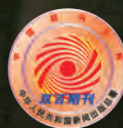


航空制造技术

2019年 第18期
Vol.62 No.18



封面文章
**人机时空共享协作
装配技术研究综述**

专稿
**低塑性抛光技术对材料表面
完整性影响的研究进展**

论坛
高能束加工

走进科研
**先进制造技术
北京市重点实验室**

www.amte.net.cn

ISSN 1671-833X



ISSN 1671-833X CN 11-4387/V



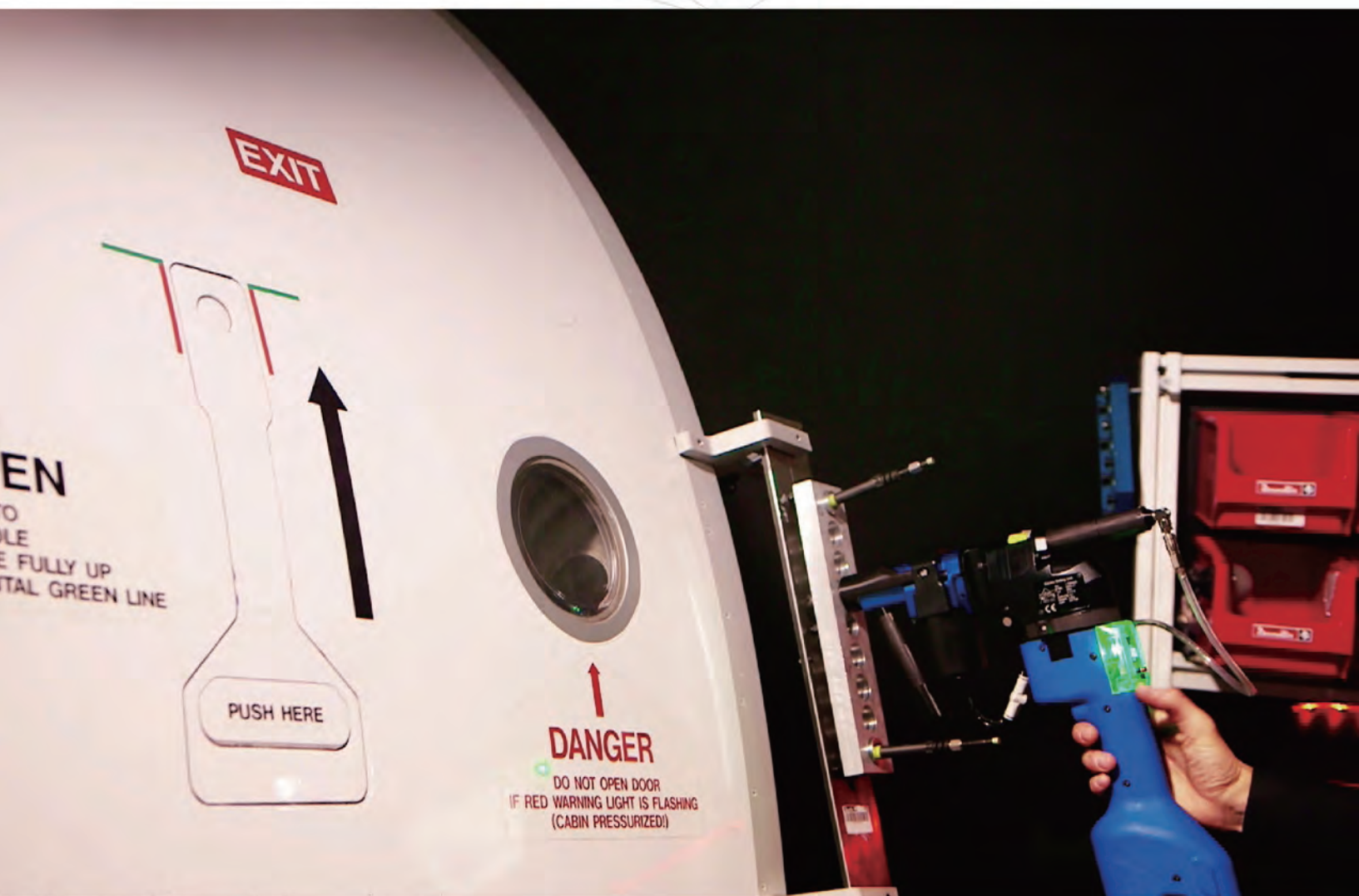


米-171A2 | 多用途 中型 直升机

- 极现代化的米-8/17系列改造
- 极高飞行安全与舒适度的水平
- 配备玻璃驾驶舱与大功率VK2500PS-03发动机



Smart Drilling Station



DESOUTTER **4.0**
Accelerate your transformation

马头动力工具中国客户中心

上海市松江新区新桥镇莘砖公路518号37号楼

电话: 8621 2416 5100

传真: 8621 2416 5202

邮箱: info.desoutter-china@desouttertools.com

网址: www.desouttertools.com.cn 广告索引号 19-1016

航空制造技术



1958年创刊 · 中国科技核心期刊 · 《中国核心期刊(遴选)数据库》收录期刊

编委会

Editorial Board

名誉主任 关 桥
Honorary Director Guan Qiao

主任 李志强
Director Li Zhiqiang

常务副主任 陈 刚
Executive Vice-Director Chen Gang

副主任 吕宏军 李涤尘
Vice-Director Lü Hongjun Li Dichen

国内编委

Domestic Members

毕树生 曹正华 陈贵林
Bi Shusheng Cao Zhenghua Chen Guilin

程普强 戴 棣 邓景辉
Cheng Puqiang Dai Di Deng Jinghui

董绍明 杜宝瑞 高兰宁
Dong Shaoming Du Baorui Gao Lanning

高星海 巩水利 古远兴
Gao Xinghai Gong Shuili Gu Yuanxing

官建国 郭德伦 黄传跃
Guan Jianguo Guo Delun Huang Chuanyue

李红卫 李金山 刘黎明
Li Hongwei Li Jinshan Liu Liming

卢廷钧 孟 光 彭 飞
Lu Tingjun Meng Guang Peng Fei

乔利杰 桑建华 单德彬
Qiao Lijie Sang Jianhua Shan Debin

石竖鲲 史玉升 宋利康
Shi Shukun Shi Yusheng Song Likang

汤立民 唐晓松 王立平
Tang Limin Tang Xiaosong Wang Liping

王 鸣 王清江 王时龙
Wang Ming Wang Qingjiang Wang Shilong

王向明 夏跃波 徐九华
Wang Xiangming Xia Yuebo Xu Jiuhua

杨宏青 杨 辉 姚 为
Yang Hongqing Yang Hui Yao Wei

曾元松 张伟刚 张文武
Zeng Yuansong Zhang Weigang Zhang Wenwu

赵希宏 赵祖德 郑 耀
Zhao Xihong Zhao Zude Zheng Yao

国际编委

International Members

Chrsitoph Hartl (Germany) Dae-Cheol Ko (Korea)

Jim Williams (U.S.) John Dear (UK)

Lihui Wang (Sweden) Paulo Martins (Portugal)

主管单位

Competent Authority

中国航空工业集团有限公司
Aviation Industry Corporation of China, Ltd.

主办单位

Sponsor

中国航空制造技术研究院
AVIC Manufacturing Technology Institute

出版人 李志强

Publisher Li Zhiqiang

社长/总编辑 罗京华

President/Chief Editor Andy Luo

副主编 孙秀云

Vice Editor-in-Chief Sharon Sun

学术编辑 崔 静/格 屿/李丹丹

Academic Editor Jaime Cui/Amy Ge/Linda Li

文字编辑 李 丹/程学平/王燕萍

Text Editor Doreen Li/Linda Cheng/Emma Wang

市场总监 何 欣

Marketing Director Xin He

设计 白若薇

Art Supervisor Jane Bai

排版 王 艳

Art Editors Wang Yan

编辑出版 《航空制造技术》编辑部

Edition Aeronautical Manufacturing Technology Magazine

广告总代理 北京中航时代文化传播有限公司

Advertising Agent China Aerotime Media Co., Ltd.

通信地址 北京市340信箱(100024)

Address P.O.Box 863.Beijing 100024 China

邮发代号 82-26

Subscription Code 82-26

国外发行 中国国际图书贸易集团有限公司

Distributor Abroad China International Book Trading Corporation

国外代号 BM6680

Code Abroad BM6680

印刷 北京天顺鸿彩印有限公司

Printing Beijing Tianshunhong Color Printing Co., Ltd.

刊号 ISSN 1671-833X CODEN HGJIEO
CN 11-4387/V

广告经营许可证 京朝工商广字第0051

电话 (010)85700465

传真 (010)85700466

在线投稿 http://www.amte.net.cn

电子信箱 ad@aerotime.cn (广告信箱)

cd@aerotime.cn (订阅信箱)

中航时代传媒
CHINA AEROTIME MEDIA

国内定价: 20.00元 国外定价: 16.00美元

版权声明: 凡投稿本刊或允许本刊登载的作品, 均视为已授权上载于www.amte.net.cn, 及本刊授权的合作媒体使用。



冠冕之行 刃重道远
郑钻荣膺制造业
单项冠军示范企业

ZHENGZUAN



身边的刀具专家

不破 唯快
蜂窝破碎铣刀

蜂窝破碎铣刀
(分体式)

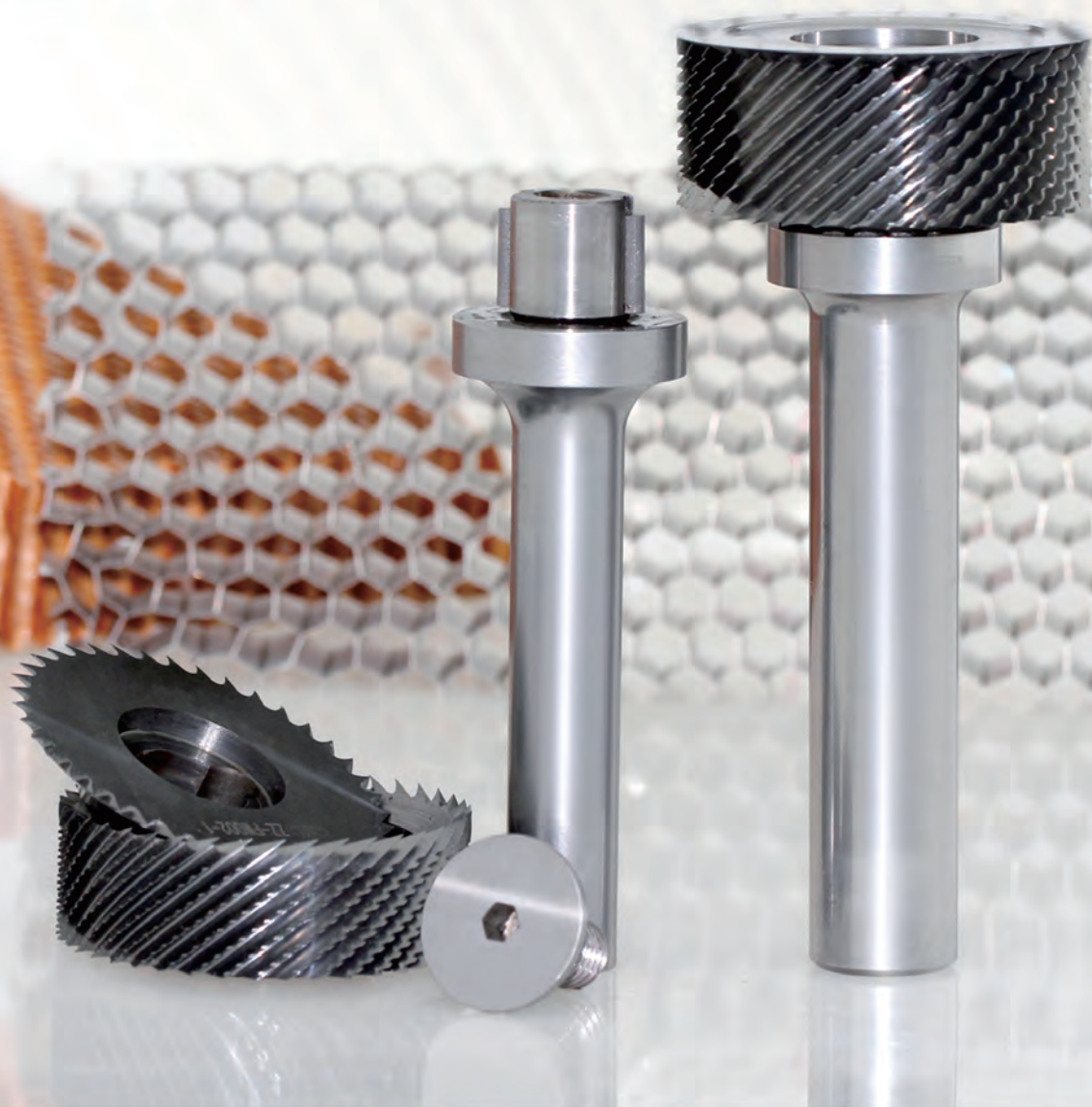
加工范围：纸蜂窝，铝蜂窝



TASCT 2019

第八届超硬刀具技术
与应用研讨会

2019.09.06 中国·郑州



郑州市钻石精密制造有限公司

ZHENGZHOU DIAMOND PRECISION MANUFACTURING CO., LTD.

广告索引号 19-1014

地址:郑州经济技术开发区第七大街198号

Add: No.198, the 7th Ave of Zhengzhou Economic and Technological
Development Zone, Henan, P.R.C

电话/Tel: 0371-603009 60 (13) 传真/Fax: 0371-60300963

Http://www.zhengzuanchina.com

E-mail: sales@zhengzuanchina.com

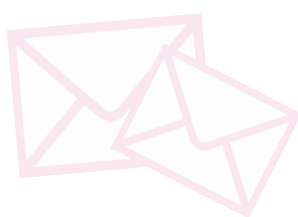
邮编/P.C.: 450016





编-读-往-来

READERS & EDITORS



高能束加工是当今制造技术发展的前沿,是武器装备研制中不可缺少的特种加工技术。我国在高能束加工机理及应用研究方面已经取得了很多成果,但在基础研究、质量控制、科研设备及工程应用等方面还需进一步深入。

本期主题为“高能束加工”,邀请来自南京理工大学、宁波材料所、南昌航空大学、山东理工大学的科研团队对相关技术研究进行介绍,同济大学高玉魁教授也在本期阐述了低塑性抛光研究进展。在此,感谢各位专家学者的大力支持。

学术编辑 崔 静

《航空制造技术》是专业为读者打造航空航天制造相关技术和资讯的平台,为读者提供主流、先进以及高端的航空航天制造信息。同时,读者在本刊可准确地了解和查询到最前沿的航空航天领域发展现状。21 世纪航空航天业蓬勃发展,在国家战略和政策的驱动下,高效、稳定和健康发展地向前迈进。

希望期刊可以加入一些多元化的咨询服务,扩展到航空航天周边的衍生领域。期刊封面设计如果能更加简约时尚,会更符合现代航空航天发展层次的需要。

期盼《航空制造技术》期刊可以越办越好,为读者带来更多高水平成果。

南昌航空大学航空制造工程学院 孙文君



《航空制造技术》聚焦航空制造领域,期刊涉及新材料、新技术、新工艺等行业前沿信息的研究报道,内容丰富,专业性强,为航空制造及相关行业人员提供了一个良好的学习交流平台,助力航空工业的发展。

祝愿期刊能够越办越好,不断创造辉煌。

沈阳航空航天大学航空宇航学院 刘志文





航空工业

航空品质 高端装备

航空工业制造院

真空电子束焊机

Electron Beam Welding Machine

中国航空制造技术研究院从事电子束焊接技术和装备研究已有50多年历史，成功研制出低压、中压、高压电子束焊接设备，具备生产加速电压从40kV到150kV的真空电子束焊接设备的能力，为国防工业和民用工业提供了先进的电子束焊接设备和加工工艺。

真空电子束焊机主要技术参数

- 束流功率：0~30kW
- 加速电压：40~150kV
- 真空室容积：0.01~100m³（按用户需求）
- 机械数控轴数目：1~5（任意3轴联动）
- 电子轴数目：2~4（与机械轴同步控制）
- 高压和束流稳定度：<±0.2%
- 焊缝深宽比：15:1/30:1
- 最大焊缝熔深：60mm/100mm
- 焊接材料：不锈钢、钛合金、碳钢
- 控制系统：CNC+PLC集成控制

真空电子束焊机关键件



电子枪



高压电源逆变器和高压油箱



真空电子束焊机市场应用



大型燃机转子



行星齿轮



精密航空零件



加速器零件

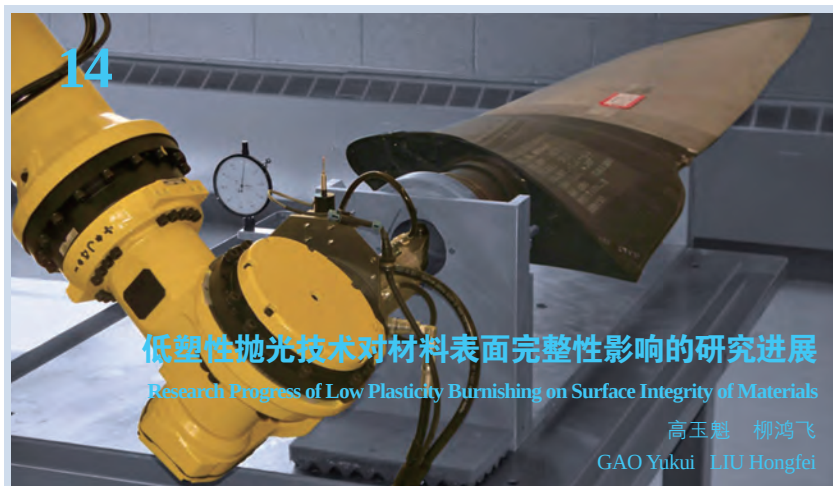
中国航空制造技术研究院 · 智能制造装备中心

地址：北京市朝阳区朝阳路1号（北京市340信箱） 邮编：100024 网址：www.avicmti.avic.com
电话：+86 10 85701650/1308/1365 邮箱：market_avicmti@163.com

广告索引号 19-1043



专稿 Feature



低塑性抛光技术对材料表面完整性影响的研究进展

Research Progress of Low Plasticity Burnishing on Surface Integrity of Materials

高玉魁 柳鸿飞
GAO Yukui LIU Hongfei

封面文章 Cover Story

论坛 Forum

高能束加工

High Energy Beam Machining

24 人机时空共享协作装配技术研究综述

肖明珠 朱文敏 范秀敏
A Review on Human-Robot Time-Space Sharing Collaborative Assembly Technology
XIAO Mingzhu ZHU Wenmin FAN Xiumin

36 钛/铜电子束偏置焊接模拟及力学性能研究

朱军 郭顺 彭勇 周琦 王克鸿
Study on Simulation and Mechanical Properties of Titanium/Copper Electron Beam Welding With Offset
ZHU Jun GUO Shun PENG Yong ZHOU Qi WANG Kehong

43 基于Comsol的磁场辅助磨料水射流流场分布数值模拟

侯荣国 王涛 吕哲 田业冰
Numerical Simulation of Flow Field Distribution of Abrasive Water Jet Based on Comsol Software
HOU Rongguo WANG Tao LÜ Zhe TIAN Yebing

50 碳纤维复合材料激光切割制孔工艺研究

叶逸云 贾少辉 徐子法 欧阳文泰 焦俊科 王飞亚 葛恩德
Research on Hole Drilling in Carbon Fiber Reinforced Composite by Using Laser Cutting Method
YE Yiyun JIA Shaohui XU Zifa OUYANG Wentai
JIAO Junke WANG Feiya GE Ende

