

基于电磁感应加热的磨削热场分布主动调控研究

丁子珊¹ 周瀚¹ 潘西侠² 姚委宏¹ 黄传贵¹ 黄心怡¹

(1. 上海理工大学 机械工程学院, 上海 200093)

(2. 中航长沙起落架有限责任公司, 长沙 410203)

摘要:【目的】针对 17-4PH 合金钢磨削加工中机械应力与热应力耦合导致残余应力难以精准调控的难题, 提出一种电磁感应加热辅助磨削方法, 旨在为有效控制残余应力分布提供参考。【方法】首先, 基于热传导与热对流的耦合作用, 建立植入式热源解析方法, 以揭示感应加热过程中的热场生成机制; 其次, 通过空间磁场与工件热流的积分计算, 构建电磁热源动态作用的数值模拟模型, 以解决电-热耦合计算问题; 然后, 考虑集肤效应及材料温度依赖特性, 建立感应加热温度场快速预测的解析模型; 最后, 开展感应加热辅助磨削试验, 验证该工艺对残余应力的调控效果。【结果】试验表明, 优化后的感应加热工艺使磨削表层残余应力梯度降低 40%, 解析模型预测温度与试验值的误差小于 16%。该方法实现了磨削热场的主动调控, 为降低工件表层热损伤及优化残余应力分布提供了可行技术途径。

关键词: 感应加热; 电磁-热耦合; 数学模型; 残余应力; 17-4PH 不锈钢

中图分类号: TK124 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2026.04.001

0 引言

17-4PH 不锈钢以其高强度、耐腐蚀性和良好的机械加工性能, 广泛应用于诸如航空航天、能源和化工等高性能零件中^[1]。尤其是在航空发动机零部件、核反应堆组件和石油钻探设备上, 其材料的稳定性和可靠性至关重要。然而, 随着制造工艺复杂度的提升, 尤其是在精密零件的加工过程中, 极易造成产品局部表面/亚表面残余应力分布状态不稳定, 整体残余应力分布梯度不平衡, 导致高性能产品磨削后抗疲劳性严重下降、尺寸稳定性不达标等质量问题^[2]。

残余应力在制造过程中会产生变形、开裂等问题, 影响零件精度和材料寿命, 特别是在高精度磨削中, 热应力和残余应力可能引发形状稳定性问题甚至出现断裂的情况^[3], 有效控制和消除残余应力是提升不锈钢工件加工质量的关键^[4]。传统的应力消除方法, 如热处理和机械振动消除, 虽然能在一定程度上减小残余应力, 但这些方法往往需要较长的处理时间, 且容易影响材料的微观结构和整体性能^[5]。在实际的工业应用中, 特别是对于大规模生产或复杂零件的制造, 这些方法的局限性逐渐显现出来。主动控制残余应力, 特别是在加工过程中通过实时调控热场和应力分布, 成为当前亟待解决的技术难题^[6]。

感应加热作为一种基于电磁感应原理的先进加热技术, 凭借其加热快速、加热区域可控、能量转换效率高等特点, 在现代制造业中发挥着越来越重要的作用^[7]。特别是在涉及金属表面硬化、局部加热以及应力调控的工艺中, 感应加热已成为不可或缺的技术手段。在感应加热过程中, 电磁场与工件产生耦合作用, 通过调节电流的频率、强度和感应线圈与工件表面的距离, 可以实现对材料表层及亚表层的精确加热^[8]。这种局部、快速的加热方式, 不仅能够有效消除加工过程中产生的残余应力, 还能避免传统加热方法对工件整体性能的影响^[9]。

目前, 已有诸多研究通过数值模拟与试验, 深入探讨了感应加热工艺在改善表面应力状态方面的应用^[10]。LI 等^[11]聚焦于带聚磁器的平面感应加热过程, 通过有限元仿真和试验分析了影响温度分布及加热效率的因素, 并基于仿真数据提出了响应曲面法 (Response Surface Methodology, RSM) 热场预测模型, 初步建立了平面感应加热辅助减小残余应力的技术体系。KIMA 等^[12]研究了局部感应加热在减少焊接残余应力中的应用, 试验和模拟结果表明, 通过调控加热条件, 感应加热显著降低了焊缝处的残余应力, 改善了疲劳寿命。FAN 等^[13]探讨了同步感应辅助激光沉积 (Synchronous Induction-assisted Laser Deposition,

收稿日期: 2025-01-19 修回日期: 2025-03-19

基金项目: 国家自然科学基金面上项目 (52275453); 上海市协同创新项目 (XTCK-KJ-2024-01)

作者简介: 丁子珊, 女, 1988 年生, 山东济南人, 博士, 副教授; 主要研究方向为航空航天、精密制造领域关键零部件材料与加工工艺机理、微细加工、增材制造、激光辅助磨削等; E-mail: dzishan@163.com。

引用格式: 丁子珊, 周瀚, 潘西侠, 等. 基于电磁感应加热的磨削热场分布主动调控研究[J]. 机械强度, 2026, 48(4): 1-14.

DING Zishan, ZHOU Han, PAN Xixia, et al. Research on active control of grinding heat field distribution based on electromagnetic induction heating[J]. Journal of Mechanical Strength, 2026, 48(4): 1-14.



免费获取

SILD)中的感应加热效应,发现感应加热在沉积过程中有效降低了热应力,但在冷却阶段引发了更大的温度梯度,影响残余应力分布。WANG等^[14]研究了高频感应加热对8 mm厚2219铝合金搅拌摩擦焊接接头的应力消除效果。试验表明,190 °C下高频感应加热使纵向残余应力峰值降低51.3%,且残余拉应力范围缩小。随着温度降低,消除应力效果减弱,且焊接接头的微观组织和机械性能几乎不变。

综上所述,现有研究已充分展示了感应加热技术在焊接、增材制造及热处理过程中对残余应力的显著调控效果,验证了通过优化工艺参数减小残余应力的可行性。然而,目前的研究多集中于特定材料的焊接和沉积工艺,对于感应加热在其他制造工艺中的应用尚缺乏系统的研究。尽管已有研究探讨了感应加热工艺参数对应力改善的作用,但在如何进一步优化这些参数以同步提升加热效率与应力消除效果方面,目前仍存在研究空白。因此,深入研究感应加热技术在不锈钢材料及其他复杂工艺中的应用具有重要意义。

本文旨在通过建立有限元仿真和解析模型,系统研究感应加热在17-4PH不锈钢工件中的应用效果。通过有限元仿真、解析模型与试验验证相结合的方式,系统分析感应加热在17-4PH不锈钢工件中的温度场分布和应力调控效果,重点分析不同工艺参数对温度场分布的影响,并通过优化工艺参数,提出一种高效、精确的感应加热温度场预测模型。该模型可为感应加热工艺的快速设计与参数优化提供理论参考,为后续磨削加工中残余应力的主动控制提供依据,进而为提高不锈钢材料零件的加工质量与服役寿命提供新的技术思路。

1 材料参数测定

本文使用的工件材料为马氏体钢17-4PH,其化学成分如表1所示,各字母含义如表2所示。将其加工成具有平滑表面粗糙度的块状工件,其长度、宽度、高度分别为45、15、15 mm。

表1 17-4PH马氏体不锈钢的化学成分

Tab. 1 Chemical composition of the 17-4PH Martensitic stainless
单位:%

C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Cu	Nb	Fe
0.04	0.28	0.027	0.021	0.51	4.15	16.5	3.4	0.3	余量

针对工件的一系列材料参数进行了测定,在仿真中,通过有效 B - H (磁感应强度-磁场强度)曲线来定义其磁化模型。如图1所示,通过在LakeShore-振动样品磁强计(Vibrating Sample Magnetometer, VSM)上进行测量,得到了17-4PH的 M - H (磁化强度-磁场强度)滞回曲线。图1中,磁场强度 H 的单位Oe代表VSM设

备施加到样品上的外加磁场大小,1 Oe \approx 79.577 A/m。由图1可知,17-4PH材料相对于普通的强磁材料,其磁滞性明显较小,但由于在同一磁化强度 H 上,仍然可以观察到有2个磁场强度 M 的数值,基于试验结果,将17-4PH定义为铁磁质材料^[15]。

表2 符号表

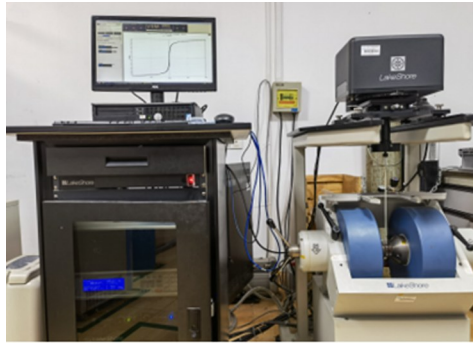
Tab. 2 Nomenclature

符号	含义
E	电场强度/(V/m)
H	磁场强度/(A/m)
M	磁化强度/(A \cdot m ² /kg)
c	比热容/[J/(kg \cdot K)]
f	电流频率/Hz
I	电流强度/A
J_{ij}	网格单元的感应电流密度/(A/m ²)
Q	热流密度/(W/m ²)
Q_{ij}	网格单元的热功率密度/(W/m ³)
T	温度/°C
A_{ij}	网格单元的磁矢势/(Wb/m)
B_{kl}	线圈网格单元生成的基本磁场/T
Δt	时间步长/s
Δy	y 方向的空间步长/m
μ_r	相对磁导率/(H/m)
μ_0	真空磁导率/(4 π \times 10 ⁻⁷ H/m)
φ	电标势/V
A	磁矢势/(Wb/m)
J_c	电流密度/(A/m ²)
D	电位移场/(C/m ²)
B	磁感应强度/T
ρ	电阻率/(Ω \cdot m)
k_d	热导率/[W/(m \cdot K)]
α	热扩散率/(m ² /s)
δ	集肤深度/m
Δx	x 方向的空间步长/m
Φ_{ij}^H	磁通密度/Wb
ϵ_0	真空介电常数/(F/m)
ϵ_r	相对介电常数

