

基于响应面法的 FGH4113A 高温合金涡轮盘 锻造工艺参数优化

温红宁¹, 金俊松¹, 章一丁¹, 龚攀¹, 王新云¹, 陈俊志¹, 马向东², 郭建政^{2,3}

(1. 华中科技大学 材料科学与工程学院 材料成形与模具技术国家重点实验室, 湖北 武汉 430074)

(2. 深圳市万泽中南研究院有限公司, 广东 深圳 518000)

(3. 中南大学 粉末冶金国家重点实验室, 湖南 长沙 410083)

摘要: 通过对有限元模拟软件进行二次开发并嵌入所建立的微观组织演变模型, 实现了 FGH4113A 镍基粉末高温合金涡轮盘锻造过程的宏微观耦合数值模拟。通过单因素实验方法, 分析了坯料温度、模具温度、坯料高径比和应变速率对涡轮盘锻后平均晶粒尺寸及其分布的影响。基于响应面法, 建立了工艺参数与微观组织之间的映射关系模型。以盘件锻后平均晶粒尺寸和标准偏差为微观组织优化目标, 进行涡轮盘工艺参数的多目标优化, 得到最优工艺参数为: 坯料温度约为 1097 °C、模具温度约为 976 °C、坯料高径比为 2.4、应变速率为 0.021 s⁻¹。在优化后的参数条件下进行数值模拟和工艺实验以验证优化结果的可靠性, 结果表明所优化的工艺参数可以同时细化涡轮盘的平均晶粒尺寸并提高其组织均匀性。本研究可以为高性能航空发动机涡轮盘生产过程中的工艺制定提供借鉴和参考。

关键词: 响应面法; 高温合金; 涡轮盘; 工艺参数优化

中图分类号: TG132.3⁺³

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2024)09-2633-09

镍基粉末高温合金由于其高温服役环境下优异的力学性能和微观组织稳定性, 是航空发动机涡轮盘等关键热端零部件的优选材料^[1-4]。FGH4113A 是一种新型的第三代镍基粉末高温合金, 通过调控 Ta 含量, 并提高 Ti 和 Al 元素含量的比值, 可以较好的平衡合金的高温服役性能^[5]。新一代粉末高温合金涡轮盘的热加工制备路线为: 粉末热等静压固结+热挤压开坯+近等温锻造成型+双性能热处理。在此前的研究中, 已通过热等静压和热挤压工艺优化制备出了晶粒度在 10 级以上的细晶态合金, 并研究了其高温变形机制^[6-8]。因此, 进一步研究并优化挤压态 FGH4113A 高温合金涡轮盘锻造成形工艺参数对于指导新一代高性能航空发动机涡轮盘工业化应用和生产具有重要的意义。

目前, 相关学者对镍基粉末高温合金的高温变形行为和热加工窗口优化展开研究。基于动态材料模型, 通过计算功率耗散效率和失稳系数来构建合金在不同热变形参数下的热加工图是一种预测材

料微观组织演化机制和优化工艺参数的有效手段, 并在 FGH96, FGH98, GH4720Li 等多种镍基高温合金中得到了应用和验证^[9-12]。然而, 该方法并不能依据具体成形工艺的特点, 实现变形过程中微观组织的定量预测和控制。应用有限元数值模拟可以有效预测塑性加工过程中的变形特点, 并指导工艺参数设计。党利等^[13]通过有限元模拟建立了多工艺参数影响的 Inconel625 高温合金挤压成形极限图。Fan 等^[14]将 Udimet 720Li 高温合金的断裂预测和动态再结晶模型耦合入有限元模拟平台, 定量预测并优化了其锻造开坯过程的工艺窗口。Yao 等^[15]通过建立 GH4738 合金的微观组织演变模型并集成到有限元模拟中, 实现 GH4738 涡轮盘锻造成形过程中晶粒尺寸分布的预测。高温合金涡轮盘的成形过程是一个受多参数影响的复杂热力耦合过程, 变形过程中的微观组织演变与变形参数之间存在高度非线性关系。以微观组织控制为目标对高温合金涡轮盘锻造工艺参数优化, 可以为实际锻造工艺

收稿日期: 2023-09-02

基金项目: 国家自然科学基金(52175319); 中央高校基本科研业务费专项资金(YCJJ202202003)

作者简介: 温红宁, 男, 1997 年生, 博士生, 华中科技大学材料成形与模具技术国家重点实验室, 湖北 武汉 430074, E-mail: hongningwen@hust.edu.cn

方案的设计提供理论依据和参考。然而,FGH4113A 作为一种新型高性能镍基粉末高温合金,当前尚未有对该合金锻造过程进行工艺集成化模拟和优化的相关报道。

因此,本研究以挤压态 FGH4113A 合金为研究对象,基于 Deform 平台,将微观组织演变模型写入子程序,实现 FGH4113A 合金涡轮盘锻造过程中的变形-传热-微观组织演变的耦合模拟。结合中心组合实验设计和响应面法,建立工艺参数与涡轮盘锻后微观组织的预测模型,并以晶粒尺寸及分布均匀性为目标,优化锻造工艺参数。

1 实验

1.1 实验材料

本研究所用材料为挤压态 FGH4113A 镍基粉末高温合金,其化学成分(质量分数,%)为:Co 19.0, Cr 13.0, Al 3.0, Ti 3.7, W 4.0, Mo 4.0, Nb 1.2, Ta 1.0, Hf 0.2, C、B、Zr 微量,余量为 Ni。挤压态 FGH4113A 合金通过粉末热等静压固结(温度 1150 °C,压力 150 MPa,保温保压 4 h)和热挤压开坯(挤压温度 1120 °C,挤压比为 5)制备,其初始微观组织如图 1 所示。合金在挤压后呈现近等轴态的完全再结晶组织,一次 γ' 相弥散分布在晶界处,通过截线法测定合金的初始晶粒尺寸约 5 μm 。