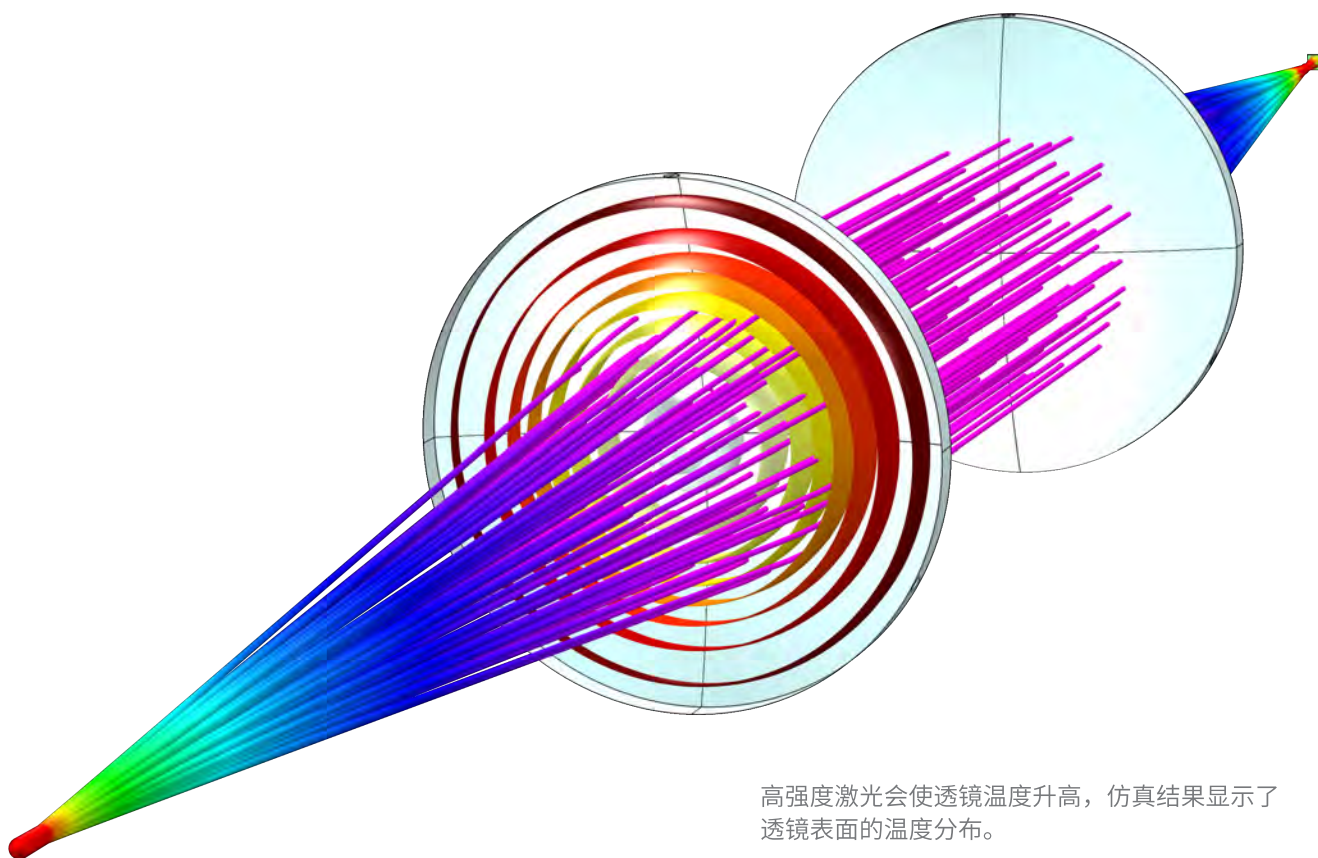
56 等离子异质增材过渡区的组织性能研究

徐俊强 周琦 彭勇 王克鸿 孔见
Interface of Dissimilar Steels Fabricated by Plasma Arc Additive Manufacturing
XU Junqiang ZHOU Qi PENG Yong WANG Kehong KONG Jian

63 钛合金先进焊接技术研究现状

孙文君 王善林 陈玉华 黄永德 柯黎明
Development of Advanced Welding Technologies for Titanium Alloys
SUN Wenjun WANG Shanlin CHEN Yuhua HUANG Yongde KE Liming

多物理场仿真 优化激光加工设备



高强度激光会使透镜温度升高，仿真结果显示了透镜表面的温度分布。

激光加工是一种高效、精密的材料加工技术，被广泛应用于航空、航天等领域。激光加工设备在使用过程中会因透镜温度的升高而导致焦点偏移，影响加工精度和质量。借助 COMSOL® 多物理场仿真软件，可以对激光与材料间的相互作用进行分析，优化激光加工设备的性能。

了解 COMSOL Multiphysics® 多物理场仿真软件在更多工程、制造和科学研究中的应用，请访问：

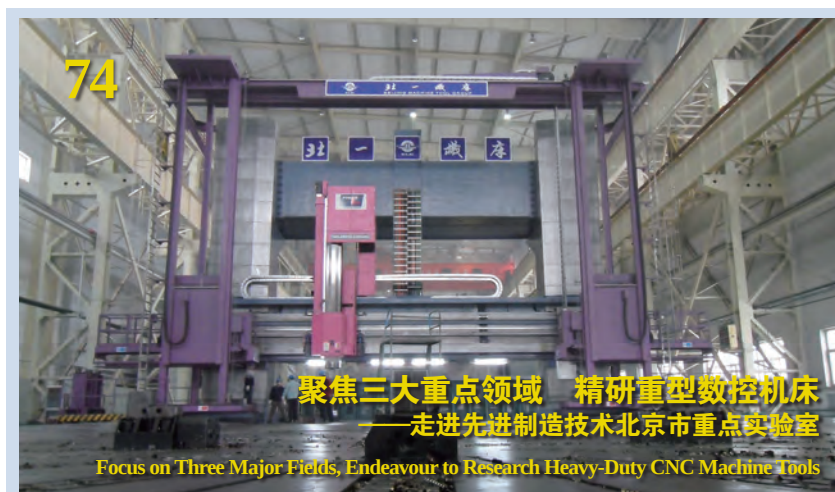
comsol.com/stories



扫描二维码，关注
COMSOL 微信公众号

走进科研

Approaching Science



研究论文

Research

76 孔挤压强化对FGH95合金室温及高温疲劳性能的影响

于洋 罗学昆 刘勇军 许欣 孙瑞嘉
王欣 钟滨涛 汤智慧

Effect of Hole Cold Expansion on Fatigue Property of FGH95 Superalloy Under Room and High Temperature

YU Yang LUO Xuekun LIU Yongjun XU Xin SUN Ruijia
WANG Xin ZHONG Bintao TANG Zhihui

83 飞机结构件生产线加工关键技术研究与应用

俞鸿均 汪裕杰 熊航 马南峰 何辉

Research and Application of Key Technologies in Aircraft Structural Parts Production Line Processing

YU Hongjun WANG Yujie XIONG Hang MA Nanfeng HE Hui

90 YSZ-Ti₃SiC₂热障涂层及其高温自愈合机制

陈宏飞 张弛 杨光 刘斌 高彦峰 钱凌翼 高栋

YSZ-Ti₃SiC₂ Thermal Barrier Coating and Its Self-Healing Mechanism Under High Temperatures

CHEN Hongfei ZHANG Chi YANG Guang LIU Bin
GAO Yanfeng QIAN Lingyi GAO Dong

97 闭式整体构件电解加工装置设计及有限元分析

康保印 唐霖

Design and Finite Element Analysis of Electrolytic Machining Devices for Closed Integral Structure

KANG Baoyin TANG Lin

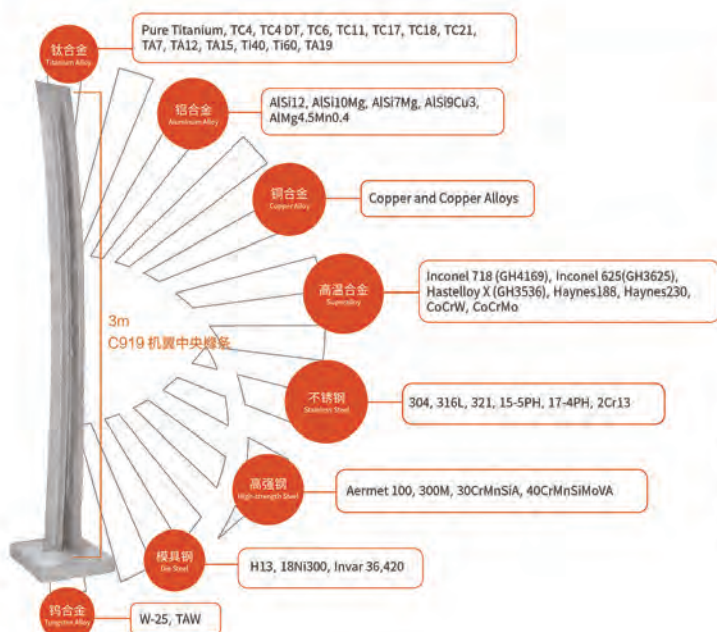
西安铂力特增材技术股份有限公司是中国领先的金属增材制造技术全套解决方案提供商。公司成立于 2011 年 7 月，注册资本 6000 万元，现有员工 400 余人，其中硕士以上学历占 16.13%，研发人员占 26.73%，研发投入数千万。公司位于西安高新技术产业开发区的现代化、智能化科研生产基地一期共 40000 余平米。公司为用户提供全方位的金属增材制造与再制造技术解决方案，包括定制化产品、设备、原材料、技术服务。

铂力特拥有各种金属增材制造设备 80 余套。申请金属增材制造技术相关自主知识产权 200 余项。公司先后通过 ISO9001:2015、AS9100D/EN9100: 2018、GJB9001C-2017 等质量管理体系认证。2018 年 8 月，铂力特与空客集团联合研发项目正式启动，铂力特从空客供应商迈入联合研发伙伴阶段。



- ▶ 铂力特拥有各类金属增材制造设备 80 余台
- ▶ 设备可实现铺粉成形尺寸 600*600*600mm
- ▶ 通过国军标、AS9100

公司运用多年金属增材制造技术的专业经验，通过持续创新为航空、航天、医疗、模具、汽车、电子、能源动力等行业客户提供全套的服务。公司以客户为中心，以市场为焦点，帮助客户实现优化设计、降低生产成本、提高生产效率、提升产品品质、增加竞争力。



铂力特自主研发设备

铂力特出品零件



BLT-S310

激光选区成形熔化铺粉设备



BLT-S400

双激光选区成形熔化铺粉设备



φ576mm×200mm

镍基高温合金航空发动机机匣



250*85*1200mm

钛合金叶片包边

第14届莫斯科航展开幕 中国展现航空大国风范



2019年8月27日,第14届莫斯科航展在莫斯科东南郊的茹科夫斯基空军基地拉开帷幕。中国作为主宾国以“中国馆”形式联合参展。8月28日,中国馆由工信部和俄工贸部领导共同宣布揭幕开馆。

在本届航展上,中国航空工业围绕军机、民机、

航电系统、航空复合材料4条主线共组织10大类15项重点航空产品和专业装备系统亮相,集中展示了创新科技、产品和服务能力。

作为独联体国家最大的航展,莫斯科航展在国际上具有重要的影响力,是国际航空工业、航空科技界开放的重要交流平台,也是中俄两国航空交流合作的重要平台。

在军机领域,围绕战斗机、教练机、无人机、军用运输机等产品系列展出重点军贸产品,其中包括中巴双方共同投资开发的多用途轻型战斗机“龙”、代表中国航空工业中高端

无人机的“翼龙”无人机系统、自行研制的新一代攻击/战斗教练机L15以及新一代中型多用途运输机运9E等。“翼龙”无人机首次成系列出现在航展静展区,引发众多关注。

在民机领域,中国航空工业重点展示自主研发的大型水陆两栖飞机AG600和具有市场潜力的民机、直升机、通用飞机等产品。其中,包括AG600、“新舟”60/600系列、“新舟”700、AC312E、运12E、运12F。

中国航空工业还专项展出了碳纤维、玻璃纤维、芳纶纤维、石英纤维及织物的高性能预浸料以及芳

纶纸蜂窝、PMI泡沫产品等航空复合材料产品,展示了民机复合材料先进的设计与生产能力。

航展期间,中国航空工业本着合作共赢的理念,还积极参加主宾国系列活动以及中俄民用航空分委会会议,进一步推动中俄两国航空合作与发展;举办合作洽谈、技术交流等多场业务活动,与国际知名航空企业和航空科研机构进行深层对话,共商国际化合作事宜;同时积极开展与独联体、中亚地区用户交流等,促进航空产品的国际市场开拓。左图为本届莫斯科航展中国馆。(本刊记者 逸飞)

第四届中国(沈阳)国际机器人 展览会在沈阳举行

2019年8月30日~9月1日,第四届中国(沈阳)国际机器人大会在沈阳新世界博览馆举行。本届机器人大会以“人工智能与机器人”为主题,设置主题论坛、机器人项目对接交流会、辽宁总商会高端装备委员会成立大会、“浑南夜话”机器人高端专家对话、“中国(沈阳)国际机器人展示”、“Robo Faire 2019 第二届中国(沈阳)国际机器人挑战赛”等多项活动。

8月30日开幕式之后,大会主论坛启幕,德国慕尼黑联邦国防军大学智能机器人实验室主任Volker Graefe、英国皇家工程院微软机器人研究院院长爱丁堡皇家学会院士Sethu Vijayakumar、法国工程院院士Abderrahmane Kheddar、新松机器人自动化股份公司总裁曲道奎等著名专家进行主题演讲,并针对行业热点展开讨论。在“机器人项目对接交流

会”环节,欧洲航天局机器人数据系统与应用负责人Mehran Sarkarati携“机器人空间任务远程操作技术的增强和虚拟现实技术”、意大利IT+Robotics公司首席执行官Stefano Tonello携“先进的3D机器视觉解决方案”、俄罗斯Promobot机器人公司亚洲区负责人Daniil Oniskiv携“Promobot的商用服务机器人”、韩国东亚大学人工智能与机器人教授Jong-Wook Kim携“服务机器人”进行精彩的项目路演,并现场对接洽谈。

同时,“Robo Faire 2019 第二届中国(沈阳)国际机器人挑战赛”启动,WER教育机器人普及赛、MRC立方之争(表演赛)等多个赛项的角逐展开。下图为展览会现场。

(本刊记者 逸飞)



第十三届全国激光加工产业年会召开

2019年8月22日,第十三届全国激光加工产业年会暨宝鸡激光产业发展大会开幕。来自全国各地的50多位激光加工领域的顶尖专家学者以及300多位业内人士、企业代表齐聚宝鸡共话发展大计。

当天,中国工程院院士、中国机械工程师学会理事长、华中科技大学教授李培根作了《浅谈智能机器与装置》的主旨报告。科技部火炬中心副主任李有平,中国光学学会激光加工专业委员会主任王又

良,市委常委、常务副市长刘荣贤分别致辞。宝鸡高新区党工委书记、管委会主任杨旺余向与会代表推介了宝鸡高新区。

激光技术已成为一些发达国家抢占世界科技制高点和高新技术前沿地带的驱动力,激光制造在工业4.0时代的先进制造领域具有举足轻重的地位,将进一步促进“中国制造2025”发展战略的推动和实现。左图为激光产业发展大会会议现场。

(本刊记者 逸飞)



2019世界智能制造大会新闻发布会在京召开

2019年8月27日,2019世界智能制造大会新闻发布会在北京举行。从发布会获悉,2019世界智能制造大会将于2019年10月17~19日在南京国际博览中心举办。

今年的智领全球峰会新增设了金砖国家智能制造暨新工业革命伙伴关系研讨会、中国工程科技发展论坛江苏高峰论坛两场重点活动以及中德、中日智能制造论坛,中英现代产业合作伙伴关系对话

等专项活动;围绕“智能制造技术突破与运用”、“智能制造系统创新与实践”、“智能制造重点领域协同发展”三大维度,将针对人工智能、5G技术、工业互联网、制造业数字化转型、智能制造系统解决方案等具有前瞻性、实践性的产业和技术热点主题组织10余场主题分论坛。大会汇聚了一批智能制造领域国内外院士、顶级专家、产业领袖等重要嘉宾。德国电工技术委员会、德国弗劳

恩霍夫协会、美国机械工程师学会、瑞典皇家工程院、中国科学院、中国工程院等国内外知名机构负责人已确定参会。

大会以展示智能制造产业链、创新链和生态链为主线,围绕提升展览国际化水平、专业化水平、展览实效性、互动体验性,设立“智能制造解决方案”、“智能制造示范应用”、“智能制造关键技术和设备”三大版块。

(本刊记者 逸飞)



VGC1500/VGC2000

龙门型立式加工中心

Gantry Type Vertical Machining Center Series

性能特点 PERFORMANCE CHARACTERISTICS

- 主体采用龙门框架结构。
- 大尺寸与阶梯式导轨横梁。
- 主轴中心线紧靠 Z 轴导轨。
- 三轴均采用进口高精度重载滚柱导轨和滚珠丝杠副。
- 主轴箱采用 SCBS 自动补偿平衡系统。
- 三轴可全闭环控制, 实现高精度定位。



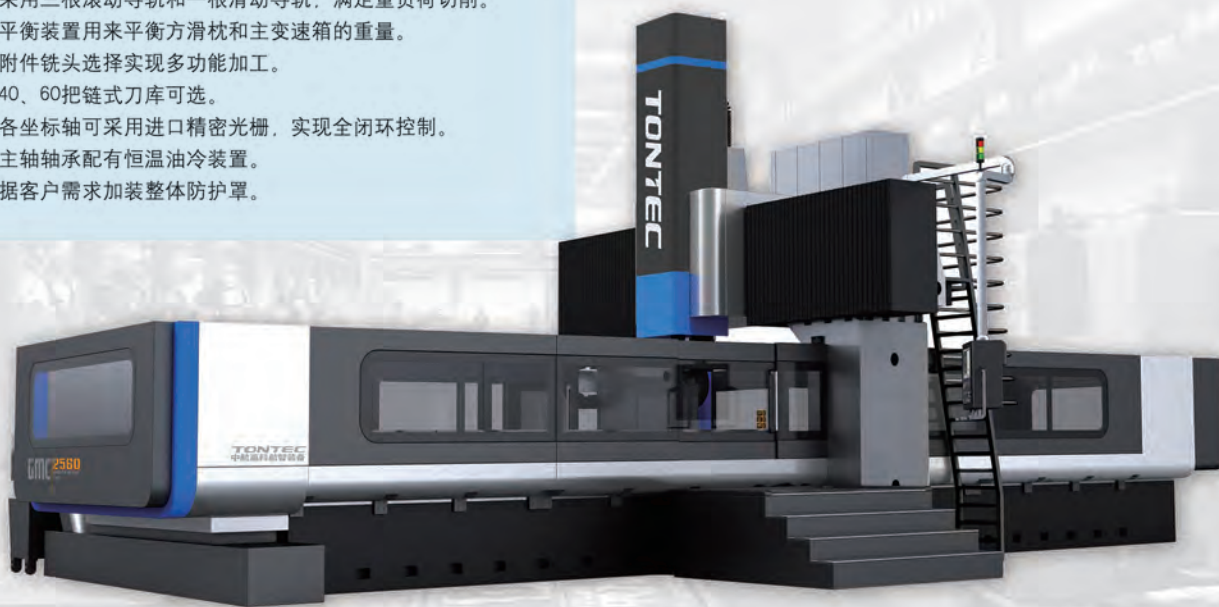
GMC/GMMC

龙门加工中心—定梁定柱/定梁动柱/五面体/五轴联动

Gantry Machining Center - fixed beam fixed column / fixed beam moving column / pentahedral / five-axis

性能特点 PERFORMANCE CHARACTERISTICS

- X轴采用进口二级行星齿轮减速及双齿轮齿条驱动。
- 横梁采用三根滚动导轨和一根滑动导轨, 满足重负荷切削。
- 液压平衡装置用来平衡方滑枕和主变速箱的重量。
- 多种附件铣头选择实现多功能加工。
- 32、40、60把链式刀库可选。
- 机床各坐标轴可采用进口精密光栅, 实现全闭环控制。
- 机床主轴轴承配有恒温油冷装置。
- 可根据客户需求加装整体防护罩。



第三届COMAC科技创新周开幕



2019年9月2日,以“基于数字化转型的智能制造”为主题的第三届COMAC国际科技创新周在中国商飞上飞公司拉开帷幕。

本届创新周活动由中国商飞公司、北京航空航天大学、蒙纳什大学主办,弗劳恩霍夫制造技术与自动化研究所协办,主题为“基于数字化转型的智能制造”。

中国商飞公司党委书记、董事长贺东风,党委副书记、总经理赵越让,北京航空航天大学副校长陶智,澳大利亚蒙纳士大学副校长安德鲁·麦金泰尔,澳大利亚技术科学与工程

院院士吴鑫华,德国弗劳恩霍夫制造技术与自动化研究所所长托马斯·保尔汉森,中国工程院院士、教育部原副部长赵沁平出席开幕活动。开幕式由中国商飞公司党委副书记、董事谭万庚主持,公司党委常委、副总经理周新民出席活动。

来自国家和地方有关部门、高校、企业、科研院所和金融机构等国内外相关合作单位,以及主办方和协办方的有关专家、领导齐聚一堂,本着“交流基础科学、探索前沿科技、解决疑难问题、促进创新合作”的宗旨,围绕“基于数字化转型的智能制造”这

一主题,设置COMAC创新论坛、专题研讨会、科创展示交流、金融对接和签约洽谈等多个版块,力求通过全方位、多角度、深层次的交流,共谋产业创新和技术进步。

会上,周新民、赵沁平、吴鑫华、托马斯·保尔汉森分别就工业互联网赋能大飞机制造、虚拟现实发展与展望、航空材料选择性激光熔融(3D打印)的质量控制和资格认证、工业4.0的未来等主题作了专题报告。上图为中国商飞公司、北京航空航天大学、蒙纳什大学签署深化校企合作谅解备忘录的现场。(本刊记者 逸飞)