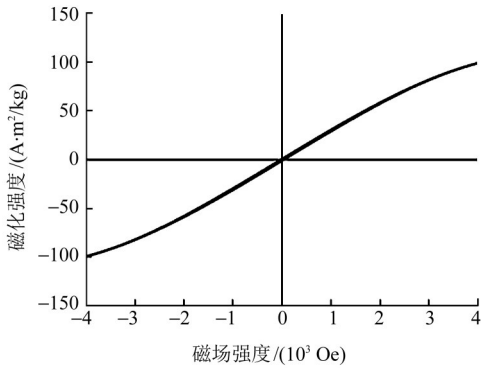
根据磁化理论,磁感应强度 B 、磁场强度 H 与磁化强度 M 的关系为

$$B = \mu_0 \mu_r H = \mu_0 H + \mu_0 M \quad (1)$$

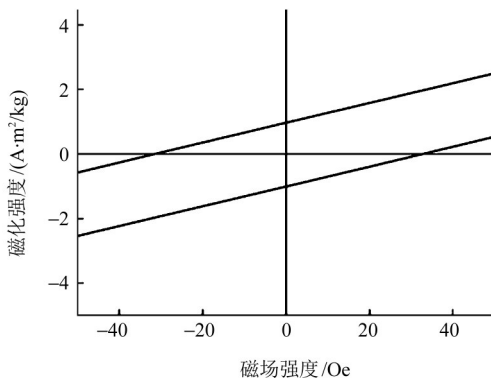
此外,研究发现,温度变化对材料的物理属性有显著影响。因此,除基础热物理属性外,还针对热传导过程中工件表面的热辐射率进行了测定。采用红外测温仪与热电偶对比测量的方法,对不同温度下的材料辐射率进行了标定,如图2所示,保证了标定后的辐射率误差在10%以内,确保了仿真过程中的材料参数随温度变化的准确性。



(a) VSM测试平台



(b) 测试结果

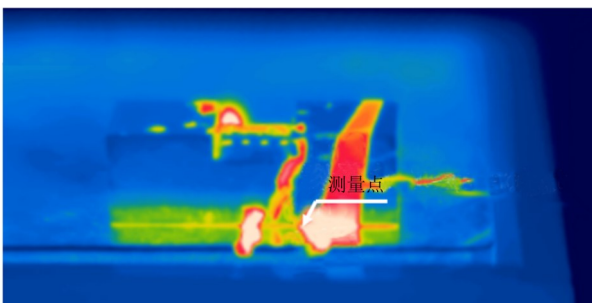


(c) 测试结果放大图

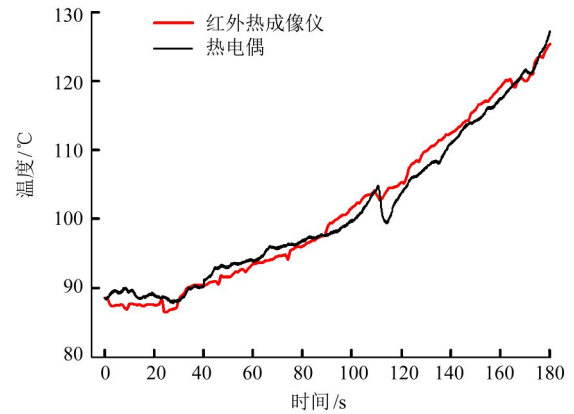
图 1 $M-H$ 曲线测量设备与结果

Fig. 1 Measuring equipment and results of $M-H$

辐射率的标定结果如表 3 所示,为验证其必要性,在仿真中分别采用变辐射率与固定辐射率进行对比,结果如图 3 所示,在相同的加热功率下,变辐射率的工件升温更慢,符合试验结果,同时,也证明了使用变辐射率的必要性。



(a) 红外测温结果



(b) 辐射率标定后的结果对比

图 2 辐射率标定方法与结果

Fig. 2 Emissivity calibration method and results

表 3 不同温度下的辐射率标定结果

Tab. 3 Emissivity calibration results at different temperatures

温度范围 $T/^\circ\text{C}$	30~80	>80~150	>150~200	>200
辐射率	0.32	0.25	0.27	0.25

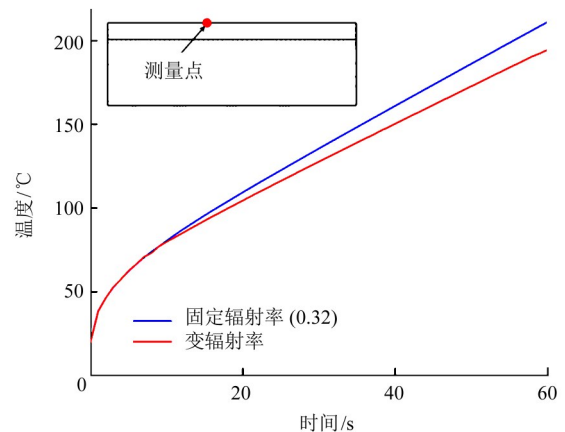
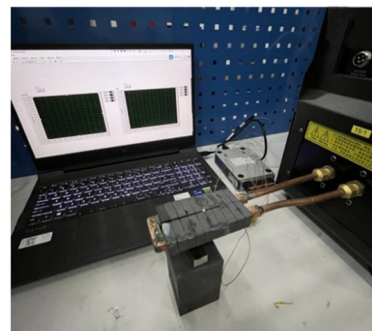


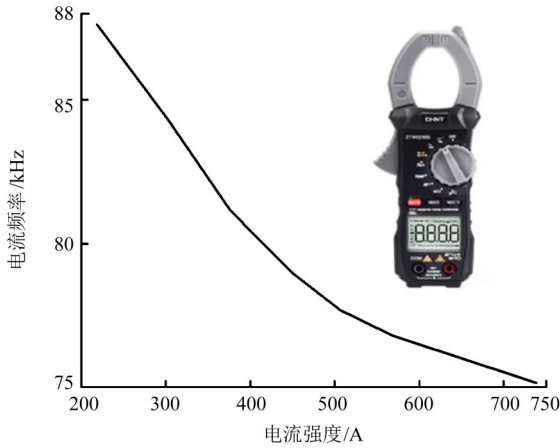
图 3 不同辐射率设置下的温度仿真结果对比

Fig. 3 Comparison of simulated temperature results under different emissivity settings

为验证有限元模型和解析模型的准确性,搭建了感应加热试验平台,并对加热过程中的温度进行了测量^[16]。在实际试验中,对可调节的线圈参数进行标定,在设备允许范围内共设置 7 个功率挡位,如表 4 所示,下文将使用功率挡位来代称电流强度以及电流频率。试验设备搭建如图 4(a)所示。



(a) 加热试验平台



(b) 设备工艺参数

图4 试验平台及工艺参数示意图

Fig. 4 Schematic diagram of test platform and process parameters

表4 感应加热试验参数

Tab. 4 Induction heating test parameters

试验编号	电流强度 I/A	电流频率 f/kHz	功率挡位	时间/s	线圈距离 d/mm
1	218	87.63	1	60	1.5
2	302	84.33	2	60	1.5
3	376	81.16	3	60	1.5
4	448	79.02	4	60	1.5
5	506	77.70	5	60	1.5
6	568	76.81	6	60	1.5
7	738	75.17	7	30	1.5
8	218	87.63	1	60	1
9	448	79.02	4	60	1
10	738	75.17	7	30	1

温度采集采用NI-9315温度采集卡采集k型热电偶节点的温度信号。为了保证测试数据的准确性以及完整性,同时有效防止频率过高造成数据杂乱,试验热电偶的采样频率设置为100 Hz,采样模式为连续采样,采样温度范围设置为0~800℃。根据表4所示试验方案,选择对应的功率挡位,设定加热时间和线圈距离。

为了验证感应加热对于磨削残余应力的影响,需要在Carver S600A加工中心上开展马氏体钢结构件磨削试验,试验平台的搭建如图5所示。磨削前,工件内部分别开4个直径为1 mm孔作为热电偶采温节点,节点距离磨削表面分别为0、1、2、3 mm,孔位中心点间隔为3 mm。

表5所示为磨削试验工艺参数选择。其中,未对工件进行加热处理的试验组①、②、③主要用于对比分析有、无感应加热状态下的残余应力分布特点。

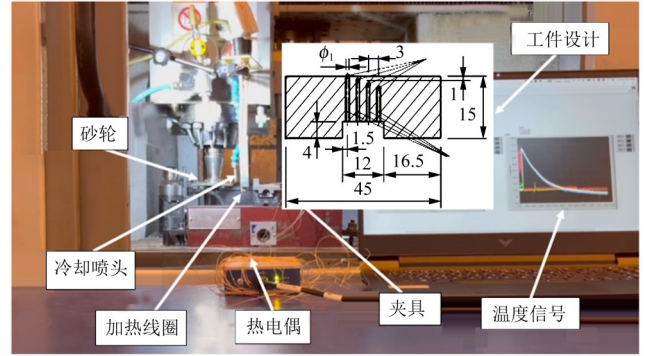


图5 试验工件及设备示意图

Fig. 5 Schematic diagram of test workpiece and equipment

表5 磨削试验参数

Tab. 5 Grinding test parameters

试验编号	线速度 $V_c/(m/s)$	磨削深度 $a_p/\mu m$	进给速度 $V_f/(mm/min)$	挡位	线圈距离 d/mm
①	20	8	300	—	—
②	20	8	500	—	—
③	20	8	700	—	—
1-加热	20	8	300	3	1.5
2-加热	20	8	500	4	1.5
3-加热	20	8	700	4	1.5

2 有限元建模

使用有限元软件COMSOL计算感应加热过程中功率密度和温度场的分布,考虑到多物理场耦合计算的复杂性,进行如下简化假设:①基于材料或工件在加工中常具有的几何对称性或周期性,假设工件在垂直方向具有周期性,即电磁场和温度场在周期单元内的分布具有一致性与可重复性;②基于感应加热局部区域加热效应的均匀性,假设任意横截面的微观形貌相同,即电磁场和温度场在不同截面上的分布具有稳定性。通过以上假设,将三维问题简化为二维问题,从而显著提升仿真计算效率。