1.2 有限元模型的建立

挤压态 FGH4113A 合金涡轮盘锻造过程的有限元数值模拟在 Deform 软件平台上实现。图 2 为简化后的有限元几何模型。模型由坯料和上下模具组成,其中模具被设置为刚体,热物性参数与高温锻造模具常用的 Ni-11Co-17W-6Al-8Ta 合金一致^[16]。坯料被设为塑性体。根据合金在等温压缩过程中的

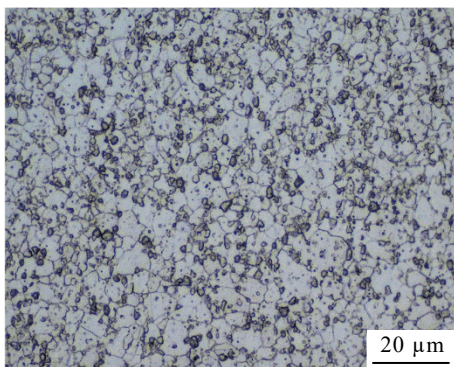


图 1 挤压态 FGH4113A 合金初始微观组织

Fig.1 Initial microstructure of the fine-grained FGH4113A superalloy

应力-应变曲线数据,计算其高温变形本构关系,再结晶动力学及晶粒尺寸演变方程如下式所示。

$$\begin{cases} \dot{\epsilon} = 7.99 \times 10^{14} [\sinh(0.0116\sigma)]^{1.516} \exp\left(-\frac{448283}{RT}\right) \\ Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{448283}{RT}\right) \\ \epsilon_c = 13.043 \epsilon_p^{2.5426} \\ \epsilon_p = 1.143 \times 10^{-3} Z^{0.1225} \\ X_{\text{dtx}} = 0 (\epsilon < \epsilon_c) \\ X_{\text{dtx}} = 1 - \exp\left\{-0.236 [(\epsilon - \epsilon_c) / \epsilon_p]^{1.1681}\right\} (\epsilon \geq \epsilon_c) \\ d_{\text{dtx}} = 8.41 \times 10^5 Z^{-0.3528} \\ d_{\text{ave}} = d_{\text{dtx}} X_{\text{dtx}} + d_0 (1 - X_{\text{dtx}}) \end{cases} \quad (1)$$

式中,流动应力 σ 与应变速率 $\dot{\epsilon}$ 和变形温度 T 遵循双曲正弦函数关系; Z 为 Zener-Holloman 参数; ϵ_c 和 ϵ_p 分别为临界应变和峰值应变; X_{dtx} 为合金的动态再结晶分数且只在应变大于 ϵ_c 时激活; d_{ave} 为合金的平均晶粒尺寸,通过再结晶晶粒尺寸 d_{dtx} 和初始晶粒尺寸 d_0 加权平均而得。图 2b 为有限元模拟二次开发的流程图,通过将上述微观组织演化模型写入子程序,在每一增量步下调用每一个节点的应变,应变速率和温度数据计算得到该增量步下的微观组织参量,然后赋值于相应的节点,最后在计算结束的后处理中进行可视化。在挤压态 FGH4113A 合金涡轮盘锻造工艺有限元数值模拟过程中考虑摩擦和界面换热以更符合真实的变形工况。坯料与模具之间的摩擦因子设置为 0.1。换热系数为 2200 W/($\text{m}^2 \cdot \text{C}$)。

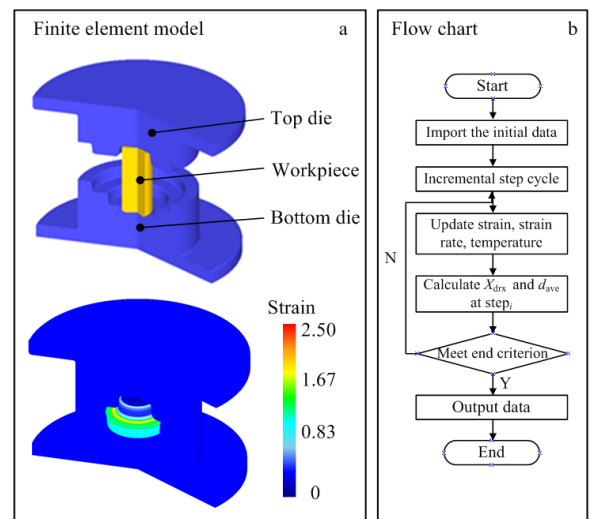


图 2 高温合金涡轮盘锻造成形有限元模型示意图

Fig.2 Schematic diagrams of the finite element model for the superalloy turbine disk forging process: (a) geometric model; (b) flow chart of the subroutine secondary development

1.3 基于响应面的实验设计方法

本研究采用单因素分析和四因素五水平的中心组合实验进行有限元模拟方案设计，以综合分析涡轮盘锻造过程中各工艺参数及其交互耦合作用对变形过程中微观组织演化的影响。如表1所示，4个响应变量依次选取为：坯料温度 ($T_{\text{Workpiece}}$)，模具温度 (T_{Die})，坯料高径比 (λ) 和锻造应变速率 ($\dot{\epsilon}$)。其中， λ 为坯料初始高度 (h_0) 和直径 (d) 的比值，如式(2)所示：

$$\lambda = \frac{h_0}{d} \quad (2)$$

为保证涡轮盘锻造过程中保持近恒定的应变速率，将上模的下压速度 (v) 根据实时压下位移 (h) 进行等效转换，如式(3)所示：

$$v = \dot{\epsilon} \cdot \frac{h}{\ln(1-h/h_0)} \quad (3)$$

根据表1中的实验方案进行不同工艺参数下的涡轮盘锻造过程的数值模拟，在后处理中提取微观组织参量的模拟结果用于响应面的建模和分析。响应面分析在 Design-expert 软件进行，响应目标设置为涡轮盘锻后整体的平均晶粒尺寸 (AGS) 和标准偏差 (SD)，如式(4)、式(5)所示：

$$\text{AGS} = \sum_{i=1}^n d_i / n \quad (4)$$

$$\text{SD} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (d_i - \text{AGS})^2} \quad (5)$$

