

引用格式: 刘人彰, 孙志超, 苏宏业, 等. Ti6242S 钛合金差温热处理过渡区温度场预测[J]. 中国材料进展, 2026, 45(4): 282-291.

LIU R Z, SUN Z C, SU H Y, *et al.* Prediction of Temperature Field in the Transition Zone of Ti6242S Titanium Alloy Under Differential Temperature Heat Treatment[J]. Materials China, 2026, 45(4): 282-291.

Ti6242S 钛合金差温热处理过渡区温度场预测

刘人彰, 孙志超, 苏宏业, 王 钰, 印志坤, 李轩屹

(西北工业大学材料学院, 陕西 西安 710072)

摘要: 差温热处理为钛合金双性能整体叶盘的成形制造提供了新的途径, 叶盘过渡区稳定可控的梯度温度场是其获得渐变组织的关键。确定了Ti6242S钛合金不同温度下的综合换热系数, 建立了Ti6242S钛合金棒材差温热处理过渡区温度场有限元预测模型, 研究了工艺参数对过渡区温度场的影响规律, 结果表明, 高低温区加热温差越大, 过渡区温度梯度越大; 减小棒材直径导致过渡区温度梯度增大, 过渡区温差随着隔热板宽度的增大而增大, 保温时间对过渡区温度场影响不显著。由于材料导热与换热系数随温度改变, 过渡区中间点温度略高于过渡区最高温与最低温平均值; 受隔热板遮挡的影响, 棒材靠近隔热板的部分接收与散发的热辐射量较低, 使得实际的梯度温度场的宽度大于隔热板的宽度。

关键词: Ti6242S; 差温热处理; 梯度温度场; 有限元数值模拟

中图分类号: TG166.5 **文献标识码:** A **文章编号:** 1674-3962(2026)04-0282-10

Prediction of Temperature Field in the Transition Zone of Ti6242S Titanium Alloy Under Differential Temperature Heat Treatment

LIU Renzhang, SUN Zhichao, SU Hongye, WANG Yu, YIN Zhikun, LI Xuanyi

(School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: The differential temperature heat treatment process provides a new way for the forming and manufacturing dual-performance blisk of titanium alloy. A stable and controllable gradient temperature field is the key to obtain a gradual gradient microstructure in the transitional zone of the blisk. This article established a finite element numerical simulation model of the temperature field in the transition zone of Ti6242S titanium alloy bar during differential temperature heat treatment based on the comprehensive heat transfer coefficient at different temperatures of Ti6242S titanium alloy. The effects of process parameters on temperature field are revealed. It is found that the larger the temperature difference between high and low temperature zone is, the larger the temperature difference in transitional zone is. Reducing the diameter of the bar results in an increase of the temperature gradient in the transition zone, and the temperature difference in the transition zone increases as the width of the insulation plate increases. Meanwhile, holding time have no significant effect on temperature field in transitional zone. The temperature at the midpoint of the transition zone is slightly higher than the average of the highest and lowest temperatures in the transition zone, which is caused by the change of the thermal conductivity and heat transfer coefficient with temperature. Due to the obstruction of the insulation board, the bar near the insulation board receives and emits less heat radiation, resulting in a wider gradient temperature field than the width of insulation board.

Key words: Ti6242S; differential temperature heat treatment; gradient temperature field; finite element numerical simulation

收稿日期: 2025-04-14 修回日期: 2025-07-24

第一作者: 刘人彰, 男, 1999年生, 硕士研究生

通讯作者: 孙志超, 男, 1974年生, 教授, 博士生导师,

Email: zcsun@nwpu.edu.cn

DOI: 10.7502/j.issn.1674-3962.202504016

1 前言

整体叶盘是航空发动机的关键构件, 其叶片和盘体的服役环境有很大差别。叶片主要承受离心应力和振动应力, 应具备优异的高周疲劳性能和拉伸强度; 盘体主要承受多轴低频循环应力, 应具备优异的高温蠕变和低

周疲劳性能^[1-3], 因此, 叶片宜采用双态组织而盘体宜采用片层组织或网篮组织^[4, 5]。叶片到盘体存在较大的温度梯度和应力梯度, 为保证不同部位性能的有机协调, 要求叶片和盘体之间过渡区具备有序渐变的梯度组织^[6]。差温热处理为过渡区梯度组织的获得提供了新的途径, 如何在在盘体与叶片之间形成精确可控的梯度温度场是其中的关键。然而钛合金的差温热处理过程温度场演变复杂、影响因素多, 且全过程温度监控与控制难。因此亟需建立钛合金差温热处理过渡区温度场预测模型, 探明工艺参数对温度场的影响规律。

近年来国内外学者对热处理温度场影响因素进行了大量研究, 何俊等^[7]对 TC17 钛合金棒材的升温过程进行了研究, 发现综合换热系数随着温度的升高而升高, 这表明加热温度直接影响换热系数。王婧等^[8]建立了 H13 热作模具钢真空加热过程的瞬态温度场模型, 研究了加热温度、加热速率、工件尺寸以及装炉方式对真空加热过程中温度场分布的影响。刘明尧等^[9]建立了金属构件局部加热有限元模型, 发现金属内部温度场的分布与加热时间和到热源的距离有关。吴超等^[10]建立了包含流场和固体结构的耦合分析模型, 通过对涡轮盘热处理过程中温度场的仿真计算, 研究了冷却方式对温度场的影响, 发现不同冷却方式的流场参数分布和流动特征有较大差异, 对换热系数具有较大影响。王伟等^[11]基于电磁-热-组织-应力耦合模型, 研究了在感应淬火过程中 42CrMo 钢输出法兰的温度场变化规律, 发现在加热阶段, 输出法兰圆弧过渡区的上、下尖角比中间位置先到达奥氏体化温度, 感应区域温度到达材料居里点后加热效果逐渐减小。

在梯度热处理温度场方面, 赵连风等^[12]发现 7075 铝合金在进行梯度时效热处理时, 温度场沿轴向近似成一维稳态分布, 合金的热物性参数、传热长度以及加热温度、冷却温度和冷却速率对温度场分布有重要影响。Wang 等^[13]发现对 FGH96 合金试样进行梯度热处理时, 温度呈现非线性变化, 并指出炉温等参数对温度场分布的重要影响。以上研究表明热处理温度场受到材料热物性参数、加热温度以及工装设计等多种因素影响且演变复杂。