如图6所示,仿真中整个计算区域四周由空气所组成,同时为了提高仿真的稳定性以及效率,最外侧区域设定了计算边界。在有限元建模中,感应线圈由具有较低电阻率的矩形铜管制成,冷却水流经该线圈,使用铁氧体作为聚磁元件,将其加工成矩形槽装配于线圈上。线圈下方一定距离放置17-4PH工件。

图7所示为试验中通过热电偶所测得的不同电流强度情况下的线圈温度,测量点1~3为线圈上不同点的温度,测量点4为线圈冷却水温度。由图7可知,在整个加热试验过程中,感应线圈各区域的温升均较小,因此在仿真中可忽略线圈自身温度对工件的热辐射影响,仅考虑感应加热效应。

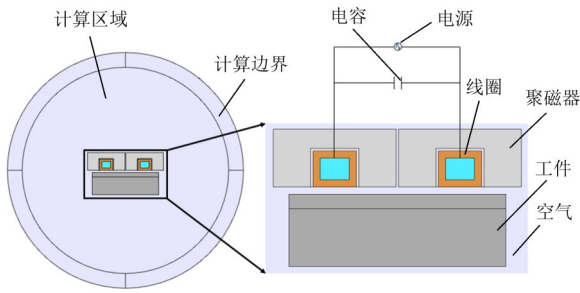


图 6 有限元模型示意图

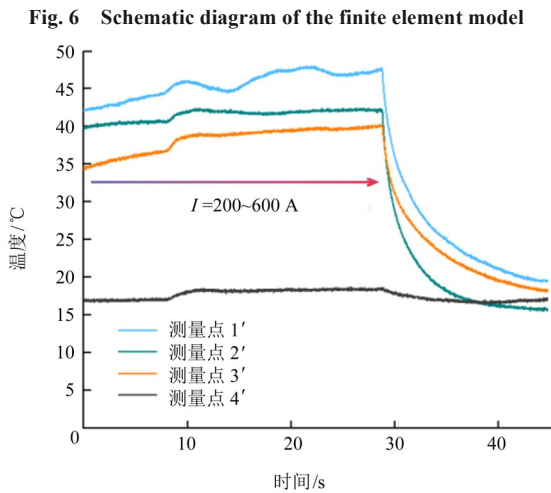


Fig. 6 Schematic diagram of the finite element model

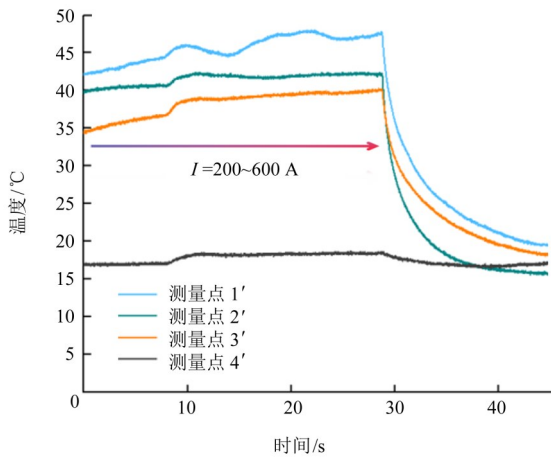


图 7 试验中线圈温度变化

Fig. 7 Coil temperature variation during test

三维模型与二维模型的对比如图 8 所示。由图 8 可知,2 种模型间的温度场形态类似,二维模型的最大温度稍高,差值在 5% 以内,这种差异可能源于二维模型对边界条件及热传导现象的简化处理,但一定程度的简化在保证整体准确性的同时能够大大降低计算复杂度、缩短求解时间,因此本文选择使用二维简化方式处理有限元模型。

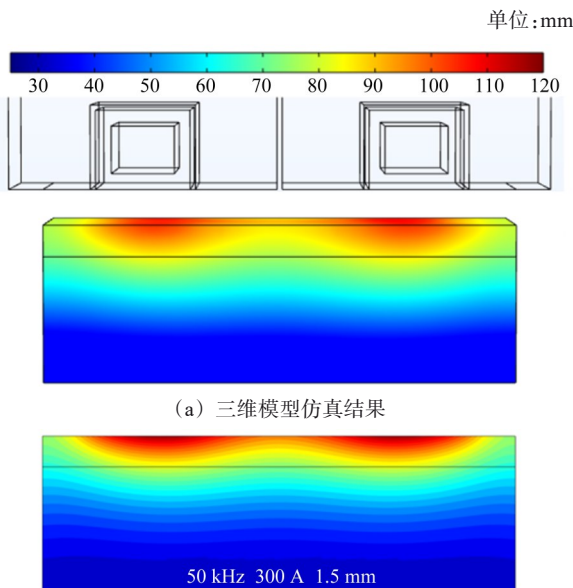


图 8 三维与二维模型温度场对比

Fig. 8 Comparison of the temperature field between 3D and 2D models

模型中聚磁器对感应加热效率有显著影响。在设计平面感应加热线圈时,针对现阶段平面感应加热效率普遍偏低的问题,在线圈上方增加了聚磁器。如图 9 所示,当聚磁器起作用时,感应线圈产生的磁场被有效汇聚在特定区域,并集中作用于工件表面;而无聚磁器时,磁场呈发散状态。这表明,添加聚磁器有助于增强工件待加热区域的感应涡流,从而提升加热效率。

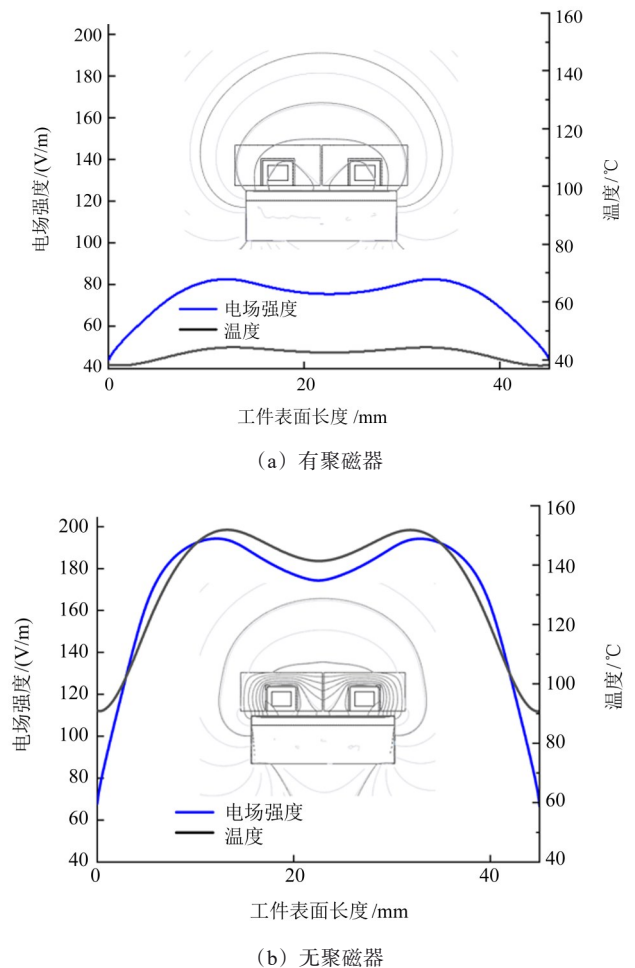


图 9 有、无聚磁器时电场强度、温度分布对比

Fig. 9 Comparison electric field strength and temperature distribution with and without magnetic flux concentrator

加载方面,工件的 $B-H$ 本构关系采用了有效 $B-H$ 曲线的磁化模型,如式(3)所示,其 J_c-E 本构关系采用了电导率的传导模型,如式(4)所示,同样,线圈与工件的 $D-E$ 本构关系使用了相对介电常数的电介质模型,如式(5)所示。计算时,对于线圈施加 1 个电流的激励,考虑到实际工况,电流激励在仿真开始时从 0 A 开始上升,至 1 s 时达到设定值。

$$B = \mu_0 \mu_r H \tag{2}$$

$$B = f_{\text{eff}}(\|H\|) \frac{H}{\|H\|} \tag{3}$$

$$J_c = \sigma E \tag{4}$$

$$D = \epsilon_0 \epsilon_r E \quad (5)$$

式中, $f_{\text{eff}}(|H|)$ 为 COMSOL 软件中的插值 $B-H$ 曲线; σ 为电导率。

如图 10 所示, 网格划分过程中, 感应加热的热流量主要集中于工件表面 0.6 mm 内的区域, 考虑到集肤效应的影响, 工件的上层区域为主要计算的区域, 存在较大的温度梯度, 因此本文在加热工件的表面和亚表面区域中进行更为细致的网格划分。在距离表面 3 mm 以下的次表面层中, 采用了纵向 10 个单元、横向 200 个单元的映射方式划分了矩形网格。类似地, 对线圈区域也进行了网格加密处理。图 11 所示为本文的有限元几何模型及网格划分, 模型中的单元数为 19 902。

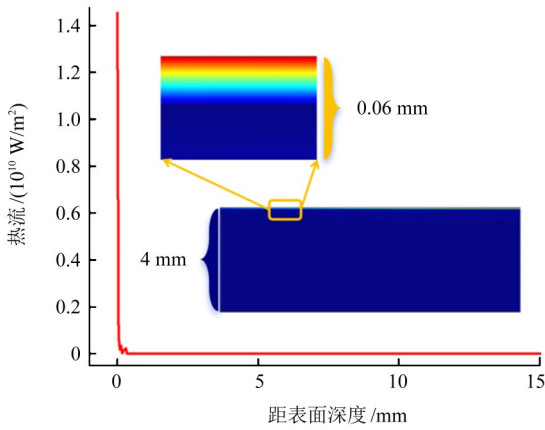


图 10 感应加热集肤效应示意图

Fig. 10 Schematic diagram of the skin effect in induction heating

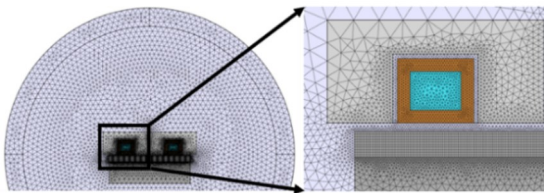


图 11 有限元几何模型与网格划分

Fig. 11 Finite element geometry model and mesh generation

感应加热系统的工作原理如图 12 所示。系统首先接收外部电源输入的电流, 随后基于麦克斯韦方程组, 对电磁场的产生机制与空间分布进行定量计算, 从而完整模拟电能与磁能相互转换的动态过程。聚磁器通过优化磁路, 将分散的磁通有效汇聚, 不仅显著提升了能量利用效率, 还增强了整体加热效能。随后, 基于焦耳定律的传热模型, 模拟了电磁场感应产生的涡流在工件内部转化为焦耳热的过程。电磁场与温度场之间的相互作用构成了电-热双向耦合, 最终输出材料内部的瞬态温度场^[17]。

