

引文格式: 董红瑞, 隋千龙, 魏道贺, 等. 基于反传热参数求解的钛合金宽弦空心风扇叶片冷却工艺仿真研究[J]. 航空制造技术, 2026, 69(10): 25010162.

DONG Hongrui, SUI Qianlong, WEI Daohe, et al. Simulation study on cooling process of titanium alloy wide-chord hollow fan blade based on inverse heat transfer parameters[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2026, 69(10): 25010162.

基于反传热参数求解的钛合金宽弦空心风扇叶片冷却工艺仿真研究

董红瑞¹, 隋千龙¹, 魏道贺¹, 陈明和¹, 王宁², 冯瑞^{1,3}, 谢荣生⁴

(1. 南京航空航天大学, 南京 210016;

2. 南京工业职业技术大学, 南京 210018;

3. 常州工学院, 常州 213032;

4. 西藏航空有限公司, 成都 610200)

[摘要] 采用试验研究与有限元模拟相结合的方法,对钛合金宽弦空心风扇叶片冷却方式对残余应力的影响进行研究。在不同换热条件下,采集了TC4钛合金方板温度数据,并使用DEFORM软件反求解不同条件下的界面换热系数。进行了高温单轴拉伸试验,通过对不同冷却方式下的残余应力进行对比,验证了有限元模拟的准确性。对空心风扇叶片无应力状态的温度场及应力场进行了分析,并对比了两种冷却方式对零件残余应力的影响。研究发现,冷却后的残余应力主要分布在叶片内部空心部分及叶身薄壁边缘处。此外,在空冷冷却过程中,残余应力值冷却开始时迅速达到峰值,然后冷却过程逐渐松弛下来。相比之下,随炉冷却时外界温度下降较慢,不会在冷却初期生成应力峰值。以上研究结果可为TC4钛合金宽弦空心风扇叶片的批量化制造生产提供指导性意见。

关键词: 空心风扇叶片; 数值模拟; 冷却工艺; 温度场; 残余应力

中图分类号: V232.4

文献标志码: A

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.25010162



董红瑞

副教授, 博士, 研究方向为轻质高强合金能场辅助成形技术。

航空发动机作为航空器的“心脏”,其技术密集度和制造复杂度极大,被誉为“工业皇冠上的明珠”^[1]。现代航空发动机整体朝着高马赫数、高推重比、高增压比和高可靠性的方向发展,以满足日益增长的航空需求^[2-4]。其中,涡轮风扇发动机因其大推力、高效率 and 低油耗的优点,成为大多数军用和民用飞机的主要动力来源。钛合金空心风扇叶片在发动机运行时提供外涵推力,对于大涵道比涡轮风扇发动机的推力、燃油消耗及推重比的性能提升具有关键作用^[5]。但

钛合金在室温下成形较为困难,并且成形后零件回弹较大,难以实现材料的精确成形,而热成形时可以显著降低材料的变形抗力,提高材料塑性,改善加工性能。在热成形后冷却过程中温度场和应力场的分布受多方面影响,图1所示为冷却过程中温度场、应力场和组织场的相互耦合关系图^[6]。在冷却过程中,温度场的不均匀分布会使材料内部发生组织转变,同时由于冷却时热胀冷缩的不均匀,会在材料内部产生相应的残余应力分布;在应力的作用下,材料会发生

收稿日期: 2025-11-10; 退修日期: 2025-12-19; 录用日期: 2026-01-12

通信作者: 冯瑞, 讲师, 博士, 研究方向为钛合金塑性成形。

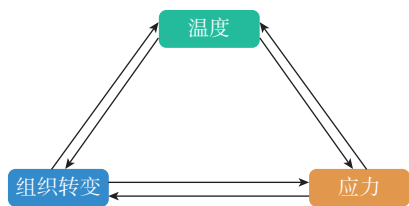


图1 冷却过程中温度-组织-应力耦合关系

Fig.1 Coupling relationship of temperature-structure-stress during cooling process

形变并产生变形功,其中大部分会转化为热能从而影响温度场的分布和微观组织的变化。

近年来,越来越多的学者选择采用数值模拟技术对零件冷却过程中的温度场、应力场及变形场进行分析。为了准确地描述冷却过程中材料温度数据的演变规律,需要获得不同传热条件下的真实界面换热系数。Gil等^[7]研究了合成射流冲击冷却的传热特性,结果显示,热空气再循环影响了热传递的轴向分布,降低热功率释放能够将热传递系数的最大值从轴向距离 $x/d \approx 5$ 移动到约 $x/d \approx 2$ 的位置,其中 x 为轴向距离, d 为孔口内径。此外,研究发现,热传递和流动参数在不同的雷诺数和斯托克斯数条件下有明显的变化规律,提出的努塞尔数与雷诺数之间的相关性试验数据吻合良好。Chaudhari等^[8]研究了具有不同内径的单轴对称孔径合成射流冲击冷却的传热特性,研究结果表明,传热系数是基于表面温度与环境温度的差异来定义的。合成射流的最大传热系数约为自由对流传热系数的11倍;最大传热发生在 $x/d=3\sim 10$ 范围内,板和撞击板之间的流体再循环会导致传热系数显著降低。He^[9]提出了一种用于预测受非等温壁面约束的流动的对流传热特性,并通过实例验证了其有效性;研究结果发现,在等温条件下得到的换热系数并不适用于非等温条件并且误差较大,进而提出了一种谱热传递系数(SHTC)框架,并且通过

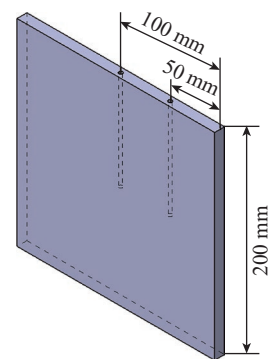
计算验证了SHTC框架的准确性。Sugianto等^[10]通过使用DEFORM-IHT反传热模块求解SUS304不锈钢界面换热系数并与迭代修正法计算的换热系数进行了对比,结果发现通过反传热求解的换热系数更加精准,同时能够适合各种复杂几何形状的物体。张宏等^[11]通过Fluent有限元软件研究了薄膜在流延辊上的冷却过程,并分析了流延辊相关尺寸参数对冷却速率及膜片表面温度均匀性的影响,研究表明,随着流延辊直径的增加,冷却效率和表面温度均匀性呈现先降低后升高的趋势;通过减小流道的宽高比和导程有助于提高冷却效率,而增大流道宽高比并缩短导程则有利于优化膜片的表面温度均匀性。Ghanavati等^[12]研究了激光定向能量沉积(L-DED)制造SS316L-IN718多材料结构时的变形和残余应力,并通过试验验证了数值模型的准确性;研究采用有限元软件ABAQUS建立了热力学模型,分析了SS316L和IN718两种粉末材料在激光沉积过程中的温度场、残余应力分布及几何特性。Mukherjee等^[13]采用改进的热力耦合模型,考虑流体流动对温度分布的影响,预测了2.25Cr-1Mo钢到Incoloy 800H、Ti-6Al-4V与Incoloy 800H的不同和渐变接头的变形和残余应力;结果表明,两种合金之间的梯度过渡设计显著降低了Ti-6Al-4V与Incoloy 800H不同接头中残余应力的突变。但目前的研究对于钛合金宽弦空心风扇叶片在复杂加载热成形后的冷却工艺仍缺乏探索。冷却过程中的一系列关键参数,例如冷却介质、冷却速度和环境条件,会通过改变成形零件的微观结构、相变行为及晶粒大小等特征来影响零件的力学性能。因此研究钛合金空心风扇叶片冷却工艺对叶片成形后服役性能有重要意义。

本文通过反传热法计算材料真实界面换热系数,为有限元模拟参数

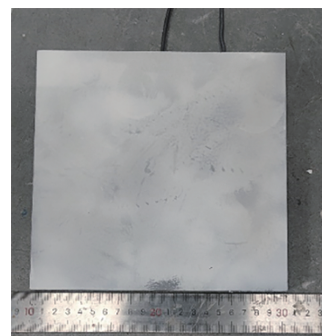
提供支持,并基于DEFORM有限元仿真软件,建立了TC4钛合金空心风扇叶片冷却过程中热-力耦合有限元模型,对TC4钛合金空心风扇叶片热成形后的温度场进行模拟。研究TC4钛合金宽弦空心风扇叶片在复杂加载热成形后不同条件下冷却工艺,有助于深入理解冷却参数对叶片性能的影响,为后续优化钛合金宽弦空心风扇叶片热成形工艺提供关键理论支撑,为其大规模生产奠定理论基础,进而提升产品的整体质量和性能。

1 试验及方法

试验用原始材料选择尺寸为 $200\text{ mm} \times 200\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ 的TC4板坯,其长厚比为 $20:1$,符合一维传热条件^[14-16]。在板坯长度方向 $1/2$ 位置及 $1/4$ 位置加工两个高度方向 $\phi 4\text{ mm}$ 、深 100 mm 盲孔,用于安装测温热电偶,如图2所示。测温用K型热电偶直径 3 mm ,一端插入试样盲