航空工业智能制造关键技术实训班成功举办

2019年7月15~18日,由中国航空工业集团有限公司智能制造创新中心举办的智能制造关键技术实训班在苏州召开。此次实训班围绕先进制造技术、未来数字化工厂、智能工厂/车间解决方案、工业4.0评估体系等7个关键技术主题,由来自中国航空制造技术研究院、北京兰光创新科技有限公司、航空工业新航集团、航空工业成飞、德国卡尔斯鲁厄技术大学(KIT)工业4.0研发团队以及同济大学先进制造技术中心的智能制



造专家共同为来自集团公司的17家企事业单位学员授课。

本次培训采取了课程学习、应用案例展示、案例分享、现场操作及参观学习等多种教学方式,深化了参训人员对智能制造关

键技术的理解,拓宽了参训人员提升企业职能制造水平的视野,为集团公司相关单位搭建了良好的学习交流的平台,得到了参会代表的广泛好评。上图为本次培训合影。

(本刊记者 逸飞)

金航数码参研项目通过验收,核心软件支撑工信部CPS平台建设

2019年8月7日,由工业和信息化部计算机与微电子发展研究中心(中国软件评测中心)牵头、金航数码参研的工业转型升级(中国制造2025)重点项目“信息物理系统(CPS)共性关键技术测试验证平台建设与推广”在赛迪产业园通过工信部信软司组织的验收。项目包括“一硬、一软、一网、一平台”等CPS核心技术要素,其中的“一软”由金航数码负责,金航ERP、生产过程智能管控系统等系列核心工业软件为智能制造测试验证与评价工信部重点实验室“CPS关键技术测试验证平台”的建设和运行提供了软件支撑。

为开展CPS共性关键技术测试验证工作,该项目以制造相框为载体建设了一条智能制造示范生产线。

其中,基于CPS技术最新研发的金航生产过程智能管控系统成为构建该生产线CPS数字虚体的核心工业软件。该系统面向生产全生命周期,具备强大的生产全要素建模能力、生产精准动态预测能力和生产过程响应式调度能力,在实现虚实精准映射的同时进一步实现赛博空间对物理空间的控制,打造“动态感知-实时分析-自主决策-精准执行”的数据闭环。

(本刊记者 良辰)

解码工业4.0 助力用户不断创新——高迈特达恩特技术中心在上海落成启用



2019年8月23日,CERATIZIT Group 森拉天时集团在上海举办了盛大的开幕仪式,正式宣布其技术中心落成启用。当天,森拉天时集团执行董事会成员Thierry Wolter、切削刀具欧洲业务单元总经理Gehard Balom、高迈特达恩特中国区总经理徐培耀等多位集团公司高层,以及嘉定工业区管理委员会副主任沈杰、德玛吉森精机中国区副总裁/技术总监田晓东、哈默中国首席代表Hartmut Koch等众多嘉宾共同见证了这一重要时刻。

作为开发切削刀具和耐磨产品等超级硬质材料的先锋,森拉天时集团在研

发和生产碳化钨合金刀具、刀片、棒材以及耐磨件领域已经潜心钻研90余年,4大极具市场竞争力的产品品牌让其拥有了切削刀具行业最全面的产品组合系列。目前,已建成并投入使用的技术中心达7家,服务于中国、英国、美国、西班牙、德国等多个国家。

上海技术中心是森拉天时集团继天津刀具学院后,在中国深化技术服务的重要支撑,中心可为用户提供包括公司产品演示、刀具试切测试、理论与实操培训、客户项目支持等多项技术支持服务。上图为技术中心落成启动现场。

(本刊记者 良辰)



意特利科技

个性化定制
创新 精准 高效 实力

高端五轴加工中心解决方案



适用加工材料

钛合金、碳钢、不锈钢、碳纤维、玻璃钢、
芳纶蜂窝、铝蜂窝、泡沫、蜂窝板、铝型材等

意特利（上海）科技有限公司
E-mail: pangwy@yitelish.com
Tel: +86 021 69899792
Web: www.yitelish.com
Add: 上海市嘉定区塔秀路26号 保利国际广场 9楼

低塑性抛光技术对材料表面完整性影响的研究进展*

高玉魁, 柳鸿飞

(同济大学航空航天与力学学院, 上海 200092)

[摘要] 低塑性抛光技术能够有效提高材料的疲劳性能、耐腐蚀性能、损伤容限性能, 在国外已被广泛应用于航空发动机的表面改性处理。对近年来新兴的低塑性抛光技术的基本原理及优势进行了介绍, 综述了低塑性抛光技术对表层残余应力、表面粗糙度、显微硬度以及微观组织结构等表面完整性因素的研究进展, 分析了硬球直径、抛光压力、抛光速度、滚压次数等工艺参数对不同表面完整性因素的具体影响, 最后对低塑性抛光技术在国内的研究与发展进行了展望。

关键词: 低塑性抛光; 表面完整性; 表层残余应力; 表面粗糙度; 显微硬度; 微观组织结构

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.014



高玉魁

教授、博士生导师, 主要从事航空航天先进材料与制造技术、表面完整性和结构完整性、残余应力、表层改性等研究, 发表学术论文 50 余篇, 出版专著 2 部。

材料是人类赖以生存的物质基础, 是国家科技发展水平的重要体现。经过长期探索, 人们已清楚地认识到材料表面对材料性能的重要影响, 从而提出了表面完整性这一概念, 其具体是指通过机械加工或其他生成表面方法赋予材料表面所固有或加强的状态, 也可理解成为保持和提高材料固有的力学、物理、化学、生物等使用性能而需使材料表面所具有的不同于基体的特定状态和性能。表面完整性的内涵主要包含两个部分, 即表面状态和表面性能, 两者相互关联, 表面状态决定或影响了表面性能, 表面性能体现或反映了表面状态。通过改善表面完整性来提高工件的服役功能和服役寿命是表面改性的主要目的, 其方法包括以喷丸强化、滚压强化为代表的表面形变强化, 以感应加热表面淬火、高能束表面淬火为代表的表面相变强化, 及以金属元素表面扩散为代表的表面扩

散渗入等^[1]。

低塑性抛光技术(LPB)作为一项新兴的表面改性技术诞生于 1996 年, 期间获得了 NASA 的资助, 并于 2004 年首次实现商业化^[2]。低塑性抛光技术主要是利用抛光硬球滚压零件表面, 使其表层发生弹塑性变形的同时使表面光整, 其传统的深滚压技术相比, 可通过最小限度的冷作硬化产生更稳定、更深层的残余压应力, 同时降低的位错密度和位错排布大大提高了受压层的热稳定性和机械稳定性^[3-4]; 与目前较为热门的超声滚压技术相比, 两者强化原理相近, 在降低表面粗糙度和引入深层残余压应力场方面也较为出色, 但低塑性抛光的设备相对更为简单, 使用更为方便, 同时对于如航空叶片等构件的表面改性处理, 低塑性抛光的双面对称加工方法更为成熟^[5-6]。大量研究表明低塑性抛光可以有效提高材料及构件的高周疲劳性能^[7-10]、腐

* 基金项目: 国家自然科学基金(11372226)。

蚀疲劳性能^[11-14]、微动疲劳性能^[15-18]以及抗外物损伤能力^[19-22]等。

该项技术在国外已有较为广泛的应用研究,但在国内的关注度还相对较低,因此本文将基于笔者的有关研究成果对低塑性抛光技术的原理与优势进行介绍,并重点阐述低塑性抛光技术对材料表层残余应力、粗糙度、硬度以及微观组织结构的影响,以期促进该项技术在国内的研究与发展。

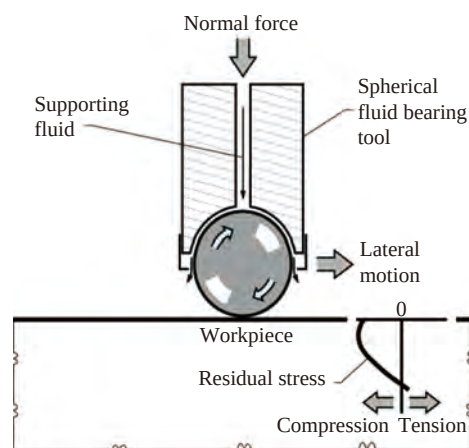
低塑性抛光技术的原理与优势

低塑性抛光技术的原理及实物如图1^[23]所示,一个可自由旋转的光滑硬球在法向力的作用下沿某一方向进行滚压,使材料表面发生塑性延展,从而形成一个残余压应力层。其中,光滑硬球由一个球形液体浮动座支承,在液压力的作用下两者互不接触,硬球仅与工件表面发生固体接触,同时喷射出的液体降低了硬球与工件之间的摩擦。与传统的抛光技术相比,该方法可以显著减少材料表面的形变及损伤^[4,23]。此外,低塑性抛光设备可方便地与常规多轴数控机床相结合完成所有操作,并通过闭环控制系统实现对法向力、滚压路径等的实时控制,极大满足了精度与经济的需求。

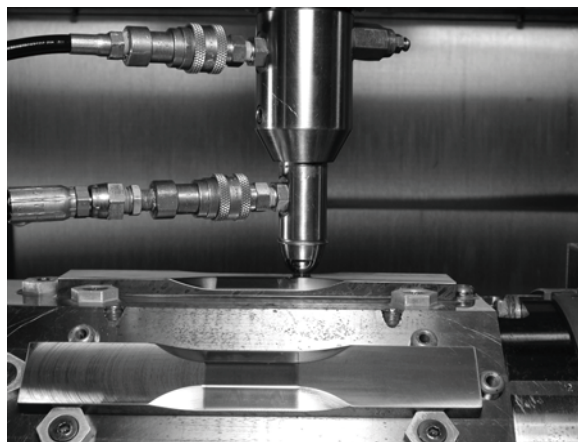
笔者曾利用包括低塑性抛光在内的3种不同方法对TC4钛合金进行了表面改性处理,以比较各种方法的实际增益效果。研究结果表明,

喷丸强化、激光冲击强化以及低塑性抛光都能有效提高TC4钛合金的旋转弯曲疲劳寿命并大幅提升疲劳强度,但低塑性抛光的增益效果最为显著^[3]。相应的疲劳寿命增益系数(FLPF)及疲劳强度提高百分比(FSIP)的对比结果如表1所示。

低塑性抛光的优势不仅体现在高周疲劳性能的提升上,大量研究人员通过试验发现,低塑性抛光在提升TC4、IN718、17-4PH不锈钢等材料的微动疲劳性能和抗外物损伤能力上,都要优于喷丸强化。仍以TC4为例,低塑性抛光后裂纹源位于远离



(a) 原理图



(b) 实物图

图1 低塑性抛光的原理图和实物图

Fig.1 Schematic and actual equipment diagram of low plasticity burnishing (LPB)

表1 不同强化方式下TC4钛合金疲劳性能的提升效果

Table 1 Fatigue performance improvement effects of TC4 by different strengthening methods

试样状态	疲劳寿命增益系数(FLPF)	疲劳强度提高百分比(FSIP)/%
机加工	0 (对照组)	0 (对照组)
喷丸强化	20.4	36.3
激光冲击强化	89.6	37.8
低塑性抛光($N_f=7$)	99.0	38.8

注: $N_f=7$ 为滚压抛光7次后的试样。

微动损伤区域的亚表层,因此显著降低了微动损伤对高周疲劳的影响^[15],此外受外物损伤影响的试样经低塑性抛光处理后,其疲劳寿命甚至优于不受外物损伤的喷丸强化试样^[20]。低塑性抛光还能极大改善搅拌摩擦焊后不利的表面残余拉应力,从而大幅提升构件的疲劳性能^[7-8,10]。

材料表面完整性决定材料性能,材料性能是材料表面完整性的体现,通过对表面完整性特征参数的研究,可以明确低塑性抛光对材料表面完整性的具体影响,从而优化并拓展低塑性抛光在表面改性中的应用。

低塑性抛光技术对材料表面完整性的影响

1 表层残余应力

材料表层是零部件服役过程中最易发生失效的部位,而利用表面改性技术在材料表层引入有益的残余压应力场是提高材料抗疲劳、耐腐蚀等性能的重要强化机制,因此低塑性抛光后材料表层的残余压应力场也成为了该项技术的重要研究指标。虽然目前喷丸强化作为引入残余压应力场的重要方式被广泛应用,但是其严重的表面冷作硬化以及潜在的表面损伤极易造成残余压应力的热松弛和机械松弛,而低塑性抛光技术

可以很好地解决这一问题。以航空制造领域中常用的IN718为例^[24],低塑性抛光所引入的残余压应力场深度可达到1mm,在0.25mm处的残余压应力接近1100MPa,对应的冷变形量仅为5%,而喷丸强化的残余压应力场深度低于0.25mm,冷变形量却高达60%。此外,如图2^[24]所示,在经历100h的高温后,低塑性抛光引入的残余压应力基本保持不变,而喷丸强化引入的残余压应力却出现了热松弛现象。

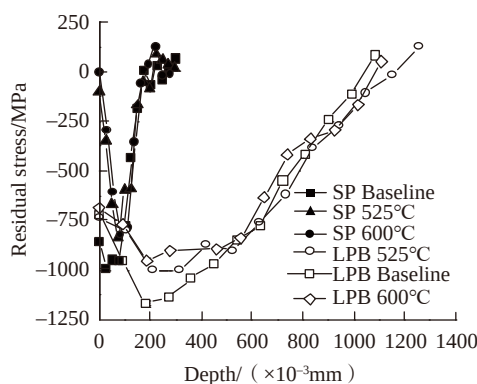
还有学者对激光冲击和低塑性抛光处理后的300M钢残余应力场进行了对比分析^[25],结果表明,无论是最大残余压应力 σ_{mrs} 还是最大残余压应力深度 δ_1 ,低塑性抛光都要优于激光冲击强化。由此可见,低塑性抛光在引入表层残余应力方面更有优势,同时可以预见,对抛光参数进行优化将会进一步提升材料的服役性能。Yuan等^[26]就研究了低塑性抛光参数对TA2残余应力场的影响,结果如图3^[26]所示,增加抛光压力可以增大残余压应力(图3(a));进给率则与残余压应力之间存在某一最优值,当进给率达到0.2mm时,残余压应力达到最大值(图3(b)),此时硬球能更好地将凸起的材料推向凹陷处;抛光速度与残余压应力之间

的关系则相对比较复杂(图3(c)),就总体趋势而言,较低的抛光速度下残余压应力更大;随着滚压次数的增加,材料表面的弹性以及弹塑性变形更多地转变为塑性变形,相应地细化了材料表层晶粒,使得残余压应力变大(图3(d))。因此,针对特定材料合理地调控抛光参数以便获得最优残余压应力场。

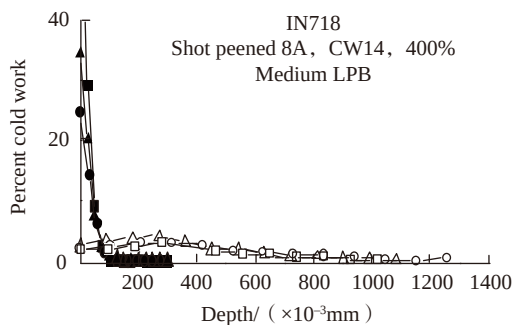
Aldrine等^[27]借助有限元软件对低塑性抛光过程中残余压应力的变化情况进行了研究,图4是AL2024-T351材料在压入深度等于0.3mm时的应力云图(X方向)^[27]。结合图5的残余应力分布图^[27]可以更直观地发现在低塑性抛光首尾阶段,残余应力数值的变化相对剧烈,而中间段则基本保持稳定;不同深度下X方向的残余压应力都大于Y方向的残余压应力;在末尾阶段,材料表面Y方向甚至出现了残余拉应力,这将对结构造成不利影响,在实际抛光过程中应予以重视。

2 表面粗糙度

表面粗糙度作为表面完整性的另一重要特征参数,很大程度影响着材料的服役性能,如果表面粗糙度过大将会造成严重的应力集中现象,从而大大弱化表面改性效果。低塑性抛光的技术原理客观决定了它在降



(a) 残余应力沿深度的变化情况



(b) 冷变形量沿深度的变化情况

图2 低塑性抛光及喷丸强化处理后的IN718在经历100h、525°C与600°C高温前后残余应力和冷变形量沿深度的变化情况

Fig.2 Residual stress and cold work depth profiles for low plasticity burnished and shot peened IN718 before and after exposure to service temperature of 525°C and 600°C for 100 hours

低材料表面粗糙度上的优越性。有学者就利用光学轮廓仪对低塑性抛光前后 AISI 1045 钢的表面粗糙度进行了研究^[28],通过对比分析抛光前后的轮廓算术平均偏差 R_a 以及微观不平度十点高度 R_z ,发现表面粗糙度得到了较大改善,结果如图 6^[27] 所示, R_a 从 $0.68\mu\text{m}$ 降至 $0.12\mu\text{m}$, R_z 从 $3.96\mu\text{m}$ 降至 $0.83\mu\text{m}$ 。

还有学者对不同处理方法下的

DIN 34CrNiMo6 合金钢表面粗糙度进行了研究^[29],结果如图 7^[29] 所示,常规抛光处理(图 7(b))基本改变了机加工试样(图 7(a))的表面形貌,此时无可辨加工痕迹,因此其粗糙度最低;低塑性抛光(图 7(c))显著改善了机加工试样的表面粗糙度,微辨加工痕迹方向;对于喷丸强化(图 7(d))而言,弹丸撞击后的材料表面形成明显凹坑,粗糙度最大,相应的

粗糙度测量结果详见表 2^[29]。低塑性抛光在引入残余压应力场的同时还能降低表面粗糙度,这不仅能够改善材料的疲劳性能、耐腐蚀性能,还能拓宽材料在易磨损部件及模具等领域中的应用。

Prabhu 等^[30]利用方差分析法研究了 AISI 4140 钢低塑性抛光过程中不同参数对表面粗糙度的影响,结果表明影响最为显著的因素依次是硬球直径、抛光压力、初始表面粗糙度、进给率。具体而言,增加硬球直径、抛光压力和进给率或者降低初始粗糙度都可以有效改善抛光后的表面粗糙度。Seemikeri 等^[31]基于大量试验数据并通过统计分析,获得了 AISI 1045 和 AISI 316L 两种材料低塑性抛光后的表面粗糙度预测模型,

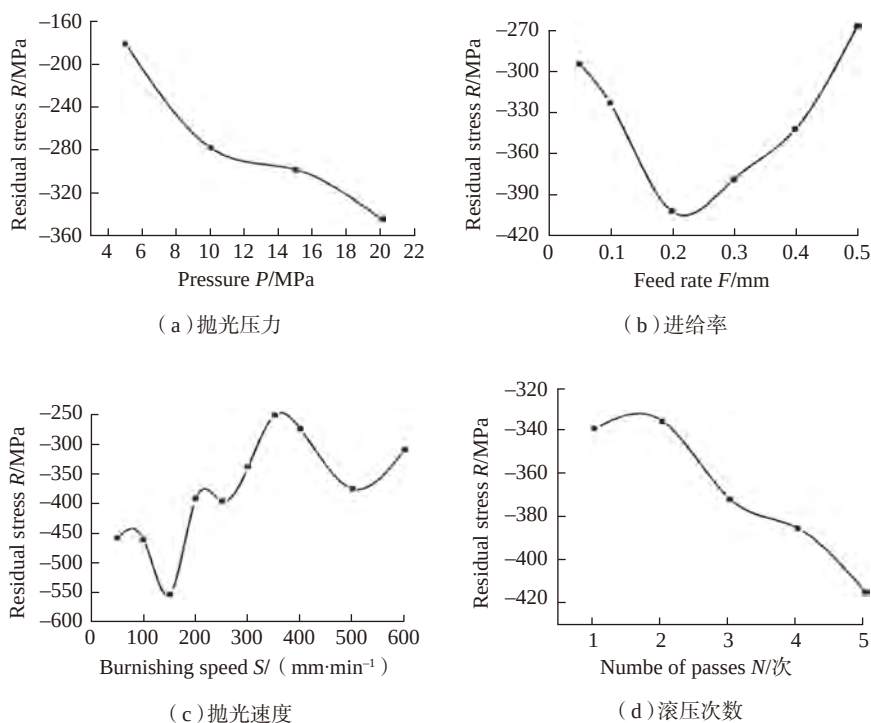


图3 低塑性抛光参数对表面残余应力的影响
Fig.3 Effect of burnishing process parameters on surface residual stress

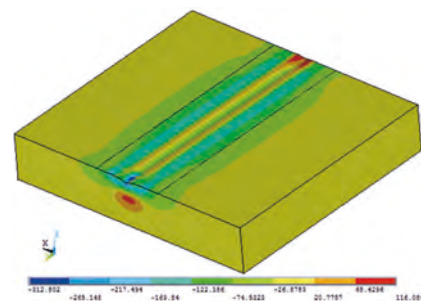


图4 AL 2024-T351低塑性抛光后残余应力 (X-方向) 的模拟结果

Fig.4 Simulation results of induced residual stress (X-component) of AL 2024-T351 due to LPB