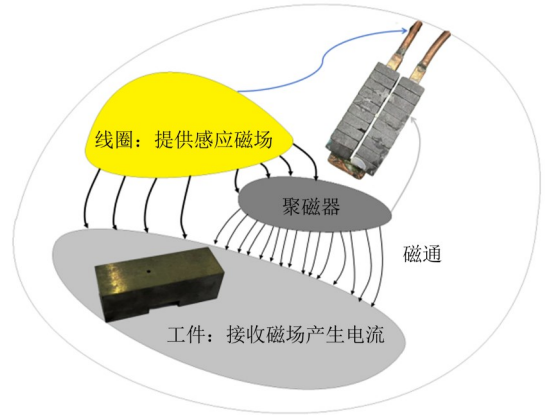


图 12 感应加热系统示意图

Fig. 12 Schematic diagram of the induction heating system

3 数学解析模型

为快速预测感应加热温度场, 本文提出一种针对平面感应加热的数学解析模型, 并进行了以下简化假设。① 假设磁场在一定时间范围内是恒定的, 简化磁场随时间变化的复杂性。② 假设磁场在一定空间范围内大小相同, 使其在特定区域内的分布保持一致。这 2 点假设旨在量化工件内部热流的分布状态, 通过积分来表征工件表面感应电流与磁场的关系。③ 基于材料或工件在加工过程中通常具有的几何对称性或周期性, 假设工件在垂直方向具有周期性, 即认为工件的电磁场和温度场在周期单元内的分布具有一致性与可重复性。④ 基于感应加热过程中局部区域加热效应的均匀性, 假设任意截面的微观形貌相同, 即认为工件的电磁场和温度场在不同截面上的分布具有一致性与稳定性。基于第 3、第 4 假设将三维问题简化为二维问题, 提升了仿真计算的效率。⑤ 假设感应涡流热传导问题可视为边界热源问题。如图 10 所示, 在感应加热过程中, 由于集肤效应, 感应电流集中在工件表层, 导致绝大部分热量产生于此, 因此可用边界热源来等效感应热流。

基于上述简化假设, 首先通过麦克斯韦方程组求解闭合线圈在空间产生的感应磁场。通过在工件表面划分网格, 计算各网格单元处的感应涡流, 进而得到单位长度内感应涡流产生的热流, 从而推演出工件表面单位长度的瞬态温度演变^[18]。考虑到工件亚表层也存在一定涡流, 为准确模拟内部热流, 通过在工件表面添加等效热流的方式来表征亚表层的感应加热效应。

为了描述 17-4PH 不锈钢材料磁导率与电导率随温度变化的规律, 采用线性插值法对其材料参数进行处理, 即

$$\sigma_{mg}(T) = \sigma_{mi} + \frac{\sigma_{mi+1} - \sigma_{mi}}{T_{mi+1} - T_{mi}} (T - T_{mi}) \quad (6)$$

式中, T 为当前需要计算材料参数的温度值; i 为插值区间; σ_m 为已知的材料参数值。

基于上述分析,构建了基于感应加热的边界磁场矩阵。通过对矩阵内每一点对磁场涡流的贡献进行积分,计算出工件表面的涡流密度,并将其转化为热功率密度。工件上方的感应线圈会产生垂直于工件的交变磁通,并在工件上产生涡流致使工件加热。这些电磁场相关问题都符合麦克斯韦方程,通过麦克斯韦微分方程组(7)迭代变换,求出电磁场主控方程组(8)(当电流频率小于 10 MHz 时,传导电流远大于位移电流密度,因此可忽略传导电流密度),再引入磁矢势 A 以及电标量势 φ ,得到式(9),联立式(8)、式(9),得到此线圈瞬态下单位体积内电场强度 E 以及磁场强度 H 。

$$\begin{cases} \nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \\ \nabla \times E = -\frac{\partial B}{\partial t} \\ \nabla \cdot B = 0 \\ \nabla \cdot D = \rho \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} \nabla^2 A - \mu_r \varepsilon \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} = -\mu_r J \\ \nabla^2 \varphi - \mu_r \varepsilon \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} = -\frac{\rho}{\varepsilon} \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} B = \nabla \times A \\ E = -\nabla \varphi - \frac{\partial A}{\partial t} \end{cases} \quad (9)$$

式中, t 为时间。

根据麦克斯韦方程组,计算线圈在工件表面产生的磁感应强度 B 和相应的磁矢势 A ^[19]。通过对每个线圈网格单元(k, l)的磁通量对工件网格单元(i, j)的影响进行计算,可以得到每个线圈网格单元对每个工件网格单元的磁通影响^[20]。

假设线圈网格单元(k, l)产生的磁矢势为 A_{kl} ,工件网格单元(i, j)处的磁感应强度为 B_{ij} ,则磁通密度可以表示为

$$\Phi_{ij}^{kl} = \int_{A_{ij}} B_{kl} \cdot dA_{ij} \quad (10)$$

通过磁通密度 Φ_{ij}^{kl} ,计算每个工件网格单元的感应电流密度 J_{ij} 和相应的热功率密度 Q_{ij} ^[21]。

得到以上参数后,即可计算单位体积内感应涡流引起在单位时间、单位长度内的感应电流。随后,通过感应电流密度 J_{ij} 计算其对应的热功率密度 Q_{ij} 。感应电流密度 J_{ij} 的计算式及其与热功率密度 Q_{ij} 的关系为

$$J_{ij} = \sigma \sum_{k=1}^P \sum_{l=1}^Q \frac{\partial A_{ij}^{kl}}{\partial t} \quad (11)$$

$$Q_{ij} = \rho \left(\sigma \sum_{k=1}^P \sum_{l=1}^Q \frac{\partial A_{ij}^{kl}}{\partial t} \right)^2 \quad (12)$$

式中, $\frac{\partial A_{ij}^{kl}}{\partial t}$ 代表了由线圈单元(k, l)在工件单元(i, j)处产生的感应电场。

调用 Matlab 软件中的 PDE 模块进行温度传导的离散化二维热传导计算,如式(13)所示,式(13)中的热扩散率 α 如式(14)所定义, k 为材料的热导率, ρ_m 为材料的密度, c 为材料的比热容。

$$\frac{T_{ij}^{n+1} - T_{ij}^n}{\Delta t} = \alpha \left(\frac{T_{i+1j}^n - 2T_{ij}^n + T_{i-1j}^n}{\Delta x^2} + \frac{T_{ij+1}^n - 2T_{ij}^n + T_{ij-1}^n}{\Delta y^2} \right) \quad (13)$$

$$\alpha = \frac{k}{\rho_m c} \quad (14)$$

求得表面功率密度后,需考虑热量在工件表层一定深度内的分布。根据集肤深度公式,应分别在表面 0.1 mm 以及 0.5 mm 深度处添加相应的电流密度,但由于 Matlab-PDE 模型对于内部热源添加的局限性,需要将内部热源进行调整,将其等效为边界热源。

$$I = I_0 \cdot e^{-\frac{z}{\delta}} \quad (15)$$

$$\mu_r = \frac{B}{H} = \frac{B_0 e^{j(\omega t - \delta)}}{H_0 e^{j\omega t}} = \mu_0 e^{-j\delta} \quad (16)$$

式中, I_0 为初始电流; B_0 为初始磁通密度。

对于 0.1 mm 以及 0.5 mm 深度的热流密度等效方式,可以表示为式(17),将其参数代入,可以得到式(18):

$$q_b = q_{0.1} + q_{0.5} + q_l \quad (17)$$

式中, q_b 为边界的热流密度; $q_{0.1}$ 与 $q_{0.5}$ 分别为 0.1 mm 深度、0.5 mm 深度处的热流密度; q_l 为热流密度损失。

$$q_b = J_0^2 e^{-2(0.1 \times 10^{-3}/\delta)} \rho + J_0^2 e^{-2(0.5 \times 10^{-3}/\delta)} \rho - k_d \frac{T_s - T_a}{d_1} - k_d \frac{T_s - T_a}{d_2} \quad (18)$$

式中, T_s 为表面温度; T_a 为环境温度; k_d 为导热率。

在此基础上,基于得到的温度场讨论其热应力的分布,在纯弹性理论下,假设工件受热膨胀受限,则局部产生的热应力 σ_{inst} 的计算式为

$$\sigma_{inst} = -E_T \alpha_k [T(x, y) - T_a] \quad (19)$$

式中, E_T 为材料的弹性模量; α_k 为热膨胀系数; $T(x, y)$ 为工件局部温度。

在单纯感应加热过程中,热应力通常不会超过材料的屈服强度。然而在实际工况中,即使热应力未达到宏观屈服极限,局部温度差异仍可能导致微观塑性变形,从而在冷却后产生残余应力^[22]。为了在数值模型中体现这一现象,本文定义,当局部温度差 ΔT 超过预设的温度差阈值 ΔT_{th} 时,假定超出部分按一定比例