式中， n 为网格节点数， d_i 为涡轮盘锻后各网格节点计算的晶粒尺寸。

2 结果与讨论

2.1 工艺参数的影响显著性分析

通过单因素实验方法讨论坯料温度，模具温度，坯料高径比、应变速率对涡轮盘锻造成形中微观组织演变的影响。不同工艺参数下数值模拟得到的 FGH4113A 高温合金涡轮盘锻后晶粒尺寸分布云图如图3所示。图4为工艺参数对涡轮盘平均晶粒尺寸及其分布标准偏差的数值统计折线图。

(1) 坯料温度

图3a-3d为不同坯料温度对涡轮盘锻后平均晶粒尺寸分布的影响。模具温度、坯料高径比、锻造应变速率保持不变，分别为 950 °C、2.6 和 0.005 s⁻¹。当涡轮盘在坯料温度 1000 °C 条件下成形时，心部由于累积应变较高，晶粒尺寸出现明显细化，盘件上下两端为难变形区，晶粒尺寸与变形前初始态一

表1 基于响应面中心组合实验设计的涡轮盘锻造有限元模拟方案

Table 1 Finite element simulation scheme of the turbine disk forging process based on response surface center composite design

No.	$T_{\text{Workpiece}}/^\circ\text{C}$	$T_{\text{Die}}/^\circ\text{C}$	λ	$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$
1	1050	1050	1.95	0.005
2	1050	1050	1.5	0.0275
3	1100	1050	1.95	0.0275
4	1075	950	1.75	0.01
5	1100	1000	1.5	0.0275
6	1000	1025	1.75	0.01
7	1100	1050	1.95	0.005
8	1050	1000	1.5	0.005
9	1075	1025	1.2	0.01
10	1100	1000	1.5	0.005
11	1150	1025	1.75	0.01
12	1100	1050	1.5	0.005
13	1050	1050	1.95	0.0275
14	1075	1025	2.6	0.01
15	1100	1000	1.95	0.005
16	1050	1000	1.95	0.0275
17	1075	1100	1.75	0.01
18	1050	1050	1.5	0.005
19	1050	1000	1.95	0.005
20	1100	1050	1.5	0.0275
21	1075	1025	1.75	0.001
22	1075	1025	1.75	0.05
23	1100	1000	1.95	0.0275
24	1050	1000	1.5	0.0275

致。随着坯料温度由 1000 °C 增加至 1150 °C，涡轮盘整体的平均晶粒尺寸由 3.11 μm 升高到 7.38 μm，晶粒尺寸分布的均匀性先提高后降低。这是由于坯料温度的增加一方面会促进盘件各区域动态再结晶的激活；另一方面也会溶解在晶界钉扎的一次 γ' 相，促进再结晶晶粒的长大^[17-19]。FGH4113A 合金在 1150 °C 时 γ' 相接近完全溶解，当坯料加热到该温度下锻造成形时，涡轮盘的心部区域会出现晶粒的异常长大(图3d)，导致盘件微观组织均匀性的下降。

(2) 模具温度

图3e-3h为不同模具温度对涡轮盘锻后平均晶粒尺寸的影响，坯料温度恒定为 1050 °C。模具温度会影响涡轮盘锻造成形过程中坯料与模具之间的热交换，从而影响盘件成形阻力和微观组织均匀性^[20]。随着模具温度由 900 °C 升高至 1050 °C，

盘件与上下模具接触两端区域的晶粒尺寸缓慢增加。而盘件的心部区域晶粒尺寸逐渐细化。当模具温度处在一个适中的范围时（950~1000 °C），涡轮盘锻后的晶粒尺寸分布最为均匀。

(3) 坯料高径比

坯料的高径比会影响涡轮盘成形过程中的材料流动和在上下模腔中的填充顺序。在锻造不失稳条件下，调整坯料高径比范围为 1.2~2.6。图 3i~3l 为不同坯料高径比对涡轮盘锻后平均晶粒尺寸的影响。当高径比为 2.6 时，坯料固定在上下模腔中，涡轮盘成形过程可近似为镦粗过程。随高径比从 2.6 下降到 1.2，坯料填充方式转变为通过类挤压变形流入上下模腔中。涡轮盘两端处的晶粒尺寸发生粗化，盘件整体平均晶粒尺寸增加，标准偏差由 1.01 提高到 1.18，组织均匀性下降。

(4) 应变速率

应变速率会对涡轮盘锻造成形过程中合金的动态再结晶分数，再结晶晶粒迁移和长大有显著影响。在不同应变速率下涡轮盘成形后的晶粒尺寸分布如图 3m~3p 所示。当应变速率为 0.001 s⁻¹ 时，涡轮盘的

两端难变形区出现了晶粒粗化，晶粒尺寸分布不均匀。这是由于较低的应变速率会为 γ' 相溶解，晶粒长大和晶界迁移提供更充分的时间^[21]。随着应变速率的增加，涡轮盘整体的平均晶粒尺寸逐渐细化至 3 μm ，标准偏差先降低后升高。当应变速率在 0.005~0.01 s⁻¹ 范围内时，盘件的晶粒尺寸均匀性最高。

2.2 响应面模型建立

由上述小节分析可知，各工艺参数均对涡轮盘锻造成形后的平均晶粒尺寸大小及分布均匀性具有显著的影响。然而上述分析是在改变单一变量的情况下进行，还需进一步研究各工艺参数间的耦合作用对涡轮盘微观组织的影响。根据表 1 的响应面实验设计方案在 Deform 有限元平台进行数值模拟并提取目标值建立响应面模型。