(a) 试样打孔示意图



(b) 实物图

图2 反传热试验试样

Fig.2 Reverse heat transfer test sample

孔并用石棉填充缝隙,另一端连接 MIT-110T 温控表,采集温度数据并传输至电脑。

为了获取 TC4 钛合金在 25~800 °C 下的界面换热系数,试验中需将 TC4 板坯由室温加热至目标温度 (800 °C)。为避免试样在高温下氧化,在表面均匀喷涂氮化硼。试验流程如图 3 所示,将试样用电阻炉由室温升温至 800 °C,保温 1800 s,待试样完全受热均匀后分别采用自然空冷 (AC) 和随炉冷却 (FC) 的方式冷却至室温。整个升降温过程数据由采集系统记录,经进一步降噪处理后,得到换热试验试样的升降温曲线。

2 结果与讨论

2.1 TC4 板材换热试验温度演化研究

图 4 为 TC4 钛合金在加热及冷却过程中,其长度方向 1/2 位置及 1/4 位置处的温度和两点处温差变化。由图 4 (a) 和 (b) 可知,升温过程中,1/4 位置处由于距边线位置更近,温度相较于中心位置上升更快。随着保温时间的增加,长度方向 1/2 位置及 1/4 位置温度差先逐渐增大,后逐渐减小。在升温 219 s 时,中心位置温度约 445 °C,1/4 位置处温度约 475 °C,两处温度差达到最大,约为 30 °C;升温 900 s 时,两者温度差大约 0.5 °C,温度基本保持均衡,待 1000 s 后,试样整体温度视为完全均衡。

由图 4 (c) 和 (d) 可知,在空冷过程初期,由于试样温度与环境温度相差较大,表面温度迅速降低,在

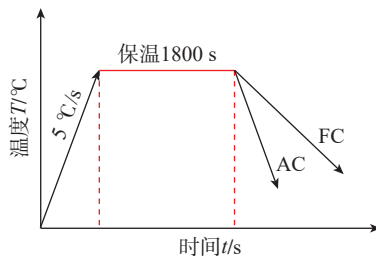


图 3 反传热试验升降温流程

Fig.3 Heating and cooling process for inverse heat transfer testing

500 s 时,温度已从 800 °C 冷却至 266 °C。冷却过程中距边线 1/4 位置处的测温点相较于中心位置温度下降更多,并随着冷却时间的增加,两测温点的温差逐渐增大,当冷却 120 s 时,两测温点处温差达到最大,约为 27 °C;空冷时间相较加热过程更长,随着冷却时间的延长,两测温点处温差逐渐减小并达到均匀冷却,当冷却 1230 s 时,中心值与 1/4 位置测温点处温度分别为 127 °C 和 124 °C,两处温差 3 °C,试样温度基本均匀;当冷却时间 2000 s 后,两处温差小于 1

°C,试样整体温度视为完全均衡。

图 4 (e) 所示为炉冷时炉内温度与试样温度变化曲线。由于此时材料的界面换热系数远小于材料本身热导率系数,长度方向两位置处试验温度近乎一致,为便于观察,只给出长度方向 1/2 位置处的温度数据和炉内温度变化数据。炉冷时整体降温规律与空冷时一致,但因降温速率较缓,试样经过大约 16500 s 冷却至原始温度的一半,待约 62100 s 时,试样整体温度降至 100 °C 以下。炉冷过程中,试样与炉内温度的最大温差出现

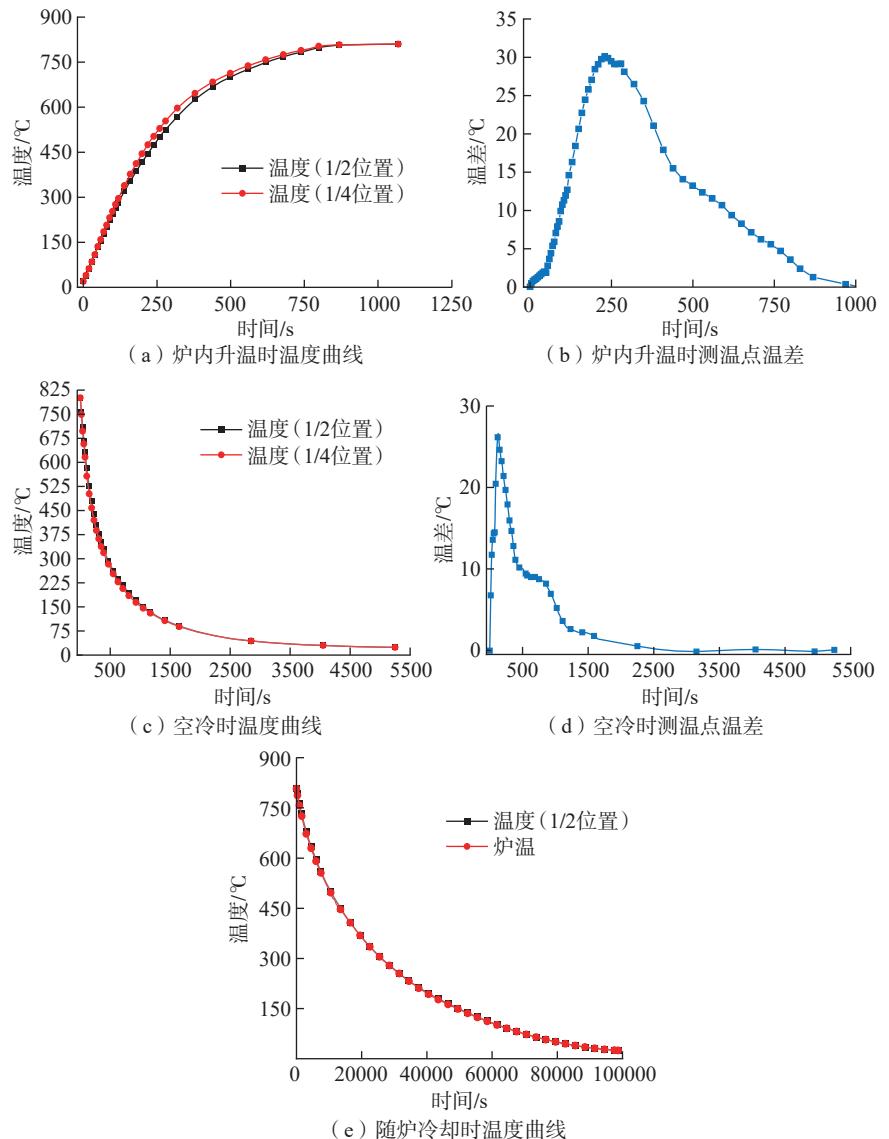


图 4 反传热试验不同条件下温度及温差变化曲线

Fig.4 Curves of temperature and temperature difference under different conditions of inverse heat transfer test

在 2100 s 时,此时温差仅为 8 °C。

2.2 反传热有限元模型建立

材料冷却过程的数值模拟精度主要受边界条件设定的影响,尤其是材料界面换热系数的选取。然而,在实际生产活动中,影响材料界面换热系数的因素众多,很难直接通过测量和计算得到准确的数值。本文基于工艺试验结合 DEFORM-3D 有限元模拟软件中 Inverse heat transfer (IHT) 反传热模块求解 TC4 钛合金界面换热系数。反传热法是一种通过测量内部点的温度数据,结合瞬态温度场控制方程与边界条件,同时考虑敏感系数场的控制方程和边界条件,通过反复迭代计算出表面温度场 T_s 和表面热流密度 q 的方法。然后,依据牛顿冷却定律反推解析解^[17]。热流密度的计算公式^[18]为

$$q = H_f \times (T_w - T_c) \quad (1)$$

式中, q 为热流密度, W/m^2 ; H_f 为界面换热系数, $W/(m^2 \cdot ^\circ C)$; T_w 为周围介质的温度, $^\circ C$; T_c 为试样边界的温度, $^\circ C$ 。

对于 TC4 钛合金某一时刻的淬火冷却过程,介质的温度及试样边界温度可以通过热电偶实时监测记录试样测温点的温度,通过数据采集得到工件升降温曲线。最后利用 DEFORM 对试验得到的温度数据反复迭代得到材料升降温过程真实综合界面换热系数。

反传热法求界面换热系数原理是根据试验所测定的试样实际升温或降温曲线,基于牛顿冷却定律推导的反传热微分方程,逆向计算材料综合界面换热系数。图 5 所示为 DEFORM 中的反传热模块计算流程图。通过给定一个初始预测换热系数值 H_0 ,对工件温度场计算模拟值与试验值进行比较,并不断迭代修正,最终得到工件在不同环境条件、不同温度下的界面换热系数。反传热法计算精度由模拟温度与试验温度的差值标定。

利用 DEFORM 有限元软件进行三维实体建模,网格类型采用四面体网格,结构化网格一层厚度 0.005 mm,共 61316 个网格单元,14293 个节点,如图 6 所示。材料的基本热物性参数如表 1 所示^[19-21]。

当需要考虑材料在升温、冷却等不同过程时,首先需要定义不同的初始条件。在升温过程中,材料的初始温度设定为室温 25 °C,环境温度设定为箱式电阻炉温 800 °C;在空冷过程中,定义材料初始温度为 800 °C,环境温度为室温 25 °C;在炉冷过程