转化为不可恢复的塑性应变 ϵ_p , 其表达式为

$$\epsilon_p = \beta_{\max} \{0, \Delta T - \Delta T_{th}\} \quad (20)$$

式中, β 为塑性转化系数。在考虑塑性效应后, 工件冷却后剩余的应变为总热应变与不可恢复塑性应变之差, 对应的有效残余应力 $\sigma_{res, eff}$ 表达式为

$$\sigma_{res, eff} = -E_T \alpha_k [\Delta T - \epsilon_p] \quad (21)$$

基于上述理论, 即可获得工件在感应加热影响下的温度场演变及其产生的热应力与残余应力。

4 结果与讨论

在工程应用中, 感应加热辅助应力消除的装夹方式主要分为加工面固定式和加工侧面随动式 2 种, 如图 13 所示。固定式即线圈不随工件移动, 固定于刀具旁; 随动式则是线圈与工件(或刀具)同步移动。应力消除工艺通常应用于加工工序的最后阶段, 故本文以磨削加工为例进行说明。图 13(a) 为加工面固定式安装示意, 图 13(b) 为加工侧面随动式安装示意。实际应用中, 选择何种方式取决于工件的几何形状和应力分布状态。加工面固定式通常适用于工件表面面积大、应力集中区域明确的场景; 而加工侧面随动式因其装夹简单, 更适用于复杂形状工件, 能灵活地随加工路径调整线圈位置, 实现更均匀的加热。

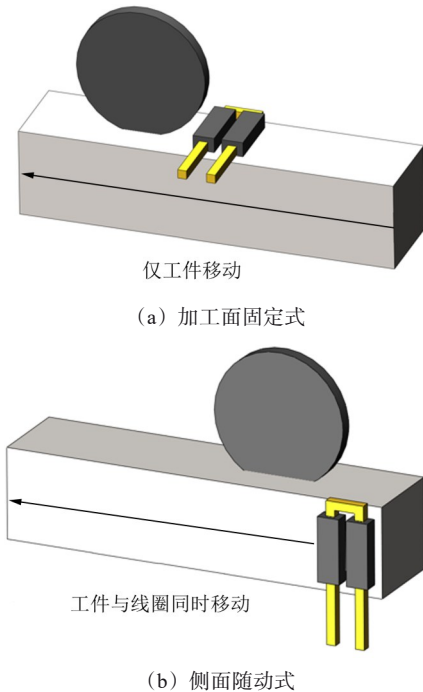


图 13 工件装夹方式示意图

Fig. 13 Schematic diagram of workpiece clamping methods

图 14 所示为异形工件及线圈优化仿真云图, 由图 14 可知, 优化后的线圈几何形状对于异形工件能够起到良好的加热效果。图 15 所示为不同装夹方式下工件温度场仿真云图。由图 15 可知, 加工面固定式加热能直接对加工区域进行感应加热, 热量集中在加工

表面, 温度梯度控制更精准且响应迅速; 而侧面随动式加热主要依靠热传导扩散热量, 分布较为分散, 难以实现局部区域的精确控制。因此, 考虑到加工面固定式具有热量集中、响应迅速、易于控制等优点, 本文主要针对这种装夹形式进行分析, 研究不同工艺参数下温度场的分布规律, 且该装夹方式对复杂零件亦有较好的适应性。

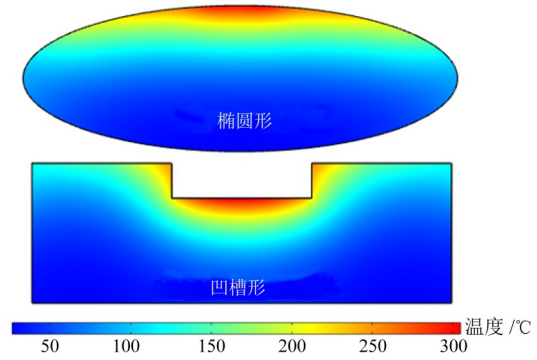


图 14 异形工件及线圈优化仿真云图

Fig. 14 Optimization simulation cloud map of special-shaped workpiece and coil

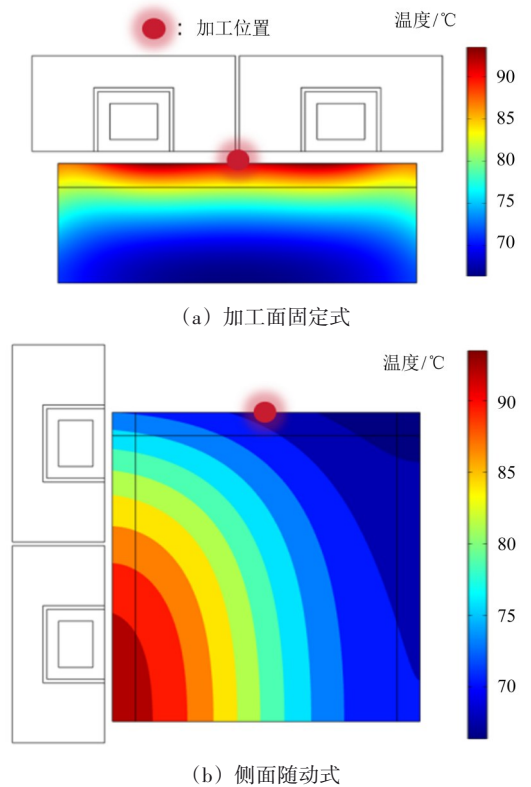


图 15 不同装夹方式下工件温度场仿真云图

Fig. 15 Simulated temperature cloud plots of the workpiece under different clamping methods

在感应加热过程中, 不同电流强度和频率下的表面功率密度分布演变如图 16 所示。由图 16 可知, 工件中的磁感应强度取决于电流强度和频率。同时, 由于线圈形状相对于工件并不规则, 工件表面各点的磁感应强度存在较大差异。因此, 相较于传统的矩形热

源假设,有必要采用积分方法,按不同区域对磁矢势及感应电流密度在工件表面的分布进行精确计算,从而更准确地研究解析模型中工件表面的热流分布。

如图 17 所示,在仿真模型中,输入电流强度 I 越高,工件表面的最大温度越高,同样地,当电流强度 I

保持不变时,工件表面最大温度随着频率 f 的增加而上升。同时,当线圈距离减小时,工件表面的最大温度同样会有所上升,其证明了在平面感应加热过程中,除了电流强度 I 和电流频率 f 外,线圈距离 d 也在温度控制中起着重要作用。

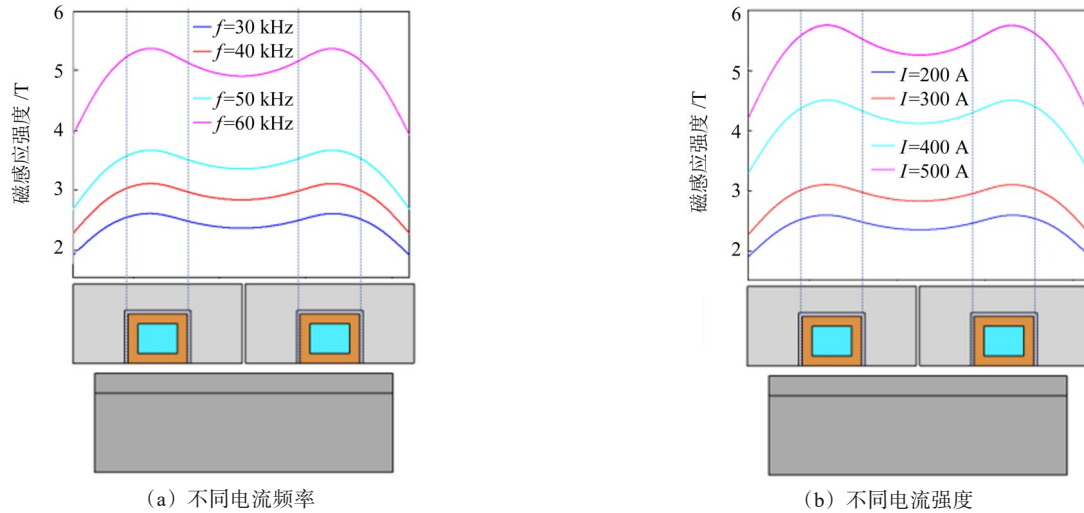


图 16 不同工艺参数下的磁感应强度分布

Fig. 16 Magnetic flux density magnitude distribution under different process parameters

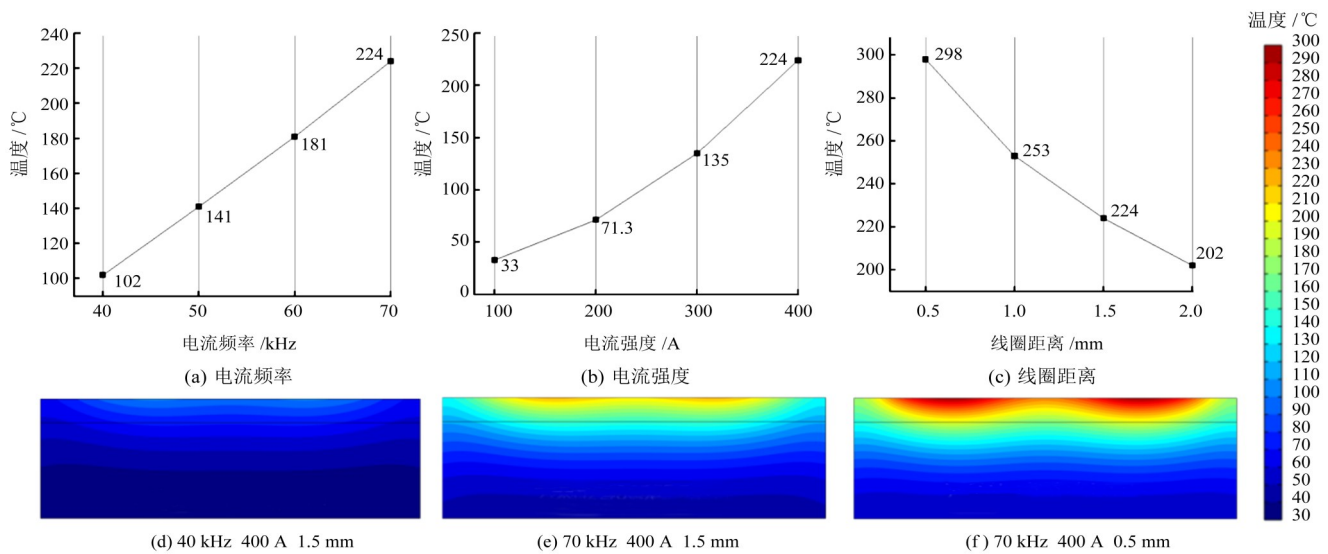


图 17 不同工艺参数对表面温度的影响及仿真云图

Fig. 17 Effect of different process parameters on surface temperature and corresponding simulation contour plots