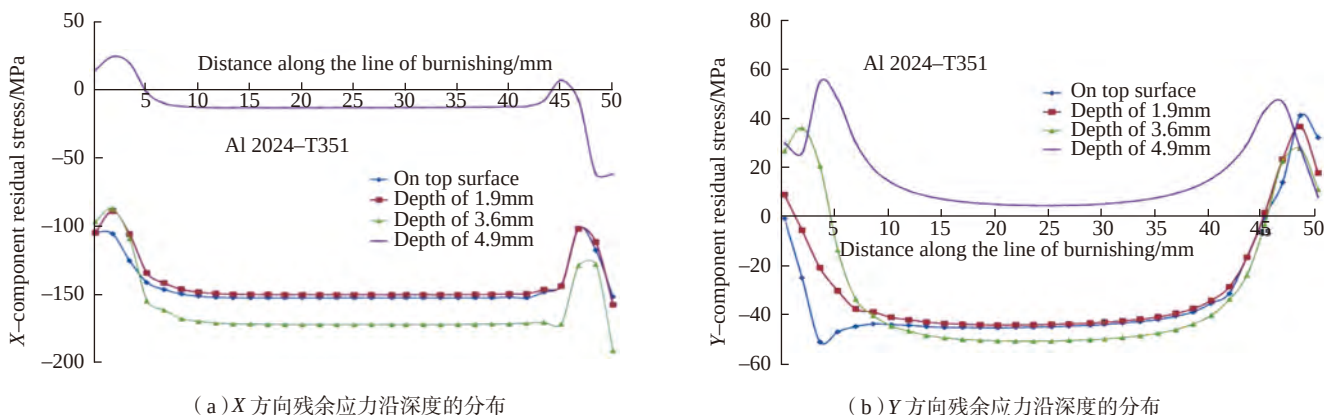


图5 AL 2024-T351在低塑性抛光过程中不同位置处X、Y方向上残余应力沿深度的分布情况
Fig.5 X-component and Y-component residual stress depth profile along the burnishing line of AL 2024-T351

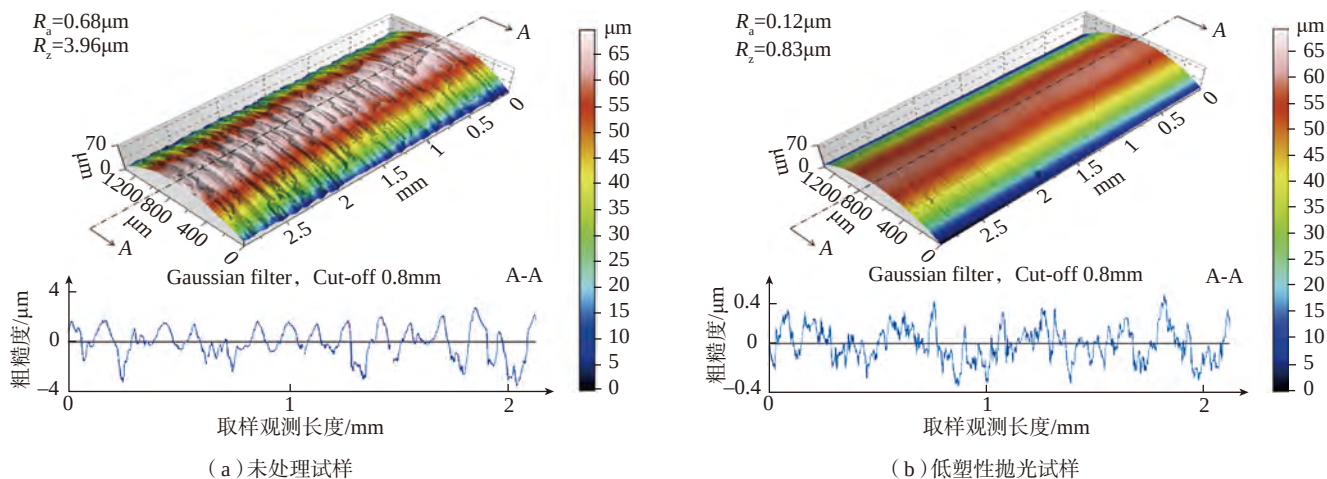


图6 AISI 1045未处理试样与低塑性抛光试样的表面粗糙度对比
Fig.6 Contrast of surface roughness between AISI 1045 non-treated specimen and low plasticity burnished specimen

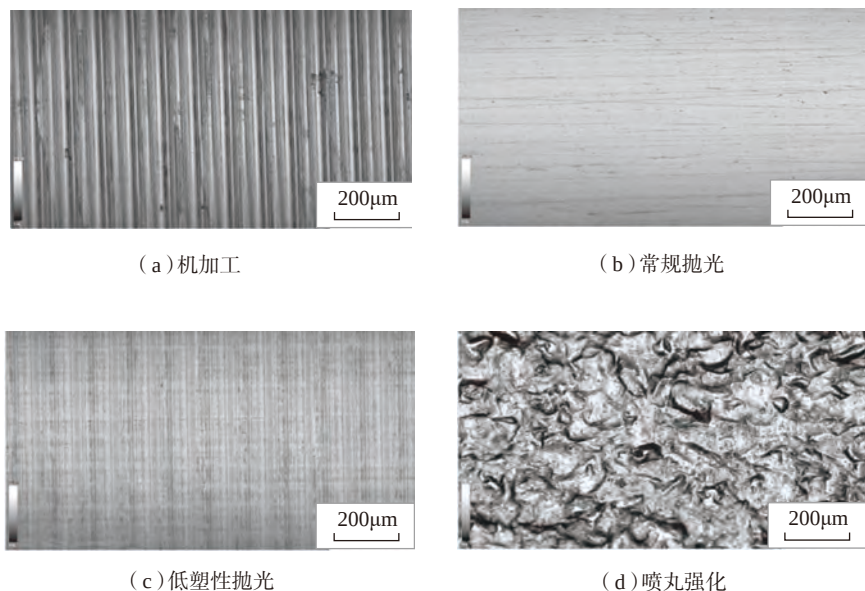


图7 DIN 34CrNiMo6试样的表面细节
Fig.7 Surface details of DIN 34CrNiMo6 specimens

表2 DIN 34CrNiMo6试样的粗糙度测量结果
Table 2 Surface roughness measurement results of DIN 34CrNiMo6 specimens

试样状态	$R_a/\mu\text{m}$	$R_z/\mu\text{m}$
机加工	0.49	2.69
常规抛光	0.03	0.18
低塑性抛光	0.08	0.59
喷丸强化	1.41	7.79

具体公式为:

$$\text{Surface finish (AISI 1045)} = 2.51079A^{-0.1219}B^{-0.2707}C^{-0.3142}D^{-0.1865} \quad (1)$$

$$\text{Surface finish (AISI 316L)} = 0.3599A^{-0.0186}B^{-0.0873}C^{-0.5451}D^{-0.3265} \quad (2)$$

式中, A 为抛光速度、 B 为抛光压力、 C 为硬球直径、 D 为滚压次数。该模型有助于通过工艺参数快速得到表面粗糙度的预测值,方便工程应用。此外,笔者的研究结果表明,并不是滚压次数越多效果越好。如图 8^[3]所示,对于 TC4 钛合金而言,第 5 次滚压抛光后材料表面达到较佳状态,第 7 次滚压抛光达到了最佳状态,而第 9 次滚压抛光则产生了损伤,不仅粗糙度值与较佳状态相比有所增加而且表面局部位置也产生了折叠^[3],因此在实际的低塑性抛光过程中不能盲目追求高滚压次数,而应该根据实际情况合理确定抛光参数。

3 显微硬度

显微硬度是材料抵抗压入弹塑性变形抗力的一个重要性能,直接反映了材料在加载过程中的应力应变与卸载后的弹性回复及塑性压痕特征,而且在工程中非常便于应用,因此在表征表层力学性能特征时多采用显微硬度来间接反映表层的强度、塑性和抗弹塑性变形能力^[1]。低

塑性抛光会使材料表面发生塑性变形而产生加工硬化效应,表层显微硬度将升高,并逐渐过渡到基体,对材料使用性能造成影响。Yuan 等^[32]利用表 3 所示的两组参数对 TA2 进行了低塑性抛光处理并测定了其显微硬度随层深的变化情况,结果如图 9^[32]所示,抛光参数的较小差异会造成显微硬度的巨大不同,因此有必要对各参数的具体影响进行研究,以便更好地控制表面改性效果。

Seemikeri 等^[33]就低塑性抛光过程中不同参数对 AISI 1045 钢显微硬度的单独及交叉影响展开了研究,结果如图 10^[33]所示,其中 A 代表抛光速度、B 代表抛光压力、C 代表硬球直径、D 代表滚压次数。对显微硬度影响最大的单一参数是抛光速度,其余依次是抛光压力、硬球直径、滚压次数。若要使表面硬度最大化,则上述 4 个参数都应设置在较低水平。

Seemikeri 等^[34]还对 AISI 316L 钢进行了类似研究,此时硬球直径对 AISI 316L 钢的显微硬度影响最大,其他依次是抛光速度、抛光压力、滚压次数。Kalmegh 等^[35]则发现对于 AISI 4340 钢而言,抛光压力是影响最大的因素,其他依次是硬球直径、滚压次数、抛光速度、初始表面粗糙度,针对该材料可以通过降低硬球直径和抛光速度或增加抛光压力、滚压次数及初始表面粗糙度来增大抛光后的表面硬度。上述研究表明不同材料之间存在较大差异,在研究抛光工艺参数对材料显微硬度的影响时不能一概而论。

4 微观组织结构

表层微观组织结构容易受到表面处理的影响,为了确保获得所期望的使用性能,需要控制好组织结构,以得到较好的表面完整性。有学者对 AISI 1045 钢和 AISI 316L 钢在低塑性抛光前后的显微组织结构进行了研究^[36],其中 AISI 1045 钢由 70% 的珠光体和 30% 的铁素体组成,平

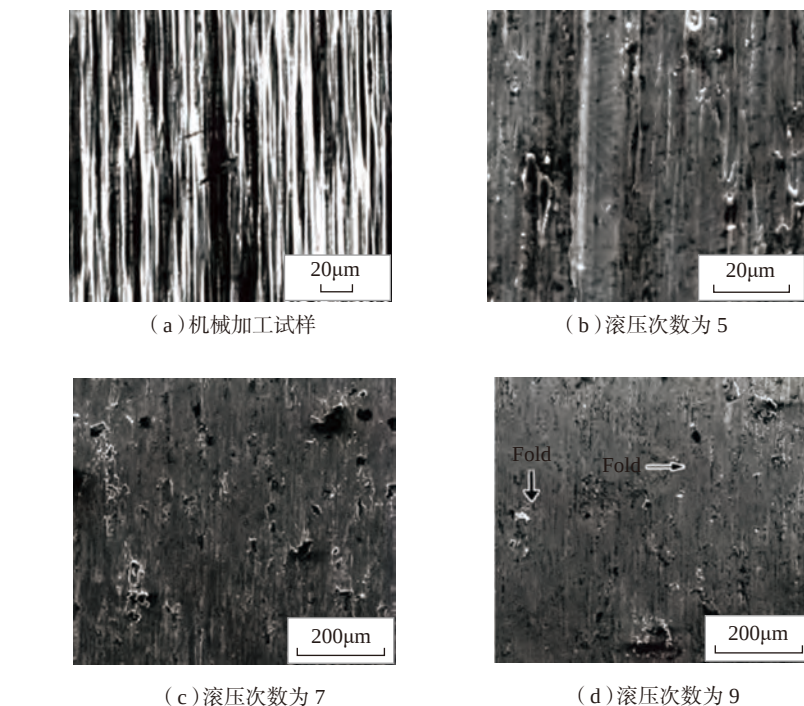
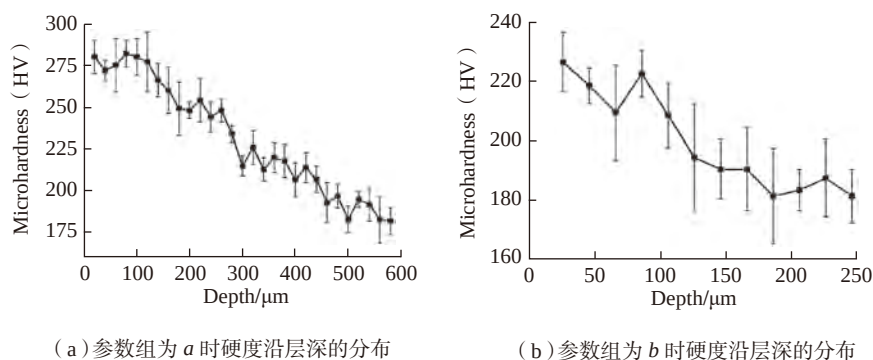


图8 TC4机械加工试样和低塑性抛光不同次数试样表面形貌的SEM图像
Fig.8 SEM images show surface morphologies of TC4 specimens

表3 TA2试样的低塑性抛光参数

Table 3 Low plasticity burnishing parameters of TA2 specimens

参数	抛光压力 /MPa	进给率 /mm	滚压次数	抛光速度 / (mm·min ⁻¹)
a	14	0.15	9	150
b	10	0.05	5	150



(a) 参数组为 a 时硬度沿层深的分布

(b) 参数组为 b 时硬度沿层深的分布

图9 不同参数组下TA2低塑性抛光试样硬度沿层深的分布情况

Fig.9 Hardness distribution along the depth of TA2 specimens burnished by different parameter groups

均晶粒尺寸为 25μm; AISI 316L 钢具有细小的奥氏体晶粒且晶界无析出带,晶粒尺寸为 30~50μm。低塑

性抛光增加了上述两种材料的表面位错密度,从而细化了晶粒。此外由于 AISI 1045 钢延性更好,材料表面

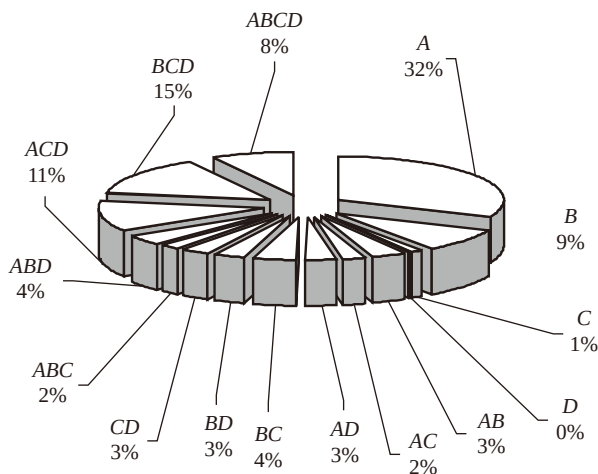


图10 低塑性抛光的不同参数及其相互作用对AISI 1045表层硬度影响的占比

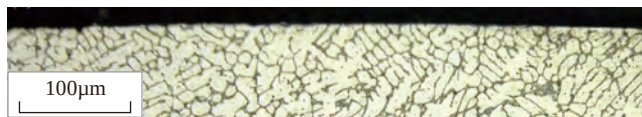
Fig.10 LPB parameters and their interaction effects in percentage on surface hardness of AISI 1045

的塑性变形更多,因此相较于 AISI 316L 钢,其晶粒细化效果更加显著。Zhang 等^[37]研究了 Cr-Ni 合金激光熔覆部位在硬车削以及硬车削和低塑性抛光复合作用下的显微组织结构,结果如图 11^[37]所示。在相同的观察倍数下,激光熔覆部位的横截面显微组织结构如图 11 (a)所示,在快速凝固和高冷却速率下形成了典型的枝晶组织,同时可以清晰地识别出晶界。通过硬车削,晶粒得以细化,但晶界仍可辨别,如图 11 (b)所示。在硬车削基础上利用低塑性抛光技术可以进一步细化晶粒,此时晶界已无法清晰辨别,如图 11 (c)所示。

Avilés 等^[29]则分别利用喷丸强化和低塑性抛光对 DIN 34CrNiMo6 合金钢进行了改性处理,得到了如图 12^[29]所示的微观组织结构,与初始状态(晶粒尺寸为 G8 (ASTM)的回火马氏体)相比,两种强化方式均没有带来表层微观组织的显著变化,但其他表面完整性指标却有较大改善,因此,在应用低塑性抛光工艺时有必要综合调控各表面完整性因素,以此达到最优的强化效果。

结论与展望

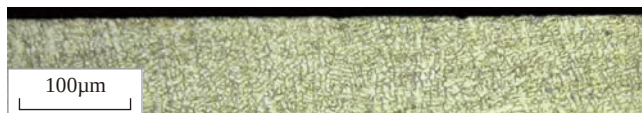
低塑性抛光技术的兴起正推动着新一轮表面改性技术的革命,如何以最小的代价换取材料最佳的服役性能,一直是材料研究者亘古不变追求的目标。得益于其固有的优势,如经济、高效、深层残余应力场、低表面粗糙度等,低塑性抛光技术已被 NASA、USAF 等机构广泛用于表面完整性的改善。国内应该抓住这一浪潮,针对低塑性抛光技术的强化机理展开基础性研究,为该技术在我国的航空制造领域中的快速发展与应用奠定基础。就目前发展现状而言,以下几个方面有待加强:



(a) 供货态覆层无后加工



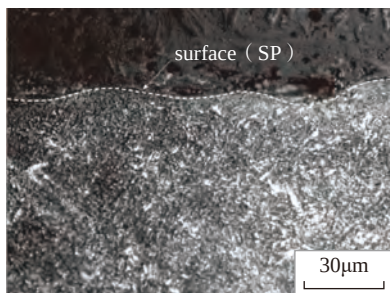
(b) 硬车削



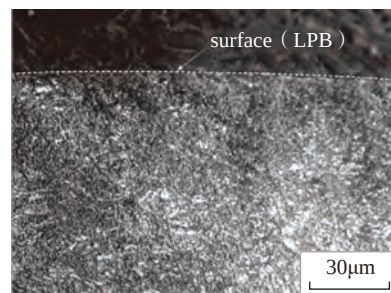
(c) 硬车削与低塑性抛光复合处理

图11 Cr-Ni合金激光熔覆部位表层显微组织结构

Fig.11 Microstructure near the surface of laser clad Cr-Ni alloys



(a) 喷丸强化



(b) 低塑性抛光

图12 不同强化方式下的DIN 34CrNiMo6表层微观组织结构

Fig.12 Microstructure of DIN 34CrNiMo6 specimens by different strengthening methods