中定义材料初始温度 800 °C,环境温度为炉内随时间变化的温度数据。在试样模型中添加长度方向 1/2 处和 1/4 处测温点,并导入测温点的热历史数据。热传导区域覆盖试样的所有外表面。给定初始化换热系数为:炉内升温时为 0.1 $N/(s \cdot mm \cdot ^\circ C)$;空冷时为 0.02 $N/(s \cdot mm \cdot ^\circ C)$;炉冷时为 0.1 $N/(s \cdot mm \cdot ^\circ C)$ 。仿真控制每步温度变化 1 °C,时间步长控制在 0.001~10 s。选择界面换热系数为温度的函数,并以每 50 °C 作为一个控制点,输出该温度下的界面换热

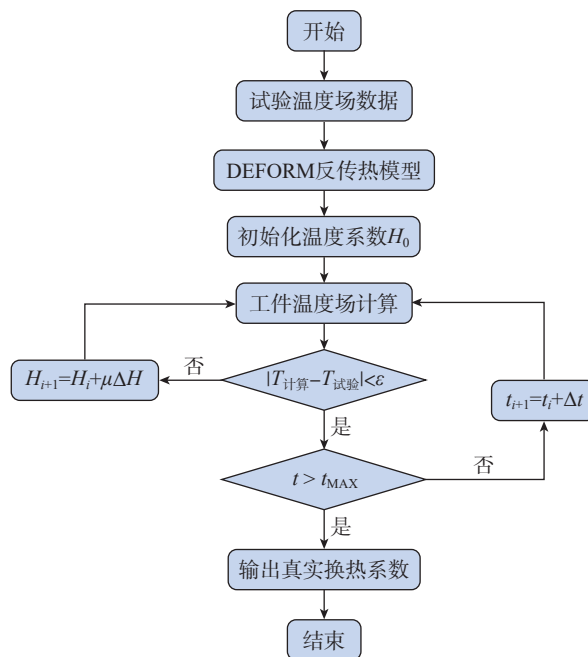


图 5 反传热模块计算流程图

Fig.5 Calculation flowchart of inverse heat transfer module

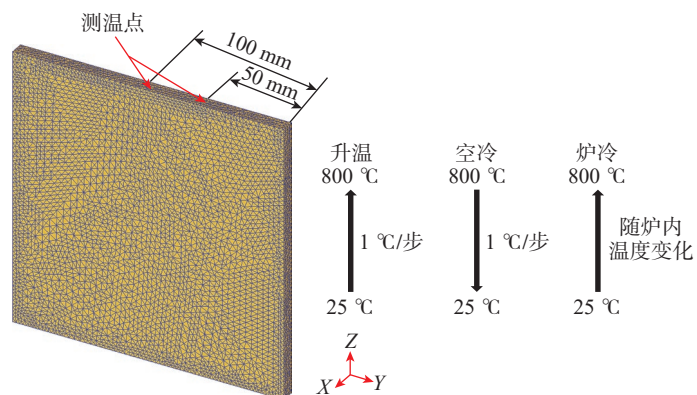


图 6 反传热计算网格划分

Fig.6 Grid division for inverse heat transfer calculation

系数函数。

2.3 换热系数演化规律研究

2.3.1 反传热试验结果及讨论

图7所示为TC4钛合金在炉内升温时换热系数随温度和时间变化的曲线。由图7(a)可以看出,TC4钛合金材料界面换热系数 H 在25~700℃基本保持稳定,约为0.05 N/(s·mm·℃),当温度升高至700℃以上时,界面换热系数急剧上升,800℃时达到最高值0.3 N/(s·mm·℃)。总体上界面换热系数随着温度升高而增加,这是因为在加热过程中钛合金表面会生成 Ti_2O 氧化膜,导致其与光洁表面相比反射的热量减少,从而使得换热系数增加^[22]。由图7(b)可以看出,炉内加热初期,较大的界面温度差使得材料辐射热流密度 q 迅速升高,并在32s时达最大值2.73 MW/m²,此后辐射热流密度 q 逐渐减小。

图8所示为TC4钛合金在空冷环境下换热系数随温度和时间变化的曲线。由图8(a)可以看出,TC4钛合金空冷时,换热系数随温度升高整体呈现先逐渐升高后快速下降的趋势,界面换热系数在0.01~0.072 N/(s·mm·℃)范围内变化。界面换热系数在50℃时为最低值0.01 N/(s·mm·℃),随后随温度升高迅速增加,于750℃时达最大值0.072 N/(s·mm·℃)。由图8(b)可知,空冷初期,材料表面与环境较大的温度差使得界面换热系数及热流密度急剧升高,并分别于25s和19.8s达到各自的最大值0.072 N/(s·mm·℃)和4.43 MW/m²。热流密度达到最大值后便迅速减小,约在97s左右减小到峰值的一半,此时温度下降至574℃,待界面换热系数下降至峰值一半,表面温度已下降至350℃。

图9所示为TC4钛合金在随炉冷却环境下的换热系数随温度和时间变化的曲线。随炉冷却时,界面换热系数随温度升高整体呈现升高趋

势,在100~400℃存在上下波动的情况。界面换热系数在200℃时取得最小值(0.012 N/(s·mm·℃)),在800℃时取得最大值(0.4542

N/(s·mm·℃)),表明初始给出的预测值基本符合实际要求。从图9(b)可以看出,随炉冷却时辐射热流密度变化情况与空冷时基本一致,都

表1 TC4钛合金热物性参数^[19-21]
Table 1 Thermophysical parameters of TC4 titanium alloy^[19-21]

温度/℃	比热容 $c/(J/(kg \cdot K))$	热膨胀系数 $(10^{-6} K^{-1})$	热导率 $k/(W/(m \cdot K))$
25	520	7.8	6.81
100	602	8.33	7.4
200	629	9.88	9.72
300	645	10.31	11.1
400	673	10.59	12.4
500	699	10.85	13.9
600	754	10.98	16.1
700	807	11.3	19.0
800	729	11.57	18.7
900	701	12.41	—
1000	695	13.72	—

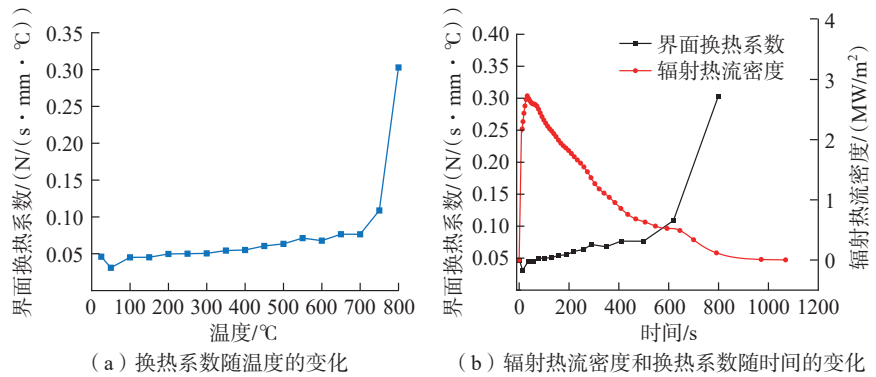


图7 炉内升温时界面换热系数变化

Fig.7 Changes of interfacial heat transfer coefficient during furnace heating

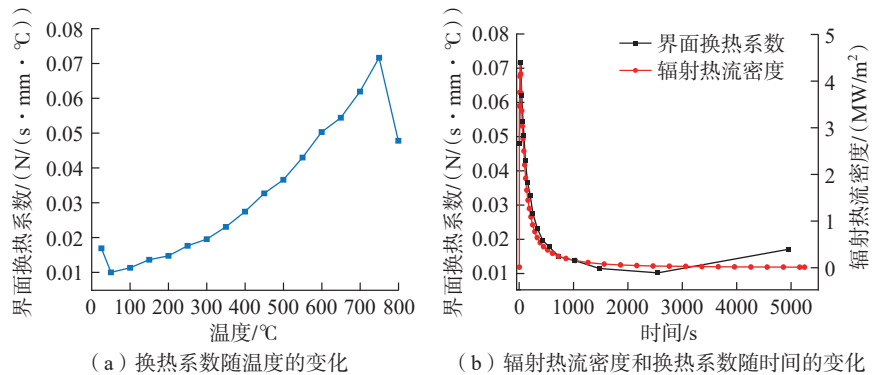


图8 自然空冷时界面换热系数变化

Fig.8 Changes of interfacial heat transfer coefficient during natural air cooling

包含3个明显阶段:急剧上升阶段、快速下降阶段和缓慢下降阶段。但由于随炉冷却时工件与炉内温度差较小,整体热流密度相较于空冷时数值低一个数量级。界面换热系数及热流密度分别于7.5 s和180.8 s达到各自的最大值,分别为 $0.4542 \text{ N}/(\text{s} \cdot \text{mm} \cdot ^\circ\text{C})$ 和 $184.46 \text{ MW}/\text{m}^2$ 。