以坯料温度、模具温度、坯料高径比、应变速率为自变量，涡轮盘整体的平均晶粒尺寸和标准偏差为响应目标变量，其中标准偏差可以描述晶粒尺寸分布的离散程度，在一定程度上反映微观组织的均匀性。平均晶粒尺寸及其标准偏差的响应面拟合方程如式（6）和（7）所示：

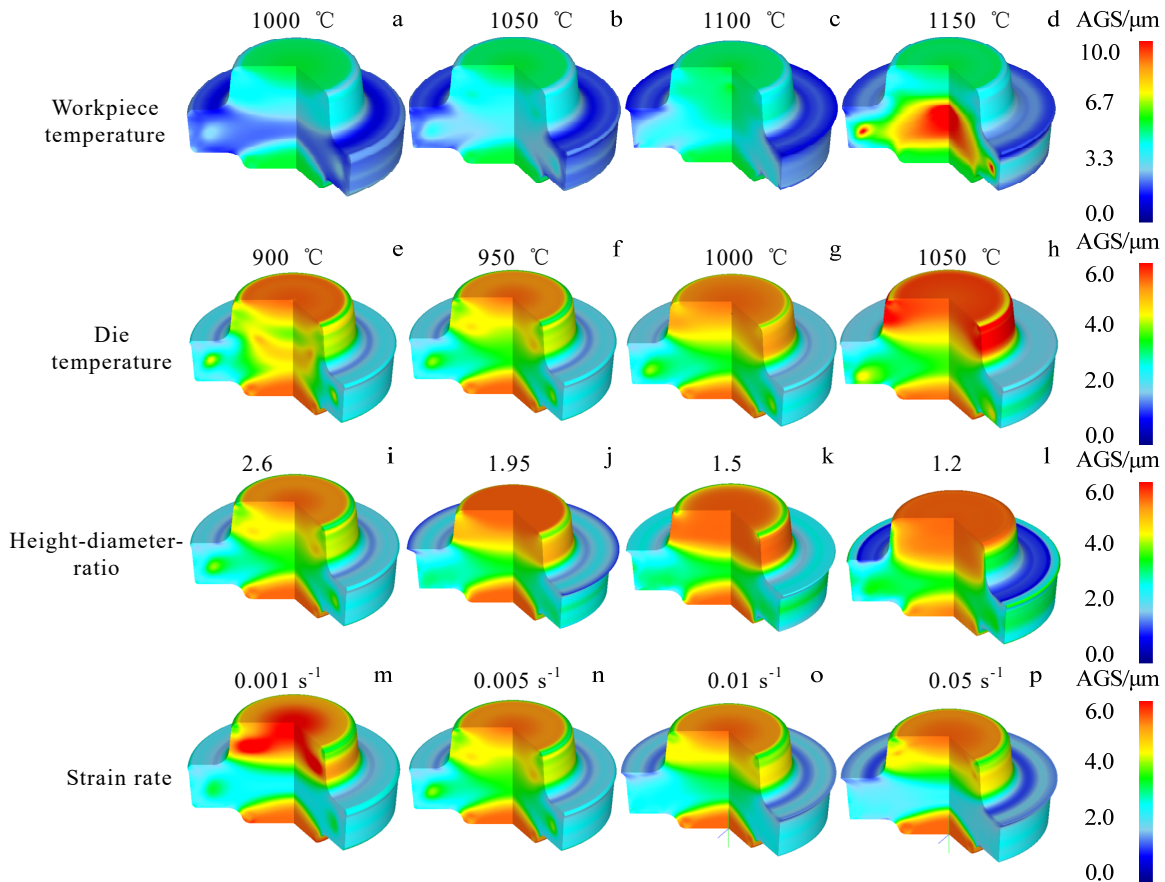


图 3 工艺参数对涡轮盘锻造成型平均晶粒尺寸分布的影响

Fig.3 Effects of processing parameters on the grain size distribution of the forged turbine disk