由于梯度/差温热处理边界条件复杂, 使用实验法研究差温热处理温度场时间成本与材料成本较大, 有限元仿真越来越多用于研究差温热处理问题。Liu 等^[14]在 FGH4113A 合金航空发动机涡轮盘心区域添加隔热块并加热盘体边缘, 建立了梯度温度场, 通过有限元仿真对盘体温度分布进行了模拟计算, 并通过实验验证了模拟温度场的准确性。叶万俊^[15]模拟分析了 TC17 合金盘终锻件的梯度热处理过程, 并通过对比热处理温度和保温时间进行优化, 使盘心和盘缘的温差保持在 100 °C 左右。

Li 等^[16]对 IMI834 钛合金盘坯在加热、冷却和变形过程中的温度场和应力场进行了数值模拟, 指出了加热面、盘坯形状、炉温、变形过程中模具冷却速率和加载速率对梯度温度场的影响。李建伟等^[17]通过增加冷却水套的方法建立了 GH4169 合金航空发动机轮盘梯度温度场, 并对它进行了仿真模拟与试验验证, 研究了冷却水套覆盖面积、对流换热系数和冷却水温度对温度场的影响。古婉力^[18]对 D406A 筒形焊接构件梯度场热处理中温度场和应力场的分布和演变规律进行了模拟计算, 并验证了 D406A 板材焊接构件的温度梯度, 发现热处理后的材料组织具有梯度变化特征。白兴红等^[19]通过反传热计算确定了差温加热过程中试验件的表面换热系数, 建立了 Cr5 钢支承销差温热处理的传热分析模型, 进而模拟计算了试验件差温热处理过程中的温度场分布情况。上述研究大都针对特定的加热温度, 对差温热处理温度场演变、特别是过渡区研究较少。

为此, 本文以 Ti6242S 钛合金为研究对象, 通过理论计算和实验确定了差温热处理综合换热系数, 建立了 Ti6242S 钛合金棒材差温热处理过渡区温度场有限元预测模型, 研究保温时间、高低温区加热温度、棒材直径、隔热板宽度等参数对过渡区温度场的影响规律, 为 Ti6242S 钛合金差温热处理过渡区温度场的控制提供指导。

2 实验

本文的实验材料为 Ti6242S 钛合金棒材, 硅酸铝纤维隔热板为 $\Phi 120$ mm、厚度 40 mm 的圆柱形厚板。在隔热板的中心钻出与钛合金棒材直径大小相同的孔, 将两者装配到在一起。使用开启式差温管式实验炉对钛合金和隔热板进行加热, 炉膛内部如图 1 所示。将隔热板两侧炉膛分为高温区和低温区, 钛合金高、低温区之间被隔热板覆盖的部分为过渡区。

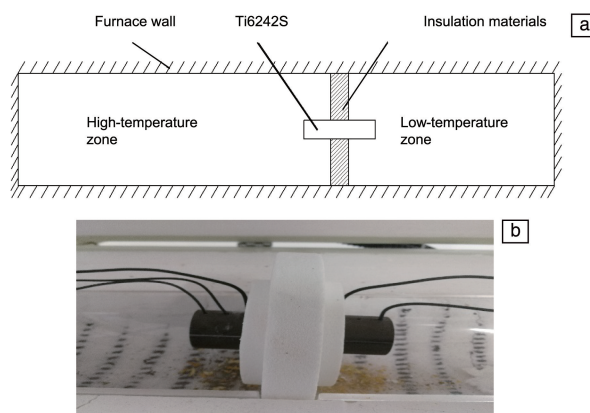


图1 差温热处理炉示意图(a)和实物图(b)

Fig. 1 Schematic diagram (a) and real product picture (b) of the differential temperature heat treatment furnace

3 差温热处理有限元模型建立

3.1 材料热物性参数

差温热处理涉及到材料的主要热物性参数, 如比热容 c 、导热系数 λ 、热扩散系数 α 和密度 ρ , 其准确获取是保证温度场模拟精度的前提。通过高温激光导热仪测定 Ti6242S 钛合金的比热容和导热系数, 并根据式(1)来

计算热扩散系数^[16]:

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho c} \quad (1)$$

针对本文所涉及的 Ti6242S 钛合金和硅酸铝纤维, 经查阅资料和实验测定得到了不同温度 T 下材料热物性参数, 对离散的数据进行拟合, 具体的热物性参数如表 1 所示。

表 1 拟合后的 Ti6242S 钛合金和硅酸铝纤维材料的热物性参数

Table 1 Thermophysical parameters of the fitted Ti6242S titanium alloy and aluminum silicate fiber materials

Materials	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$\lambda/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1})$	$c/(\text{J} \cdot \text{Kg}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1})$	ε
Ti6242S	4540	$-9.14 \times 10^{-9} T^3 + 1.08 \times 10^4 T^2 + 0.104 T + 6.14$	$-3.11 \times 10^{-7} T^3 + 3.09 \times 10^{-4} T^2 + 0.126 T + 475.9$	0.8
Aluminum silicate fiber	300	$0.041 + 0.0002 T$	900	0.8

Note: ε represents emissivity

3.2 综合换热系数

钛合金的差温热处理是一个复杂的、多因素互相影响的过程, 综合换热系数的计算是有限元建模中的关键环节。在差温热处理过程中, 电炉丝通电使炉内空气受热, 工件与炉内空气存在温度场而产生换热, 同时工件表面又受到炉壁的辐射作用, 主要换热手段为对流换热和辐射换热, 因此综合换热系数 H 由对流换热系数 H_c 和辐射换热系数 H_r 两部分构成^[7]: $H = H_c + H_r$, 单位均为 $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{°C}^{-1}$ 。

3.2.1 对流换热系数计算

对流换热系数的表达式为^[20]:

$$H_c = \frac{\lambda_0}{l} \cdot Nu \quad (2)$$

式中, λ_0 为介质导热系数, 单位 $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}$; l 为工件特征长度, 此处为钛合金棒材的直径; Nu 为努塞尔数, 是对流换热问题中的待定特征数, 并且是普朗特数 Pr 、雷诺数 Re 和格拉晓夫数 Gr 三者的函数。

本文热处理过程中的对流换热主要是自然对流方式, 对于水平圆柱自然对流, 可忽略雷诺数的影响, 努塞尔数的表达式为^[20]:

$$Nu = C(Pr, Gr)^n = C(Ra)^n \quad (3)$$

式中, Ra 为 Pr 和 Gr 的乘积, 称为瑞利数。 C 、 n 为常数, 可根据 Ra 确定, 水平圆柱自然对流下 Ra 与 C 、 n 的对应关系如表 2 所示^[20]。