2.3.2 反传热试验结果的验证

为了验证在不同传热条件下TC4钛合金空心风扇叶片的界面换热系数和热流密度的一维反传热模型的计算精度与稳定性,利用上述不同环境下得到的界面换热系数及相同的边界条件,分别对加热和不同冷却方式下一维正传热模型展开计算。

图10为加热环境下、空冷环境下和随炉冷却时试样长度方向1/2位置和1/4位置处的一维正传热试验结果和仿真结果。由于炉冷时冷却速度较为缓慢,为便于观察,同时减少计算量,只给出长度方向1/2位置处的温度数据。其中,在炉内升温时,试验结果与仿真结果在长度方向1/2位置处最大温差 11.47°C ,温度偏差2.14%,1/4位置处最大温差 11.95°C ,温度偏差2.34%;在空冷时,试验结果与仿真结果在长度方向1/2位置处最大温差 10.88°C ,温度偏差1.86%,1/4位置处最大温差 12.35°C ,温度偏差2.20%;在随炉冷却时,试验结果与仿真结果最大偏差 3.87°C ,温度偏差仅0.51%。

综上所述,无论在炉内升温、空冷还是炉冷环境下,试验结果与模拟仿真结果的吻合度均较好,说明用建立的一维反传热模型求解的TC4钛合金试样在不同环境下的界面换热系数及辐射热流密度数据是准确的。

2.4 冷却残余应力对比仿真验证分析

为验证TC4钛合金空心风扇叶片复杂加载热成形后冷却热应力模拟仿真的可行性,对TC4钛合金拉伸试样的处理过程进行有限元仿真,并将有限元模拟结果与实际残余应

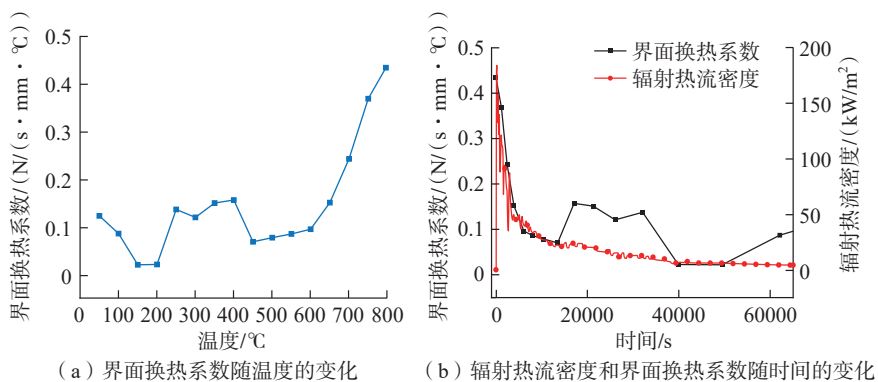


图9 随炉冷却时界面换热系数变化

Fig.9 Changes of interfacial heat transfer coefficient during furnace cooling

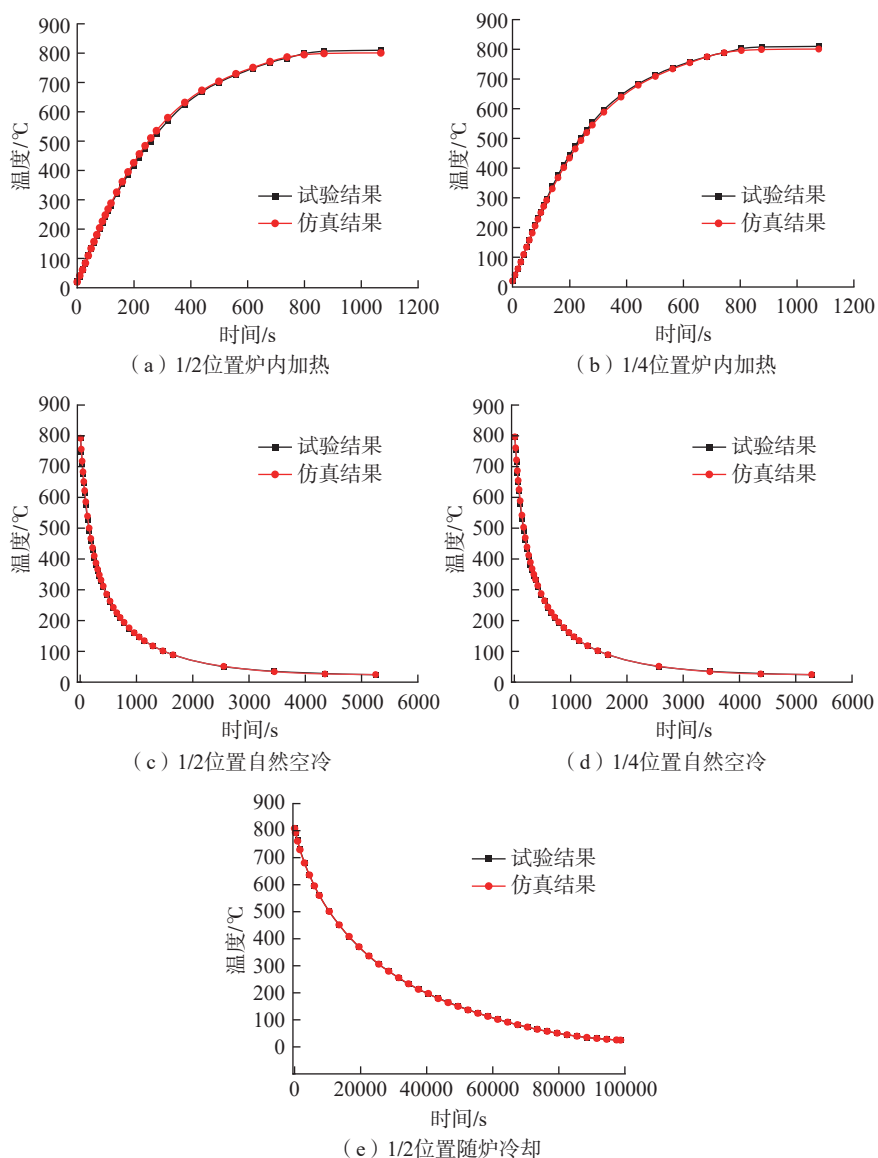


图10 不同冷却方式下两测温点的试验结果与仿真结果

Fig.10 Test results and simulation results of two temperature measurement points under different cooling methods

力检测试验结果进行对比分析。此外,并在空冷与炉冷的基础上,增加压缩空气辅助强制冷却方式,以验证仿真模型的通用性与准确性。

建立图 11 所示高温拉伸有限元模型,上下拉伸夹头设置为刚体,TC4 钛合金试样划分网格数目 110913 个,其他材料参数与先前模拟一致,冷却时换热系数取自第 1 节反传热试验获得的真实换热系数。在模拟拉伸试验时,将下拉伸夹头固定,上拉伸夹头以 15 mm/min 的速度拉伸至预变形 3.75 mm 后撤去外力,设置不同的界面换热系数冷却至室温,观察拉伸试样中点处沿拉伸方向残余应力情况。

冷却后的拉伸试样沿拉伸方向应力分布情况如图 12 所示,分别为经过压缩空气辅助强制冷却(WC)、空冷(AC)、炉冷(FC)。可以观察到,冷却后残余应力呈上下对称分布,并且试样标距段为残余拉应力,上下夹持段在夹头的作用力下保留残余压应力。随冷却的降低,有限元模拟残余应力值分别为 59.8 MPa、12.3 MPa 和 2.97 MPa。

采用 UTM5504X 型电子万能试验机,在相同的条件下对 TC4 钛合金拉伸试样进行高温拉伸,高温拉伸试样如图 13 所示。使用日本理学 AutoMATE II 大功率微区应力分析仪进行残余应力测试,管电压 20~50

kV,工作电流 2~50 mA;采用 X 射线衍射无损检测法对经过多轮热循环后的试样残余应力进行检测。该方法利用 X 射线与晶体衍射时的布拉格定律,通过检测晶格间距的变化来计算残余应力。

残余应力会引起材料内部的应变,这在微观层面上表现为晶面间距的变化。当 X 射线束照射到晶体(晶格结构)发生相互作用,通过测量这种晶面间距的变化来确定材料中

的残余应力。当入射角满足布拉格定律时,X 射线会在晶体平面上发生衍射,产生衍射峰。式(2)为布拉格公式。

$$2d\sin\theta = n\lambda \quad (2)$$

式中, d 为晶面间距, nm; θ 为衍射角, ($^\circ$); λ 为 X 射线波长, nm。

图 14^[23] 为 X 射线衍射法测残余应力相关正交坐标系示意图。其中, ψ 和 ϕ 为空间任意方向 \overline{OP} 的两个方位角。当晶面间距 d 发生变化时,对应衍射角 θ 也发生变化,此时