图 18 所示为本文中的仿真模型及解析模型得到的温度分布云图,其中输入参数分别设定为 $I=376$ A、 $f=81.16$ kHz、 $d=1.5$ mm。由图 18 可知,在解析计算中,由于集肤效应,大部分热量集中在工件表面,且表面温度最高,这与有限元仿真结果相似。然而,两者在工件中段的热分布形态上存在差异:有限元结果的等温线呈向下开口的弧形,而解析计算结果则为向上开口的弧形。这主要与两者的边界散热处理方式不同有关,有限元模型定义了与空气的对流换热和热辐射,而解析模型仅定义了一层常温边界进行热交换,导致二者内部热通量分布有所区别。

图 19 所示为线圈与工件在不同距离下的热通量分布对比,反映了电磁感应加热过程中线圈与工件距离对工件表面热通量分布的影响。由图 19 可知,当线圈与工件距离较小时,热量高度集中在工件上部区域;随着距离增大,热通量分布更趋均匀,表面热流密度减小,热量扩散至更大区域。这一对比表明,缩小线圈间距可实现局部快速加热,而增大间距则有助于实现更均匀的加热效果。

图 20 所示为电磁感应加热过程中工件的温度梯度分布情况,温度梯度主要集中在工件表面和靠近加热源的区域,表明热量在这些区域迅速传导。随着与

热源距离的增加,温度梯度逐渐减小,热量向工件内部扩散的速度也随之降低。这种分布特点体现了感应加热的表面快热机制,即表层受热迅速、温度梯度明显,而内部区域温度变化相对平缓,这有助于实现精确的温度控制,优化加热效果。

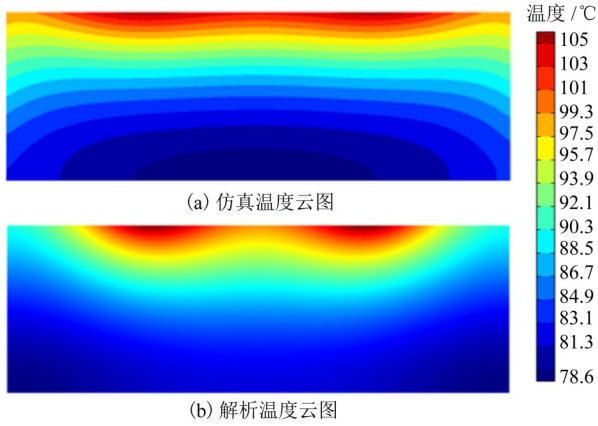


图 18 数值模拟温度场结果对比

Fig. 18 Comparison of temperature field results from numerical simulation

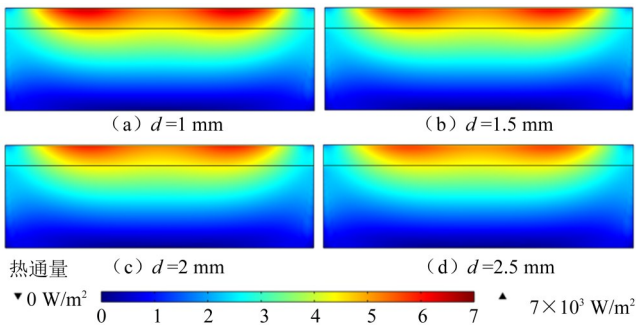


图 19 不同线圈-工件间距下的热通量分布对比

Fig. 19 Comparison of the heat flux distribution at different coil-to-workpiece distances

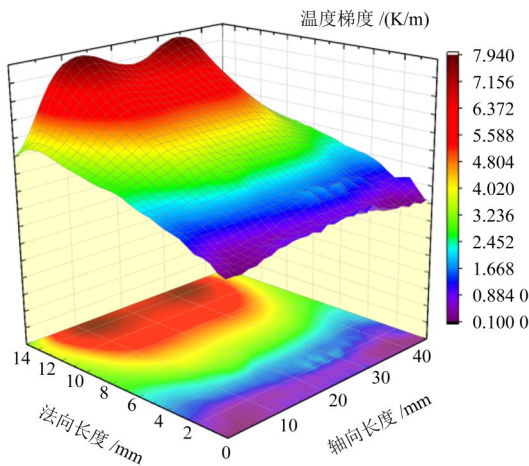
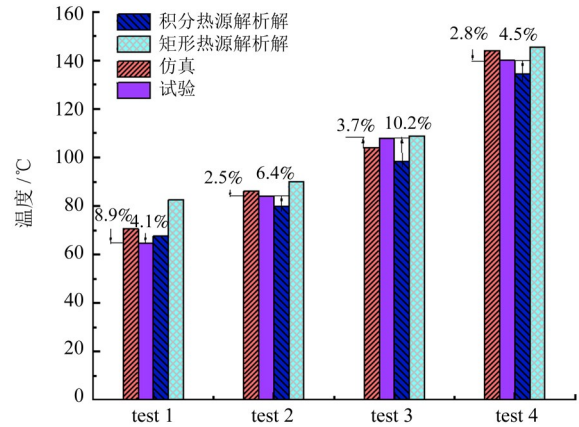


图 20 工件温度梯度仿真云图

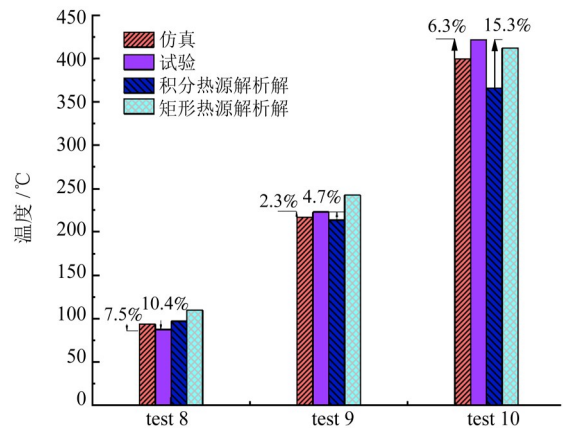
Fig. 20 Simulated temperature gradient contour plot of workpiece

为验证解析模型的准确性,将其计算结果与有限元仿真及相应的验证试验进行对比,试验参数和结果如表 6 所示。图 21(a)、图 21(b)所示分别为线圈距离

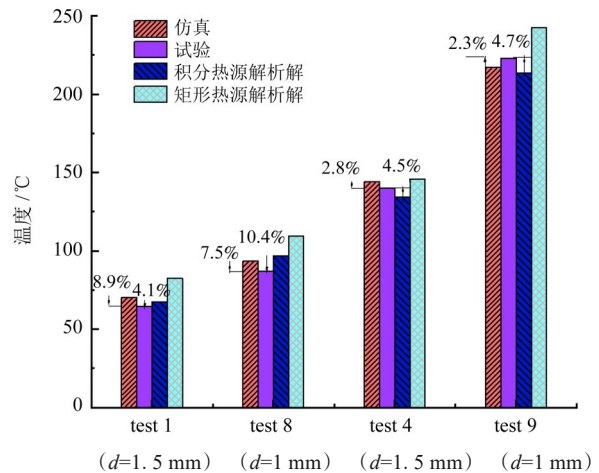
$d=1、1.5\text{ mm}$ 时,不同方法获得的工件表面最高温度。温度较高时,积分热源解析计算得到的表面最高温度普遍低于仿真及试验值;而在温度低于 $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,绝大多数矩形热源解析解高于仿真及试验值。导致这一现象的主要原因是仿真模型考虑了材料属性随温度的变化,而解析模型暂未考虑此因素。



(a) $d=1.5\text{ mm}$ 结果对比



(b) $d=1\text{ mm}$ 结果对比



(c) d 不同时结果对比

图 21 不同方法与参数下表面最高温度对比

Fig. 21 Comparison of the maximum surface temperature under different methods and parameters

研究发现,工件表面最大温度的变化趋势与有限元以及试验高度吻合,其与电流大小 I 和电流频率 f 成

正相关关系,与线圈距离 d 成负相关关系,图 21 列出了解析计算和有限元仿真的相对误差。由图 21 可知,解析最大温度和相应试验数据之间的相对误差低于 16%。而传统的矩形热源解析解与积分热源解析解各有优劣,但在个别组中,矩形热源解析解与试验数据的最大误差大于 20%,尤其在温度较低时,误差较大,这是实际运用中无法接受的。除此之外,有限元仿真的相对误差在多数情况下低于解析计算。然而,解析模型的计算效率远高于有限元仿真,本文的解析模型计算仅需数分钟,而有限元仿真则需数小时。因此,考虑到解析建模中不可避免的简化以及平面移动感应加热系统中线圈精确控制的复杂性,图 21 中所示的解析模型误差被认为是可接受的。综上所述,本文建立的解析模型可用于快速、有效地预测平面感应加热中工件的温度演变。

表 6 不同方法所得温度结果误差对比

Tab. 6 Comparison of temperature result errors obtained by different methods

试验编号	解析温度 $T_A/^\circ\text{C}$	仿真温度 $T_S/^\circ\text{C}$	试验温度 $T_E/^\circ\text{C}$	仿真误差/%	解析误差/%
1	67.58	70.51	64.7	8.9	4.1
2	79.71	86.18	84.6	2.5	6.4
3	98.27	104.23	108.1	3.7	10.2
4	134.31	144.74	140.7	2.8	4.5
5	179.97	191.57	186.5	2.7	3.9
6	203.51	211.27	231.7	8.8	13.9
7	148.02	151	134.3	9.6	10.3
8	96.64	93.6	87.5	7.5	10.4
9	213.6	217.75	223.2	2.3	4.7
10	235.11	257.24	271.9	5.1	15.3

图 22 所示为数值模拟中热应力场及其形成的残余应力场。由图 22 可知,在感应加热过程中,材料内

部因受热膨胀而产生较高的热应力,其分布形态与温度梯度基本一致。经过冷却后,局部微观塑性变形累积的不可恢复应变在工件内部保留,形成了最终的残余应力场。与热应力场相比,残余应力的分布范围更局部化,且数值整体较低,说明模型中仅有部分区域发生了明显的塑性流动并在冷却后保持了应力状态。