普朗特数和格拉晓夫数可分别通过式(4)和式(5)求得^[20]:

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (4)$$

表 2 水平圆柱自然对流下 Ra 与 C 、 n 的对应关系^[20]

Table 2 Correspondence of Ra and C , n under horizontal cylindrical natural convection^[20]

Ra	C	n
$10^{-10} \sim 10^{-2}$	0.675	0.058
$10^{-2} \sim 10^2$	1.02	0.148
$10^2 \sim 10^4$	0.85	0.188
$10^4 \sim 10^7$	0.48	0.250
$10^7 \sim 10^{12}$	0.125	0.333

$$Gr = \frac{g \alpha_v \Delta t l^3}{\nu^2} \quad (5)$$

其中, ν 为流体的粘性力; g 为重力加速度; Δt 为炉温和工件表面的温差; α_v 为体膨胀系数, 对于理想气体, 其值为绝对温度的倒数。本文热处理中的流体介质为干空气, 计算所需的干空气相关热物性参数如表 3 所示^[20]。

3.2.2 辐射换热系数计算

忽略炉内空气对辐射的散射作用, 辐射换热系数可采用牛顿冷却定律进行计算^[20]:

$$H_r = \frac{q_{12}}{T_w - T_f} = \frac{\varepsilon \sigma \Phi_{12} (T_w^4 - T_f^4)}{T_w - T_f} \quad (6)$$

式中, σ 为 Stefan-Boltzmann 常数, 其值为 $5.67 \times 10^{-8} \text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$; ε 是表面辐射效率, 本文中炉壁为硅酸铝纤维板材料, 经查询资料, Ti6242S 钛合金和硅酸铝纤维隔热板的表面辐射效率取值为 0.8^[21]; Φ_{12} 为角系数, 钛合金试样的尺寸相对炉膛来说很小, 故角系数取值为 1; T_w 为炉温; T_f 为钛合金表面温度。

表 3 干空气的热物理性质^[20]
Table 3 Thermophysical properties of dry air^[20]

$t/^\circ\text{C}$	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$\lambda/(10^{-2}\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	$\nu/(10^{-6}\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1})$	$C_p/(\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	$\alpha/(10^{-6}\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1})$	$\eta/(10^{-6}\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1})$	Pr
20	1.205	2.59	15.06	1.005	21.4	18.1	0.703
50	1.093	2.83	17.95	1.005	25.7	19.6	0.698
100	0.946	3.21	23.13	1.009	33.6	21.9	0.688
200	0.746	3.93	24.85	1.026	51.4	26.0	0.680
300	0.615	4.60	48.33	1.047	71.6	29.7	0.674
400	0.524	5.21	63.09	1.068	93.1	33.0	0.678
500	0.456	5.74	79.38	1.093	115.3	36.2	0.687
600	0.404	6.22	96.89	1.114	138.3	39.1	0.699
700	0.362	6.71	115.40	1.135	136.4	41.8	0.700
800	0.329	7.18	134.80	1.156	188.8	44.3	0.713
900	0.301	7.63	155.10	1.172	216.2	46.7	0.717
1000	0.277	8.07	177.10	1.185	245.9	49.0	0.719

对流换热系数和辐射换热系数计算中所需要的炉温、钛合金表面温度以及两者的温差在本文中通过差温热处理实验记录数据获得。

此外,求解温度场还要指定边界条件和初始条件,本文采用第三类边界条件,初始条件为工件装炉温度,即室温 25 °C。根据差温热处理实验获得的温度数据,计算得到 Ti6242S 钛合金试样的对流换热系数和辐射换热系数,将两者叠加得到综合换热系数初值,并根据推算值与实验值的差值不断修订综合换热系数的设定值,对流换热系数、辐射换热系数及最终得到的综合换热系数和温度的关系如图 2 所示。可见,差温热处理加热过程中自然对流换热系数随炉温的变化很小,因此在建模中设定自然对流换热系数为 8 W·m⁻²·°C⁻¹。

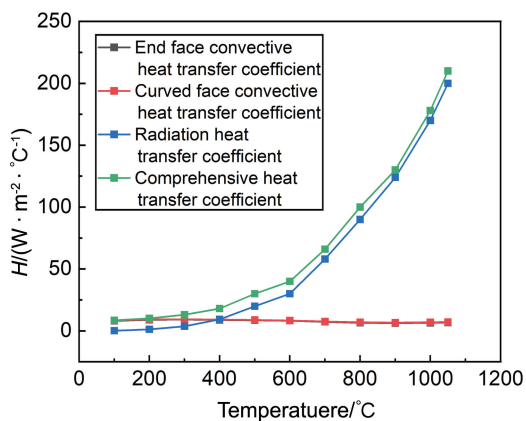


图 2 换热系数与温度的关系

Fig. 2 The relationship between heat transfer coefficient and temperature

在热处理的不同阶段辐射换热和对流换热发挥的效果也不同,加热初期对流换热对工件的温度影响较大;而在 500 °C 以上辐射换热的影响越来越大;在热处理加热的后期辐射换热起主导作用,对流换热的影响减小。综合换热系数在热处理前期增长幅度较小,但在 500 °C 以上随着温度升高而急剧增加,这是由于在加热过程中钛合金棒材表面会生成氧化膜,相比光洁表面其热量反射减少,致使换热系数增加^[22],辐射换热效果不断增强。

3.3 模型建立

由于本文不考虑炉内的空气温度分布情况,只关注钛合金工件上的温度场分布,因此为简化计算,只建立钛合金工件和隔热材料的四分之一轴对称模型。考虑到模拟的精度以及钛合金棒材和隔热板的结构,使用六面体主导网格划分,以六面体单元为主、包含少量的四面体单元,并通过改变 Relevance 选项数值来调整网格的疏密程度。钛合金试样从左至右切分为高温区、过渡区、低温区 3 个部分,并设置 5 个提取温度数据的节点,如图 3 所示。

3.4 模型可靠性验证

基于 ANSYS Workbench 平台的 Transition Temperature 板块建立了 Ti6242S 钛合金差温热处理过渡区温度场有限元模型。为验证有限元模型的可靠性,采用图 4d 所示加热制度进行模拟计算,同时通过差温热处理实验获得试样上对应的过渡区高温点 B、过渡区中间点 C 和过渡区低温点 D 的温度,结果如图 4a~4c。可见,模拟温度