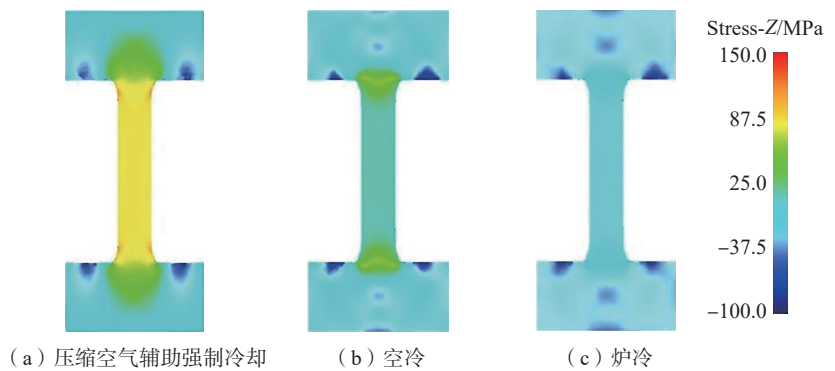


图 12 不同冷却方式下试样的残余应力分布

Fig.12 Residual stress distribution of specimens under different cooling conditions

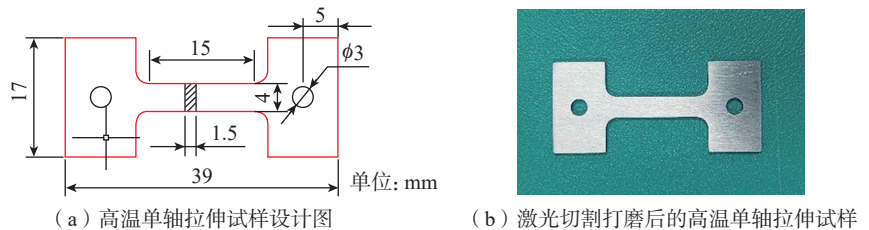


图 13 高温单轴拉伸试样示意图

Fig.13 Schematic diagram of high-temperature uniaxial tensile specimen

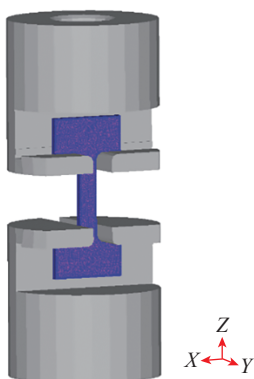


图 11 高温拉伸试验有限元模型

Fig.11 Finite element model of high-temperature tensile test

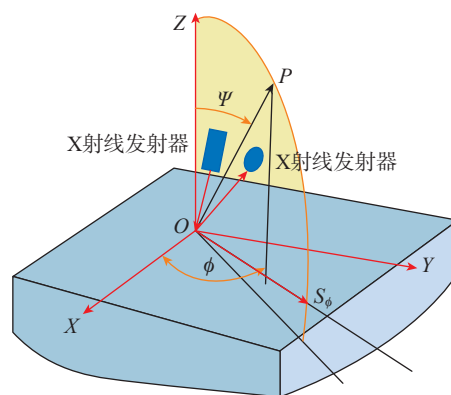


图 14 X 射线衍射法测残余应力相关正交坐标系^[23]

Fig.14 Orthogonal coordinate system for residual stress measurement by X-ray diffraction^[23]

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_0} = -\frac{1}{2} \frac{\pi}{180^\circ} \cot \theta (2\theta - 2\theta_0) \quad (3)$$

式中, d_0 为无应力状态下材料的晶面间距, nm; Δd 为存在应力状态下的晶面间距变化, nm; θ_0 为无应力状态下材料的布拉格角, rad; θ 为存在应力状态下的布拉格角, rad。

一般 X 射线的作用深度在 10 μm 左右, 根据弹性力学的基本理论, OP 方向的正应变可表示为

$$\varepsilon = \frac{1+\nu}{E} \sin^2 \psi \sigma_\phi - \frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \quad (4)$$

式中, ν 为材料的泊松比; E 为杨氏模量, MPa; ψ 为倾斜角, rad; σ_ϕ 为沿 S_ϕ 方向的应力, MPa; σ_x 和 σ_y 为材料在 x 和 y 方向上的应力, MPa。

联立式 (3) 和式 (4) 可得

$$-\frac{1}{2} \frac{\pi}{180} \cot \theta_0 (2\theta - 2\theta_0) = \frac{1+\nu}{E} \times$$

$$\sin^2 \psi \sigma_\phi - \frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \quad (5)$$

结合布拉格微分方程对式 (5) 等式两边对 $\sin^2 \psi$ 求偏导, 可得

$$\sigma_\phi = -\frac{E}{2(1+\nu)} \cot \theta_0 \frac{\pi}{180^\circ} \frac{\partial(2\theta)}{\partial(\sin^2 \psi)} \quad (6)$$

令 $K = -\frac{E}{2(1+\nu)} \cot \theta_0 \frac{\pi}{180^\circ}$, $M = \frac{\partial(2\theta)}{\partial(\sin^2 \psi)}$, 此时 $\sigma_\phi = K \cdot M$, M 为 $2\theta - \sin^2 \psi$ 的斜率。当 M 为正值时, 应力为负值, 即为压应力, 反之为拉应力。

图 15 为 ψ 角为 0° 、 16.8° 、 24.1° 、 30.0° 、 35.3° 、 40.2° 、 45.0° 下, 以步长 0.08° 为测试条件时测得的 TC4 钛合金衍射图谱。可以看出, 随着 ψ 角的增加, 衍射峰强度逐渐升高, 这是因为 X 射线与材料表面的接触面积会随着样品倾角的变化而改变, 从而导致衍射峰的强度。

利用半高峰中点法获得各不同 ψ 角下各个衍射图谱的峰位值, 不同冷却方式及 ψ 角的 $2\theta - \sin^2 \psi$ 情况见图 16。可以看出, 随着 ψ 角的增大, 衍射峰的峰位值逐渐减小。根据布拉格方程, 峰位的变化与晶面间距的大小成反比, 当峰位值减小时, 晶面间距增大, 由此可以判断材料内存在拉应力。

TC4 钛合金残余应力测量参数: 弹性模量 E 为 113.112 GPa, 2θ 为 141° , 泊松比为 0.3。根据式 (6) 可计算得到不同冷却方式下试样内部的残余应力情况。试验结果与仿真结果对比如图 17 所示。可知, 压缩空气强制冷却、空冷和炉冷有限元模拟残余应力值分别为 59.8 MPa、12.3 MPa 和 2.97 MPa, 压缩空气强制冷却测量误差为 ± 21.33 MPa, 空冷测量误差为 10.96 MPa, 炉冷测量误差