(1) 积极展开有关低塑性抛光表面完整性的基础研究,以揭示低塑性抛光表面完整性特征的形成及产生的机理,并建立低塑性抛光表面完整性的理论模型及评价体系。

(2) 充分借助有限元软件探究工艺参数对低塑性抛光强化效果的影响,并与试验结果相结合,综合调控以获得最优工艺参数。

(3) 努力挖掘低塑性抛光的应用潜力,拓宽低塑性抛光的应用领域,以军带民,促进该项技术全方位、多层次、宽领域的发展。

参考文献

- [1] 高玉魁. 表面完整性理论与应用[M]. 北京: 化学工业出版社, 2014.
- GAO Yukui. Surface integrity theory and its application[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2014.
- [2] 孙明霞, 梁春华. 低塑性抛光技术在压气机叶片上的发展与应用[J]. 航空制造技术, 2014, 57(7): 57-59.
- SUN Mingxia, LIANG Chunhua. Development and application of low plasticity burnishing on compressor blade[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2014, 57(7): 57-59.
- [3] 高玉魁. 不同表面改性强化处理对TC4钛合金表面完整性及疲劳性能的影响[J]. 金属学报, 2016, 52(8): 915-922.
- GAO Yukui. Influence of different surface modification treatments on surface integrity and fatigue performance of TC4 titanium alloy[J]. Journal of Metal, 2016, 52(8): 915-922.
- [4] PREVÉY P S, JAYARAMAN N, CAMMETT J. Overview of low plasticity burnishing for mitigation of fatigue damage mechanisms[C]//Proceedings of ICSP 9. Pairs, 2005.
- [5] 高清. 超声滚压工艺研究[J]. 电加工与模具, 2017(2): 66-69.
- GAO Qing. Study of ultrasonic roller burnishing process[J]. Electromachining & Mould, 2017(2): 66-69.
- [6] ZHANG K M, LIU S, YAO S L, et al. Control of ultrasonic surface rolling process machine tool for aero-engine blades[C]//Proceedings of 15th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision (ICARCV). IEEE, 2018: 603-608.
- [7] JAYARAMAN N, PREVÉY P S, MAHONEY M. Fatigue life improvement of an aluminum alloy FSW with low plasticity burnishing[C]//Proceedings 132nd TMS Annual Meeting. San Diego, 2003.
- [8] PREVÉY P, MAHONEY M W. Improved fatigue performance of friction stir welds with low plasticity burnishing: residual stress design and fatigue performance assessment[C]//Proceedings Thermec 2003. Madrid, 2003.
- [9] HORNBAACH D J, PREVEY P S, LOFTUS E F. Application of low plasticity burnishing (LPB) to improve the fatigue performance of Ti-6Al-4V femoral hip stems[J]. Journal of ASTM International, 2006, 3(5): 1-10.
- [10] HASSANIFARD S, MOUSAVI H, VARVANI-FARAHANI A. The influence of low plasticity burnishing process on the fatigue life of friction stir processed Al 7075T6 samples[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2019, 42(3): 764-772.
- [11] PREVÉY P S, CAMMETT J. Low cost corrosion damage mitigation and improved fatigue performance of low plasticity burnished 7075-T6[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2001, 10(5): 548-555.
- [12] JAYARAMAN N, PREVÉY P S. Application of low plasticity burnishing (LPB) to improve the corrosion fatigue performance and FOD tolerance of alloy 450 stainless steel[C]//Proceedings of the Tri-Service Corrosion Conference. Las Vegas, 2003: 17-21.
- [13] PREVÉY P S, CAMMETT J T. The influence of surface enhancement by low plasticity burnishing on the corrosion fatigue performance of AA7075-T6[J]. International Journal of Fatigue, 2004, 26(9): 975-982.
- [14] MHAEDE M. Influence of surface treatments on surface layer properties, fatigue and corrosion fatigue performance of AA7075 T73[J]. Materials & Design, 2012, 41: 61-66.
- [15] SHEPARD M, PREVÉY P S, JAYARAMAN N. Effect of surface treatments on fretting fatigue performance of Ti-6Al-4V[C]//Proceedings 8th National Turbine Engine HCF Conference. Monterey, 2003.
- [16] PREVÉY P S, JAYARAMAN N, RAVINDRANATH R A, et al. Mitigation of fretting fatigue damage in blade and disk pressure faces with low plasticity burnishing[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2010, 132(8): 082105.
- [17] CHAN K S, ENRIGHT M P, MOODY J P, et al. Residual stress profiles for mitigating fretting fatigue in gas turbine engine disks[J]. International Journal of Fatigue, 2010, 32(5): 815-823.
- [18] GURAO M S, LIGHT K M, ABDO Z A M, et al. Gas turbine spindle bolt structure with reduced fretting fatigue: U.S. Patent 9598961[P]. 2017-03-21.
- [19] PREVÉY P S, TELESMAJAN J, GABB T, et al. FOD resistance and fatigue crack arrest in low plasticity burnished IN718[C]//Proceedings of 5th National Turbine Engine HCF Conference. Chandler, 2000.
- [20] PREVÉY P S, SHEPARD M J, SMITH P R. The effect of low plasticity burnishing (LPB) on the HCF performance and FOD resistance of Ti-6Al-4V[C]//Proceedings of 6th National Turbine Engine High Cycle Fatigue (HCF) Conference. Jacksonville, 2001.
- [21] PREVÉY P S, JAYARAMAN N, RAVINDRANATH R. Low plasticity burnishing (LPB) treatment to mitigate FOD and corrosion fatigue damage in 17-4 PH stainless steel[C]//Proceedings of the Tri-Sasice Corrosion Conference. Las Vegas, 2003.
- [22] PREVEY P S, JAYARAMAN N, RAVINDRANATH R A, et al. Improved high cycle fatigue damage tolerance of turbine engine compressor components by low plasticity burnishing (LPB)[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2008, 130: 012102-1-012102-5.
- [23] LI F L, XIA W, ZHOU Z Y. Finite element calculation of residual stress and cold-work hardening induced in Inconel 718 by low plasticity burnishing[C]//Proceedings of 2010 Third International Conference on Information and Computing. IEEE, 2010: 175-178.
- [24] PREVÉY P S, RAVINDRANATH

R A, SHEPARD M, et al. Case studies of fatigue life improvement using low plasticity burnishing in gas turbine engine applications[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2006, 128(4): 865–872.

[25] PISTOCHINI T E, HILL M R. Effect of laser peening on fatigue performance in 300M steel[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2011, 34(7): 521–533.

[26] YUAN X L, SUN Y W, LI C Y, et al. Experimental investigation into the effect of low plasticity burnishing parameters on the surface integrity of TA2[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 88(1–4): 1089–1099.

[27] ALDRINE M E, BABU N C M, KUMAR S A. Evaluation of induced residual stresses due to low plasticity burnishing through finite element simulation[J]. Materials Today: Proceedings, 2017, 4(10): 10850–10857.

[28] AVILÉS R, ALBIZURI J, RODRÍGUEZ A, et al. Influence of low-plasticity ball burnishing on the high-cycle fatigue strength of medium carbon AISI 1045 steel[J]. International Journal of Fatigue, 2013, 55: 230–244.

[29] AVILÉS A, AVILÉS R, ALBIZURI J, et al. Effect of shot-peening and low-plasticity burnishing on the high-cycle fatigue strength of DIN 34CrNiMo6 alloy steel[J]. International Journal of Fatigue, 2019, 119: 338–354.

[30] PRABHU P R, KULKARNI S M, SHARMA S S. Influence of deep cold rolling and low plasticity burnishing on surface hardness and surface roughness of AISI 4140 steel[J]. World Academy of Science, Engineering and Technology, 2010, 72: 619–624.

[31] SEEMIKERIC Y, MAHAGAONKAR S B, BRAHMANKAR P K. The influence of surface enhancement by low plasticity burnishing on the surface integrity of steels[J]. International Journal of Surface Science & Engineering, 2010, 4(4–6): 465–491.

[32] YUAN X L, LI C Y. An engineering high cycle fatigue strength prediction model for low plasticity burnished samples[J]. International Journal of Fatigue, 2017, 103: 318–326.

[33] SEEMIKERIC Y, BRAHMANKAR P K, MAHAGAONKAR S B. Investigations on surface integrity of AISI 1045 using LPB tool[J]. Tribology International, 2008, 41(8): 724–734.

[34] SEEMIKERIC Y, BRAHMANKAR P K, MAHAGAONKAR S B. Low plasticity burnishing: an innovative manufacturing method for biomedical applications[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2008, 130(2): 021008.

[35] KALMEGH A P, KHODKE P M. Design of experimentation for composite desirability of low plasticity burnishing process for AISI 4340[J]. International Journal of Pure and Applied Mathematics, 2018, 120(6): 10221–10235.

[36] SEEMIKERIC Y, BRAHMANKAR P K, MAHAGAONKAR S B. Improvements in surface integrity and fatigue life of low plasticity burnished surfaces[J]. International Journal of Microstructure and Materials Properties, 2012, 7(1): 27–48.

[37] ZHANG P, LIU Z. Enhancing surface integrity and corrosion resistance of laser clad Cr–Ni alloys by hard turning and low plasticity burnishing[J]. Applied Surface Science, 2017, 409: 169–178.

通讯作者: 高玉魁, E-mail: yukuigao@tongji.edu.cn。

Research Progress of Low Plasticity Burnishing on Surface Integrity of Materials

GAO Yukui, LIU Hongfei

(School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China)

[ABSTRACT] Low plasticity burnishing can effectively enhance the fatigue performance, corrosion resistance and damage tolerance property of materials. And it has been widely used abroad in surface modification of aero-engine industry. The basic principle and advantages of the emerging low plasticity burnishing are introduced in this paper. The effects of low plasticity burnishing on surface integrity, such as residual stress, surface roughness, microhardness and microstructure, are summarized. The detailed influences of different processing parameters on surface integrity factors are also analyzed, such as ball diameter, pressure, burnishing speed and number of passes. Finally, the research and development of low plasticity burnishing in China are prospected.

Keywords: Low plasticity burnishing; Surface integrity; Residual stress; Surface roughness; Microhardness; Microstructure

(责编 逸飞)

2019年11月 株洲

航空发动机关键制造技术 创新发展论坛

承办单位

《航空制造技术》杂志社

联系人：张莹

电话：13581887916，010-85700465-261

传真：010-65479281，010-85700466

E-mail：zy@amte.net.cn

网址：www.amte.net.cn

地址：北京340信箱中航时代(100024)

战略伙伴：AERO TIME 北京中航时代文化传播有限公司

指定媒体：航空制造技术

AERO TIME
航空制造网
www.amte.net.cn

航空精密制造技术

人机时空共享协作装配技术研究综述

肖明珠,朱文敏,范秀敏

(上海交通大学机械工程与动力学院,上海 200240)

[摘要] 在智能制造发展趋势下产品生产过程越来越柔性化,具备高度灵活性和自动化水平的人与机器人协作已成为制造业关注的研究热点。在产品装配中,灵活性要求较高以及操作复杂的装配仍然需要人完成,而机器人具有操作可重复性好、高负载、准确性高的优势。在时间和/或空间共享环境下,利用机器人辅助工人装配,减少人体工程学压力和工人工作负荷,实现优势互补。基于这些认识,本文对时空共享的人机协作装配的研究进行综述。梳理了近年学者围绕4个热点,即人机协作之间的任务分配、人机协作意图识别、人机协作路径规划、人机协作装配系统的安全设置展开的现状研究,并对这4方面研究内容的发展趋势进行了探讨和展望。

关键词: 人机协作; 装配; 任务分配; 意图识别; 路径规划; 安全

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.024



肖明珠

博士研究生,研究方向为智能装配/数字孪生、人机工程等。

技术要求,机器人与人类在协作区域内一起将零件或部件进行配合和连接,使之成为半成品或成品的过程,是人机协作在装配领域的具体应用。人机协作装配的主要目标是协助人装配而不是取代人,根据机器人与人类的协作方式,人机协作装配可分为空间共享(Workplace Sharing)和时空共享(Workplace Sharing and Time Sharing)两类^[2]。空间共享指机器人与人类在共同的工作空间中工作,但工作内容相互独立,它强调工作空间的共享;而时空共享指机器人与人类在共同的工作空间中交互、合作完成工作,它强调双方的同时参与(图1)。人机空间共享协作主要应用于产品的流水线装配,是人机协作装配的主流形式,它通过部分工位的“机器换人”来提高生产线的自动化水平,由于装配任务是由机器人

与人类依次完成,因而二者间的交互十分有限。但随着产品个性化需求特征的日益明显,流水线装配方式将不再合适,需要的是能在一个工位上完成整个产品装配过程的装配单元,为了提高装配单元的生产效率,机器人与人必须进行密切的交互与合作,强调人机同时参与装配的人机时空共享协作就显得尤为重要。

人机协作装配是一种半自动化过程,即混合自动化,在带来高度灵活性和自动化水平的同时,人机共存会使生产系统变得十分复杂^[3]。人机协作装配系统中的人机交互方式与交互程度决定了执行装配任务的效率,要设计一个完善的人机协作装配系统,要解决诸如安全性、人机工效学、经济适用性、智能性等多方面的问题^[4]。

为了实现安全有效的人机协作,

随着工业4.0的发展,生产车间中机器人协助工人装配逐渐成为现实^[1]。人机协作装配是根据规定的

许多学者对人机协作装配系统进行了广泛的研究,本文基于近 10 年来与人机协作装配有关的文章进行了筛选、仔细阅读,详细探讨了人机协作装配研究现状以及未来的发展趋势。

检索与筛选

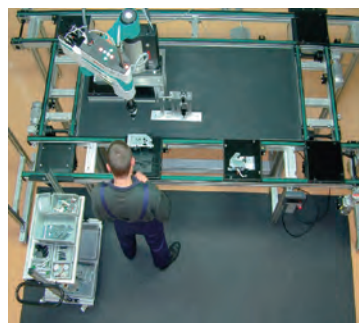
本文在中英文文献资源库如 Scopus、ScienceDirect、IEEE、Google Scholar、中国知网等利用搜索关键词和标题的方法(表 1),得到了 1998~2018 年有关人机协作装配的论文。根据是否应用在工程领域、研究重点是否是人机协作装配等对这些论文进行了筛选,最后剩下 64 篇论文。

对这些论文整理研究后发现,在 1998 年就已经有学者开始了对人机协作装配的研究,而且最近 5 年论文数量呈显著增长趋势(图 2)。其中,2016~2018 年的论文数量几乎占据论文总数的一半,由此说明研究学者认为在生产系统中应用人机协作装配很有研究价值,对这种新型协作方式提高生产效率抱有希望。而部分生产系统也从全手工操作装配向半自动化协作装配过渡。对这些论文分类(图 3),可看到人机协作装配的研究重点是人机协作之间的任务分配、人机协作意图识别、人机协作路径规划、人机协作装配系统的安全设置等。因此本文重点对这 4 个热点进行了系统阐述,总结这 4 类问题的研究现状以及发展趋势。

人机协作任务分配

1 人机协作任务描述

人机协作装配的首要任务是明确装配目标,分析要完成目标所需要执行的装配操作。人机协作任务描述是将人机协作装配任务分解为一系列能被人或机器人执行的操作^[5]。为了系统、清晰地描述人机协作装配任务,常用的方法有层级任务分析(Hierarchical Task Analysis)^[6]、Human Robot Time and Motion (CHRTM)^[7]



(a) 空间共享



(b) 时空共享

图1 人机协作装配方式

Fig.1 Methods of human-robot collaborative assembly method

表1 论文检索的关键词分布

Table 1 Distribution of keywords retrieved from papers

关键词	中英文关键词分布
中文关键词	人机协作, 装配
英文关键词	human robot collaborative assembly, human robot cooperative assembly

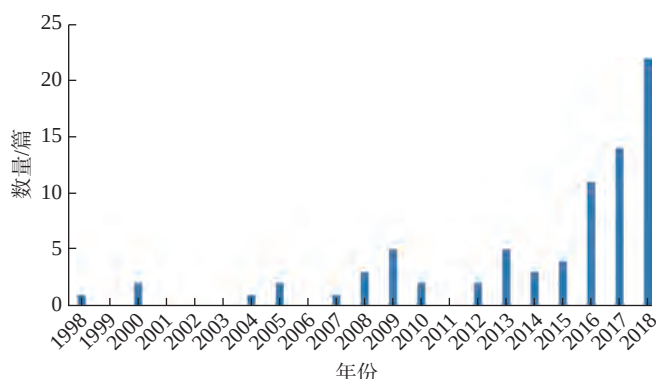


图2 有关人机协作装配类论文统计情况

Fig.2 Statistics of papers on human-robot collaborative assembly

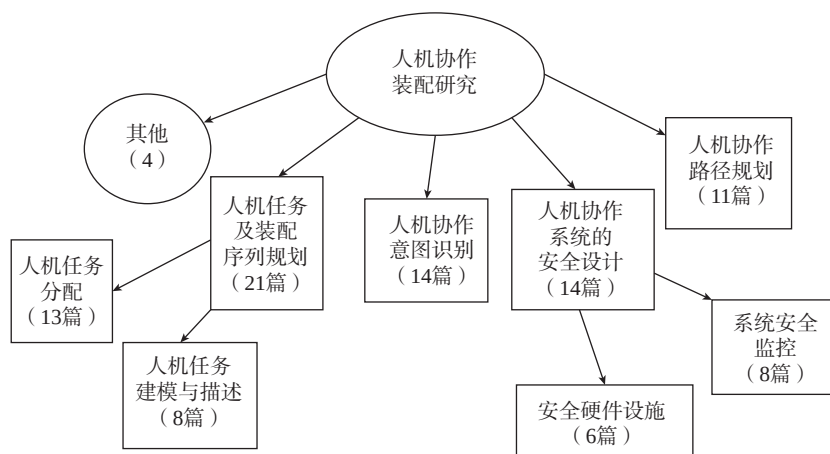


图3 有关人机协作装配类论文研究关注点分布

Fig.3 Focuses of papers about human-robot collaborative assembly

和/或图表(AND/OR graphs)等。

HTA (Hierarchical Task Analysis) 将装配任务分解成几个要完成的子目标,而完成每个子目标所需要的操作构成了子目标的内容。通过将装配任务分解,不仅详细了解了装配流程,而且可以根据每个单元的操作步骤来规划适于人机协作的子任务^[8-9],图4描述了一个线束装配的部分层级任务分析模型^[10]。

MTM (Methods Time Measurement) 将装配任务分解为若干个基本动作,根据基本动作制定时间标准的一种

方法。技术人员可以根据 MTM 建立自动装配线上工人的基本装配流程,也可建立机器人的基本装配流程 RTM (Robot Time and Motion)^[7]。HRTM 的目标是将 MTM 和 RTM 合并在一起,加入工具单元和协作单元形成协作的基本元素,如图5^[7]所示。通过将装配任务分解,根据人和机器人对各个基本动作执行时间的长短可对装配顺序进行规划。

AND/OR graphs 能够描述平行的多种装配序列,并保持了各自执行时间的独立性。图6^[11]描述了由8

个零件 ABCDEFGH 所组成装配体的 AND/OR graphs,蓝线代表 OR,红线代表 AND。AND/OR graphs 可通过将整个装配体拆卸为各孤立零部件得到,由 AND/OR graphs 可直观获得产品各种可能的装配顺序。

2 人机协作任务分配

在人机协作装配中,装配任务分配不合理会影响生产系统的生产效率、生产节拍及人机协作的流畅性,从而增加生产系统的装配成本^[12-13]。合理的任务分配方案十分重要,常见的人机协作任务分配方法或依据有:(1)按照人和机器人的技能分配;(2)减少人机协作装配中工人的等待时间;(3)协调人机之间的信赖度优化任务分配;(4)减少人机协作装配中工人的人体工程学风险等。

所谓人和机器人的技能分配,指将人机协作生产系统中的人和机器人视为包含某些装配技能的资源^[14]。利用问卷或专家对工人进行技能评估,从而得到工人的装配技能;同时对机器人技能分析,得到机器人的技能,如工人可能具备抓取、放置、旋转零件的能力,而机器人可能只具备抓取、放置的能力,这些技能构成了生产系统的资源。在任务分配时,分析完成任务所需要的能力,利用任务-资源匹配完成人机协作任务分配^[15-18]。

在混合生产系统中,工人具有较强触觉及感知能力,以及较强的适应

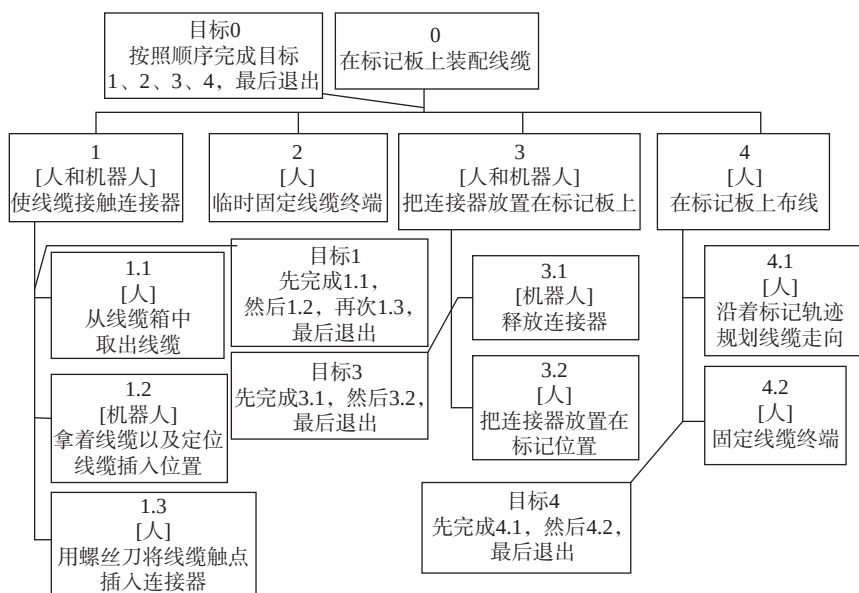


图4 线缆任务分析模型

Fig.4 HTA model of a cable harness assembly

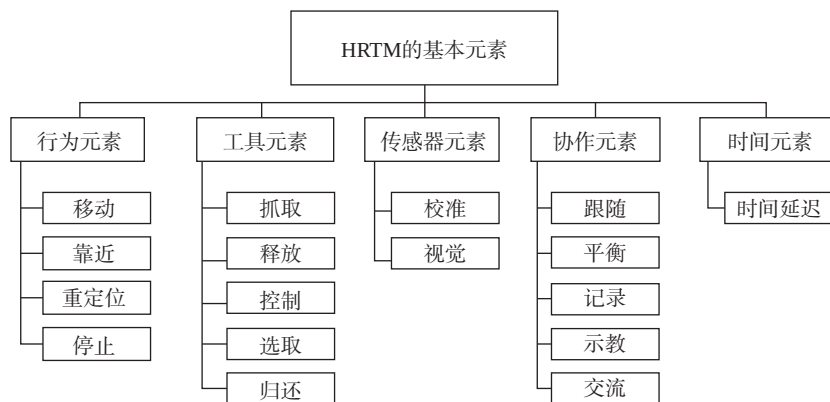


图5 HRTM元素

Fig.5 Elements of HRTM

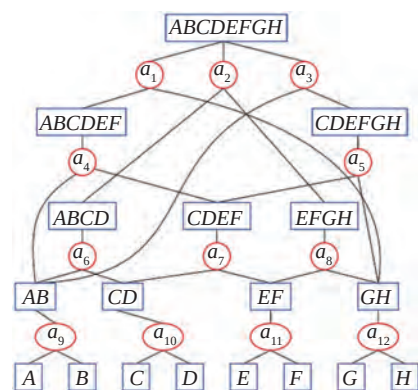


图6 一个装配体的AND/OR graphs

Fig.6 AND/OR graphs of an assembly

性和灵活性。必须充分利用工人的能力,减少工人在人机协作中的等待时间,使得机器人“及时”给工人提供协助^[19-20]。因此,需要预测人机协作中工人接受机器人协助的装配任务时间点,从而规划在该时间内机器人及时给工人提供协助,提高生产效率,这就是预测时间的策略进行人机任务分配。