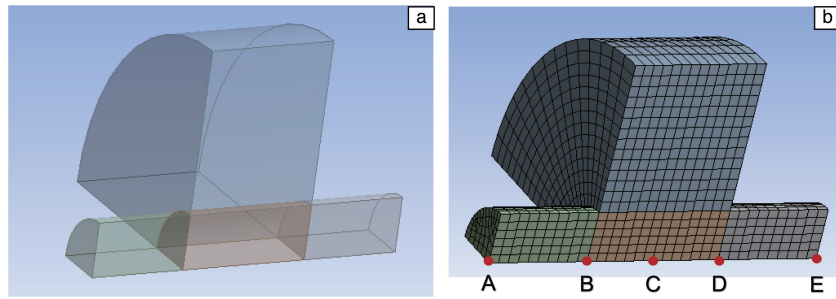


图 3 有限元模型及网格划分: (a)几何模型, (b)网格划分及测温点

Fig. 3 Finite element model and network partition: (a) geometry model, (b) finite element network division and temperature measurement points

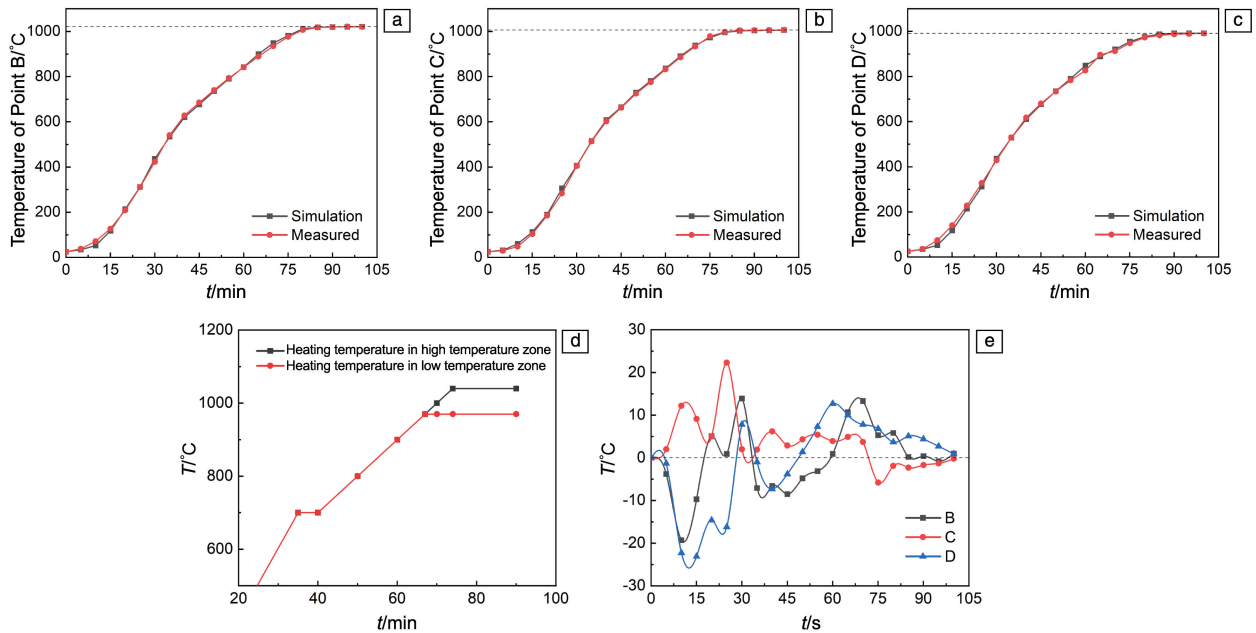


图 4 差温热处理模拟和实验钛合金升温曲线(a~c)、加热制度(d)和误差曲线(e)

Fig. 4 Temperature rise curves (a~c), heating system (d) and error curves (e) of simulation and experimental of titanium alloy with differential temperature heat treatment

曲线和实验温度曲线基本一致, 3 个温度监控点模拟和实验的误差曲线如图 4e 所示, 模型的引用误差的最大值不超过 5%, 表明所建立的有限元模型是可靠的。

4 结果与讨论

4.1 梯度温度场的分布特征

基于所建立的有限元模型, 采用图 5a 所示的加热制度方案, 获得的模拟温度场云图如图 5b~5d 所示, 图中上半部分为钛合金试样外表面温度分布情况, 下半部分为试样内部温度分布情况。

加热 65 min、炉温达到 950 °C、低温区开始保温时的温度分布如图 5b 所示, 继续加热至 75 min, 高温区达到 1050 °C, 试样上的温度分布如图 5c 所示, 此时, 试样最大温差为 67.8 °C, 最低温为 956.5 °C, 高于低温区

加热温度, 这是由于当低温区进入保温状态时, 热量仍不断由高温区传导至低温区, 引起了低温区温度的升高。图 5d 是加热 85 min 时, 高低温区炉温分别为 1050 °C 和 950 °C 并保温 10 min 后的温度场云图, 试样最高温为 1037.9 °C, 最低温为 966.6 °C, 最大温差为 71.3 °C, 此时钛合金试样的热交换达到平衡。

差温热处理温度场在轴向上由高温至低温呈现线性梯度分布。由于试样长径比较大, 在加热前期, 试样曲面向内部传热的速率要快于由试样端面向内部的传热的速率, 因而试样内部呈现了圆弧状的温度梯度分布。随着试样进入保温状态, 热量由试样高温端面向低温端传递, 钛合金内部梯度温度场逐渐由圆弧状变为直线状。此外, 从图 5 可以看出, 梯度温度场的宽度要大于过渡区的宽度, 这是由于隔热板的存在阻挡了部分热辐射,

高温区试样越靠近过渡区的部分受到的热辐射越少, 热流入较少, 而热流出却差别不大, 因此高温区试样越接近过渡区温度越低; 同理, 低温区试样越靠近过渡区的部分, 对周围低温环境发出的热辐射较少, 因此越靠近过渡区温度越高。

