯采用FGH96合金，化学成分（质量分数/%）为：15.00～16.50Cr，12.50～13.50Co，3.80～4.20W，3.80～4.20Mo，2.00～2.40Al，3.50～3.90Ti，0.60～1.00Nb，0.02～0.05C，0.006～0.015B，0.025～0.050Zr，Ni余量。数值模拟和实验采用的FGH96合金盘坯外径约为660 mm，内径约为220 mm，盘坯厚度呈阶梯分布，轮毂部位约160 mm，辐板和轮缘部位约60 mm，外侧试样环部位约40 mm。盘坯截面及风冷过程温度检测点示意图如图1所示，图中1～6代表盘坯截面上6个不同的温度检测点。盘坯主要制备工艺流程包括真空感应熔炼制备母合金、氩气雾化制备合金粉末、粉末筛分、粉末真空除气包套、热等静压致密化、热挤压制坯、等温锻造成形、热处理组织调控。

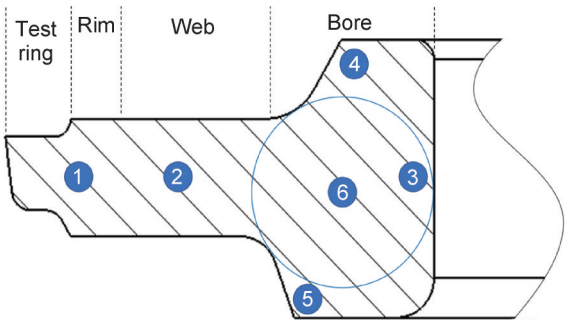


图1 盘坯截面及风冷过程温度检测点示意图

Fig.1 Schematic diagram of disk cross-section and temperature monitoring points in air cooling process

1.2 数值模拟

由于盘坯径向尺寸较大，轴向尺寸较小，且含有内孔，因此风冷淬火时需在上表面、下表面及中心孔处布置一定数量的气管。当一定流速的气体从气管喷出时，与涡轮盘表面形成强制对流换热，从而实现盘坯的风冷淬火。图2为盘坯风冷淬火过程三维模型

的 1/18，盘坯周围共布置 9 组气管，其中上表面各布置 4 组气管，从内到外依次编号为 1、2、3、4；下表面与上表面对称布置 4 组气管，从内到外依次编号为 5、6、7、8；中心孔内布置 1 组气管，编号 9，该组气管沿盘坯轴向均布 9 圈。1～9 组气管沿盘坯周向均布，每圈 18 支，由此形成气管在轮毂部位分布密集、轮缘部位分布稀疏的布局模式，从而提高轮毂厚大部位换热效率，降低风冷过程中盘坯各部位温度差异。为了研究风冷数值模拟过程中盘坯各位置的温度变化，在盘坯截面上选取了 6 个温度检测点（图 1）。点 1、2、3 位于盘坯中线高度，依次为轮缘、辐板、中心孔位置；点 4 和 5 分别为轮毂上、下近表面位置，点 6 为盘坯最大截面内切圆的圆心。点 3、5 距盘坯表面为 5 mm，点 4 进一步向内移动 5 mm，即距盘坯表面 10 mm，点 1、2 距离盘坯表面约 30 mm，点 6 距盘坯表面最远，约 50 mm。

对图 2 物理模型进行网格划分，盘坯区域为 FGH96 合金，盘坯外部区域为气体。为提高计算精度，盘坯表面及气管处的网格较密，其他位置网格较疏。对盘坯风冷过程的网格进行了无关性验证，考虑到计算精度及计算能力，最终选取网格总数为 1100 万，其中盘坯网格 37 万，流场区域网格 1063 万，盘坯风冷模型网格划分如图 3 所示。

采用商用软件 Fluent 对盘坯风冷淬火过程的流场及温度场进行计算，气相湍流模型采用标准 k-ε 模型，

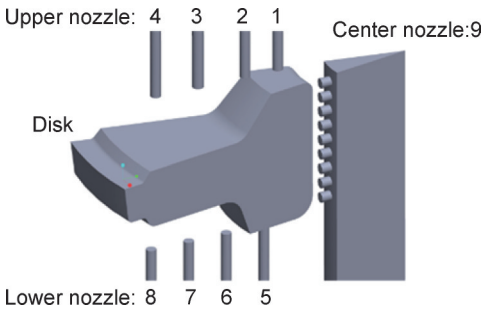


图 2　盘坯风冷过程三维模型的 1/18

Fig.2　1/18 of 3D model of air-cooling process of disk

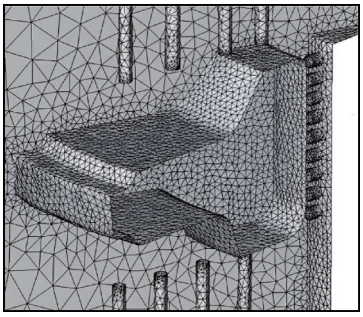


图 3　盘坯风冷模型网格划分

Fig.3　Grid division of disk air-cooling model

盘坯辐射传热过程采用离散坐标辐射模型（DO 模型）。气体比热为 1005 J/(kg·K)，导热系数为 0.0242 W/(m·K)；FGH96 合金盘坯的比热、导热系数随温度变化曲线图 4 所示。

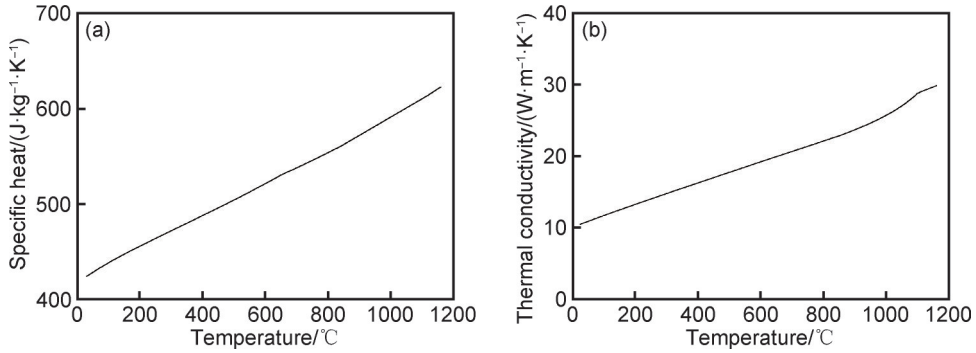


图 4　FGH96 合金热物性参数随温度变化曲线

（a）比热；（b）导热系数

Fig.4　Curve of thermal property parameters of FGH96 alloy as a function of temperature