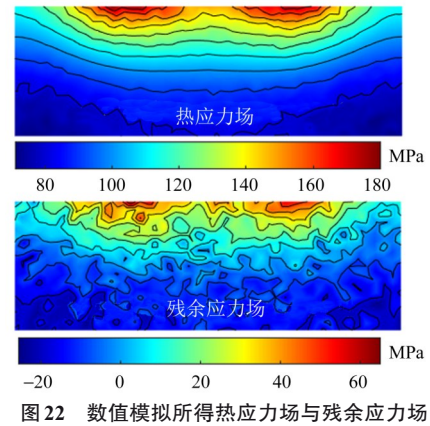
图 22 数值模拟所得热应力场与残余应力场
Fig. 22 Thermal stress field and residual stress field obtained from numerical simulation

图 23 所示为加工前、后工件背向散射电子衍射 (Electron Back Scatter Diffraction, EBSD) 分析结果。通过位错密度分析与微观组织观察可见,加工前工件位错密度 γ_{AVG} 为 $1.02 \times 10^{15}/\text{m}^2$,经感应加热辅助磨削加工后增加至 $7.32 \times 10^{15}/\text{m}^2$,这表明加工过程中热应力和机械作用导致材料塑性变形及位错增殖。位错密度的升高伴随微观组织的明显细化,证实了残余应力的释放与材料组织演变之间存在显著关联,即热-力耦合作用下的位错演变与组织细化协同影响了材料的最终应力状态^[23]。

此外,本文使用 X 射线衍射仪 (X-Ray Diffraction, XRD) 对磨削完成后的工件进行检测,并且通过电解抛光的方式对亚表面的应力进行测量,测量靶材为

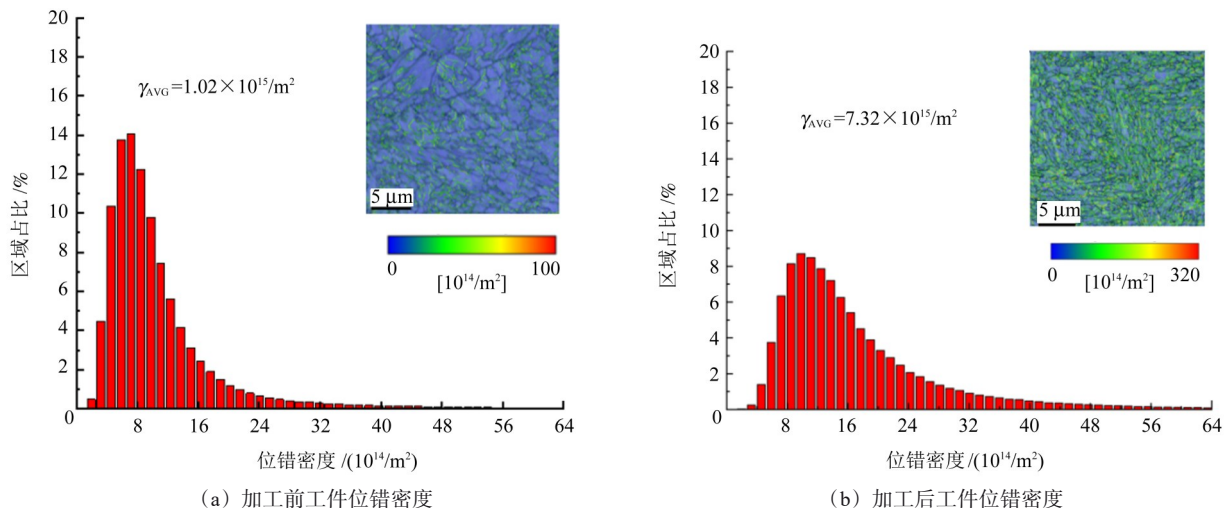
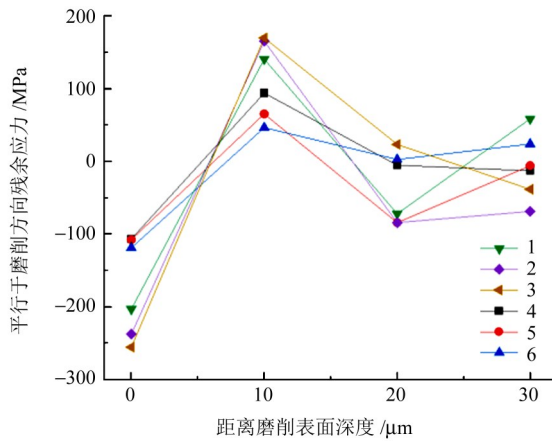


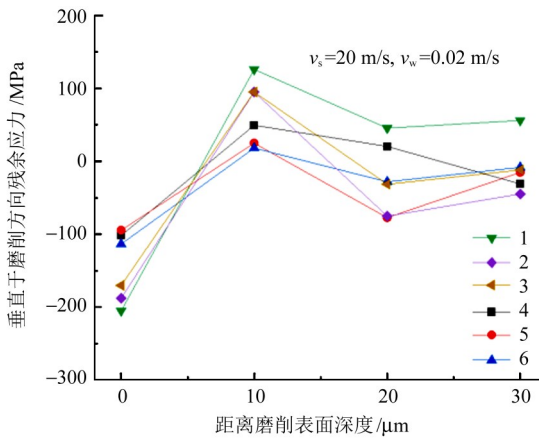
图 23 磨削前、后工件的 EBSD 分析结果(位错密度与微观组织)

Fig. 23 EBSD analysis results of the workpiece before and after grinding (dislocation density and microstructure)

Cr, X射线弹性常数 $S_1 = 1.20 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$, 测量结果汇总于图 24、图 25 中。图 24 所示为水平方向和垂直方向残余应力随着表面深度增加的变化趋势, 图中, v_s 与 v_w 分别为线速度与进给速度。由图 24 可知, 磨削工件的残余应力的分布特点在不同方向上表现出一致性, 均在浅表层区域 (0~20 μm) 受热-机械耦合作用影响, 而在较深区域趋于稳定, 因此需要着重分析感应加热对于表层区域的应力影响。



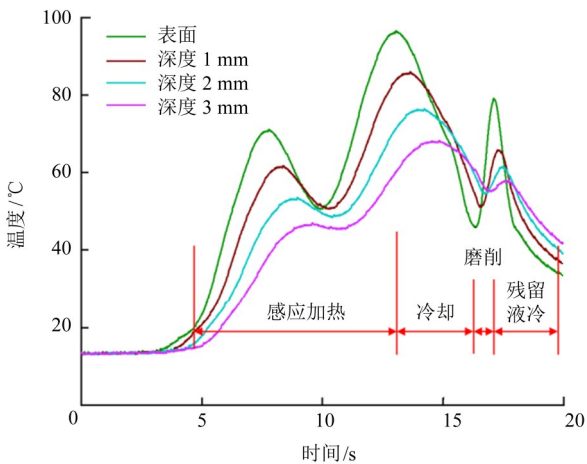
(a) 平行于磨削表面



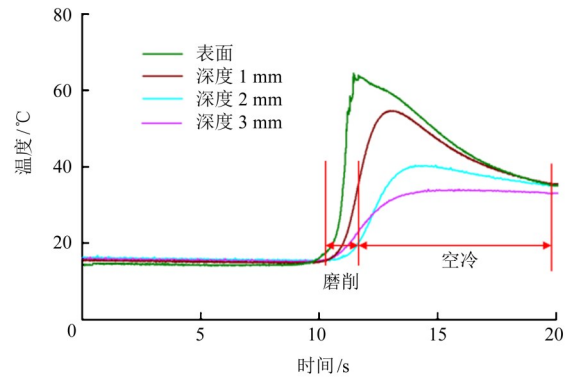
(b) 垂直于磨削表面

图 24 磨削后工件残余应力的深度分布

Fig. 24 Depth distribution of the residual stress in workpiece after grinding



(a) 包含感应加热工艺



(b) 不包含感应加热工艺

图 25 有、无感应加热条件下的磨削温度曲线对比

Fig. 25 Comparison of grinding temperature curves with and without induction heating

图 25 所示为不同工艺下磨削过程的温度对比。由图 25(a) 可知, 采用感应加热辅助磨削时, 磨削阶段的温度梯度明显较小, 表层温度增加约 30 $^{\circ}\text{C}$, 深层增加约 10 $^{\circ}\text{C}$; 由图 25(b) 可知, 无感应加热的常规磨削, 表层温度增加约 50 $^{\circ}\text{C}$, 深层约 20 $^{\circ}\text{C}$ 。相比之下, 感应加热工艺显著减小了磨削过程的温度梯度。较小的温度梯度有效减缓了热膨胀差异引起的热应力积累, 使残余应力显著降低; 均匀的温度变化也使热应力分布更加平缓, 热影响区更浅, 进一步减少了热应力的不利影响。

图 26 所示为不同试验组在含加热和无加热条件下表层残余应力的差值以及有无加热残余应力比值的变化情况。蓝绿色柱状图表示有无加热应力比值, 黄色方块表示含加热条件下的表层最大拉压应力差值, 深蓝色折线则表示无加热条件下的表层最大拉压应力差值。由图 26 可知, 无加热条件下工件的应力差值始终高于有加热条件, 其值分布在 200~500 MPa, 且在不同试验组之间波动较大。而存在加热条件下的表面应力差值则明显较低, 仅在 100~200 MPa 变化。这一现象表明随着感应加热的介入, 工件应力受到多场耦合的影响, 得到了抑制。

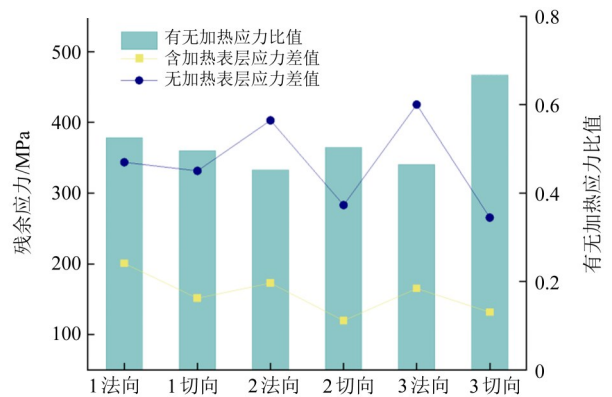


图 26 有、无感应加热时表层残余应力对比

Fig. 26 Comparison of the surface residual stress with and without induction heating