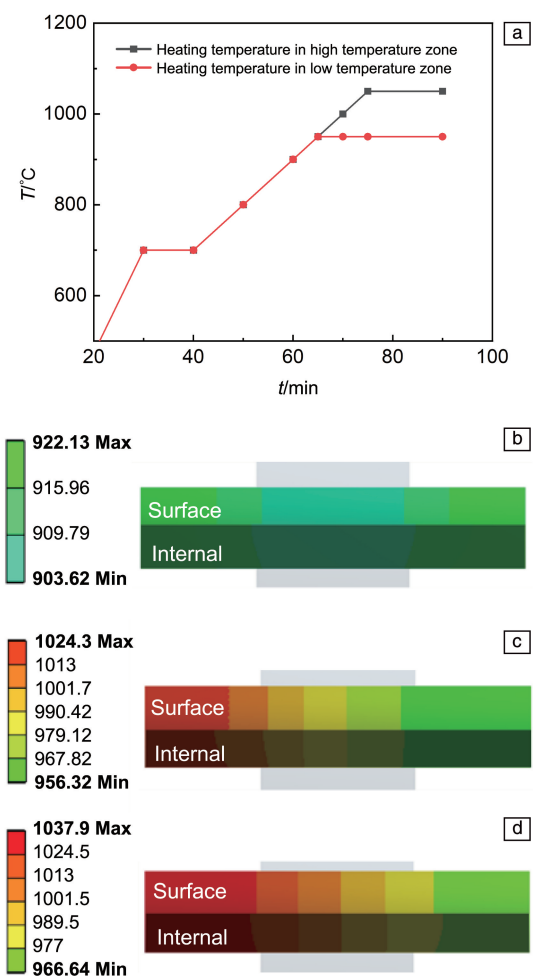


图 5 加热制度及不同时刻钛合金试样温度场云图: (a) 加热制度, (b) 加热 65 min, (c) 加热 75 min, (d) 加热 90 min

Fig. 5 Heating system and cloud diagram of temperature field of titanium alloy sample at different time: (a) heating system, (b) heating for 65 min, (c) heating for 75 min, (d) heating for 90 min

4.2 参数对梯度温度场的影响

4.2.1 保温时间的影响

为保证差温热处理时高低温区同时进入保温阶段, 采用如图 6 所示的加热制度, 研究高低温区炉温同时达到设定值后, 保温时间对钛合金棒材过渡区温度场的影响。

表 4 为经过不同保温时间后钛合金试样上的温差, 可见随着保温时间的增加, 钛合金上最大温差逐渐减小, 而过渡区温差变化很小, 保温时间对过渡区温差的影响不显著。

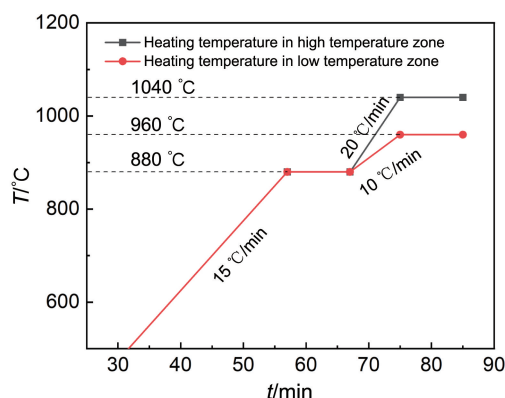


图 6 高低温区同时进入保温的加热制度

Fig. 6 Heating system for simultaneous entry into insulation in high and low temperature zones

表 4 不同保温时刻钛合金及过渡区的温差

Table 4 The temperature difference of the titanium alloy and transition zone at different holding moments

Holding time/min	0	5	10	15	20
Maximum temperature difference of titanium alloy/°C	58.8	58.4	56.8	56.4	56.3
Maximum temperature difference of transition zone/°C	33.0	34.6	33.8	33.4	33.2

4.2.2 加热温度的影响

改变高温区温度, 分别设置为 1020, 1030, 1040 和 1050 °C, 低温区温度设置为 960 °C。在高温区炉温达到设定值后保温至平衡状态, 获得的高温区加热温度与节点温度的关系曲线如图 7a 所示。随着高温区加热温度的提高, 试样上的各个监控点的温度有均不同程度的提高, 其提高幅度为: 最高温点 A>过渡区高温点 B>过渡区中间点 C>过渡区低温点 D>最低温点 E, 即越接近高温区一端温度提高幅度越大, 最大温差和过渡区温差也都随着高温加热温度的升高而增大。

改变低温区加热温度, 分别设置为 950, 960, 970 和 980 °C, 高温区加热温度设置为 1040 °C。图 7b 为 5 个节点的温度与低温区加热温度的关系图。当高温区加热温度不变, 随着低温区加热温度的升高, 试样上越靠近低温区的点温度上升越明显, 最大温差和过渡区温差随之减小, 但改变低温区加热温度对高温区部分温度场的影响有限。

图 7c 为分别改变高温区与低温区加热温度时, 过渡区中间点 C 温度与高低温区加热温度平均值 $(T_1 + T_2)/2$ 的关系。可见, C 点的温度总是略高于 $(T_1 + T_2)/2$, 这是由材料本身与温度有关的导热与换热能力导致的。傅里