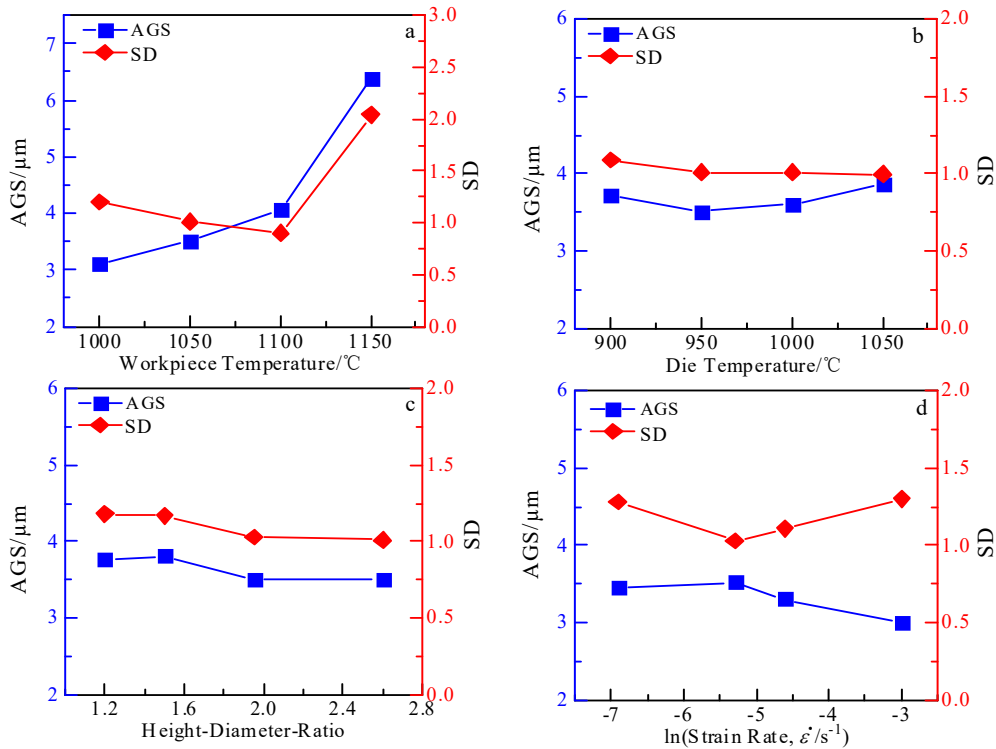


图 4 工艺参数对涡轮盘平均晶粒尺寸及其分布标准偏差的数值统计折线图

Fig.4 Numerical statistical line chart of the processing parameters on the average grain size and its standard deviation of the forged turbine disk: (a) workpiece temperature, (b) die temperature, (c) height-diameter-ratio, and (d) strain rate

$$y_1 = -165.054 + 0.080x_1 + 0.243x_2 - 2.839x_3 - 374.213x_4 + 0.000018x_1x_2 + 0.0014x_1x_3 + 0.170x_1x_4 + 0.0058x_2x_3 + 0.2315x_2x_4 + 0.748x_3x_4 - 0.000043x_1^2 - 0.000132x_2^2 - 1.314x_3^2 - 1101.432x_4^2 \quad (6)$$

$$y_2 = 143.553 - 0.136x_1 - 0.126x_2 - 2.762x_3 - 134.657x_4 - 0.0000027x_1x_2 - 0.0021x_1x_3 + 0.0335x_1x_4 + 0.0029x_2x_3 + 0.0618x_2x_4 + 3.958x_3x_4 + 0.000065x_1^2 + 0.000060x_2^2 + 0.506x_3^2 + 695.519x_4^2 \quad (7)$$

式中， y_1 为平均晶粒尺寸， y_2 为晶粒尺寸分布的标准偏差； x_1 、 x_2 、 x_3 、 x_4 分别为坯料温度、模具温度、坯料高径比和应变速率。表 2 为所建立的涡轮盘锻后平均晶粒尺寸及其标准偏差的响应面模型的方差分析表，以检验模型的可靠性。响应面模型中的 F 值用来反映影响因素的显著性，一般 F 值越大， P 值越小，相关系数更显著。2 个模型的相关系数 R^2 均大于 0.9，显著性检验值 P 均小于 0.05，表明响应面模型较为显著，具有统计学意义。模型的信噪比 S/N 大于 4，表明模型具有较好的信号分辨能力。综上，本文建立的响应面模型可以用于预测涡轮盘的微观组织，指导工艺参数优化。

图 5 为涡轮盘平均晶粒尺寸随不同工艺参数变化的响应面。应变速率和坯料高径比对涡轮盘晶粒

表 2 涡轮盘平均晶粒尺寸和晶粒尺寸分布标准偏差的响应面模型方差分析

Table 2 Response surface model variation analysis of the average grain size (AGS) and standard deviation (SD) of forged turbine disk

	F -value	P -value	R^2	S/N
AGS	3.56	0.0031	0.9157	6.69
SD	8.42	0.0015	0.9491	12.24

尺寸影响较小，而坯料温度和模具温度的影响更为显著。随着坯料温度和模具温度分别升高到 1150 和 1050 °C，涡轮盘平均晶粒尺寸达到峰值。细晶区域发生在坯料高径比和应变速率较高，坯料温度和模具温度较低的条件。图 6 为晶粒尺寸标准偏差的响应面。晶粒尺寸标准偏差受坯料温度影响最为显著，随模具温度和坯料高径比的增加呈现先下降后上升的非线性关系。当模具温度处于 980~1030 °C，坯料高径比在 1.76~2.32 范围内时，晶粒尺寸的标准偏差可以达到极小值。值得注意的是，在图 5 的细晶区工艺参数范围内，涡轮盘尽管平均晶粒尺寸较低，但晶粒尺寸的标准偏差较大。这是由于在该区间变形时，合金在热变形过程中动态再

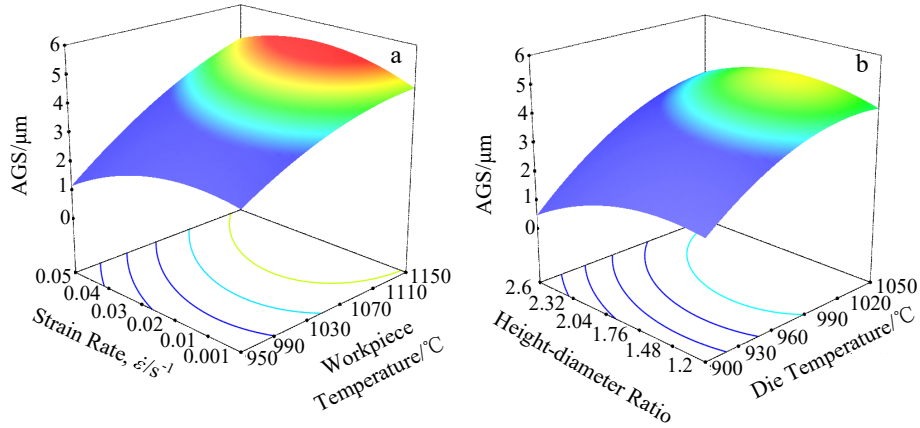


图 5 涡轮盘平均晶粒尺寸随工艺参数变化的响应面图

Fig.5 Response surface mappings of the average grain size of the forged turbine disk as a function of processing parameters: (a) strain rate vs workpiece temperature and (b) height-diameter-ratio vs die temperature