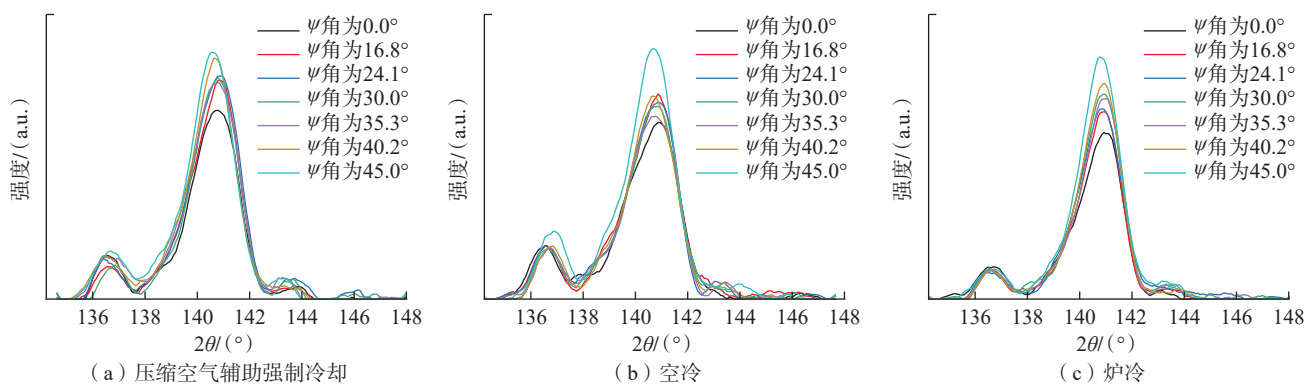


图 15 不同冷却方式下的 ψ 角与衍射峰对应关系

Fig.15 Correspondence of ψ and diffraction peaks under different cooling methods

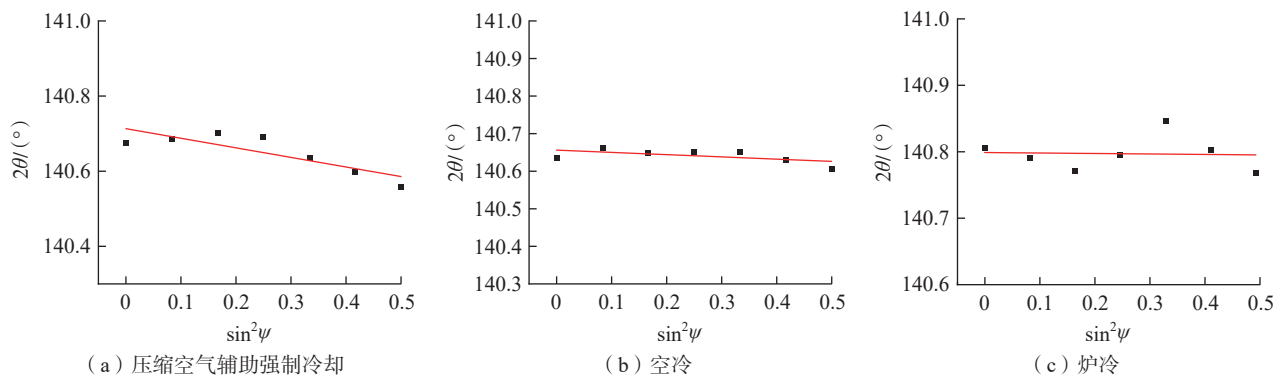


图 16 不同冷却方式下 $2\theta - \sin^2 \psi$ 关系

Fig.16 Relationship of $2\theta - \sin^2 \psi$ under different cooling methods

为 18.74 MPa,模拟仿真结果均在残余应力测量误差之内,整体取得较高精度,且炉冷相较于空冷和压缩空气强制冷却预测精度更高。

2.5 空心风扇叶片冷却研究

将 TC4 钛合金空心风扇叶片模型导入 DEFORM 中,并进行前处理。定义材料属性为弹塑性,将 2.4 节高温单轴拉伸所得数据导入 TC4 钛合金材料库中,其他热物性参数见表 1。TC4 钛合金空心风扇叶片网格划分为默认四面体网格,划分方式为相对网格划分。通过 DEFORM 密度控制网格划分方法,设置干涉深度相对值 0.7 为阈值,在计算过程中干涉超过该阈值后,软件可以自动重新划分网格,细化模型,本文不再对局部网格做进一步细化。图 18 所示为有

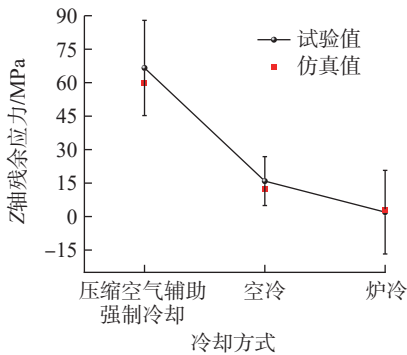


图 17 不同冷却方式下试样的残余应力试验值及仿真值

Fig.17 Residual stress test value and simulation value of the sample under different cooling methods



图 18 空心叶片有限元网格划分

Fig.18 Finite element meshing of the hollow blade

限元网格划分结果,共计 234549 个网格数目。

设置工件初始温度为 25 °C,在“Schedule”工序定义界面设定相应热处理工序,界面换热系数取自本文第 1 节试验与方法各条件下的真实界面换热系数值。使用自动约束,设置每步温度变化 1 °C,最小时间步 0.001,每隔 5 步进行一次存储。在“Database Generation”中生成计算 DB 数据,完成前处理,提交仿真程序开始运算。

不考虑成形过程中模具及气胀对 TC4 钛合金空心风扇叶片的外力,将热成形后开始冷却时的状态视为无应力状态进行后续模拟分析,为简化计算模型,取空心风扇叶片平板毛坯进行冷却传热计算。图 19 所示为空冷方式叶片在不同时刻 (10 s, 20 s, 110 s, 3600 s) 的温度场分布情况。可以看出,在冷却初期空心叶片空心部分及叶片边缘薄壁部分温度迅速

降低,与周围形成较大温度梯度,并且随着冷却过程的进行,这一现象更加显著,在冷却时间 110 s 时,空心风扇叶片达到最大温差 391 °C。图 20 为空冷时冷却过程各时刻最大、最小温度及温差变化曲线。由于空心风扇叶片的壁厚分布极不均匀,并且内部存在多个连续空腔的变截面实体,在冷却过程中尤其在较快的冷却速率下,在叶片内部筋条及叶尖薄壁部分会存在较大温度梯度,如图 20 (b) 所示,随着冷却的进行,在极短时间内,空心风扇叶片温度梯度迅速增大,在达到最大温差后,温度梯度随冷却的进行而逐渐减小,在 4580 s 时空心叶片最大温差小于 10 °C,整体温度基本达到均衡。

图 21 为炉冷时各时刻空心风扇叶片的最大、最小温度及最大温差随时间变化曲线。可以看出,随炉冷却情况下由于叶片周围环境温度下降极其缓慢,炉内环境与外界的热交换

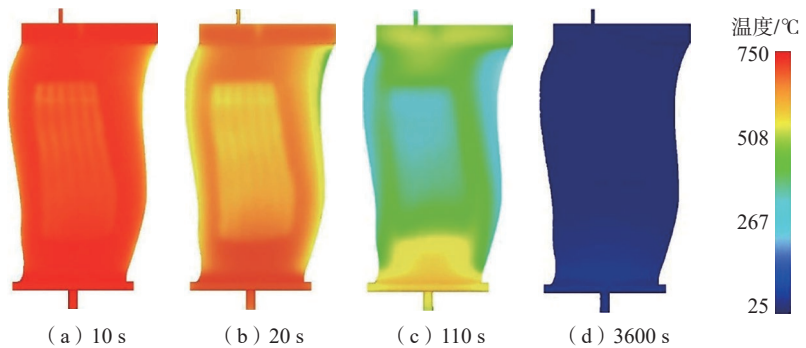
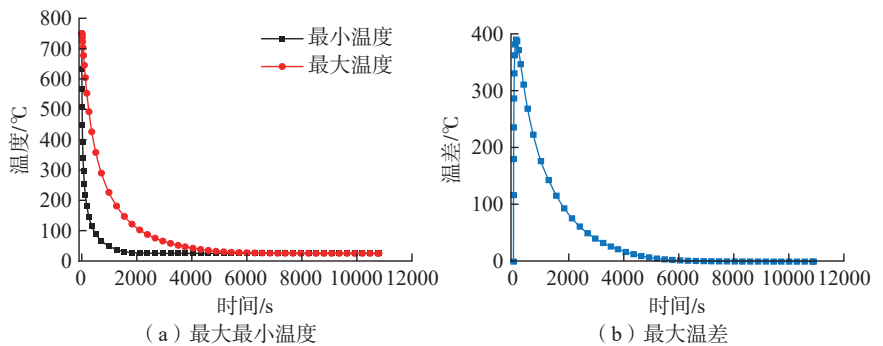


图 19 空冷时不同时刻温度场分布

Fig.19 Temperature field distribution at different time during air cooling



(a) 最大最小温度

(b) 最大温差

图 20 空冷时冷却过程各时刻温度值

Fig.20 Temperature value of each moment during air cooling

系数远小于材料本身的热传导系数,不同时刻空心风扇叶片各个部位温差基本在 0~4 °C,冷却过程中不会存在图 19 中空冷时不同时刻较大的温度梯度分布。

图 22 为空冷 110 s 时的空心风扇叶片沿 X、Y、Z 方向残余应力分布图。可以看出,残余应力梯度较大的部位分布在空心风扇叶片内部空心与筋条连接处、叶片边缘壁厚减薄处,残余应力分布是由冷却过程中温度场分布不均匀导致,整体应力场分布与温度场分布一致。从图 22 还可以看出,同一位置处沿不同方向的残余应力的分布与数值都不同,其中空心风扇叶片平板毛坯沿 Y 方向长度较小,所以整体残余应力分布区间及数值都较小,后续研究过程可以忽略其沿 Y 方向的应力场分布。空心风扇叶片沿 Z 方向的纵深更大,应力场分布沿叶片筋条及叶身应力变化较大。其中最大压应力为 64.1 MPa,最

大拉应力为 147 MPa,压应力分布在其空腔两周,其余则更多为拉应力,尤其叶身边缘位置。在冷却过程中,温度降低会导致零件体积收缩,由于表面与芯部之间的温度差异,收缩量也不相同。表面温度下降较快,体积收缩更大;而芯部壁厚较大,温度变化较小,体积收缩量也较小。由于零件内外体积收缩差异,表面在受到芯部抵抗收缩力的情况下发生胀大,进而在表面产生拉应力,在空腔周围实心部分产生压应力。

为进一步观察沿 Z 方向应力场变化情况,沿空心风扇叶片 Z 轴方向每隔 70 mm 设定一点,以追踪 Z 方向应力场变化趋势,如图 23 所示,其中点 2~6 位于内部空心筋条处,记录各点位置处应力随冷却时间的变化曲线。图 24 为空冷时沿 Z 轴方向残余应力随时间的变化曲线和沿空心筋条不同位置处的残余应力随时间变化曲线。可以看出,Z 轴残余应力

在时间线上存在两个峰值,分别对应于加热及冷却过程中温度梯度最大的时刻,同时不同位置处的应力大小及正负演变规律都不同,随着加热、保温、降温过程的进行,位于内部空心筋条部位的应力呈现先压后拉,而靠近榫头及叶尖部分则相反,这是由于不同位置处温度分布不均匀导致的热应力与组织应力分布不均。