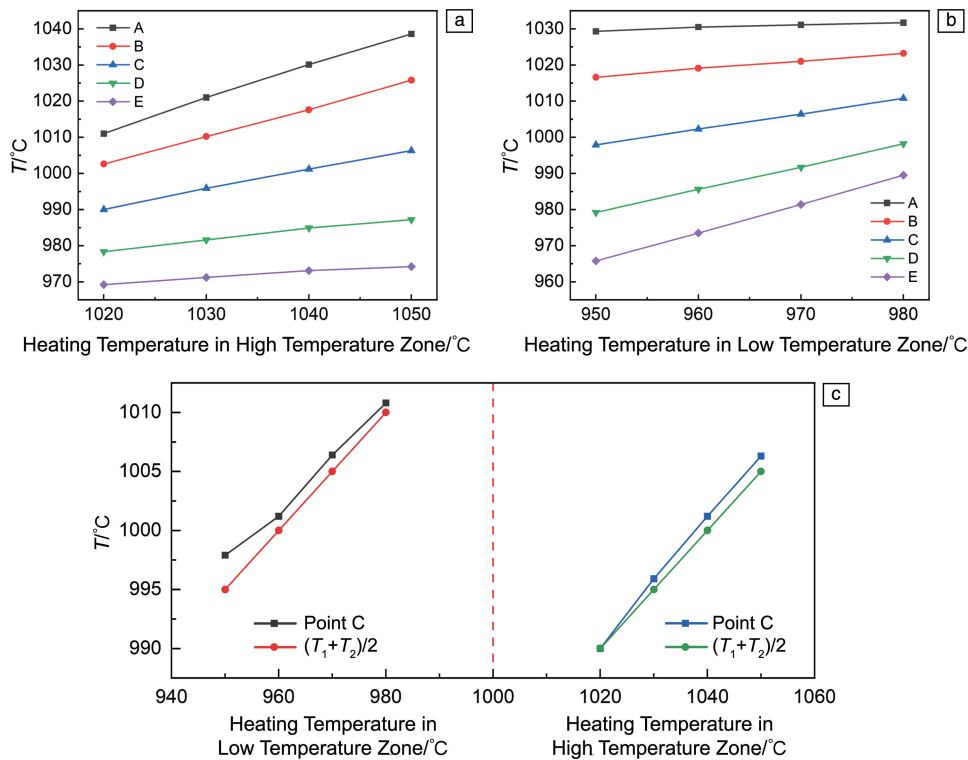


图 7 钛合金上不同点位温度与加热温度的关系: (a) 改变高温区加热温度, (b) 改变低温区加热温度, (c) C 点温度与高低温区加热温度均值的关系

Fig. 7 The relationship between the temperature at different points on the titanium alloy and the heating temperature: (a) change the heating temperature in the high temperature zone, (b) change the heating temperature in the low temperature zone, (c) the temperature at point C and the average heating temperature in the high and low temperature zones

叶定律指出, 物体内部通过某点的热通量 q 的大小与该点的温度梯度 (∇T) 的大小成正比, 方向与温度梯度的方向相反, 可表示为^[20]:

$$q = -\lambda \nabla T \quad (7)$$

被隔热板包裹的 BD 段可近似认为是一维导热, 当处于稳态时, 各处的热通量相同且保持不变。由表 1 可知, Ti6242S 钛合金导热系数随着温度的升高而增大, 因此温度较高处由于导热系数更大, 其温度梯度必然更小。因此, BD 段的温度分布线为略微上凸的曲线, 这使得 C 点的温度要略高于 B 和 D 点温度的平均值。

另一方面, 本文虽然将对流换热系数视为常数, 但温度对辐射换热的影响不能忽略。工程计算时, 常把辐射换热等效成对流换热处理, 根据斯特藩-玻尔兹曼定律与牛顿冷却定律, 由辐射产生的通过构件边界的热流密度 q_r 可表示为^[20]:

$$q_r = H_r (T_f - T_w) \quad (8)$$

式中, T_f 和 T_w 分别为钛合金试样或隔热板的表面温度和对应的炉温; H_r 为等效的辐射换热系数, 随构件表面温度和周围环境温度的升高而增大。

构件表面因热辐射引起的热流 Q 可表示为^[20]:

$$Q = A q_r = A H_r (T_f - T_w) \quad (9)$$

式中, A 为物体表面的换热面积, 当隔热板位于钛合金试样的中间位置时, 高低温区的换热面积相同。对于钛合金试样和隔热板组成的系统, 温度场稳定时, 高温区流入的热量必然等于低温区流出的热量。由于试样和隔热板在高温区的辐射换热系数均大于低温区, 所以它们在高温区与环境的温差均小于在低温区的温差。也就是说, 相对于换热系数为定值的情况, 系统表面的整体温度变高了, 使得中心位置 C 点的温度总是略大于高、低温区炉温的平均值。

4.2.3 高低温区加热温差的影响

上述研究表明高低温区炉温的变化均会影响钛合金试样上温度场的分布。图 8a 为当高低温区炉温设置相同时 (均为 1000 °C), 达到平衡后试样上温度最终趋于一致, 这表明当高低温区不存在加热温差时, 钛合金试样上也不存在温度梯度。

以 1000 °C 为高低温区加热温度的平均值, 对称设定高低温区加热温度, 高低温区加热温差设置为 0~100 °C, 所得的高低温区加热温差与钛合金件上最大温差和过渡区温差的关系如图 8b 所示。可见试样上最大温差和过渡

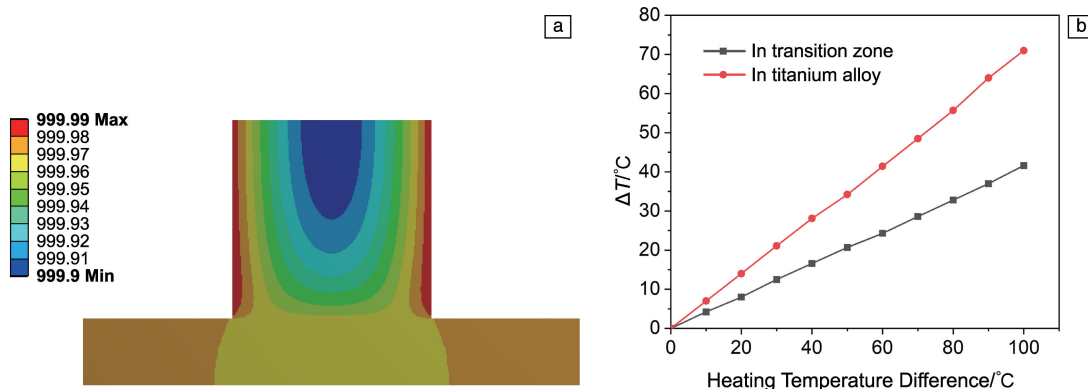


图 8 高低温区加热温度均为 1000 °C 时的温度场云图 (a), 高低温加热温差与试样温差 (b)

Fig. 8 The cloud map of temperature field when the heating temperature in both high and low temperature zones is 1000 °C (a), the heating temperature difference in the high and low temperature region and the temperature difference of the titanium alloy (b)

区温差都随高低温区加热温差的增大而增大, 过渡区温差总是小于炉温温差。因此在差温热处理过程中, 若要保证钛合金过渡区上存在足够大的温度梯度, 设置大的高低温加热温差是前提。

4.2.4 钛合金试样直径的影响

选定 20, 30 和 40 mm 3 种直径的钛合金试样, 研究在 40 mm 固定过渡区宽度下的温度场。设定高温区加热温度为 1050 °C, 低温区加热温度为 950 °C, 模拟结果如图 9 所示。可以看到, 随着钛合金直径的增加, 钛合金上最高温逐渐减小而最低温逐渐升高, 试样上的最大温差变小, 过渡区温差也相应减小。