（a）specific heat；（b）thermal conductivity

盘坯风冷模拟的边界条件为：

（1）壁面条件：气管表面和盘坯表面均为壁面边界条件。盘坯初始温度为固溶热处理保温温度（1150 ℃）。气体初始温度为 90 ℃，通过测量实际风冷装置气管出口气体温度获得。

（2）压力边界条件：环境压力为 0.101 MPa，计算域边界条件为压力出口条件，出口压力与环境压力相同。

（3）速度入口条件：气管出口处采用速度入口边界条件，通过更改气管输入流速，对速度参数进行优化，并给定方向和压升。

基于前期模拟结果和风冷淬火设备能力，针对气管流速建立了 3 种模型，每种模型各组气管的气体流速如表 1 所示。模型 1 的 1～3、5～7、9 组气管气体流速为 160 m/s，考虑到盘坯边缘厚度较小，4、8 组气管

气体流速稍低，为150 m/s；模型2、模型3提高了各气管气体流速，即1～3、5～7、9组气管气体流速分别为200、240 m/s，4、8组气管气体流速分别为180、220 m/s。3种模型除气体流速外，其他参数相同且盘坯保持静止，如表2所示的模拟1# ～ 3#。为研究风冷淬火时气管直径对盘坯温度和冷速的影响，采用直径为10、15、20 mm的气管分别进行了数值模拟，各气管气体流量均采用模型3对应流量，盘坯保持静止，如表2所示的模拟3# ～ 5#。研究盘坯旋转对风冷淬火效果的影响时，盘坯转速设定为12 r/min（与常规风冷＋油冷淬火过程中时盘坯转速相同）如表2所示的模拟6#。

表1 三种模型的气体流速

Table 1 Air flow rate for three models

Model	Air flow rate/(m·s^{-1})								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	160	160	160	150	160	160	160	150	160
2	200	200	200	180	200	200	200	180	200
3	240	240	240	220	240	240	240	220	240

表2 风冷淬火数值模拟方案

Table 2 Simulation scheme of air cooling

Simulation No.	Model	Pipe diameter/mm	Disk rotate rate/(r·min^{-1})
1#	1	10	0
2#	2	10	0
3#	3	10	0
4#	3	15	0
5#	3	20	0
6#	1	10	12

1.3 组织性能分析

采用数值模拟优化的工艺参数对盘坯进行固溶热处理后的风冷淬火实验，另外，取一盘坯采用常规风冷＋油冷淬火作为对照。将两件盘坯按相同工艺（760 ℃保温16 h后炉冷）进行时效热处理，随后开展组织性能分析。按图1所示的6个温度检测位置进行取样，依次用400#、600#、800#、1000#、1200#砂纸打磨样品，然后进行机械抛光。晶界腐蚀采用10 g $CuCl_2$＋50 mL C_2H_5OH ＋ 50 mL HCl混合溶液，腐蚀时间为90 s；γ基体腐蚀采用电解抛光和电解腐蚀，电解抛光采用80 mL CH_3OH ＋ 20 mL HCl混合溶液，25 V电解15 s，电解腐蚀采用170 mL H_3PO_4 ＋ 10 mL H_2SO_4 ＋ 15g Cr_2O_3混合溶液，15 V电解1～3 s。利用LEICA DM8000 M型光学显微镜观察显微组织，按GB/T 6394进行晶粒度评级。采用FEI Nova Nano SEM450型场发射扫描电子显微镜观察γ′相形貌。在RDL100型电子蠕变持久试验机进行704 ℃/690 MPa蠕变性能测试。

2 仿真结果与分析

2.1 气体流速的影响

盘坯采用不同气体流速模型风冷60、300、600 s时的温度场如图5～7所示。可见盘坯风冷过程中，盘坯表面温度低于心部，距离盘坯表面越远温度越高。盘坯表面由于高速气体的直接喷射形成强制对流换热，因此散热较快，温度较低。盘坯表面温度降低后，与内部建立起温度梯度，内部热量通过热传导向表面传