工人之间协作完成生产任务的时候,如果彼此信任对方的能力,配合会更默契,生产效率也会随之提高。在协作装配系统中,人与机器人之间的信任程度代表了人机协作系统的有效程度。如果工人对机器人拥有充分的信任,会减少工人对机器人的不确定性,提高工人的生产节拍^[21]。通过对人机之间的信任进行建模,实时获取双方对彼此的信任值,如果双方的信任值下降的时候,则将装配任务再分配,使其得达到一个比较合理的信任值区间^[22]。在生产系统中,某些装配任务存在人体工程学风险,若频繁切换装配步骤,会使工人不断适应新的人体工程学条件,对工人本身会造成危害,容易出现工作疲劳,使得生产效率变低,生产成本增高^[23]。在人机协作装配任务中,引入风险模型来评估装配步骤中对工人的人体工程学风险从而进行任务分配,不仅减少了对工人的身体危害,又对生产系统的良好运行提供了保障。

针对人机协作装配任务分配还有其他算法,比如用遗传算法进行任务分配^[24]等。从上述的方法中能看到如何将装配任务合理分配给人和机器人,不仅可以从物理层面考虑进行任务分配,还能从心理层面优化任务分配结果。

人机协作意图识别

有些生产车间产品装配环境嘈杂,传统的语音传达方式无法发挥作用。而工人之间协作装配时,工人可

通过某些指定手势或者特定动作传达装配任务信息^[25-26]。如果机器人在辅助工人进行产品装配的时候,能够像人一样通过工人的装配动作识别工人的意图,及时给与工人支持,适应工人的工作节奏,既保证了人机协作顺畅进行,又提高了生产效率^[27-29]。

图7为人机协作装配意图识别,将装配任务建模为工人的动作序列,一般是通过识别装配者的动作来预测工人的装配意图,机器人根据工人的装配意图为工人提供协助。经文献分析,常见的动作识别方法有隐马尔科夫模型(Hidden Markov Model, HMM)、有限状态机(Finite-State Machine, FSM)、近邻算法(kNN, k-NearestNeighbor)等。

作为最常用的动作识别方法HMM,用它来描述含有隐含未知参数的马尔科夫过程。难点是从可观察的参数中确定该过程的隐含参数,然后利用这些参数进一步分析。图8描述了通用的隐马尔科夫动作识别算法流程。首先利用Kinect等摄像头采集工人的装配动作视频或图像,再从图像中提取静态或动态特征,用于模板训练隐马尔科夫模型。在实际生产车间人机协作装配任务时,将摄像头采集到工人的装配动作作为输入,利用隐马尔科夫模型库中的每个模型依次计算出相应的概率值,结果中识别概率最高的装配动作则代表对工人装配动作识别的结果。不同的工人装配动作序列代表了不同的工人操作意图^[30]。在利用隐马尔科夫模型进行工人装配动作识别预测时,训练数据决定了隐马尔科夫模型的质量。特征提取通常有以下方法:使用从头部到肩部手部连接的最短路径的矩阵作为训练输入;抽取骨骼连接点的位置、方向等特征向量,用随机森林对特征向量分类,根据最终分类的骨骼帧数训练^[31];如果出现了新的状态(即装配动作),将新的状态加入到隐马尔科

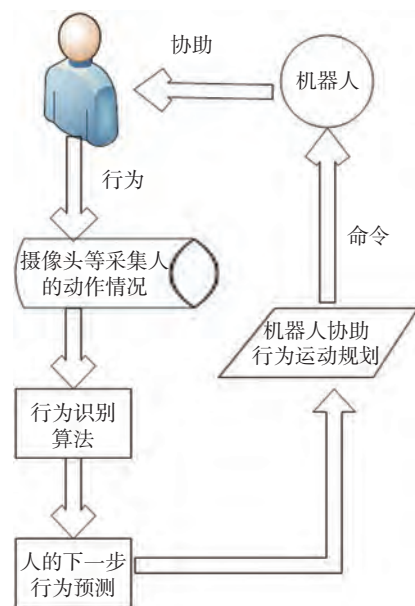


图7 机器人识别人意图工作流程
Fig.7 Workflow of human's intention recognition by robot

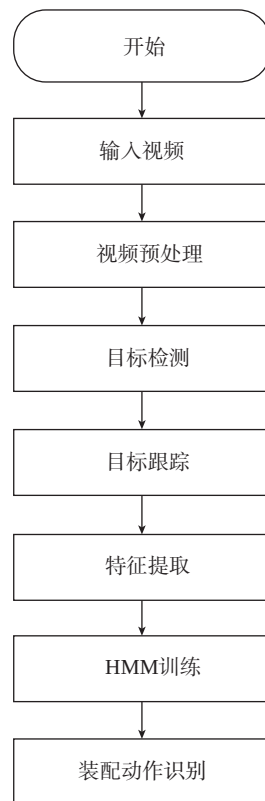


图8 隐马尔科夫模型动作识别算法
Fig.8 Hidden Markov model motion recognition algorithm

夫的训练模型中,实现隐马尔科夫模型实时更新^[32]。

FSN,又称有限状态自动机,简称状态机,是表示有限个状态以及在这些状态之间的转移和动作等行为的数学模型。状态存储关于过去的信息,利用摄像头捕获的装配过程中物体的三维位姿等视觉信息,作为有限状态机的观察值更新有限状态机,只有当对工人装配意图识别概率大于阈值时,才被认为识别了工人的意图^[33-34]。

kNN是通过测量不同特征值之间的距离进行分类。应用于人机协作对工人意图识别上,通常利用摄像头采集工人手势或者姿势的坐标,作为动作模板,利用kNN方法进行分类。当工人姿态与模板差异在设定阈值范围内时,机器人对工人提供相应协助;而当工人出现和模板差异较大的动作的时候,机器人认为工人处于异常状态,此时机器人对工人提供其他支持^[35]。

在人机协作装配过程中,机器人通过对人意图的识别,提高了机器人对周围环境的认知,保证了机器人作业的协调性。除了考虑机器人对人的意图识别,从另一个角度也可将工人间的常见的装配交流动作应用于人机之中从而形成直觉化的人机协作。从应用方法统计结果来看,对动作的识别多采用隐马尔科夫kNN、RNN以及神经网络^[36-37]等机器学习的方法实现,因此在工程领域应用扩展神经网络等机器学习的方法也

是未来的方向。除了上述介绍的方法,近年也出现了使用人脑电信号来控制工业机器人实现人机交流^[38]等较新颖的方法,因此跨生物学科考虑人机意图识别也有重要研究意义。

人机协作路径规划

在人机共享的环境中,对机器人的避障研究是必不可少的。而在人机协作装配系统中出于装配的目的,对机器人的路径规划将不同于传统工业机器人的路径规划。传统工业机器人的路径规划主要以防撞为目的,即是为了保证工人安全或减少对装配环境的伤害为目的进行的,而协

作机器人的路径规划不仅要保障工人的安全,还需考虑装配任务执行时间^[39]。在人机协作装配过程中,对机器人有效的运动规划,不仅保障了人的安全,又实现了对人机资源的有效调度^[40]。通常有以下几种方法实现人机协作装配中机器人的路径规划。

(1)实时计算工人身体占据工作空间的置信区间,通过估计不同的机器人轨迹经过人附近所需执行时间的置信区间,从而优化路径。如图9^[41]所示,机器人如果穿过工人工作区域,运动会减慢或停下,在该轨迹实际执行时间会变长;而当机器人在远离工人工作区域穿行时,路

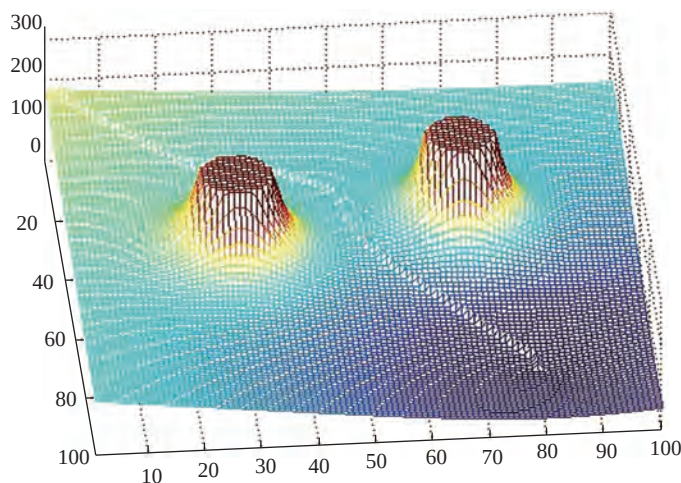


图10 机械臂的路径规划结果三维图

Fig.10 3D map of the path planning result of the manipulator

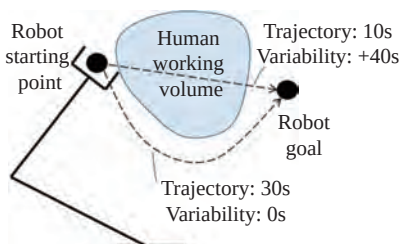


图9 机器人实现目标的不同轨迹

Fig. 9 Different paths for robots to achieve their goals

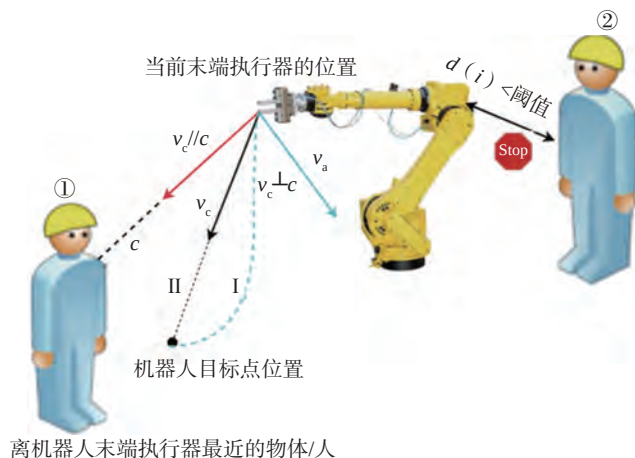


图11 避障模型

Fig.11 Obstacle avoidance model

程较长,但无需等待。

(2) 可通过多传感器实时感知监测人机协作装配区域,对获取到的环境数据进行防撞计算,将计算结果用于机器人的路径规划。比如可采用具有高分辨率的深度传感器,测量人体和机器人之间的距离,通过人工势场计算排斥力用于避免人机碰撞,从而生成机器人的路径,如图 10 所示^[42]。应用势场法规划出来的路径一般是比较平滑并且安全的^[43],但是这种方法存在局部最优点问题。

(3) 通过增强现实的方法实现人机路径规划。在增强现实环境下,处理由真实传感器驱动的机器人的虚拟模型和障碍物的三维点云数。实时检测人或障碍物的深度图像与虚拟机器人的三维模型之间的碰撞情况,根据碰撞情况进行路径修正,编程控制机器人主动避障,实现路径规划,如图 11 所示^[44]。

(4) 上述算法,在面对一个新的路径规划问题时,都要从零开始计算,进行迭代,对于路径规划问题本身没有智能化的认识,缺乏泛化的能力。应用有监督学习的神经网络来创建动态避障所需的路径点,这些点与用于平滑运动的五次多项式函数连接,该函数使用最小二乘法来优化以计算最优轨迹。监督学习的研究进展使得在原始图像上进行路径规划,实现端到端的具有学习泛化能力的模型成为可能,如图 12 所示^[45]。

对于人机协作装配系统,尽管工人知道机器人会按照自动规划的路径运动,不会伤害到自己,但面对逼近的机器人仍旧会感到焦虑或害怕。基于此,在路径规划的同时,机器人可通过视觉或声音将机器人的行为信息反馈给人,让人对机器人的行为有所了解,缓解人的不安情绪^[46]。同时,人机协作生产系统中,对与机器人的路径规划问题,可将其与对人意图识别问题一起考虑^[47]。比如若机器人知道工人下一阶段的动作意图,那么机

器人会对自身的目标路径有更合理的规划^[48-50]。上述方法通常用于较单一的一人一个机器人的协作装配模式,实际生产系统环境复杂,未来可能会有多人多机器人一起协作,一对一的路径规划不适用于这种情况,因此而对多人多机器人的路径规划问题有很大的研究空间。未来应对复杂的装配环境和装配任务,人机协作路径规划应更具灵活性和适应性。

人机协作装配系统安全设计

1 硬件设施

在人和机器人协作的装配区域,保障人的安全是最重要的。传统的工业生产中,人和机器人是被隔离开的,人机协作则要求机器人与工人在同一空间中工作,打破了以往的相互隔离,同时也不可避免地给工人安全带来了威胁。为了在工业制造环境中安全地使用机器人,国际标准化组织已制定了一系列相关安全标准,比如针对工业机器人的 ISO 10218-1 和 ISO 10218-2^[51],以及针对协作机器人的 ISO/TS 15066^[52]。在满足上述安全标准的前提下,防止人机协作装配过程中机器人对工人造成伤害,主要有以下 3 条措施。

(1) 在硬件设施上安装光幕 / 激

光扫描仪或安全围栏^[53],安全围栏一般带有光电传感器,光幕和激光扫描仪常用来提示系统工人要进入机器人的工作区域。

(2) 将生产系统区域划分为工人操作区、机器人工作区以及人机协作区 3 个区域,通过设置不同区域的机器人的运动速度保障人的安全^[54]。

(3) 在人机协作装配过程中,人和机器人会不可避免发生身体接触,为防止对人体造成伤害,对机器人本身的功率和力限制是十分必要的^[54]。如图 13 中的 KUKA iiwa 机器人可以检测到外围的碰撞或者挤压,因此在装配时不会由于操作人员的介入而对人体造成伤害。

2 生产系统安全监控

除了对协作区域进行规划之外,在系统的安全监控上有以下 3 种方法。

(1) 计算工人和机器人之间的最小距离作为安全距离,依赖安全距离实时调节机器人的速度从而保障工人的安全^[55-58],最小距离可通过二者之间的点云或追踪工人骨骼位置和机器人模型得到。

(2) 引入系统监控模型,通过对系统实时监控,利用摄像头跟踪工人身体位姿,当工人装配操作姿势不符

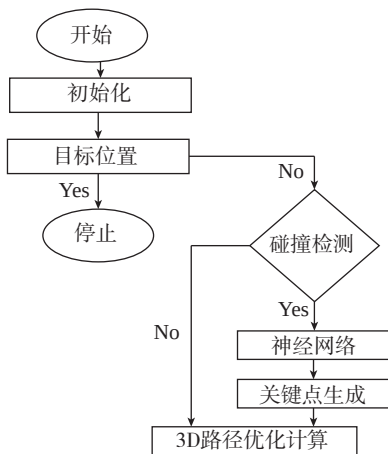


图12 神经网络避障算法
Fig.12 Neural network obstacle avoidance algorithm



图13 对机器人的力和功率限制
Fig.13 Limitations on power and force of the robot

合安全规范时,对工人提出警告^[59]。

(3)对系统进行风险评估,风险评估是在机械和机器人系统的安全标准的指导下,以生产线上的工人的安全为目的,评估人着重于应对风险的实际解决方案的过程^[60]。记录系统中所有可能的风险,如设备故障等,以方便采取相应措施来减少对工人安全的威胁^[61]。

在生产系统中的人机协作装配任务,应时刻保障工人的生命安全,在系统中添加硬件设施保护是第一道屏障,在装配任务过程中对生产系统进行安全监控是第二道屏障。双重屏障之下,人机协作会更为安全有效,在安全的环境下工作,人会感觉更舒适,也会提高工作效率^[62]。

结论

本文通过对近 10 年的人机协作装配类的论文的总结,归纳了近年来人机协作装配研究的重点/热点,对这 4 个热点的现状进行了展开描述,并对它们的发展趋势进行了分析。要实现一个完整有效的人机协作系统还有以下方面需要深入研究。

(1)从多维度思考人机协作装配任务分配策略,不仅考虑实际物理装配情况,还需参考装配工人和机器人一起协作时的心理状态,在进行任务分配时引入信任等模型也是很有价值的。

(2)设计人机协作装配系统时,综合考虑这 4 个问题,如在进行人机任务分配时,为了方便机器人移动,考虑机器人的路径规划等。

(3)保障人类的安全是第一前提,而如何在系统的设计阶段将人的安全问题考虑进去,实现系统的安全运行也是值得考虑的方向。

(4)人机共融是未来的趋势,人和机器人以更加紧密、协调的关系完成装配任务,未来的机器人发展一定是人、机、环境共融的机器人。人发挥人的优势,机器发挥机器的优势,

各种环境、操作者和机器人自然交互,完成复杂的工作。

总体来说,人机协作应用在生产系统装配上还不足以满足工业要求的鲁棒性和可靠性。因此,在保证工人安全的前提下,提高人机协作系统的稳定性和机器人的智能性至关重要。同时,如何评估人机协作系统尚未有国际标准,未来的工作也会将重点放在人机协作系统的评估上。

参考文献

- [1] MATTHIAS S, RAINER M. Modular configuration and control concept for the implementation of human-robot-cooperation in the automotive assembly line[J]. IFAC-Papers OnLine, 2017, 50(1): 5694–5699.
- [2] ROLF B, DRAGOLJUB S, VOLKER K, et al. Flexible assembly systems through workplace-sharing and time-sharing human-machine cooperation (PISA)[J]. IFAC Proceedings Volumes, 2007, 40(1): 85–89.
- [3] LEMMERZ K, GLOGOWSKI P, HYPKI A, et al. Functional integration of a robotics software framework into a human simulation system[C]// Proceedings of ISR 2018—50th International Symposium on Robotics. Frankfurt: VDE, 2016.
- [4] FECHTER M, SEEGER C, CHEN S J. Integrated process planning and resource allocation for collaborative robot workplace design[J]. Procedia CIRP, 2018, 72: 39–44.
- [5] PANAGIOTA T, SOTIRIS M, GEDRGE M, et al. ROS based coordination of human robot cooperative assembly tasks—an industrial case study[J]. Procedia CIRP, 2015, 37: 254–259.
- [6] HEYDARYAN S, BEDOLLA J S, BELINGARDI G. Safety design and development of a human-robot collaboration assembly process in the automotive industry[J]. Applied Sciences, 2018, 8(3): 344–365.
- [7] SCHÖBERGER D, LINDORFER R, FROSCHAUER R. Modeling workflows for industrial robots considering human-robot-collaboration[C]// Proceedings of 2018 IEEE 16th International Conference on Industrial Informatics. New York: IEEE, 2018.
- [8] TAN J, DUAN F, ZHANG Y, et al. Task modeling approach to enhance man-machine collaboration in cell production[C]// Proceedings of 2009 IEEE International Conference on Robotics and Automation. New York: IEEE, 2009.
- [9] DARVISH K, BRUNO B, SIMETTI E, et al. An adaptive human-robot cooperation framework for assembly-like tasks[C]// Proceedings of 3rd Workshop on Artificial Intelligence and Robotics. New York: IEEE, 2016.
- [10] TAN J T C, DUAN F, ZHANG Y, et al. Task decomposition of cell production assembly operation for man-machine collaboration by HTA[C]// Proceedings of 2008 IEEE International Conference on Automation and Logistics. New York: IEEE, 2008.
- [11] JOHANNISMEIER L, HADDADIN S. A hierarchical human-robot interaction-planning framework for task allocation in collaborative industrial assembly processes[J]. IEEE Robotics and Automation Letters, 2017, 2(1): 41–48.
- [12] HAYAKAWA Y, OGATA T, SUGANO S. Flexible assembly work cooperating system based on work state identifications by a self-organizing map[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2004, 9(3): 520–528.
- [13] ARGYROU A, GIANNOULIS C, PAPAKOSTAS N, et al. A uniform data model for representing symbiotic assembly stations[J]. Procedia CIRP, 2016, 44: 85–90.
- [14] DUAN F, TAN J T C, TONG J G, et al. Application of the assembly skill transfer system in an actual cellular manufacturing system[J]. IEEE Transactions on Automation Science and Engineering, 2012, 9(1): 31–41.
- [15] RAINER M, MATTHIAS V, OOTWIN M. Process-oriented task assignment for assembly processes with human-robot interaction[J]. Procedia CIRP, 2016, 44: 210–215.
- [16] MATEUS J E C, AGHEZZAF E H, CLAEYS D, et al. Method for transition from manual assembly to human-robot collaborative assembly[J]. IFAC-Papers OnLine, 2018, 51(11): 405–410.
- [17] MICHALOS G, KOUSI N, KARAGIANNIS P, et al. Seamless human robot collaborative assembly an automotive case study[J]. Mechatronics, 2018, 55: 194–211.
- [18] MULLER R, VETTE M, GEENEN A. Skill-based dynamic task allocation in human-robot-cooperation with the example of welding application[J]. Procedia Manufacturing, 2017, 11: 13–21.