图 25 为炉冷时沿 Z 轴方向残余应力随时间的变化曲线和沿空心筋条不同位置处的残余应力随时间变化曲线。可以观察到,Z 轴残余应力在时间线上的分布仅存在加热过程中一个峰,这与前文分析一致,即随炉冷却时温度变化速率小且温度梯度极低,所以由冷却过程中温度分布不均导致的热应力几乎为 0。从图 25 (b) 也可以看出,从风扇叶片保温到冷却开始,这个过程中各点处的 Z 轴残余应力数值分布没有迅速突变,而是从加热时产生的拉应力/压应力逐渐平滑地向 0 MPa 松弛。同时,各个点的拉/压应力情况与空冷时表现一样,仅存在数值上差异。

图 26 为冷却后空心风扇叶片总位移矢量分布。其中,叶片形状及尺寸的变化是通过变形后各网格节点的位移改变来表征。可以看出,位移矢量图中的矢量箭头大部分沿 Z 轴方向,空心风扇叶片的变形方向以 Z 轴方向移动为主,沿长度方向呈梯度分布,并且越远离榫头部位总位移量越大,自然空冷时最大位移量为

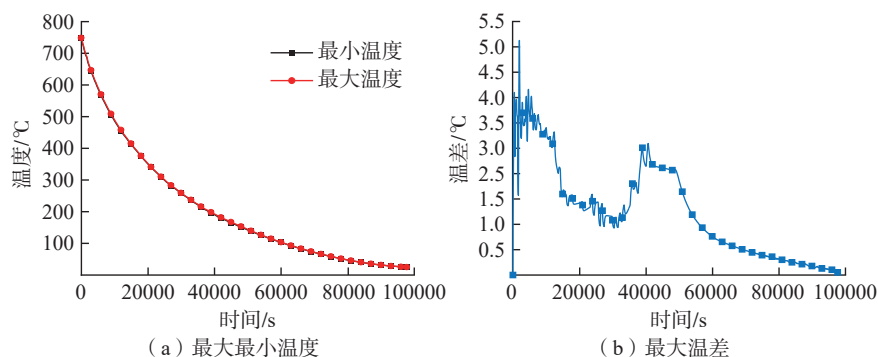


图 21 炉冷时冷却过程各时刻温度值

Fig.21 Temperature value of each moment in the cooling process during furnace cooling

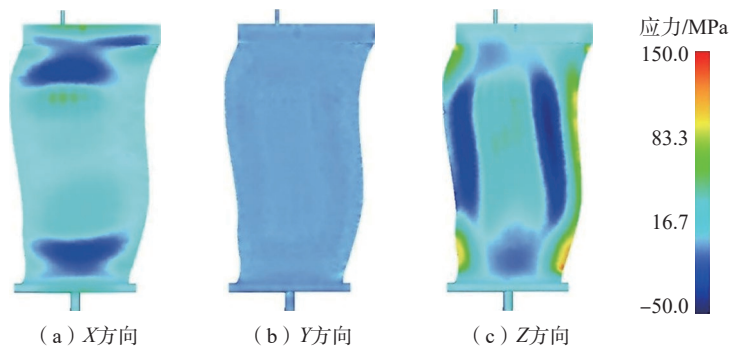


图 22 空冷 110 s 时沿 X、Y、Z 方向残余应力分布

Fig.22 Residual stress distribution along the X, Y and Z directions at 110 s air cooling

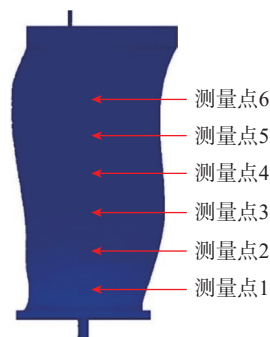


图 23 测量点选取

Fig.23 Selection of measuring points

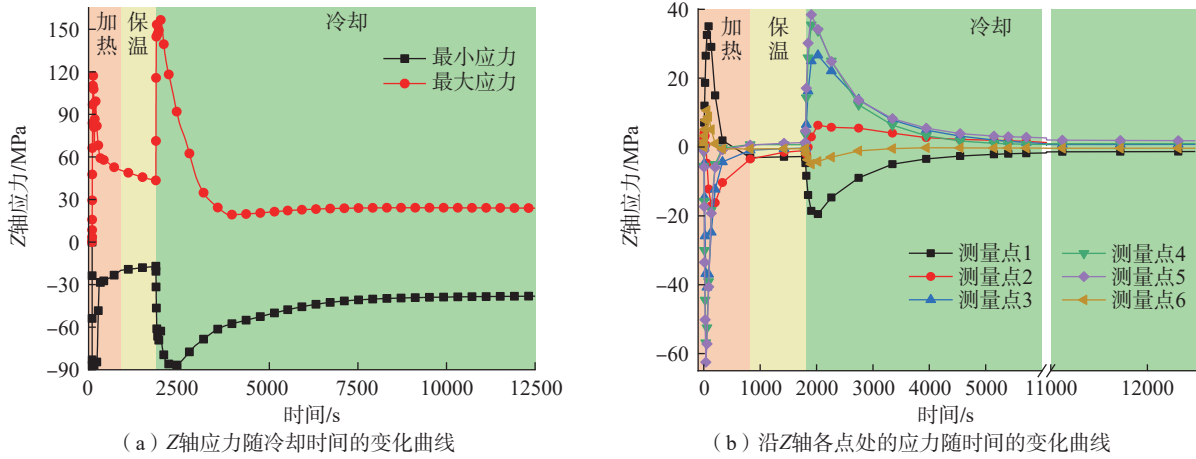


图 24 空冷时沿 Z 轴方向残余应力情况
Fig.24 Residual stress along the Z-axis direction during air cooling

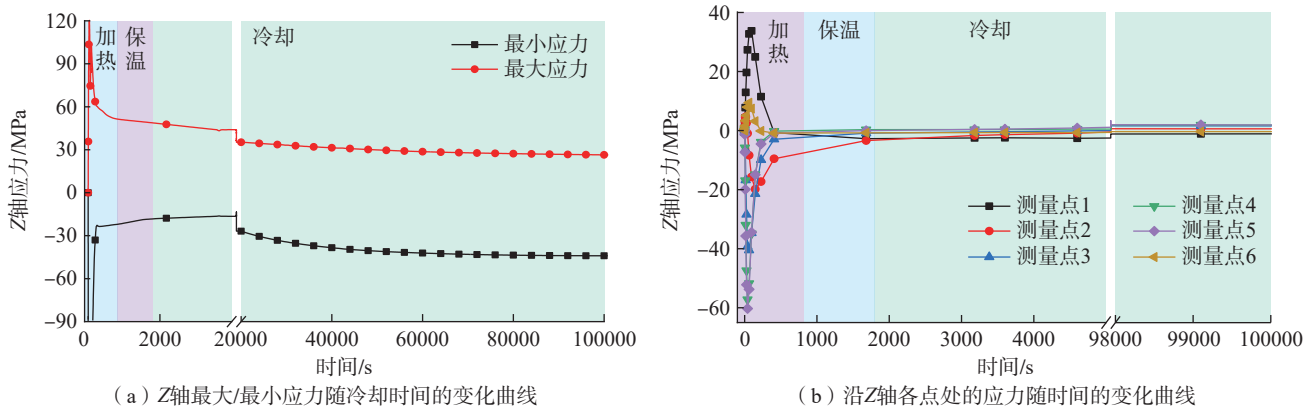


图 25 炉冷时沿 Z 轴方向残余应力情况
Fig.25 Residual stress distribution along the Z-axis during furnace cooling

0.0297 mm, 相对变形量 ε 的计算公式为

$$\varepsilon = \Delta l \div l \quad (7)$$

式中, l 为叶片原长, mm; Δl 为位移量, mm。

由式 (7) 可得, 叶片相对变形量为 0.0047%。观察炉冷后空心风扇叶片的总位移矢量分布, 可以明显看出其矢量箭头分布更加稀疏且数值较小, 这与前文分析一致, 炉冷冷却速率较为缓慢, 材料的热胀冷缩在缓慢地进行, 同时不会引入较大残余应力。随炉冷却后, 相对变形量仅为 0.0017%。

3 结论

(1) 通过热电偶测得了 TC4 板

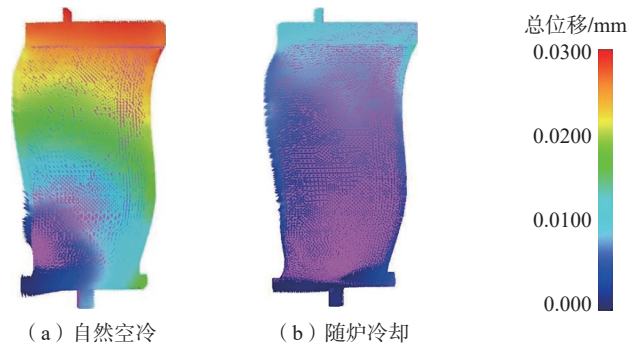


图 26 不同冷却方式下总位移矢量分布
Fig.26 Total displacement vector distribution under different cooling conditions

坏在炉内升温、空冷、炉冷条件下的温度数据, 发现换热过程中试样内两测量点的温差随换热进程的增加迅速上升至最大值, 随后缓慢下降趋于平缓。不同冷却条件下的界面换热系数