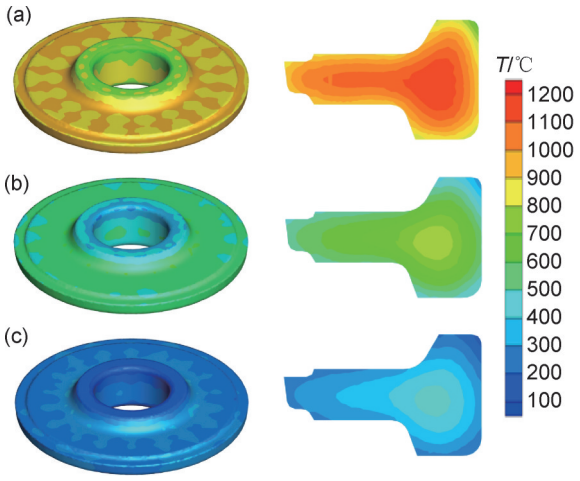


图5 模型1盘坯不同时刻温度场

(a)60 s；(b)300 s；(c)600 s

Fig.5 Disk temperature field at different time of model 1

(a)60 s；(b)300 s；(c)600 s

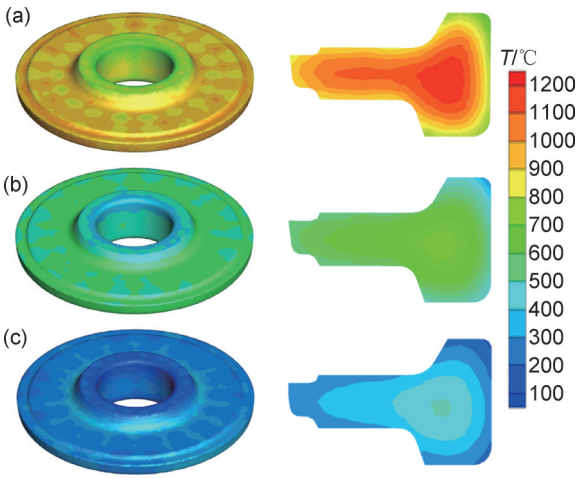


图6 模型2盘坯不同时刻温度场

(a)60 s；(b)300 s；(c)600 s

Fig.6 Disk temperature field at different time of model 2

(a)60 s；(b)300 s；(c)600 s

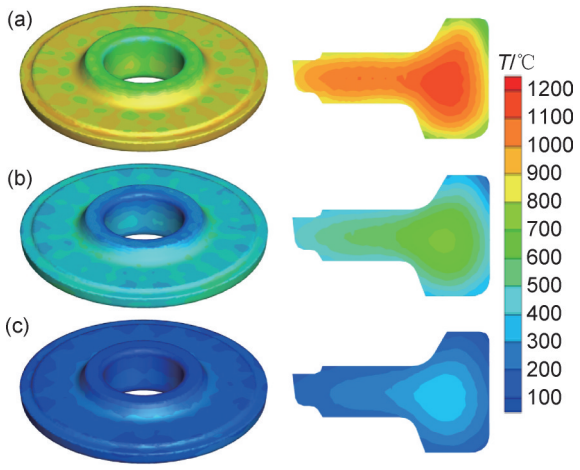


图7　模型3盘坯不同时刻温度场

(a)60 s;(b)300 s;(c)600 s

Fig.7　Disk temperature field at different time of model 3

(a)60 s;(b)300 s;(c)600 s

热,温度逐渐降低。由于盘坯轮毂部位厚大,截面最大内切圆半径接近50 mm,因此轮毂中心不易散热,温度最高。盘坯心部和表面温度梯度越大,越有利于热量传导。升高气体流速,盘坯表面对流换热增强,盘坯温度梯度增大,因此,不同气体流速模型相同风冷时刻的盘坯各位置温度关系为:模型1>模型2>模型3。

不同气体流速模型对应的检测点1~6温度曲线和冷速曲线分别如图8所示,各检测点最大冷速及对应温度和时间如表3所示。不同气体流速模型下,相同检测点温度曲线和冷速曲线变化趋势一致。风冷初期,近表面检测点3、4、5与气体温差较大,形成强烈对流换热。其中点3、5距盘坯表面最近,风冷第1 s时即可达到最大冷速;点4距表面相对较远,风冷第4 s方可达到最大冷速。点5位于盘坯下表面,气体对流

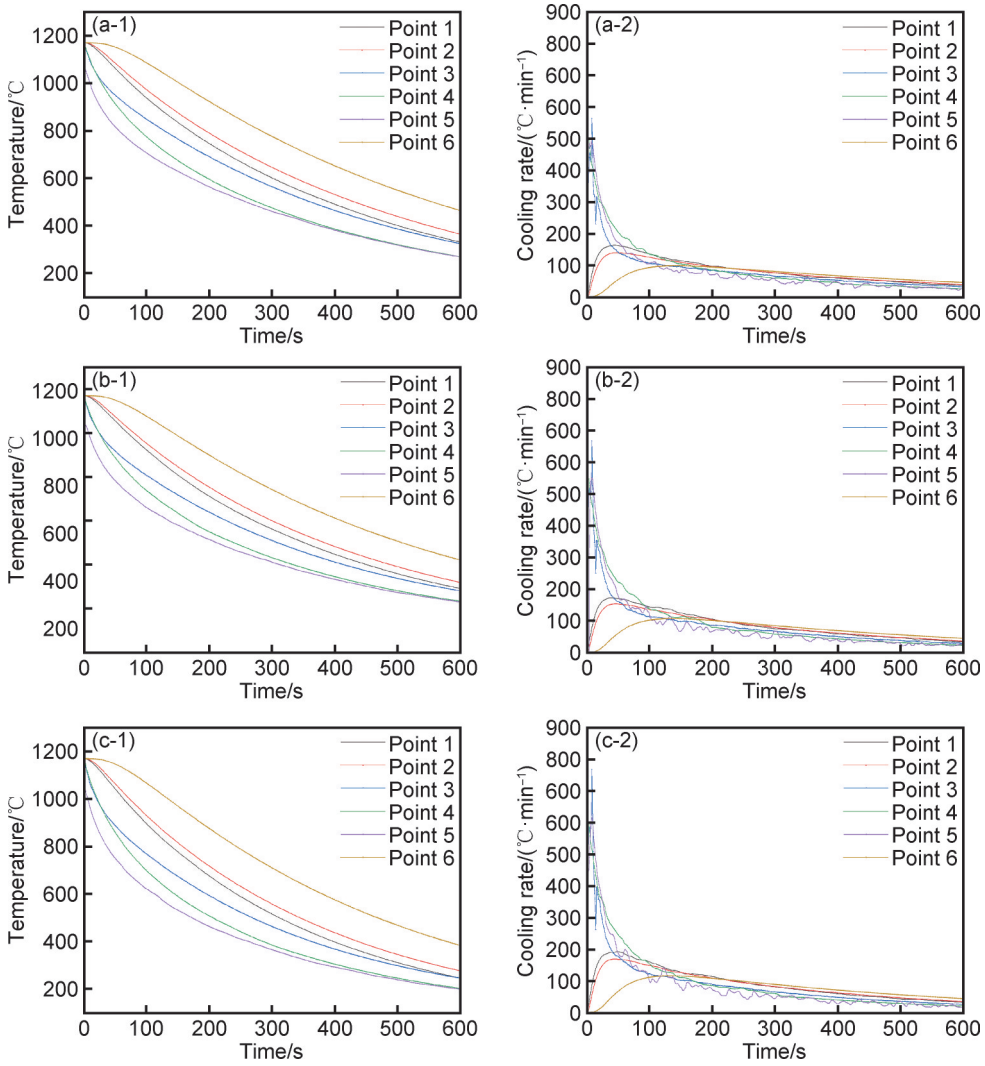


图8　盘坯各位置温度曲线(1)和冷速曲线(2)