5 结论

本文提出通过电磁感应加热技术调控磨削工件表层及亚表层的温度梯度,进而改变残余应力分布。得出如下主要结论:

1)建立了带聚磁器的感应加热有限元仿真模型,模型中考虑了材料热导率、比热容、电导率和磁导率的温度效应。仿真结果表明,输入电流强度越高,工件表面热流密度越大;相同电流下,频率越高,热流密度越大;相同电流和频率下,线圈与工件间距越小,表面热流密度越大。这为指导后续理论模型的建立奠定了基础。

2)建立了一种考虑集肤效应及表面热流特征的感应加热解析模型。该模型在预测温度分布时,与有限元模拟的误差低于10%。通过与试验结果的对比,验证了模型在预测不同线圈间距(1 mm和1.5 mm)下工件表面最高温度及内部温度梯度的准确性,与试验结果的误差小于16%。该解析模型能快速预测温度场,尤其在瞬态演变方面具有较高的准确性和实用性,适用于感应加热工艺的快速优化与分析。

3)搭建了集成感应加热的磨削工艺试验平台,开展了感应加热辅助磨削试验,并测量了工件表层的残余应力。试验结果表明,通过表层植入温度场能有效调控表面残余应力以及表层最大拉、压应力的差值。在该工艺下,残余应力的综合分布水平降低幅度超过50%,进一步证明了通过感应加热,主动调控残余应力分布的工艺可行性。

4)研发的感应加热模型在铁磁性材料上已取得良好效果。但对于钛合金等非铁磁材料,其加热机制与铁磁材料存在显著差异(主要依赖涡流加热),需要对材料参数(如温度依赖的热导率、比热容、电导率及低磁导率等)进行重新标定与模型修正。未来,将人工智能技术引入感应加热,实时控制是重要发展方向。通过整合多源传感器数据、应用机器学习算法和自适应控制策略,有望实现对温度场瞬态演变的实时预测与精准调控,从而进一步优化加热效果与应力控制精度。

参考文献(References)

- [1] JONES J, VAFADAR A, HASHEMI R. A review of the mechanical properties of 17-4PH stainless steel produced by bound powder extrusion [J]. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, 2023, 7(5): 162.
- [2] KAGIMOTO H, MIYAGI D, TAKAHASHI N, et al. Effect of temperature dependence of magnetic properties on heating

characteristics of induction heater [J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, 46(8): 3018-3021.

- [3] 罗家元,李鑫,谭超. 焊接残余应力对高强钢点焊接头裂纹扩展及疲劳性能的影响[J]. *机械强度*, 2024, 46(2): 439-445.
LUO Jiayuan, LI Xin, TAN Chao. Effect of welding residual stress on crack propagation and fatigue performance of high strength steel spot welding joint [J]. *Journal of Mechanical Strength*, 2024, 46(2): 439-445. (In Chinese)
- [4] 赵佳伟,陶友瑞,裴佳星,等. SUS304不锈钢点焊接头疲劳寿命研究[J]. *机械强度*, 2023, 45(4): 1005-1010.
ZHAO Jiawei, TAO Yourui, PEI Jiaying, et al. Study on fatigue life of SUS304 stainless steel spot welded joints [J]. *Journal of Mechanical Strength*, 2023, 45(4): 1005-1010. (In Chinese)
- [5] HICK A J. Handbook of residual stress and deformation of steel [J]. *Heat Treatment of Metals*, 2003(3): 30.
- [6] 江小辉,蔡岩,周宏,等. Al7075-T6薄壁件铣削残余应力建模及工艺参数优化[J]. *机械强度*, 2022, 44(4): 875-884.
JIANG Xiaohui, CAI Yan, ZHOU Hong, et al. Prediction model of residual stress and optimization of process parameters in milling of Al7075-t6 thin-walled parts [J]. *Journal of Mechanical Strength*, 2022, 44(4): 875-884. (In Chinese)
- [7] METAXAS A C. Conduction and induction heating [J]. *IEE Review*, 1991, 37(1): 32.
- [8] RUDNEV V, LOVELESS D, COOK R L. Handbook of induction heating [M]. 2nd ed. Boca Raton: CRC Press, 2017: 317-335.
- [9] 王玉静,吴光亮. 工程机械用高强钢Q1100热处理参数及热物理性能预测[J]. *金属热处理*, 2021, 46(6): 172-176.
WANG Yujing, WU Guangliang. Prediction of heat treatment parameters and thermophysical properties of Q1100 high strength steel for construction machinery [J]. *Heat Treatment of Metals*, 2021, 46(6): 172-176. (In Chinese)
- [10] 沈庆通. 感应热处理的发展回顾与期望[J]. *金属加工(热加工)*, 2019(7): 3-7.
SHEN Qingtong. Review and expectation of the development of induction heat treatment [J]. *MW Metal Forming*, 2019(7): 3-7. (In Chinese)
- [11] LI F, LI X K, ZHU T X, et al. Modeling and simulation of induction heating with magnetic flux concentrator [J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2012, 268/269/270: 983-991.
- [12] KIMA J S, KIM K S, OH Y J, et al. Finite element residual stress analysis of induction heating bended ferritic steel piping [J]. *American Institute of Physics*, 2014, 1618(1): 990-993.
- [13] FAN W, TAN H, ZHANG F Y, et al. Effect of synchronous induction heating on residual stress for laser-based directed energy deposition of thin-walled structures [J]. *Materials Today Communications*, 2023, 35: 105702.
- [14] WANG B, LIU H W, LI Q Q, et al. Effect of high frequency induction heating on residual stress of 2219 alloy FSW welded joints [J]. *Electric Welding Machine*, 2019, 49(5): 59-63.
- [15] SHOKROLLAHI H, JANGHORBAN K. Soft magnetic composite materials (SMCs) [J]. *Journal of Materials Processing*

- Technology, 2007, 189(1/2/3): 1-12.
- [16] NEMKOV V, GOLDSTEIN R, RUFFINI R. Magnetic flux controllers for induction heating applications [C]//Transactions of Materials and Heat Treatment. Proceedings of the 14th IFHTSE Congress, 2004, 25(5): 1-6.
- [17] RUFFINI R S, RUFFINI R T, NEMKOV V S, et al. Advanced design of induction processes and work coils for heat treating and assembly in automotive industry [C]//SAE Technical Paper. Warrendale: SAE International, 1999: 1999-01-3379.
- [18] COUPARD D, PALIN-LUC T, BRISTIEL P, et al. Fatigue strength of induction-hardened and tempered steel with high residual stresses [J]. Materials Science and Engineering A, 2009, 487: 328-329.
- [19] 江小辉, 杨宁, 何仕荣, 等. 基于磁流变阻尼尼夹具的增材薄壁件铣削动态特性研究[J]. 机械强度, 2023, 45(5): 1081-1089.
JIANG Xiaohui, YANG Ning, HE Shirong, et al. Research on dynamic characteristics during milling of thin-walled parts based on magneto rheological damping fixture [J]. Journal of Mechanical Strength, 2023, 45(5): 1081-1089. (In Chinese)
- [20] RAPPAZ J, SWIERKOSZ M. Mathematical modeling and simulation of induction heating processes [J]. Applied Mathematics and Computer Science, 1996, 6(2): 207-221.
- [21] ZABETT A, MOHAMADI AZGHANDI S H. Simulation of induction tempering process of carbon steel using finite element method [J]. Materials & Design, 2012, 36: 415-420.
- [22] ISHIHARA S, GOSHIMA T, SHIBATA H, et al. Evaluation of the critical temperature difference for the heterogeneous material in the thermal-shock experiment [J]. Journal of Thermal Stresses and Related Topics, 2003, 27(2): 95-102.
- [23] LI C, WANG K C, ZAKHAROV O, et al. Damage evolution mechanism and low-damage grinding technology of silicon carbide ceramics [J]. International Journal of Extreme Manufacturing, 2025, 7(2): 022015.

Research on active control of grinding heat field distribution based on electromagnetic induction heating

DING Zishan¹ ZHOU Han¹ PAN Xixia² YAO Weihong¹ HUANG Chuangui¹ HUANG Xinyi¹

(1. School of Mechanical Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China)

(2. AVIC Landing Gear Advanced Manufacturing Co., Ltd., Changsha 410203, China)

Abstract: [Objective] To address the challenge of precisely controlling residual stress induced by the coupling of mechanical and thermal stresses during grinding of 17-4PH alloy steel, an electromagnetic induction heating-assisted grinding method was proposed, aiming to provide a reference for effective residual stress distribution control. [Methods] Firstly, based on the coupling effect of heat conduction and convection, an analytical method of implanted heat source is established to reveal the thermal field generation mechanism during induction heating. Secondly, through integral calculation of spatial magnetic field and workpiece heat flux, a numerical simulation model characterizing the dynamic action of the electromagnetic heat source is constructed to solve the electro-thermal coupling problem. Then, considering the skin effect and temperature-dependent material properties, an analytical model for rapid prediction of induction heating temperature field is developed. Finally, induction heating-assisted grinding experiments are conducted to verify the regulation effect of this process on residual stress. [Results] Test results show that the optimized induction heating process reduces the residual stress gradient in the ground surface layer by 40%, and the error between the temperature predicted by the analytical model and the experimental value is less than 16%. This method achieves active control of the grinding thermal field and provides a feasible technical approach for reducing surface thermal damage and improving residual stress distribution.

Key words: Induction heating; Electromagnetic-thermal coupling; Mathematical model; Residual stress; 17-4PH stainless steel

Corresponding author: DING Zishan, E-mail: dzishan@163.com

Fund: National Natural Science Foundation of China (General Project) (52275453); Shanghai Collaborative Innovation Project (XTCK-KJ-2024-01)

Received: 2025-01-19 Revised: 2025-03-19

(编辑: 刘欢欢)