由此可见, 在过渡区宽度一定, 加热条件相同时, 直径越小的钛合金试样越容易获得较大的温度梯度。这是因为在加热时, 直径小的钛合金试样的高温区受热更快, 其径向的温度更容易在短时间内达到一致, 所以在轴向上由高温区向低温区传递热量的速率更快, 更容易

获得大的温度梯度。

4.2.5 隔热板宽度的影响

钛合金差温热处理中, 试样的过渡区宽度等于隔热板的宽度。为分析在钛合金长度固定时, 不同隔热板宽度条件下钛合金上的温度场变化, 选取钛合金尺寸为 $\Phi 30 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$, 隔热板选取 20, 40 和 60 mm 3 种宽度。设定高温区加热温度为 1050 °C, 低温区加热温度为 950 °C。模拟结果如图 10 所示。

在相同的加热条件和固定的钛合金尺寸下, 随着隔热板宽度的增加, 试样上的最高温逐渐降低, 最低温逐渐升高, 最大温差逐渐减小而过渡区的温差逐渐增大。产生这种现象的原因是随着隔热板宽度的增加, 试样在高温区和低温区的受热长度减小了, 试样获得热量的速率变慢了, 因此试样上的最大温差变小, 过渡区的传热长度变长, 过渡区的温差变大。

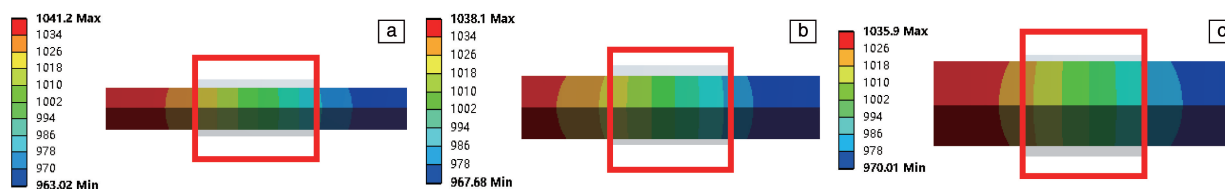


图 9 不同直径的钛合金试样温度场云图: (a) 20 mm, (b) 30 mm, (c) 40 mm

Fig. 9 Contours of temperature field of titanium alloy specimens with different diameters: (a) 20 mm, (b) 30 mm, (c) 40 mm

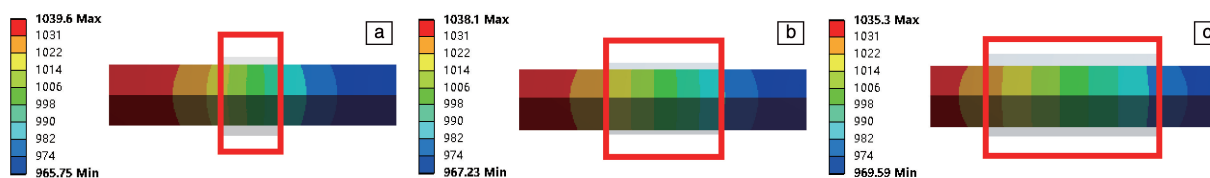


图 10 不同隔热板宽度的钛合金试样温度场云图: (a) 20 mm, (b) 40 mm, (c) 60 mm

Fig. 10 Contours of temperature field of titanium alloy specimens with different widths of heat insulation board: (a) 20 mm, (b) 40 mm, (c) 60 mm

为了更加清楚地展现试样轴向上温度梯度的变化,在试样轴向上每隔 10 mm 取一个温度点,绘制不同厚度隔热板下试样在轴向长度上的温度分布曲线,如图 11 所示。图中曲线的斜率反映了温度梯度的大小,可以看到过渡区内的温度梯度明显大于试样在高温区和低温区受热的两部分的温度梯度。对比 3 条曲线,过渡区宽度越窄,温度梯度越大。

为保证改变隔热板宽度的同时,排除试样在加热高温区内受热长度的影响,在增加隔热板宽度的同时也增加试样的长度,进行模拟的试样和隔热板尺寸组合如表 5 所示,使试样在高、低温区的受热长度均为 30 mm,加热方式与之前相同。

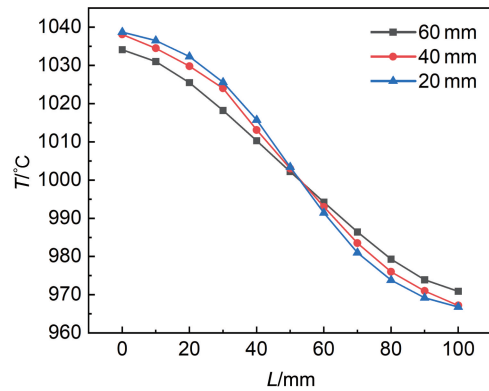


图 11 不同厚度隔热板下钛合金在轴向的温度曲线

Fig. 11 Temperature curves of titanium alloy in axial direction with different thicknesses of heat insulation board

表 5 不同钛合金和隔热板组合

Table 5 Different combinations of titanium alloy and heat insulation board

Combinations	A	B	C	D	E	F	G
Size of titanium alloy/mm	Φ30×80	Φ30×90	Φ30×100	Φ30×110	Φ30×120	Φ30×130	Φ30×140
Width of heat insulation board/mm	20	30	40	50	60	70	80

根据有限元模拟结果,绘制过渡区温差与隔热板宽度的关系图,如图 12 所示。在相同的加热条件下,保证钛合金试样在加热区的受热面积相同后,过渡区温差随着隔热板宽度(过渡区宽度)的增加而增加。但随着隔热板宽度的增大,温差增大的趋势逐渐减小。

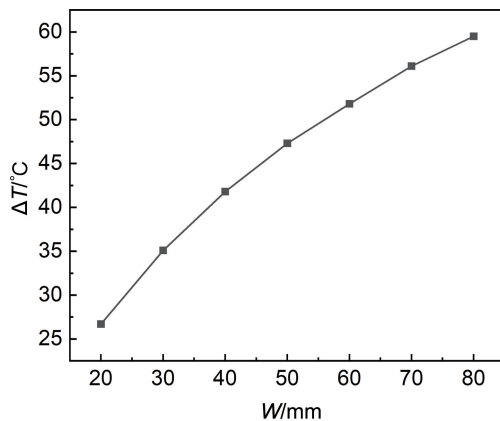


图 12 过渡区温差与隔热板宽度的关系

Fig. 12 The relationship between the temperature difference in the transitional zone and the width of the insulation board