(a)模型1;(b)模型2;(c)模型3

Fig.8　Temperature curves(1) and cooling rate curves(2) at different positions of disk

(a)model1;(b)model2;(c)model3

表 3 不同模型下盘坯最大冷速及对应时间

Table 3 Maximum cooling rate and corresponding time of different air cooling simulations

Model No.	Point	Max cooling rate/(℃·min^{-1})	Time at max cooling rate/s
Model 1	1	158	44
	2	137	48
	3	812	1
	4	467	4
	5	1015	1
	6	98	140
Model2	1	172	38
	2	153	44
	3	917	1
	4	523	4
	5	1099	1
	6	107	128
Model3	1	189	34
	2	167	46
	3	1019	1
	4	575	4
	5	1175	1
	6	115	129

换热较快，模型 1～3 对应的最大冷速可分别达 1015、1099、1175 ℃/min。点 3 位于中心孔位置，气流换热效率较低，因此冷速低于点 5，模型 1～3 对应的最大冷速分别为 812、917、1019 ℃/min。点 4 距盘坯表面比点 3、5 远，需先经历较长距离的热传导，再由表面气体将热量带走，因此风冷前 4 s 内冷速逐渐上升，到第 4 s 达到最大值，模型 1～3 分别为 467、523、575 ℃/min。在气流持续作用下，盘坯表面热量不断散失，温度逐渐下降，与气体的温差逐渐减小，因此盘坯近表面检测点 3、4、5 冷速达最大值后快速下降并逐渐趋于平缓。

盘坯内部检测点 1、2、6 冷速变化规律与点 4 相似，即先升高后下降，最终趋于平稳。但点 1、2、6 距盘坯表面更远，冷速上升缓慢，达到的最大冷速也较低。点 1、2 所在位置盘坯厚度相同，几乎同时达到最大冷速，但点 1 更靠近盘坯边缘，散热条件更好，因此冷速高于点 2。气体流速模型 1～3 条件下，点 1、2 风冷约 40 s 最大冷速，点 1 分别为 158、172、189 ℃/min，点 2 分别为 137、153、167 ℃/min。点 6 距离盘坯表面最远，需风冷 130～140 s 方可达到最大冷速，且其最大冷速也低于其他 5 个检测点，分别为 98、107、115 ℃/min。

可见相同检测点，气体流速越大，达到的最大冷速越高。这是由于提高气体流速加速了盘坯表面对流换热，一方面使盘坯表面冷速增大，另一方面使盘坯表面温度迅速下降，在盘坯内部建立起更大的温度梯度，提高了盘坯内部热传导效率，提高了盘坯内部的冷速。

2.2 气管直径的影响

气管直径为 10、15、20 mm 风冷 300 s 时的截面温度云图如图 9 所示，可见盘坯心部和外表面温度梯度分别为 50、30、20 ℃，此时盘坯心部检测点 6 的冷速分别为 62、54、50 ℃/min。因此采用气管直径为 10 mm 风冷时盘坯温度梯度和冷速最大，风管直径为 15 mm 风冷时次之，风管直径为 20 mm 风冷时盘坯温度梯度和冷速最小。这是因为气体流量相同时，直径小的气管出口气体流速更快，强制对流换热更强，冷速更高；相反气管直径增大，气体流速变小，冷速较低，但此时气流能够覆盖的工件表面积变大，盘坯内部的温度梯度减小，温度分布更均匀。

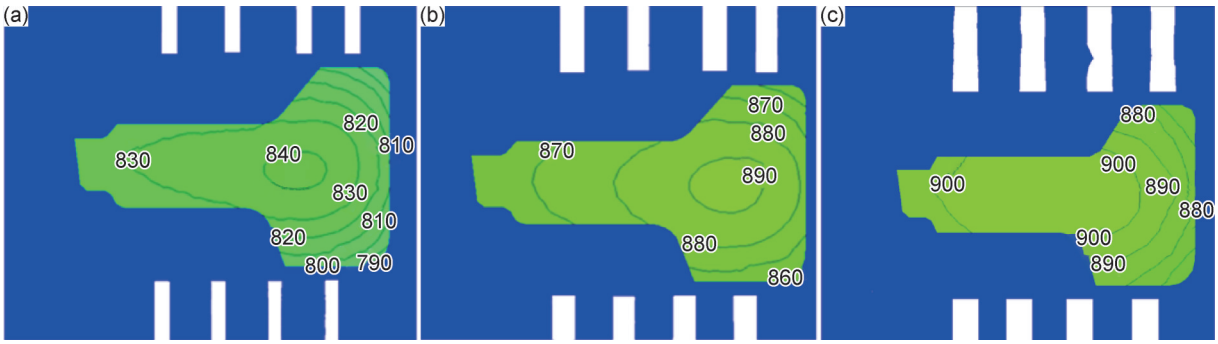


图 9 不同气管直径风冷 300 s 时盘坯截面温度云图

(a)10 mm；(b)15 mm；(c)20 mm

Fig9 Temperature field of disk cross-section at 300 s air cooling of different pipe diameters