- [19] HUBER M, LENZ C, WENDT C, et al. Increasing efficiency in robot-supported assemblies through predictive mechanisms: An experimental evaluation[C]// Proceedings of 2013 IEEE RO-MAN. New York: IEEE, 2013.
- [20] SADRIFARIDPOUR B, WANG Y. Collaborative assembly in hybrid manufacturing cells: an integrated framework for human-robot interaction[J]. IEEE Transactions on Automation Science and Engineering, 2018, 15(3): 1178–1192.
- [21] WU B, HU B, HAI L. Toward efficient manufacturing systems: a trust based human robot collaboration[C]// Proceedings of American Control Conference. New York: IEEE, 2017.
- [22] FABER M, KUZ S, MERTENS A, et al. Model-based evaluation of cooperative assembly processes in human-robot collaboration[M]. Advances in Ergonomics of Manufacturing: Managing the Enterprise of the Future. West Berlin: Springer, 2016.
- [23] BLANKEMEYER S, RECKER T, STUKE T, et al. A method to distinguish potential workplaces for human-robot collaboration[J]. Procedia CIRP, 2018, 76: 171–176.
- [24] CHEN F, SEKIYAMA K, CANNELLA F, et al. Optimal subtask allocation for human and robot collaboration within hybrid assembly system[J]. IEEE Transactions on Automation Science and Engineering, 2014, 11(4): 1065–1075.
- [25] LIU T T, WANG J L, MENG Q H. Evolving hidden Markov model based human intention learning and inference[C]// Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Biomimetics. New York: IEEE, 2016.
- [26] ANDREA M Z, ROCCO P. Probabilistic inference of human arm reaching target for effective human-robot collaboration[C]// Proceedings of 2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. New York: IEEE, 2017.
- [27] ZANCHETTIN A, CASALINO A, PIRODDI L, et al. Prediction of human activity patterns for human-robot collaborative assembly tasks[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2018, 15(7): 3934–3942.
- [28] KIMURA H, HORIUCHI T, et al. Human robot cooperation for mechanical assembly using cooperative vision system[C]// Proceedings of 2nd International Workshop on Cooperative Distributed Vision. 1998.
- [29] ZHU H J, VOLKER G, DIRK W. Legible action selection in human-robot collaboration[C]// Proceedings of 26th IEEE International Symposium on Robot and Human Interactive Communication. New York: IEEE, 2017.
- [30] COUPETÉ E, MOUTARDE F, MANITSARIS S. Gesture recognition using a depth camera for human robot collaboration on assembly line[J]. Procedia Manufacturing, 2015, 3: 518–525.
- [31] BERG J, RECKORDT T, RICHTER C, et al. Action recognition in assembly for human-robot-cooperation using hidden Markov models[J]. Procedia CIRP, 2018, 76: 205–210.
- [32] LIU H Y, WANG L H. Human motion prediction for human-robot collaboration[J]. Journal of Manufacturing Systems, 2017, 44: 287–294.
- [33] DING H, SCHIPPER M, MATTHIAS B. Collaborative behavior design of industrial robots for multiple human-robot collaboration[C]// Proceedings of International Symposium on Robotics. New York: IEEE, 2013.
- [34] LIU T T, WANG J L, MENG Q H. Human robot cooperation based on human intention inference[C]// Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Biomimetics. New York: IEEE, 2014.
- [35] HAYAKAWA Y, OGATA T, SUGANO S. A robotic cooperation system based on a self-organization approached human work model[C]// Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation. New York: IEEE, 2000.
- [36] 常玉青. 人机协作中基于多 Kinect 的人体行为识别研究[D]. 长春: 吉林大学, 2018.
- CHANG Yuqing. The Research on human behavior recognition based on multi-kinect in human-machine cooperation[D]. Changchun: Jilin University, 2018.
- [37] BROOKS C, ATREYA M, SZAFIR D. Proactive robot assistants for freeform collaborative tasks through multimodal recognition of generic subtasks[C] // Proceedings of 2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. New York: IEEE, 2018.
- [38] MOHAMMED A, WANG L H. Brainwaves driven human-robot collaborative assembly[J]. CIRP Annals, 2018, 67(1): 13–16.
- [39] PELLEGRINELLI S, ORLANDINI A, PEDROCCHI N, et al. Motion planning and scheduling for human and industrial-robot collaboration[J]. CIRP Annals, 2017, 66(1): 1–4.
- [40] SADRIFARIDPOUR B, SAEIDI H, WANG Y. An integrated framework for human-robot collaborative assembly in hybrid manufacturing cells[C]// Proceedings of 2016 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering. New York: IEEE, 2016.
- [41] PELLEGRINELLI S, MORO F L, PEDROCCHI N, et al. A probabilistic approach to workspace sharing for human-robot cooperation in assembly tasks[J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2016, 65(1): 57–60.
- [42] CHEN F, DI P, HUANG J, et al. Evolutionary artificial potential field method based manipulator path planning for safe robotic assembly[C]// Proceedings of International Symposium on Micro-nanomechanics & Human Science. New York: IEEE, 2009.
- [43] 刘维惠, 陈殿生, 张立志. 人机协作下的机械臂轨迹生成与修正方法[J]. 机器人, 2016, 38(4): 504–512.
- LIU Weihui, CHEN Diansheng, ZHANG Lizhi. Manipulator trajectory generation and correction method under man-machine cooperation[J]. Robot, 2016, 38(4): 504–512.
- [44] SCHMIDT B, WANG L H. Depth camera based collision avoidance via active robot control[J]. Journal of Manufacturing Systems, 2014, 33(4): 711–718.
- [45] MAHER A, SANIKA G, FILLIA M. A collaborative assembly task to assess worker skills in robot manufacturing environments[C]// Proceedings of the 11th Pervasive Technologies Related to Assistive Environments Conference. New York: ACM, 2018.
- [46] MEZIANE R, OTIS M, EZZAIDI H. Human-robot collaboration while sharing production activities in dynamic environment: SPADER system[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2017, 48: 243–253.
- [47] 陈龙新, 曾翔, 吴鸿敏, 等. 基于模仿学习的人机协作的研究[J]. 机械工程与自动化, 2018(5): 15–17.
- CHEN Longxin, ZENG Xiang, WU Hongmin, et al. An imitation-learning based human-robot collaboration[J]. Mechanical Engineering & Automation, 2018(5): 15–17.
- [48] BOLANO G, ROENNAU A, DILLMANN R. Transparent robot behavior by adding intuitive visual and acoustic feedback to motion replanning[C]// Proceedings of 2018 27th IEEE International Symposium on Robot and Human Interactive Communication. New York: IEEE, 2018.
- [49] VAIBHAV V U, PRZEMYSŁAW A

L, TYROLLER Q, et al. Human-aware robotic assistant for collaborative assembly: integrating human motion prediction with planning in time[J]. IEEE Robotics and Automation Letters. 2018, 3(3): 2394–2401.

[50] MAINPRICE J, BERENSON D. Human-robot collaborative manipulation planning using early prediction of human motion[C] // Proceedings of 2013 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. New York: IEEE, 2014.

[51] WOJTARA T, UCHIHARA M, MURAYAMA H, et al. Human-robot collaboration in precise positioning of a three-dimensional object[J]. Automatica, 2009, 45(2): 333–342.

[52] GOPINATH V, ORE F, GRAHN S, et al. Safety-focussed design of collaborative assembly station with large industrial robots[J]. Procedia Manufacturing, 2018, 25: 503–510.

[53] GOPINATH V, JOHANSEN K, GUSTAFSSON A, et al. Collaborative assembly on a continuously moving line—an automotive case study[J]. Procedia Manufacturing, 2018, 17: 985–992.

[54] SCHRAFT R D, MEYER C, PARLITZ C, et al. PowerMate-A safe and

intuitive robot assistant for handling and assembly tasks[C]// Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation. New York: IEEE, 2005.

[55] MARTIN J R, TESSA J P, JORG K. Human robot collaboration-using kinect v2 for ISO/TS 15066 speed and separation monitoring[J]. Procedia CIRP, 2018, 76: 183–186.

[56] BOBKA P, GERMANN T, HEYN J K, et al. Simulation platform to investigate safe operation of human-robot collaboration systems[J]. Procedia CIRP, 2016, 44: 187–192.

[57] 姚湘, 徐平平, 王华君. 基于深度图像检测的机器人碰撞避免方案[J]. 控制工程, 2017, 24(7): 1514–1518.

YAO Xiang, XU Pingping, WANG Huajun. Design of robot collision avoidance security scheme based on depth image detection[J]. Control Engineering of China, 2017, 24(7): 1514–1518.

[58] JHEN J H, HUANG CH N, WANG H W, et al. Safety-based human-robot collaboration in cellular manufacturing: a case study of power protector assembly[C]// Proceedings of 2013 International Conference on Advanced Robotics and Intelligent Systems.

New York: IEEE, 2013.

[59] CARLOS W M, KRISHNANAND N K, SATYANDRA K G. System state monitoring to facilitate safe and efficient human-robot collaboration in hybrid assembly cells[C]// Proceedings of ASME 2017 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference. New York: American Society of Mechanical Engineers, 2017.

[60] NICKOLAY B. Image based 3D surveillance for flexible man-robot-cooperation[J]. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2005, 54(1): 19–22.

[61] GOPINATH V, ORE F, JOHANSEN K. Safe assembly cell layout through risk assessment—an application with hand guided industrial robot[J]. Procedia CIRP, 2017, 63: 430–435.

[62] BERG J, RECKORDT T, RICHTER C, et al. Action recognition in assembly for human-robot-cooperation using hidden markov models[J]. Procedia CIRP, 2018, 76: 205–210.

通讯作者: 范秀敏, 教授, 博士, 博士生导师, 研究方向为数字化装配、虚拟/增强现实、智能制造等, E-mail: mfan@sjtu.edu.cn。

A Review on Human-Robot Time-Space Sharing Collaborative Assembly Technology

XIAO Mingzhu, ZHU Wenmin, FAN Xiumin

(School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

[ABSTRACT] With the development trend of intelligent manufacturing, the production process of products is becoming more and more flexible. Human-robot collaboration with high flexibility and automation level has become a research hotspot of manufacturing industry. In product assembly, the assembly operation with high flexibility and complex operation still needs to be finished by human, while the robot has the advantages of good repeatability, high load and high accuracy. In time and/or space sharing environment, robots are used to assist workers in assembly, which will reduce ergonomic pressure and workload, and achieve complementary advantages. Based on these understandings, this paper summarizes the research of human-robot collaborative assembly with time-space sharing. This paper reviews the current research status of the four hot spots developed around by scholars in recent years, namely, task allocation for human-robot collaboration, intention recognition for human-robot collaboration, path planning for human-robot collaboration, and safety design for human-robot collaborative assembly system. The development trend of these four aspects is discussed and prospected.

Keywords: Human-robot collaboration; Assembly; Task allocation; Intention recognition; Path planning; Safety

(责编 知舟)

2019年11月 珠海

大飞机关键制造技术 创新发展论坛

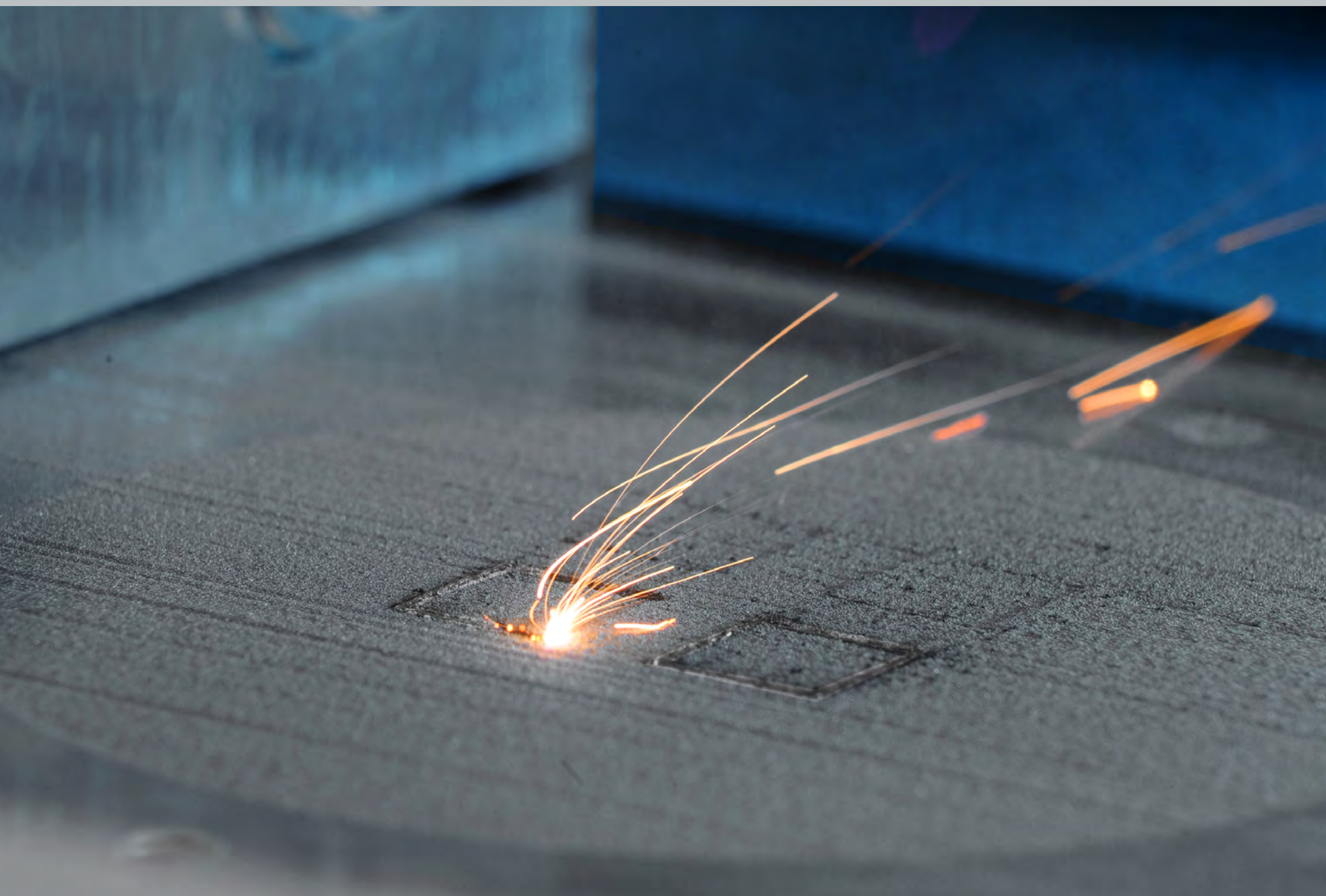
承办单位

《航空制造技术》杂志社

联系人：张莹
电 话：13581887916，010-85700465-261
传 真：010-65479281，010-85700466
E-mail：zy@amte.net.cn
网 址：www.amte.net.cn
地 址：北京340信箱中航时代(100024)

战略伙伴：AERO TIME 北京中航时代文化传播有限公司

指定媒体：
航空制造技术 AERO TIME 航空制造网 航空精密制造技术



高能束加工

High Energy Beam
Machining

高能束具有深穿透、精密控制、微焦点、高能密度、高速扫描、高速加热与冷却及全方位加工的特点,被誉为“21 世纪的加工技术”,将为材料加工与制造技术发展带来革命性的变化。



钛/铜电子束偏置焊接模拟及力学性能研究

朱 军^{1,2}, 郭 顺², 彭 勇², 周 琦², 王克鸿²

(1. 南京工程学院材料科学与工程学院, 南京 211167;

2. 南京理工大学材料科学与工程学院, 南京 210094)

[摘要] 本文研究了TC4钛合金和T2紫铜的电子束焊接模拟及接头力学性能规律。通过采用组合偏置的焊接方式, 即铜侧偏置焊接完成后在钛侧复合焊接, 两道焊缝相近但不交接, 该工艺方法能够大幅提升接头的拉伸强度。为了探索该过程的热力行为规律, 采用有限元法对温度场云图、变形及应力分布进行了分析, 并结合微观形态演变及力学性能对接头增强机制进行了阐述。复合钛侧焊接能够对原铜侧焊接的异种界面进行重熔改性, 同时改善其应力集中状态。拉伸断口表明, 接头为脆性解理断裂, 断裂面的相组成由铜侧焊接的TiCu转化为Ti₂Cu, 脆性减弱。

关键词: 电子束焊接; 钛合金; 铜合金; 数值模拟; 力学性能

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.036



朱 军

教授, 研究领域为焊接、增材及仿生制造, 发表学术论文 20 余篇。

科学技术的不断进步对各类工程机械结构的性能提出了更高的要求, 金属材料在结构设计与制造上正面临着新的挑战, 轻量化、功能一体

化和低成本设计与制造正在成为当下材料研究的热点。异种金属的复合结构通过整合不同材料之间的性能优势, 将具有不同特性和功能的材料连接为一个完整单元, 从而匹配工业生产应用, 提升产品综合性能, 所以异种金属结构将具有广阔的发展前景^[1-3]。

钛/铜异种金属的复合结构不仅满足高导热导电、耐磨性、耐腐蚀性等需求并且具有高的承载强度, 因此具有较好的发展前景。由于钛/铜原子间的不相容性, 接头脆性大。另外, 在线膨胀系数、热导率等方面的显著差异作用下, 焊接后接头中残余应力大, 接头力学性能较差甚至会直接断裂, 这极大地限制了其在工业生产中的应用^[4-9]。

控制接头连接质量的关键在于促进原子扩散并抑制钛/铜脆性金

属间化合物的形成。目前钛/铜连接的常用方法有爆炸焊、钎焊、扩散焊等, 由于尽可能避免了金属间化合物的生成, 接头质量表现良好。但以上连接方式具有一定的局限, 相比熔化焊接, 它的灵活性不足。高能束焊接如电子束^[10-11]、激光^[12-13]等由于其能量密度极高, 在钛/铜异种金属焊接上受到广泛重视, 但连接工艺及接头质量控制理论尚不完善, 需进一步研究。

本文采用高能电子束进行了TC4钛合金和T2紫铜异种材料组合偏置焊接研究。通过采用多重偏置的焊接方式实现异种界面成分控制, 在充分保证原子扩散的同时抑制金属间化合物的过度生长, 进而获得高强的连接接头, 该工艺方法能够大幅提升异质接头的力学性能。为了探究该过程的强化机制, 采用有限元

模拟仿真对焊接过程温度场、变形及残余应力分布特征进行模拟仿真的研究方法。

试验方法

试验材料采用 100mm×50mm×4mm 的 TC4 钛合金和 T2 紫铜试板。其中 TC4 材料成分百分比为 Ti 89.12%, Al 6.42%, V 4.30%, Fe 0.05%, C 0.03%; T2 紫铜材料成分百分比为 Cu 99.9%, O 0.06%, Fe 0.005%, S 0.005%, Ni 0.005%。焊接设备采用中国航空制造技术研究院研制的 ZD60-6A 5001 型 60kV 真空电子束焊机,优化的参数设置为焊接速度 10mm/s、铜侧功率 3.0kW、钛侧功率 1.8kW。

试板在焊接前不开坡口,并经过钢丝刷打磨,去除了表面氧化层,之后采用 240#、400# 和 600# 砂纸依次进行表面光洁处理。试板采用对接形式,用紧固夹具完成固定,并使用无水乙醇进行表面油污清理。

电子束焊接钛/铜异种金属结构示意图如图 1 所示。由于钛/铜间易形成多种金属间化合物,如 Ti_2Cu (1005℃)、 $TiCu$ (984℃)、 $TiCu_4$ (870℃) 等,通过采用电子束组合偏置焊接的方式将有助于对熔池冶金行为实现控制,其工艺过程为电子束首先偏置铜侧完成接头连接,再偏置束流于钛侧进行接头改性,进而提升连接强度。

采用线切割方法在焊接接头处截取长×宽×高尺寸为 20mm×5mm×4mm 的试样用于微观测试。采用 FEI Quanta250F 场发射环境扫描电镜对接头微观组织进行观察,并用 EDS 进行区域元素组成测定。拉伸试样依据标准 GB/T 228—2002 制备并于室温下于 CSS-44300 万能试验机上测试。