整体上随温度的升高呈现逐渐增大的趋势, 这是由于随时间的增加, 钛合金表面会生成氧化层, 使得换热系数会逐渐增加。对反计算求得的换热系数开展一维正传热计算, 模拟结果与试

验结果高度吻合,升温过程最大偏差 2.34%,空冷过程最大偏差 2.20%,随炉冷却过程最大偏差 0.51%。

(2) 利用基于反传热计算得到的界面换热系数,采用有限元模拟与试验验证相结合的方式,对不同冷却方式下拉伸试样的残余应力进行对比验证,压缩空气辅助强制冷却、空冷和炉冷有限元模拟得到残余应力值分别为 59.8 MPa、12.3 MPa 和 2.97 MPa,模拟结果均在试验测量结果误差范围内,证明本文 DEFORM 仿真模型具有较高准确性。

(3) 将空心风扇叶片开始冷却时看作无初始应力状态进行模拟,模拟结果表明,冷却时叶片内部空心部分及叶身薄壁边缘温度下降较快,同时与周围形成较大的温度梯度,冷却后残余应力主要分布在这些存在较大温度梯度的地方。空冷冷却开始时,残余应力值会迅速达到峰值,随后冷却过程逐渐松弛下来,而随炉冷却时外界温度下降较慢,不会在冷却初期生成应力峰值。

参考文献

- [1] 李鹏涛,左洪福,肖文,等.航空发动机叶片损伤及其修复技术与展望[J].航空学报,2024,45(15):132-159.
- LI Pengtao, ZUO Hongfu, XIAO Wen, et al. Research and prospect of aero engine blade damage and its repair technology[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2024, 45(15): 132-159.
- [2] 姚艳玲,代军,黄春峰.现代航空发动机温度测试技术发展综述[J].航空制造技术,2015,58(12):103-107.
- YAO Yanling, DAI Jun, HUANG Chunfeng. Development for temperature measurement technology in modern aeroengine[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2015, 58(12): 103-107.
- [3] 安中彦.航空涡扇发动机结构强度试验技术发展[J].航空发动机,2021,47(4):131-140.
- AN Zhongyan. Development of structural strength test technology of turbofan aeroengine[J]. Aeroengine, 2021, 47(4): 131-140.
- [4] 赵广社,吴思思,荣海军,多源统计数据驱动的航空发动机剩余寿命预测方法[J].西安交通大学学报,2017,51(11):150-155,172.
- ZHAO Guangshe, WU Sisi, RONG Haijun, A Multi-Source Statistics Data-driven Method for Remaining Useful Life Prediction of Aircraft Engine [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2017, 51(11): 150-155, 172.
- [5] GUO F F, QIN J, JI Z X, et al. Performance analysis of a turbofan engine integrated with solid oxide fuel cells based on Al-H₂O hydrogen production for more electric long-endurance UAVs[J]. Energy Conversion and Management, 2021, 235: 113999.
- [6] KOMORI K. Simulation of deformation and temperature in caliber rolling: Effect of finite-element mesh in cross-section[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2003, 143: 367-372.
- [7] GIL P, WILK J, SMUSZ R, et al. Centerline heat transfer coefficient distributions of synthetic jets impingement cooling[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2020, 160: 120147.
- [8] CHAUDHARI M, PURANIK B, AGRAWAL A. Heat transfer characteristics of synthetic jet impingement cooling[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2010, 53(5-6): 1057-1069.
- [9] HE L. Spectral heat transfer coefficient for convection[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2023, 216: 124557.
- [10] SUGIANTO A, NARAZAKI M, KOGAWARA M, et al. A comparative study on determination method of heat transfer coefficient using inverse heat transfer and iterative modification[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(10): 4627-4632.
- [11] 张宏,李陈晨,战东毅.薄膜在流延辊上冷却过程温度场的数值模拟研究[J].液压与气动,2021,45(5):170-176.
- ZHANG Hong, LI Chenchen, ZHAN Dongyi. Numerical simulation on temperature field of film cooling process on casting roller[J]. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 2021, 45(5): 170-176.
- [12] GHANAVATI R, NAFFAKH-MOOSAVY H, MORADI M, et al. Residual stresses and distortion in additively-manufactured SS316L-IN718 multi-material by laser-directed energy deposition: A validated numerical-statistical approach[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2023, 108: 292-309.
- [13] MUKHERJEE T, ZUBACK J S, ZHANG W, et al. Residual stresses and distortion in additively manufactured compositionally graded and dissimilar joints[J]. Computational Materials Science, 2018, 143: 325-337.
- [14] FANG Y P, EAMES P C, NORTON B, et al. Experimental validation of a numerical model for heat transfer in vacuum glazing[J]. Solar Energy, 2006, 80(5): 564-577.
- [15] 袁俭,张伟民,刘占仓,等.不同冷却方式下换热系数的测量与计算[J].材料热处理学报,2005,26(4):115-119.
- YUAN Jian, ZHANG Weimin, LIU Zhancang, et al. The measurement and calculation of heat transfer coefficient under different cooling conditions[J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2005, 26(4): 115-119.
- [16] 孙静娜,向文杰,徐森.TC4钛合金板轧制换热系数实验研究[J].塑性工程学报,2022,29(3):59-65.
- SUN Jingna, XIANG Wenjie, XU Sen. Research on heat transfer coefficient in rolling for TC4 titanium alloy plate[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29(3): 59-65.
- [17] 徐戎.铝合金淬火界面换热系数反分析求解及在仿真中的应用[D].长沙:湖南大学,2015.
- XU Rong. Inverse identification and simulation application of the interfacial heat transfer coefficient during quenching processes of aluminum alloy[D]. Changsha: Hunan University, 2015.
- [18] WEI L C, YANG Y, WEI P, et al. Surface heat transfer coefficient's calculation and analysis on atmospheric high speed aerosol quenching[J]. Journal of Physics: Conference Series, 2019, 1168: 052026.
- [19] 陆燕玲.TA2、TC4热轧工艺制度研究[D].上海:上海交通大学,2009.
- LU Yanling. Study on hot rolling process of TA2 and TC4[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2009.
- [20] 张苗,韩笑,梅韬,等.TC4钛合金与碳碳复合材料钎焊接头组织与性能的研究[J].热加工工艺,2021,50(23):55-60,65.
- ZHANG Miao, HAN Xiao, MEI Tao, et al. Microstructure and mechanical properties of TC4 alloy/C/C composite brazed joints[J]. Hot Working Technology, 2021, 50(23): 55-60, 65.
- [21] 曹聪聪,李文亚,杨康,等.基体硬度和热学性质对冷喷涂TC4钛合金涂层组织和力学性能的影响[J].材料导报,2019,33(2):277-282.
- CAO Congcong, LI Wenya, YANG Kang, et al. Influence of substrate hardness and thermal characteristics on microstructure and mechanical properties of cold sprayed TC4 titanium alloy coatings[J]. Materials Review, 2019, 33(2): 277-282.
- [22] 刘庄.热处理过程的数值模拟[M].

北京: 科学出版社, 1996.

LIU Zhuang. Numerical simulation of heat treatment process[M]. Beijing: Science Press, 1996.

[23] 潘进, 赵楠, 刘天武, 等. 耐磨钢X射线法残余应力测量值的函数拟合[J]. 物理测试, 2022, 40(6): 23-29.

PAN Jin, ZHAO Nan, LIU Tianwu, et al.

Function fitting of residual stress measured value by X-ray diffraction for wear resistance steel[J]. Physics Examination and Testing, 2022, 40(6): 23-29.

Simulation Study on Cooling Process of Titanium Alloy Wide-Chord Hollow Fan Blade Based on Inverse Heat Transfer Parameters

DONG Hongrui¹, SUI Qianlong¹, WEI Daohe¹, CHEN Minghe¹, WANG Ning², FENG Rui^{1,3},
XIE Rongsheng⁴

- (1. Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;
2. Nanjing University of Industry Technology, Nanjing 210018, China;
3. Changzhou Institute of Technology, Changzhou 213032, China;
4. Tibet Airlines Co., Ltd., Chengdu 610200, China)

[ABSTRACT] This study investigates the influence of cooling methods on residual stresses in wide-chord hollow fan blades made of titanium alloy through a combination of experimental research and finite element simulation. Temperature data from TC4 titanium alloy square plates under various heat transfer conditions were collected, and the interfacial heat transfer coefficient under different conditions was determined using the DEFORM software. High-temperature uniaxial tensile tests were conducted, and the accuracy of the finite element simulation was verified by comparing residual stresses under different cooling methods. The temperature and stress fields of the stress-free state for hollow fan blades were analyzed, and the effects of the two cooling methods on the residual stresses in the component were compared. It was found that residual stresses after cooling primarily distributed within the hollow section of the blade and along the thin-walled edges of the blade body. Furthermore, during air cooling, residual stress values rapidly peaked at the onset of cooling before gradually relaxing throughout the process. In contrast, furnace cooling, with its slower external temperature decrease, did not generate stress peaks during the initial cooling phase. These findings provide guiding principles for the mass production of wide-chord hollow fan blades made from TC4 titanium alloy.

Keywords: Hollow fan blades; Numerical simulation; Cooling process; Temperature field; Residual stress

(责编 阳光)