5 结论

本文以 Ti6242S 钛合金为研究对象,建立了钛合金棒材差温热处理过渡区温度场有限元模型,分析了工艺

参数对钛合金温度场的影响规律,取得如下主要结论。

(1) 基于差温热处理过程中钛合金表面温度数据确定了 Ti6242S 钛合金棒材的对流换热系数和辐射换热系数,表面对流换热系数约为 $8 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{°C}^{-1}$,辐射换热系数随着加热温度的升高而增大。将根据对流换热系数和辐射换热系数获得的推算值与实验值对比,并通过修正确定了综合换热系数。对于在干空气中的自然对流,工件特征长度(对于圆棒材,水平时取直径,竖直时取轴长度)以及辐射效率与文中相似的情况,可借鉴和参考本文所获得的综合换热系数。

(2) 建立了差温热处理过渡区温度场有限元模型,模拟结果表明在过渡区形成了梯度温度分布,在传热达到平衡状态后,由于发出与收到的热辐射量受隔热板遮挡的影响,实际的梯度温度场的宽度大于隔热板的宽度。

(3) 基于所建立的钛合金棒材差温热处理过渡区温度场有限元模型,探明了参数对过渡区温度场的影响规律。结果表明,高低温加热温差越大、棒材直径越小、隔热板的厚度越大、过渡区温差越大,保温时间对钛合金过渡区温度场的影响不显著。钛合金棒材过渡区中间点温度略高于过渡区最高温与最低温的平均值,这是由材料的导热与换热系数随温度改变而变化导致的。

参考文献 References

- [1] KONTER M, THUMANN M. Journal of Materials Processing Tech-

- nology[J], 2001, 117(3): 386-390.
- [2] YAO Z K, LIANG X, HONG Z G, *et al.* Materials Science Forum [J], 2005, 475-479: 445-448.
- [3] 王增强. 航空制造技术[J], 2013(9): 40-43.
WANG Z Q. Aeronautical Manufacturing Technology[J], 2013(9): 40-43.
- [4] 张利军, 常辉, 薛祥义. 热加工工艺[J], 2013, 42(2): 82-87.
ZHANG L J, CHANG H, XUE X Y. Hot Working Technology[J], 2013, 42(2): 82-87.
- [5] 赖运金. 钛合金片状组织演变机制与球化动力学研究[D]. 西安: 西北工业大学, 2007.
LAI Y J. Study on Microstructural Evolution of Lamellar Structure and Globularization [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2007.
- [6] 蔡建明, 田丰, 刘东, 等. 材料工程[J], 2018, 46(5): 36-43.
CAI J M, TIAN F, LIU D, *et al.* Journal of Materials Engineering [J], 2018, 46(5): 36-43.
- [7] 何俊, 惠瑞拓, 曾卫东, 等. 钛工业进展[J], 2019, 36(2): 8-11.
HE J, HUI R T, ZENG W D, *et al.* Titanium Industry Progress [J], 2019, 36(2): 8-11.
- [8] 王婧, 唐丽娜, 王皓, 等. 热处理[J], 2021, 36(1): 1-5.
WANG J, TANG L N, WANG H, *et al.* Heat Treatment[J], 2021, 36(1): 1-5.
- [9] 刘明尧, 陈伟, 刘絮, 等. 武汉理工大学学报[J], 2018, 40(1): 85-91.
LIU M Y, CHEN W, LIU Y, *et al.* Journal of Wuhan University of Technology[J], 2018, 40(1): 85-91.
- [10] 吴超, 黄兴. 燃气涡轮试验与研究[J], 2021, 34(3): 16-21.
WU C, HUANG X. Gas Turbine Experiment and Research [J], 2021, 34(3): 16-21.
- [11] 王伟, 张文, 赵建森, 等. 金属热处理[J], 2023, 48(2): 242-246.
WANG W, ZHANG W, ZHAO J S, *et al.* Heat Treatment of Metals [J], 2023, 48(2): 242-246.
- [12] 赵连风, 易丹青, 王斌, 等. 粉末冶金材料科学与工程[J], 2017, 22(2): 141-150.
ZHAO L F, YI D Q, WANG B, *et al.* Materials Science and Engineering of Powder Metallurgy[J], 2017, 22(2): 141-150.
- [13] WANG Y, ZOU J W, ZHANG G Q, *et al.* Materials Science Forum [J], 2013, 748: 783-787.
- [14] LIU Z F, WANG C, CHENG J Y, *et al.* Materials[J], 2023, 16(19): 6584.
- [15] 叶万俊. TC17 合金盘等温锻造/梯度热处理过程数值模拟与预成形形状设计[D]. 西安: 西北工业大学, 2019.
YE W J. Numerical Simulation of Isothermal Forging/Dual Microstructure Heat Treatment and Perform Shape Design of TC17 Alloy Disk [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2019.
- [16] LI H W, CHEN B, ZHAN M, *et al.* Chinese Journal of Aeronautics [J], 2020, 33(12): 3550-3563.
- [17] 李建伟, 高文辉, 杨华, 等. 燃气涡轮试验与研究[J], 2023, 36(1): 30-35.
LI J W, GAO W H, YANG H, *et al.* Gas Turbine Experiment and Research[J], 2023, 36(1): 30-35.
- [18] 古婉力. D406A 钢焊接构件梯度场热处理过程的数值模拟及晶粒细化[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2012.
GU W L. Simulation of D406A Steel Welding Component in Gradient Heat Treatment Process and Refining Grain [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.
- [19] 白兴红, 赵席春. 金属热处理[J], 2017, 42(7): 163-167.
BAI X H, ZHAO X C. Heat Treatment of Metals[J], 2017, 42(7): 163-167.
- [20] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.
YANG S M, TAO W Q. Heat Transfer[M]. Beijing: Higher Education Press, 2006.
- [21] 刘伟军. 高等传热学[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2022: 348-349.
LIU W J. Advanced Heat Transfer[M]. Harbin: Harbin Institute of Technology Press, 2022: 348-349.
- [22] 刘庄. 热处理过程的数值模拟[M]. 北京: 科学出版社, 1996: 7-18.
LIU Z. Numerical Simulation of Heat Treatment Processing[M]. Beijing: Science Press, 1996: 7-18.