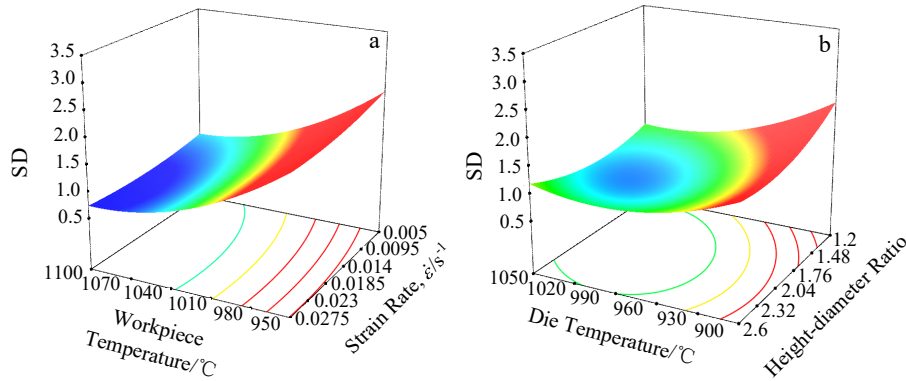


图 6 涡轮盘晶粒尺寸标准偏差随工艺参数变化的响应面图

Fig.6 Response surface mappings of the grain size standard deviation of the forged turbine disk as a function of processing parameters: (a) strain rate vs workpiece temperature and (b) height-diameter-ratio vs die temperature

结晶进行并不充分，变形组织由亚晶粒和细小再结晶晶粒组成，造成微观组织分布并不均匀。因此，合理的涡轮盘成形工艺参数的制定需要寻求平均晶粒尺寸和标准偏差指标的协调匹配。

2.3 高温合金涡轮盘锻造工艺参数优化及验证

由上述分析可知，合金涡轮盘锻造工艺参数的优化是一个多目标优化问题，需要综合涡轮盘平均晶粒尺寸和标准偏差的结果，以保证盘件微观组织的细小且均匀。因此，结合实际锻造生产条件，确定求解域中各变量的参数范围，将涡轮盘锻造工艺参数优化问题通过下式进行描述：

$$\begin{cases}
 F = \min(y_1, y_2) \\
 y_1 = f_1(x_1, x_2, x_3, x_4) \\
 y_2 = f_2(x_1, x_2, x_3, x_4) \\
 950 \leq x_1 \leq 1100 \\
 900 \leq x_2 \leq 1050 \\
 1.2 \leq x_3 \leq 2.6 \\
 0.001 \leq x_4 \leq 0.05
 \end{cases} \quad (8)$$

基于 NSGA-II 优化算法在各工艺参数范围内，对所建立的晶粒尺寸和标准偏差响应面模型进行迭代优化，确定挤压态 FGH4113A 合金涡轮盘锻造工艺参数的最优解。表 3 为优化后的工艺参数解及所预测的锻件平均晶粒尺寸和标准偏差。当坯料温度约为 1097 °C、模具温度约为 976 °C、坯料高径比为 2.4、应变速率为 0.021 s⁻¹时，预测得到的涡轮盘锻后平均晶粒尺寸细小且均匀。

表 3 基于响应面法优化的高温合金涡轮盘成形工艺参数
Table 3 Optimized processing parameters for superalloy disk forging based on response surface method

No.	$T_{\text{Workpiece}}/^\circ\text{C}$	$T_{\text{Die}}/^\circ\text{C}$	λ	$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	AGS/ μm	SD
1	1097.19	976.26	2.4016	0.02057	3.60	0.76
2	1097.29	976.23	2.4017	0.02058	3.59	0.76
3	1097.27	976.29	2.4023	0.02056	3.60	0.76
4	1097.17	976.30	2.4020	0.02058	3.59	0.76

根据优化后的锻造成形工艺参数在 Deform 软件中重新进行模拟，并与优化前的模拟结果进行对比来验证响应面优化模型的准确性。其中，优化前的变形条件选取自表 1 中 2 号实验方案。图 7a~7d 为经过响应面优化前后涡轮盘的动态再结晶分数和晶粒尺寸分布云图。涡轮盘在优化工艺参数下成形后的动态再结晶程度更高，晶粒尺寸也得到明显细化。在后处理中统计各节点模拟结果得到优化后涡轮盘平均晶粒尺寸为 $3.58 \mu\text{m}$ ，晶粒尺寸分布的标准偏差仅为 0.97，这与本研究建立的响应面模型的预测结果较为一致。与优化前参数下模拟得到的涡轮盘微观组织结果（平均晶粒尺寸： $4.32 \mu\text{m}$ ，标准偏差：1.16）相比，在晶粒细化程度提高 15.3% 的同时组织均匀性也有一定提高。图 7e~7f 为在原始和优化参数下所锻造涡轮盘心部的实际晶粒组织对比图。优化后，锻件心部为近完全再结晶的等轴态组织，平均晶粒尺寸测得为 $2.57 \mu\text{m}$ ，相对于优化前，晶粒尺寸得到明显细化且分布均匀性

提高。实际实验结果与有限元模拟预测结果较为一致，验证了优化方案的合理性。图 8 进一步表征了在优化参数范围内实际锻造成形涡轮盘样件的宏观形貌和不同部分微观组织。由图 8a、8b 可知，涡轮盘锻件整体充填良好，没有宏观开裂。涡轮盘上下两端（P1 处）由于为难变形区，应变较小，平均晶粒尺寸在 $5 \mu\text{m}$ 左右（图 8c）。而在涡轮盘心部和轮缘处（P2~P4），在动态再结晶的充分作用下，晶粒尺寸均得到细化，且 3 个位置的平均晶粒尺寸较为接近，在 $3 \mu\text{m}$ 左右（图 8d~8f）。整体而言，在优化参数下成形涡轮盘的晶粒组织较为细小且均匀，可以为后续双性能热处理提供良好的组织条件。同时，实验得到的涡轮盘不同部位的晶粒尺寸分布结果也与图 7d 中的模拟预测结果较为一致，从而全面验证了优化参数的合理性。综上，通过本研究所提出的锻造工艺参数优化方案，可以实现晶粒细小且组织均匀的 FGH4113A 高温合金涡轮盘的制备与加工。