(a)10 mm；(b)15 mm；(c)20 mm

2.3 盘件旋转的影响

采用气体流速模型 1，气管直径为 10 mm 模拟盘坯旋转时的温度场，如图 10 所示。与图 5 的温度场进行对比，可见盘坯静止时，由于气管离散分布，因此盘

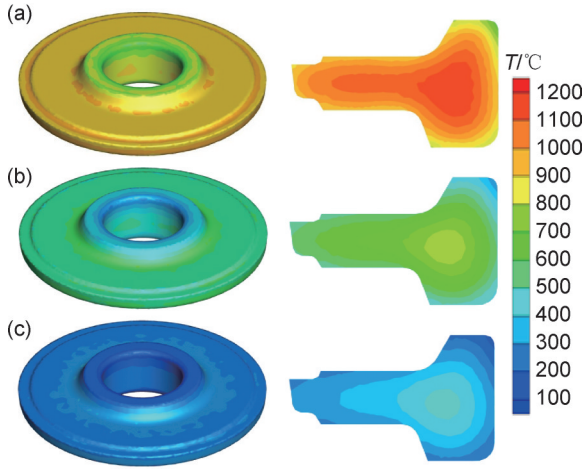


图 10　盘坯旋转时的不同时刻温度场

(a)60 s;(b)300 s;(c)600 s

Fig.10　Temperature field of disk at different times during rotation

(a)60 s;(b)300 s;(c)600 s

坯表面温度也呈现离散分布,气管正下方冷速较高,温度较低。当盘坯旋转时,表面温度在周向分布更加均匀,截面等温线更稀疏,温度梯度更小。

静止和旋转盘坯不同时刻的最高温度、最低温度和温差如表 4 所示。由于盘坯心部主要通过热传导换热,传热较慢,因此相同风冷时刻,静止和旋转盘坯的最高温度差别不大。但盘坯旋转分散了气管对盘坯表面的急冷作用,因此旋转盘坯表面的最低温度明显高于静止盘坯,整体上温度分布更均匀。

表 4　盘坯不同模拟时刻温度

Table 4　Temperature of disk at different simulation time

Motion state of disk	Simulation time/s	Max temperature/℃	Min temperature/℃	Temperature difference/℃
Rest	60	1103	637	466
	300	742	317	425
	600	453	181	272
Rotation	60	1100	656	444
	300	740	329	411
	600	451	187	264

3　实验验证

对于涡轮盘毛坯这种较为厚大的结构而言,风冷淬火的关键是获得较大的冷速,保证盘坯各部位析出均匀细小的γ′相。经过以上模拟,优选的实验验证方案为:气体流速模型 3、气管直径为 10 mm、盘坯旋转。

3.1　晶粒度

盘坯固溶处理+风冷淬火+时效后的各位置金相组织如图 11 所示,可见盘坯不同位置显微组织均为等轴晶,分布均匀。与常规固溶处理+油冷淬火+时效热处理工艺盘坯相应位置的晶粒度进行对比,见表 5,二者平均晶粒度等级均为 ASTM 7.5~8 级,基本一致。这是因为晶粒度主要受固溶温度和固溶保温时间影响,受淬火工艺影响较小[18-19]。

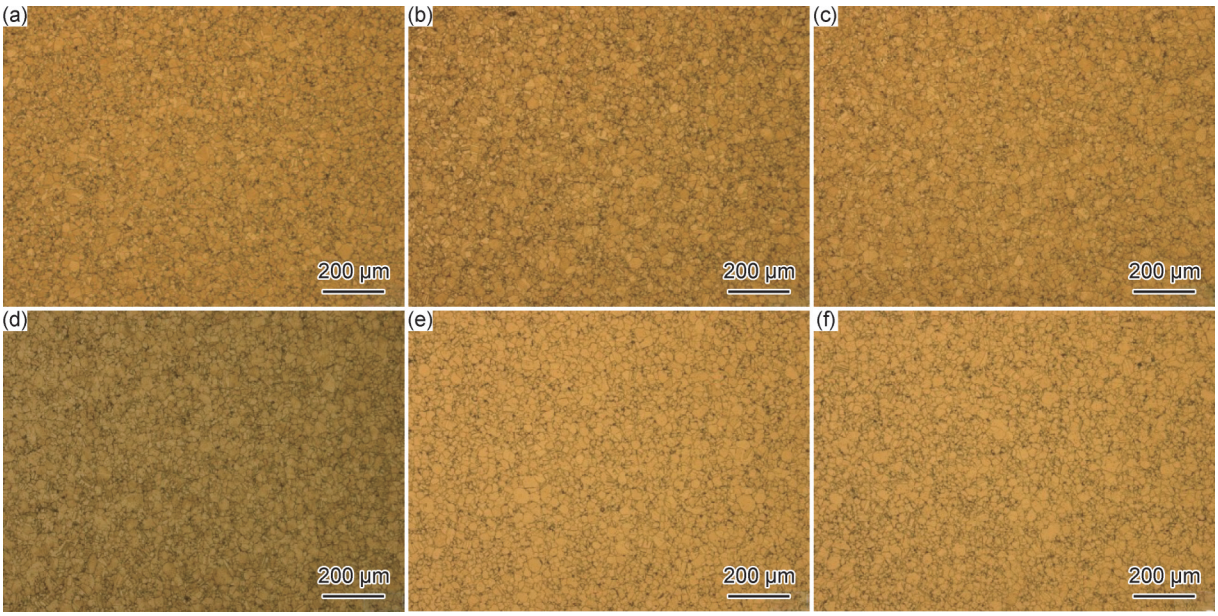


图 11　盘坯各位置金相组织

(a)点 1;(b)点 2;(c)点 3;(d)点 4;(e)点 5;(f)点 6

Fig.11　Optical microstructure of disk at different monitoring points

(a)point 1;(b)point 2;(c)point 3;(d)point 4;(e)point 5;(f)point 6

表 5 盘坯各位置平均晶粒度等级

Table 5 Grain size at different positions of disk

Quench type	ASTM	
	Air-cooled	Oil-cooled
Point 1	7.5	8
Point 2	8	8
Point 3	8	7.5
Point 4	8	8
Point 5	7.5	7.5
Point 6	8	7.5