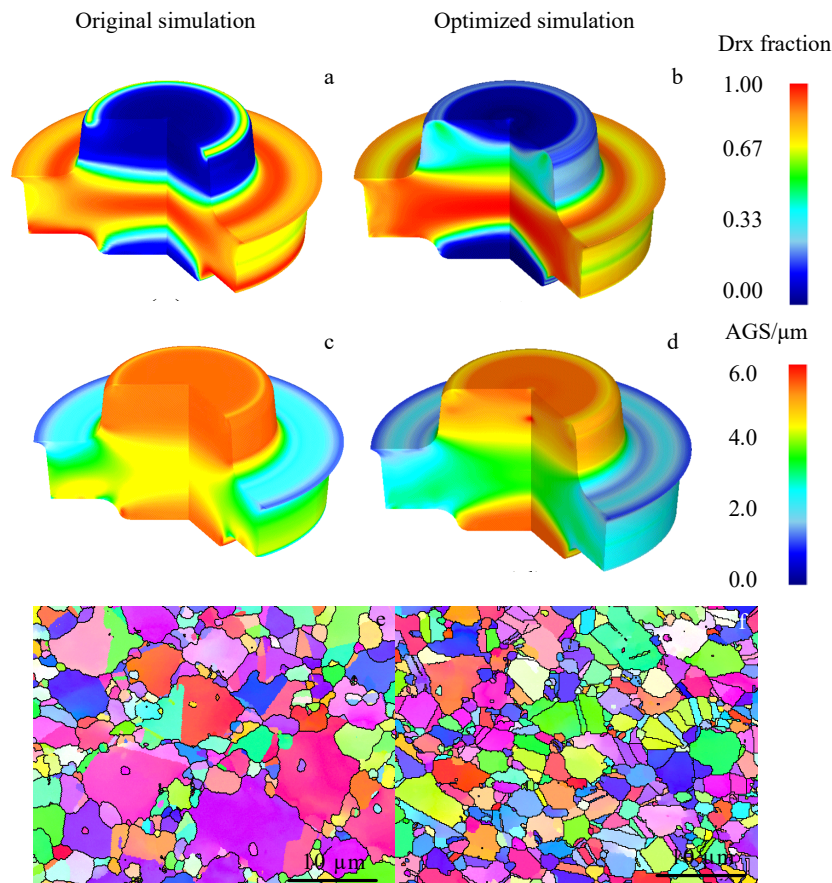


图 7 基于优化工艺参数和优化前模拟得到的高温合金涡轮盘锻后微观组织分布对比及实验验证

Fig.7 Comparisons and the validation of the simulated microstructure distributions of the superalloy turbine disk before and after optimization: (a-b) comparisons of the dynamic recrystallization fraction; (c-d) comparisons of the average grain size distribution; (e-f) comparisons of the real microstructure observed at the core of the turbine disk

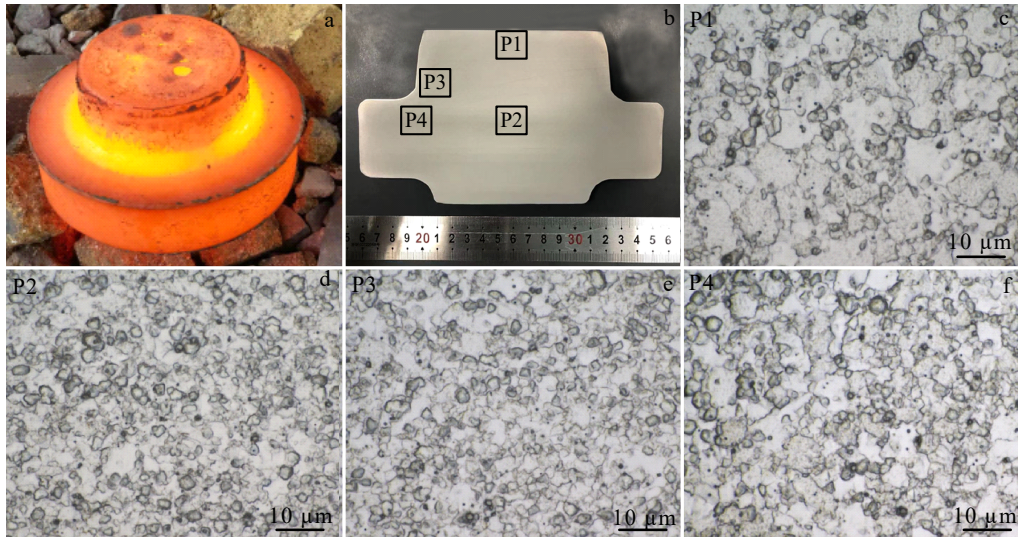


图 8 优化参数下实际锻造成形涡轮盘样件的宏观形貌和微观组织

Fig.8 Macroscopic morphology (a) and microstructures (b-f) of the actual forged turbine disk under optimized forming parameters: (b) the low-magnification section metallographic microstructure; (c-f) microstructures of different marked position of P1-P4 in Fig.8b, respectively

3 结 论

1) 建立了 FGH4113A 涡轮盘锻造过程中耦合微观组织演变的数值模拟模型。坯料和模具温度的升高, 高径比和应变速率的下降会导致涡轮盘平均晶粒尺寸的增加。而涡轮盘的组织均匀性与变形参数呈现非线性关系。

2) 通过响应面法, 建立了坯料温度、模具温度、坯料高径比、应变速率与涡轮盘平均晶粒尺寸和标准偏差之间的响应面函数, 直观地反映工艺参数与微观组织之间的映射关系。

3) 基于建立的响应面模型进行多目标优化, 以涡轮盘组织细小且均匀为优化目标, 得到优化后的工艺参数为: 坯料温度约为 1097 °C、模具温度约为 976 °C、坯料高径比为 2.4、应变速率为 0.021 s^{-1} 。并在该参数下进行数值模拟和工艺实验, 验证优化结果的可靠性。

参考文献 References

[1] Zhang Yiwen(张义文), Liu Jiantao(刘建涛), Jia Jian(贾建) *et al. Powder Metallurgy Industry(粉末冶金工业)*[J], 2022, 32(6): 150
 [2] Zhang Guoqing(张国庆), Zhang Yiwen(张义文), Zheng Liang(郑亮) *et al. Acta Metallurgica Sinica(金属学报)*[J], 2019, 55(9): 1133

[3] Reed R C. *The Superalloys: Fundamentals and Applications* [M]. New York: Cambridge University Press, 2006
 [4] Bai J M, Zhang H P, Liu J T *et al. Materials Science and Engineering A*[J], 2022, 856: 143965
 [5] Yang Jinlong(杨金龙), Long Anping(龙安平), Xiong Jiangying(熊江英) *et al. Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2022, 51(3): 1031
 [6] Wen Hongning(温红宁), Jin Junsong(金俊松), Teng Qing(滕庆) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals(中国有色金属学报)*[J], 2022, 32(9): 2664
 [7] Wen H N, Tang X F, Jin J S *et al. Materials Science and Engineering A*[J], 2022, 847: 143356
 [8] Wen H N, Jin J S, Tang X F *et al. Journal of Materials Science and Technology*[J], 2023, 162: 57
 [9] Fang B, Ji Z, Liu M *et al. Materials Science and Engineering A*[J], 2014, 590: 255
 [10] Wan Z P, Hu L X, Sun Y *et al. Journal of Alloys and Compounds*[J], 2018, 769: 367
 [11] Ren Shuai(任帅), Zhang Hua(张华), Yu Zichao(于子超) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals(中国有色金属学报)*[J], 2022, 32(9): 2647
 [12] Chi Z L, Ren S, Qiao J B *et al. Journal of Materials Research and Technology*[J], 2022, 20: 3860
 [13] Dang Li(党利), Yang He(杨合), Guo Lianggang(郭良刚) *et al. Rare Metal Materials and Engineering(稀有金*

- 属材料与工程[J], 2014, 43(9): 2130
- [14] Fan H J, Jiang H, Dong J X *et al.* *Journal of Materials Processing and Technology*[J], 2019, 269: 52
- [15] Yao Z H, Li L H, Zhang M C *et al.* *Proceedings of the 8th International Symposium on Superalloy 718 and Derivatives*[C]. Pittsburgh, PA: TMS, 2014: 129
- [16] Zhang Mingjie(张明杰), Li Fuguo(李付国), Wang Shuyun(王淑云). *Journal of Aeronautical Materials(航空材料学报)*[J], 2012, 32(5): 18
- [17] Tan L M, Li Y P, Liu F *et al.* *Journal of Alloys and Compounds*[J], 2019, 789: 506
- [18] Liu P, Zhang R, Yuan Y *et al.* *Journal of Materials Science and Technology*[J], 2021, 77: 66
- [19] Wen H N, Jin J S, Tang X F *et al.* *International Journal of Mechanical Sciences*[J], 2023, 260: 108654
- [20] Yuan L, Wei Q H, Han L *et al.* *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*[J], 2021, 116(9-10): 3063
- [21] Nicolaÿ A, Fiorucci G, Franchet J M *et al.* *Acta Materialia*[J], 2019, 174: 406

Optimization of Forging Processing Parameters of the FGH4113A P/M Superalloy Turbine Disk Based on Response Surface Method

Wen Hongning¹, Jin Junsong¹, Zhang Yiding¹, Gong Pan¹, Wang Xinyun¹, Chen Junzhi¹, Ma Xiangdong²,
Guo Jianzheng^{2,3}

- (1. School of Materials Science and Engineering, State Key Laboratory of Materials Processing and Die & Mould Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)
- (2. Shenzhen Wedge Central South Research Institute Co., Ltd, Shenzhen 518000, China)
- (3. State Key Laboratory of Powder Metallurgy, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: The macro-micro coupled finite element simulation of the FGH4113A P/M superalloy during the forging process was carried out. The effects of workpiece temperature, die temperature, height-diameter-ratio of the workpiece, and strain rate on the microscopic average grain size (AGS) and its distribution uniformity of the forged turbine disks were analyzed by single factor simulation. Based on the orthogonal experimental design and response surface method, the mapping relationships between processing parameters and microstructure state variables were established. The AGS and the standard deviation of grain size distribution were taken as the optimization targets of processing parameters to achieve microstructural control. Then the optimal processing parameters can be obtained by multi-objective optimization of the established response surface model, listed as: the workpiece temperature of 1097 °C, the die temperature of 976 °C, height-diameter-ratio of 2.4, and strain rate of 0.021 s⁻¹. The validated finite simulation under this deformation condition was carried out to verify the reliability of the optimization results. The results show that the forged turbine disk depicts the characteristics of the finer AGS and uniform grain size distribution. This study can provide the guidelines and reference for process formulation in the production process of high-performance superalloy turbine disks.

Key words: response surface method; superalloy; turbine disk; optimization of processing parameter

Corresponding author: Jin Junsong, Ph. D., Professor, State Key Laboratory of Materials Processing and Die & Mould Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, P. R. China, E-mail: jsjin@hust.edu.cn