3.2 γ′相形貌

固溶处理＋风冷淬火＋时效(风冷工艺)后的盘坯各位置的γ′相形貌如图 12 所示,由二次γ′相和三次γ′相组成,其中二次γ′相为风冷淬火初期析出,三次γ′相在风冷淬火后期和时效时析出。风冷盘坯各位置γ′差别明显,靠近表面的点 3、4、5 位置冷速较大,二次γ′相基本呈球形和方形,尺寸较小,平均尺寸约 200 nm,三次γ′相十分细小,平均尺寸约 5 nm。点 1、2、6 依次为轮缘、辐板、心部位置,冷速依次降低,二次γ′相形貌从方形、方形＋蝶形到蝶形过渡,尺寸也不断变大,平均尺寸分别约 320、370、410 nm,三次γ′相平均尺寸也依次增大,分别为 8、12、15 nm。该实验结果与相关研究结果一致[20-21],冷速较大时,盘坯温度迅速下降,可形成较大过冷度,有利于γ′相的析出,但较高的冷速不利于γ′相形成元素的扩散,阻碍γ′相的长大,形成细小的球形γ′相;冷速较低时,盘坯温度下降较慢,有利于γ′相形成元素的扩散,使γ′相充分长大,形成方形γ′相,甚至相邻的方形γ′相互扩散和熔合,形成尺寸更大的蝶形γ′相。

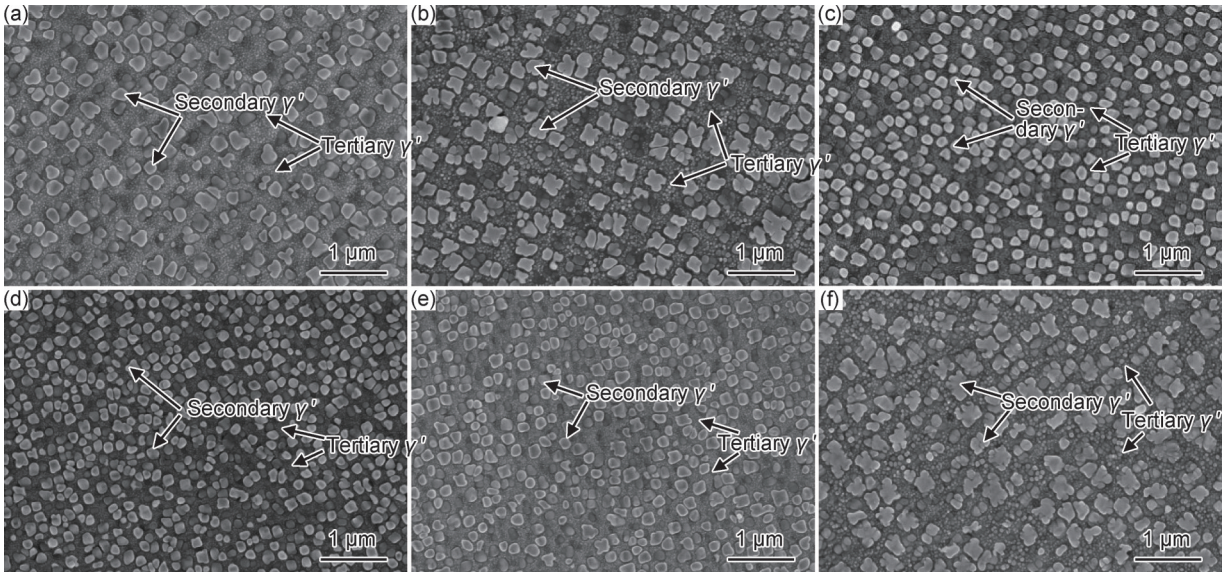


图 12 风冷淬火盘坯各位置γ′相形貌

(a)点 1;(b)点 2;(c)点 3;(d)点 4;(e)点 5;(f)点 6

Fig.12 γ′ phase morphology at different positions of disk quenched by air cooling

(a)point 1;(b) point 2;(c)point 3;(d)point 4;(e)point 5;(f)point 6

图 13 为采用常规固溶处理＋油淬＋时效(油冷工艺)后盘坯各位置的γ′相形貌,由二次γ′相和三次γ′相组成。盘坯上表面(点 4)二次γ′相基本呈球形,尺寸最小,平均尺寸约 200 nm;盘坯下表面(点 5)二次γ′相呈球形向方形的过渡状态,尺寸比点 4 位置大,平均尺寸约 220 nm;中心孔(点 3)位置的二次γ′相基本为方形,尺寸比点 5 位置大,平均尺寸为 240 nm;轮缘(点 1)位置的二次γ′相为方形和少量不完整的蝶形混合,平均尺寸为 370 nm,幅板(点 2)和心部(点 6)三个位置的二次γ′相主要为蝶形,并有少量的方形,平均尺寸分别为 390 nm 和 420 nm。盘坯各位置油淬时的换热方式和换热效率存在差异,盘坯近表面与淬火油直接接触,温度梯度大,淬火油流动快,且上表面淬火油流动性比下表面更好,因此综合换热效率较高,冷速较高;点 3 中心孔位置虽也与淬火油直接接触,但相对盘坯表面,淬火油流动慢,冷速低于表面点 4 和点 5;其余点 1、3、6 位于盘坯内部,不与淬火油直接接触,通过相邻位置的三向热传导来冷却,因此相邻位置的温度梯度是影响冷速的主要因素,与其他三点相比冷速较低,部分二次γ′相逐渐由球形长大到方形和蝶形,这与图 13 风冷工艺的规律一致,但风冷淬火盘件的各位置二次γ′相平均尺寸比油冷盘件相应位置更细小。油冷盘坯各位置三次γ′相的形貌和尺寸与风冷工艺相比差别不大,这是由于三次γ′相主要是淬火后期和时效时析出,两种工艺差别不大。

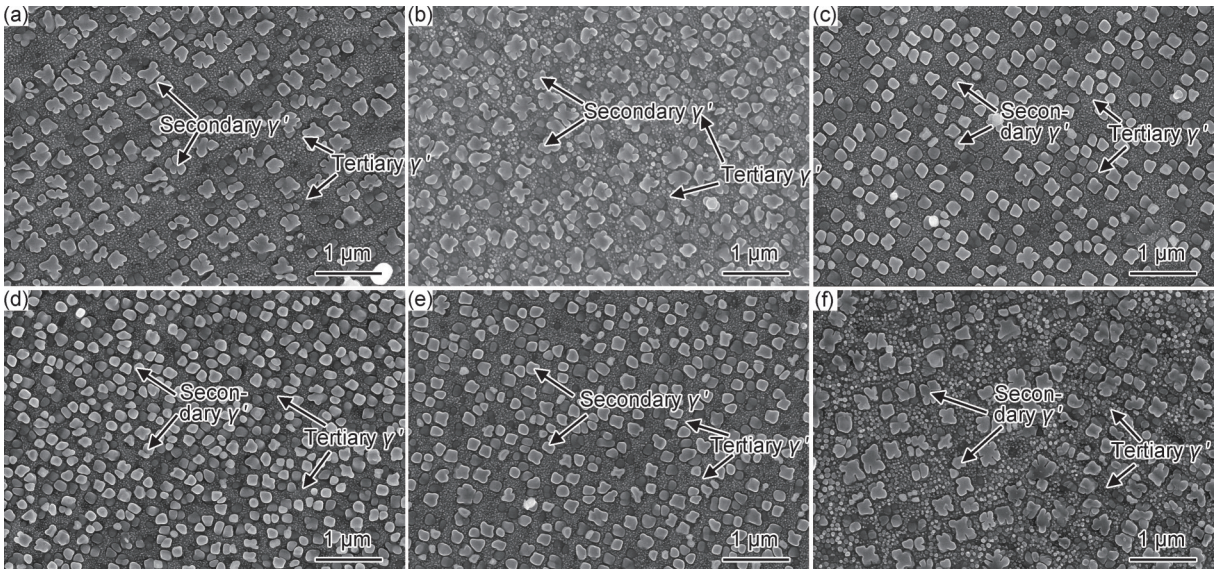


图 13　常规风冷＋油冷淬火盘坯各位置 γ′ 相形貌

(a)点 1;(b)点 2;(c)点 3;(d)点 4;(e)点 5;(f)点 6

Fig.13　γ′ phase morphology at different positions of disk quenched by air and oil cooling

(a)point 1;(b)point 2;(c)point 3;(d)point 4;(e)point 5;(f)point 6

3.3　蠕变性能

在 700 ℃、690 MPa 条件下测试盘坯蠕变性能，各位置 68 h 的塑性伸长率(ε_p)如表 6 所示。由表可见无论采用风冷淬火还是油冷淬火工艺，盘坯各位置蠕变性能差异均较为显著，越靠近盘坯表面的位置蠕变性能越好，而盘坯心部(点 6)蠕变性能较差。这主要是由于盘坯各位置的冷速差异导致析出的 γ′ 相尺寸、形貌等产生差异，γ′ 相尺寸越大，蠕变变形时位错脱离 γ′ 相钉扎的临界应力越低，蠕变性能越差[22-23]。风冷淬火和油冷淬火盘坯各位置蠕变性能对比显示，风冷淬火的盘坯各位置蠕变 68 h 的塑性伸长率均低于风冷＋油冷盘坯，这主要是因为风冷通过气体流速、气管直径等参数的优化，提高了盘坯冷速，析出的 γ′ 相尺寸更细小。图 14 为油淬和风冷两种淬火方式的盘坯轮缘位置 700 ℃时 0.2% 残余应变条件下的蠕变应力-寿命曲线，可以看出风冷淬火工艺的轮缘蠕变性能优于油淬工艺的。在涡轮盘服役条件下，盘缘温度最高，该位置的蠕变性能是发动机安全可靠工作的关键[1,3]。

表 6　盘坯各位置蠕变性能

Table 6　Creep property at different positions of disk

Quench type	ε_p/%	
	Air-cooled	Oil-cooled
Point 1	0.136	0.141
Point 2	0.097	0.188
Point 3	0.068	0.093
Point 4	0.073	0.103
Point 5	0.088	0.129
Point 6	0.242	0.361

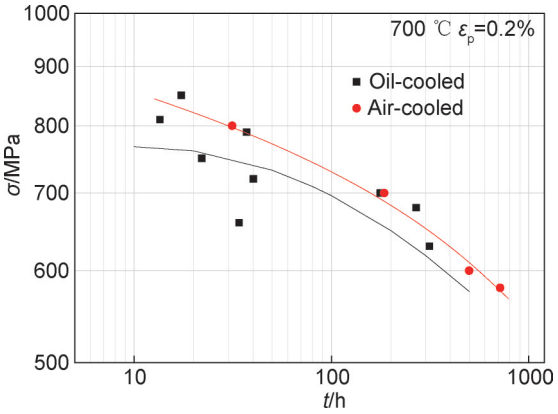


图 14　两种淬火冷却工艺盘缘位置 0.2% 塑性应变的蠕变应力-寿命曲线

Fig.14　Creep stress-life curves of 0.2% plastic strain at disk rim with two types of cooling

4　结论

(1)更高的气体流速、较小的气管直径，可强化涡轮盘毛坯表面换热，使其内部建立更大的温度梯度，获得更高的冷速；盘坯旋转时，盘坯内部温度梯度更小，温度分布更均匀。数值模拟获得了较优的盘坯风冷淬火工艺参数，即气体流速模型 3、气管直径为 10 mm、盘坯旋转。

(2)风冷淬火盘坯各位置晶粒度均匀，ASTM 为7.5～8级，与常规油淬盘坯的一致。风冷淬火盘坯表面各位置二次γ′相平均尺寸细小，约为200 nm，主要呈球形和方形；盘缘次之，二次γ′相平均尺寸约320 nm，主要呈方形；幅板和心部二次γ′相平均尺寸较大，为370～410 nm，主要呈蝶形。与油淬盘坯相比，风冷淬火盘坯各位置二次γ′相平均尺寸和形貌的变化规律一致，但尺寸更小。

(3)风冷淬火盘坯显微组织和蠕变性能分布规律与常规油淬盘坯相似，但盘缘蠕变性能优于油冷淬火工艺，因此风冷淬火是十分有应用前景的涡轮盘热处理淬火工艺。

参考文献

[1] 刘大响.一代新材料，一代新型发动机：航空发动机的发展趋势及其对材料的需求[J].材料工程，2017，45(10)：1-5.
LIU D X. One generation of new material, one generation of new type engine: development trend of aero-engine and its requirements for materials[J]. Journal of Materials Engineering, 2017, 45(10): 1-5.

[2] YERANEE K, RAO Y. A review of recent studies on rotating internal cooling for gas turbine blades[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2021, 34(7): 85-113.

[3] 黄帅，高明，黄敏，等.航空发动机涡轮盘定寿及可靠性评估方法综述[J].中国民航大学学报，2024，42(4)：1-16.
HUANG S, GAO M, HUANG M, et al. Review of lifetime and reliability assessment methods for aero-engine turbine disk[J]. Journal of Civil Aviation University of China, 2024, 42(4): 1-16.

[4] 李佳琳，杨杰，穆春辉，等.一种无机盐铝涂层涂覆镍基粉末高温合金的高温氧化组织分析[J].航空材料学报，2023，43(5)：67-75.
LI J L, YANG J, MU C H, et al. High temperature oxidation microstructure analysis of Ni-based P/M superalloy coated with an inorganic aluminum coating [J]. Journal of Aeronautical Materials, 2023, 43(5): 67-75.

[5] 张国庆，张义文，郑亮，等.航空发动机用粉末高温合金及制备技术研究进展[J].金属学报，2019，55(9)：1133-1144.
ZHANG G Q, ZHANG Y W, ZHENG L, et al. Research progress in powder metallurgy superalloys and manufacturing technologies for aero-engine application[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2019, 55(9): 1133-1144.

[6] 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.
WANG X Q, PENG Z C, LUO X J, et al. Effect of aging treatment on microstructure and properties of HEX＋HIF FGH95 superalloys [J]. Journal of Materials Engineering, 2020, 48(5): 120-126.

[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.
LIU X B, DUAN B, YU S Y, et al. Influence of cooling rates on microstructure of FGH96 powder superalloy[J]. Hot Working Technology, 2022, 51(22): 126-129.

[8] DING H H, HE G A, WANG X, et al. 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(3): 451-460.

[9] 徐鹤，汪煜，刘德林，等.粉末高温合金FGH4095和FGH4096的抗高温氧化性能[J].材料工程，2023，51(4)：122-131.
XU H, WANG Y, LIU D L, et al. High temperature oxidation resistance of PM superalloys FGH4095 and FGH4096[J]. Journal of Materials Engineering, 2023, 51(4): 122-131.

[10] 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.
CHEN Y, TIAN G F, YANG J, et al. Effect of deformation parameter on solution heat-treated microstructure of extruded Ni-based powder metallurgy superalloy[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2019, 39(4): 19-25.

[11] RIELLI V V, PHAM T D, GODOR F, 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: A, 2024, 913: 147069.

[12] 程俊义，熊江英，刘朝峰，等.一种新型第三代镍基粉末高温合金亚固溶热处理调控γ′相分布的研究[J].稀有金属材料与工程，2023，52(2)：699-709.
CHENG J Y, XIONG J Y, LIU C F, et al. Sub-solvus heat treatment study on the γ′ distribution of novel nickel-based superalloy [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2023, 52(2): 699-709.

[13] 刘健，叶飞，王旭青，等.粉末高温合金Udimet720Liγ′强化相析出行为[J].粉末冶金技术，2021，39(6)：499-504，525.
LIU J, YE F, WANG X Q, et al. Precipitation behavior of γ′ phase in P/M superalloy Udimet720Li[J]. Powder Metallurgy Technology, 2021, 39(6): 499-504, 525.

[14] JOE L. Assessment of NASA dual microstructure heat treatment method for utilizing ladish supercooler^{TM} cooling technology[R]. NASA/CR-2005-213574.

[15] 田素贵，刘洋，赵忠刚，等.FGH95粉末镍基合金热处理后的微观组织与蠕变性能[J].航空材料学报，2009，29(6)：33-37.
TIAN S G, LIU Y, ZHAO Z G, et al. Microstructure and creep features of FGH95 powder nickel base superalloy after heat treatment[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2009, 29(6): 33-37.

[16] PENG Z C, TIAN G F, JIANG J, et al. Mechanistic behaviour and modelling of creep in powder metallurgy FGH96 nickel superalloy[J]. Materials Science and Engineering: A, 2016, 676: 441-449.

[17] 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.
TIAN G F, JIA C A/C), WEN Y, et al. Cooling precipitation and strengthening for different locations of a powder metallurgy nickel-base superalloy disk [J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2008, 29(3): 126-130.

[18] WU Y T, LI C, XIA X C, et al. Precipitate coarsening and its effects on the hot deformation behavior of the recently developed γ′-strengthened superalloys [J]. Journal of Materials Science & Technology, 2021, 67: 95-104.

[19] 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.
WU K，LIU G Q，HU B F，et al.Effect of solution cooling rate and pre-heat treatment on the microstructure and microhardness of a novel type nickel-based P/M superalloy[J].Rare Metal Materials and Engineering，2012，41(4)：685-691.

[20] GROH J R.Effect of cooling rate from solution heat treatment on waspaloy microstructure and properties[C]//Superalloys 1996 (Eighth International Symposium).TMS，1996：621-626.

[21] LI P K，CHEN L，BU H Y，et al.Effect of cooling rate on the Morphological changes in the secondary γ′precipitation in FGH97 nickel-based PM superalloy[J].Intermetallics，2024，171：108344.

[22] 卢毓华，王海舟，付锐，等.不同固溶冷速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.
LU Y H，WANG H Z，FU R，et al.Behavior of γ′precipitates under high temperature creep of GH4096 superalloy with different solution treatment cooling rates[J].Heat Treatment of Metals，2021，46(9)：173-179.

[23] 张海，邹志欢，龙安平，等.热处理冷速对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)：2488-2493.
ZHANG H，ZOU Z H，LONG A P，et al.Effect of solution cooling rate on microstructure and creep properties of FGH97 nickel-base superalloy of large turbine disk[J].Rare Metal Materials and Engineering，2020，49(7)：2488-2493.

收稿日期：2025-08-26；**录用日期**：2026-01-26

通讯作者：汪煜(1976—)，男，高级工程师，博士，研究方向为粉末高温合金，联系地址：北京市81信箱1分箱(100095)，E-mail：wangyu-hit@sohu.com

（本文责编：张宝玲）