焊接是一个典型的多参数、强耦合、时变的过程,具有高复杂性及非线性。在模拟过程中,为了更精确拟合电子束焊接的热力行为,构

建了高斯面热源和柱体热源的组合热源形式,热源模型如图 2 所示,参数设置为: $r_u=1.2mm$, $r_0=0.5mm$, $z_d=4.2mm$, $R=1.5mm$,体热源分配系数 $\eta=0.8$,焊接效率为 0.9。模拟网格采用误差值较小的八节点六面体,网格单元长×宽×高的尺寸为 2.0mm×2.0mm×2.0mm,距离焊缝 3.0mm 内生成网格长×宽×高的尺寸为 0.5mm×0.5mm×0.5mm。

结果与讨论

1 微观结构及力学性能

1.1 微观形貌

图 3 所示为典型的电子束偏置铜侧焊接的接头微观形貌。电子束能量密度集中、热传递效率高,具有明显的深穿孔效应。在该钛/铜对接焊中,电子束形成了图 3 (a) 所示的窄而深的焊缝形貌。在试验过程中,电子束流设置偏向铜侧 1.4mm,实际的焊缝形貌表明,钛侧上部出现了明显的熔化现象,该结果的原因是电子束焊接时,熔池中形成了强烈、极高温度的金属蒸汽,金属蒸汽对钛侧壁的熔释形式使得钛端部熔化,并随着蒸汽向上喷发形成弧形侧壁形貌。

已有的研究表明,钛/铜焊接的难点主要体现在异种界面金属间化和物层的脆化问题^[4-9]。图 3 (b) 所示为偏置铜侧焊接的界面微观形态,

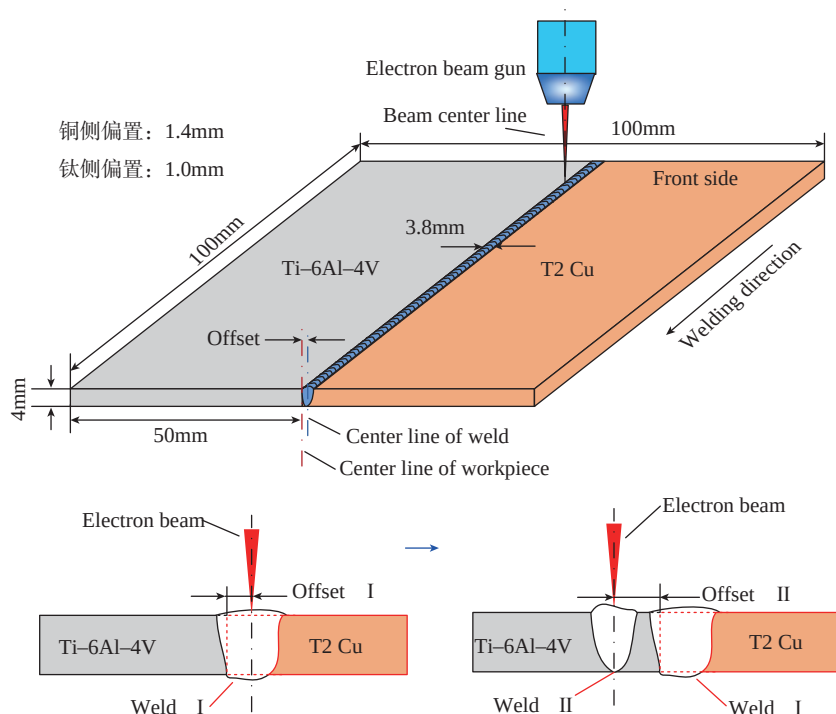


图1 焊接工艺示意图

Fig.1 Schematic diagram of welding process

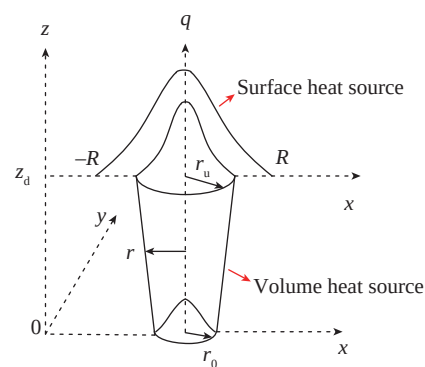


图2 模拟热源模型及参数标注

Fig.2 Heat source model and parameters annotation

其SEM扫描位置如图3(a)中蓝色方框标识。图3(b)表明,在铜侧偏置焊接时,会形成一个薄的金属间化合物层,其厚度约为20 μm ,该层由钛侧向着熔池中心,并呈现连续性生长。该金属间化合物层是由于钛原子的少量熔入熔池,并在钛侧壁上形成高的浓度,在冷却过程中,随着铜原子的扩散,进而发生金属间反应从而生成。

另外,由图3(b)、(c)可以看出,焊缝中心主要是铜的枝晶,在铜枝晶与金属间化合物层之间还存在着铜的细晶区。铜的枝晶是由于熔池中主要成分是铜元素,因而冷却时沿着

散热的反方向,以枝晶形式生长。对于铜的细晶区,则是由于该部分靠近钛基板,冷却时温度梯度大,进而凝固形成细小等轴晶。

图3(c)所示为在原偏置铜侧焊接的基础上,再次在钛侧偏置1.0mm焊接所得的钛/铜结合界面微观结构,由于钛侧焊道不与铜侧焊道相交,因此,结合界面保持着与图3(b)相似的形态,但金属间化合物层的组织形貌发生了改变。产生该现象的原因是钛侧焊道靠近该界面,在其温度场的影响下,金属间化合物层发生了部分重熔。该组织结构的转变对于接头的性能起到了积极的作用。

1.2 力学性能

图4所示为接头的拉伸测试数据结果,其中强度系数为测试值与铜基材强度(236MPa)的比值。由图4可知,铜侧偏置焊接时,接头的强度普遍较低,3组重复试验所得均值为142MPa,约为铜基材强度的60%,该结果表明钛/铜间的焊接性较差,不易连接。但通过改进工艺过程,在铜侧焊接后复合钛侧焊接,该组合偏置焊接方式大幅提高了接头的抗拉强度,其强度均值为195MPa,最高可达205MPa,约为铜基材强度的87%。

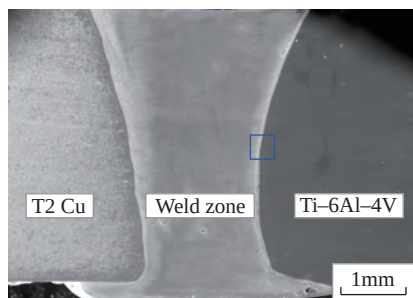
2 温度场云图及焊接热循环特征

2.1 温度场分布云图

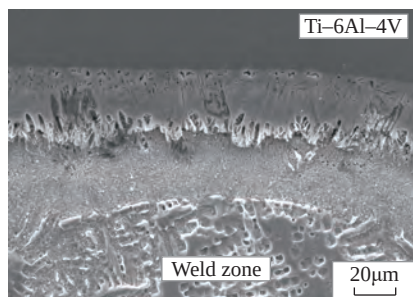
焊接温度场云图是焊接工件在热源负载作用过程中某一时刻的温度分布状态。焊接工件的每一区域温度受前一热过程影响并持续累积,因此工件上的各个位置点在不同的时间温度分布具有差异,其温度特征对材料的组织、应力应变及力学性能等有很大的影响。

图5所示为焊接过程的模拟温度场分布,模拟结果通过焊缝尺寸及熔合线边界匹配原则与实际相符。图5提取了铜侧偏置焊接熔池稳定阶段 $t=5\text{s}$ 和结束阶段 $t=10\text{s}$ 时,以及铜侧焊接后钛侧焊接熔池稳定阶段 $t=15\text{s}$ 和结束阶段 $t=20\text{s}$ 时的温度场形貌。由图5(a)~(d)可知,热源负载偏置焊接时,温度场的整体分布表现出明显的不对称性,铜试板由于其导热速率高,传热速率快,待热源加载后,试板温度快速上升并向周边扩散,相邻等温线区域广。对于钛侧试板,则表现为升温速度慢,近缝区处存在较大的温度梯度,而远离焊缝区温度变化不明显。

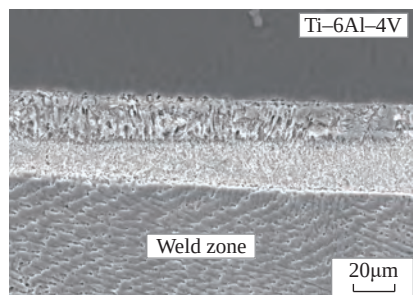
另外,热源负载作用时,钛/铜两侧试板均形成了拖尾熔池,热源前方温度梯度较大,等温线密集,后方温度梯度较小,等温线拉成长椭圆形状。



(a) 铜侧偏置1.4mm焊接形貌



(b) 铜侧焊接异种界面组织形貌



(c) 重熔后异种界面组织形貌

图3 钛/铜电子束焊接接头微观形貌

Fig.3 Microstructure of Ti/Cu electron beam welded joint

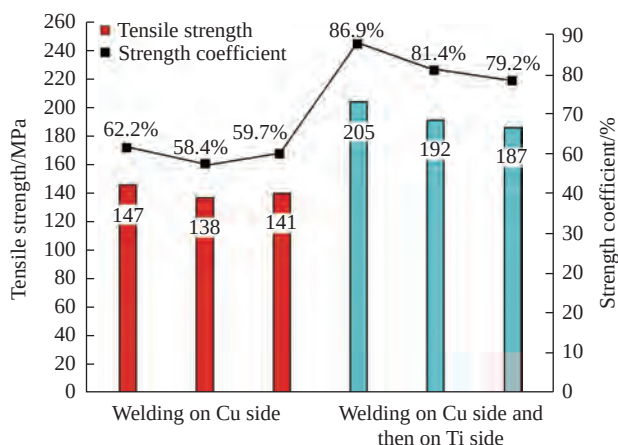


图4 钛/铜电子束焊接接头拉伸强度

Fig.4 Tensile strength of Ti/Cu electron beam welded joint

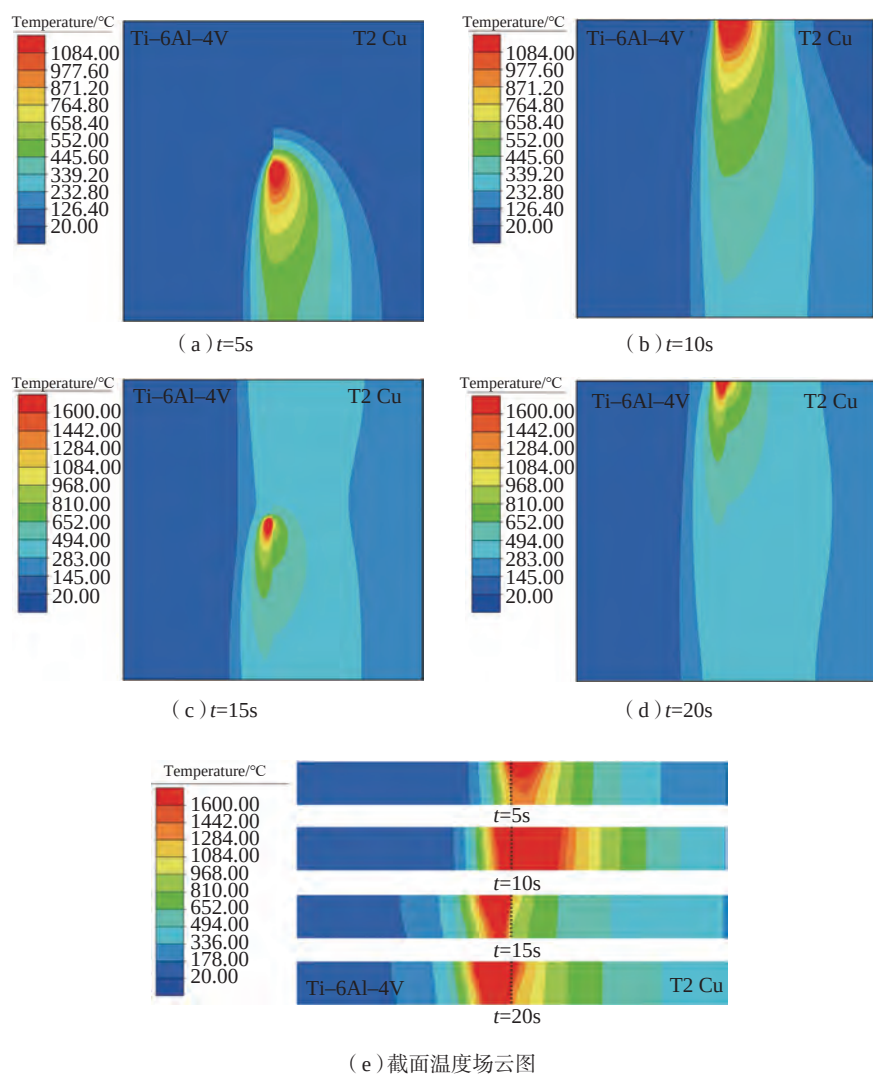


图5 模拟温度场分布特征

Fig.5 Distribution characteristics of simulated temperature field

对比图 5 (a) 和 (c) 可知, 铜侧焊接对组合钛侧偏置焊接具有预热作用, 异质界面处预热温度可达 400°C 。

对试板纵向截面温度场云图 5 (e) 观察可得, 铜侧焊接 ($t=5\text{s}$) 时, 钛侧上端面温度将超过钛熔点并引起部分熔化, 该结果与图 3 (a) 钛端面弧形形貌形成原因相符。在铜侧焊接结束阶段 ($t=10\text{s}$) 时, 热源接近试板末端, 由于末端为真空绝热状态, 焊接的散热条件发生改变, 热量在试板末端累积进而使得熔池变宽, 钛侧焊接 ($t=20\text{s}$) 同样也表现一致 (图 5 (e))。该现象在真实焊接时也会出现, 并可能引起严重的焊漏

情况发生。在图 5 (e) 中, $t=15\text{s}$ 的温度云图中, 钛侧焊接会引起异质界面处形成高温区, 该温度范围约为 $900\sim 1150^{\circ}\text{C}$, 超过大部分钛 / 铜金属间化合物熔点温度, 甚至是铜的熔点, 因此异质界面处将可能发生部分重熔, 这与真实的钛 / 铜结合界面图 3 (c) 结果相符。

2.2 焊接热循环

为了清晰观察试板的温度变化, 模拟时, 在试板中部 $x=50\text{mm}$ 处设置了温度监控点, 其分布位置为钛 / 铜异质界面两侧 0.5mm 、 2mm , 以及熔深方向 0 、 2mm 、 4mm 的 7 个节点, 如图 6 所示。图 6 (a) 各监控点热循环曲

线结果表明, 各点热过程趋势相近, 基本不受位置差异影响, 但随着与热源中心距离的增大, 最高温度具有明显不同。图 6 (b) 和 (c) 给出了具体的温度标注, 其分别对应铜侧焊接 I 过程和复合钛侧焊接 II 过程。

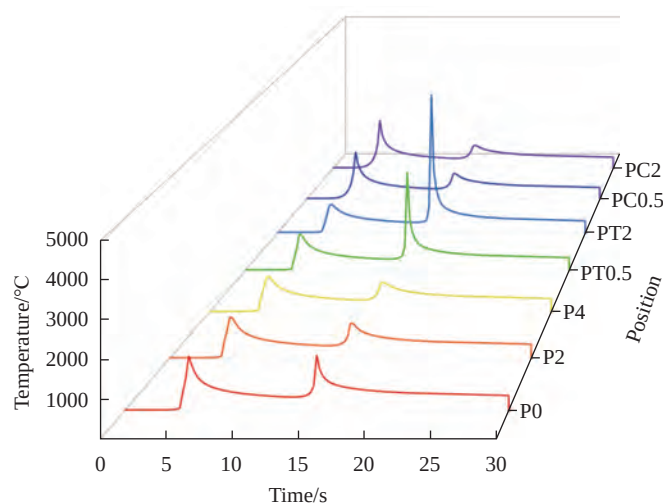
铜侧偏置焊接 I 过程中, 在试板的上表面, 靠近熔池的铜侧温度 (PC2、PC0.5) 温度最高, 钛侧温度随着距离增大, 逐渐减小, 并且由于其低的热导率, 温度降度较大。在熔深方向上, P0、P2、P4 的 3 个节点温度具有一定差异, 上表面温度在 1800°C 以上, 高于钛的熔点, 但中下表面则稍低于钛熔点温度, 在实际中 (图 3 (a)) 钛的中下端微有熔化, 这主要是由于电子束对于熔池剧烈的搅拌作用, 因此端面在高温金属蒸汽发生了微熔释, 模拟并不考虑金属蒸汽的影响, 因此有些偏差。

铜侧偏置焊接后, 在钛侧复合偏置焊接 II 过程如图 6 (c) 所示。该图表明, 铜侧焊接完成后对试板具有明显的预热作用, 各监控点焊前基准温度约为 400°C 。热源作用钛板后, 试板急速升温, 熔池温度远高于铜熔池焊接温度。该现象的原因是, 钛的流动性较铜差, 并且导热慢, 熔点高, 热量易大量累积, 进而形成熔池极高温。由于钛侧熔池靠近钛 / 铜异质界面, 界面监控节点 P0、P2、P4 温度最高可达 1160°C , 最低约为 940°C , 该温度将使异种界面发生重熔。另外, 铜板在钛侧焊接过程中也再次升温, 升温幅度约为 $300\sim 600^{\circ}\text{C}$, 该温度将使得整个试板发生不均匀变形, 进而影响接头的性能。

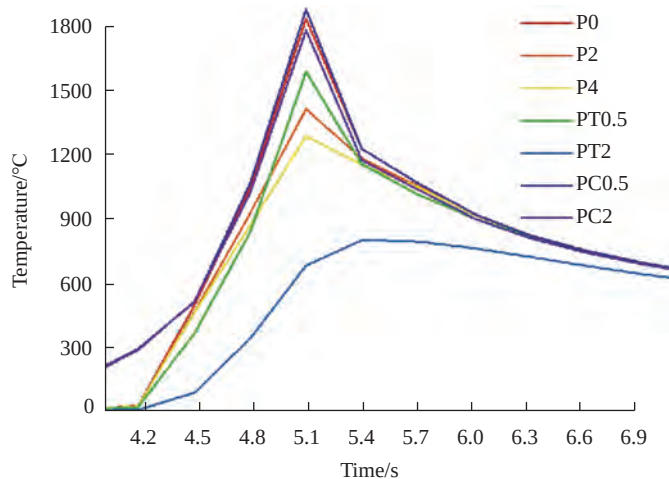
3 焊接变形及应力分布规律

3.1 焊接变形

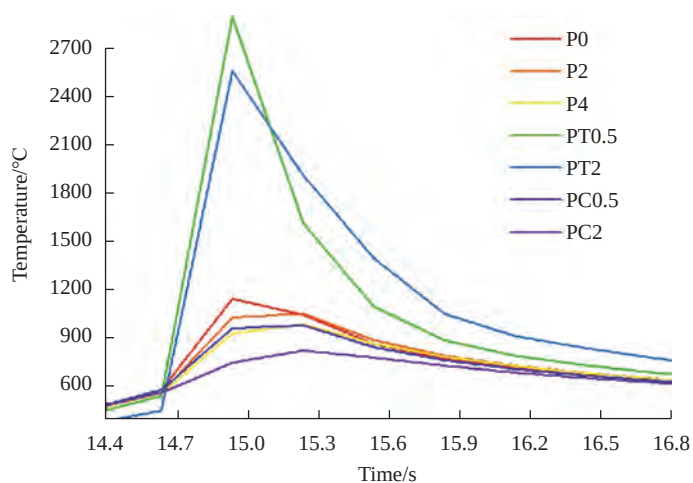
温度场云图结果表明, 焊接过程中钛 / 铜试板将受热不同, 并形成不均匀的温度场。因此, 钛 / 铜试板在非协同受热条件下将会发生一定的焊接变形。图 7 所示为模拟进程中钛 / 铜试板的总变形量, 由图 7 可



(a) 截面温度场云图



(b) I 区放大

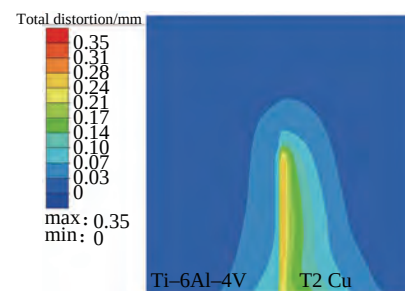


(c) II 区放大

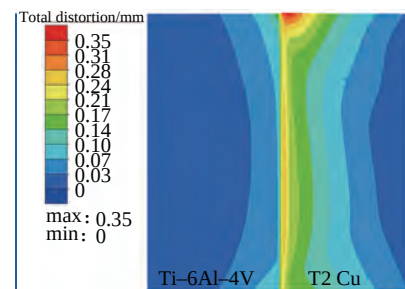
图6 监控点热循环曲线

Fig.6 Thermal cycling curve of monitoring point

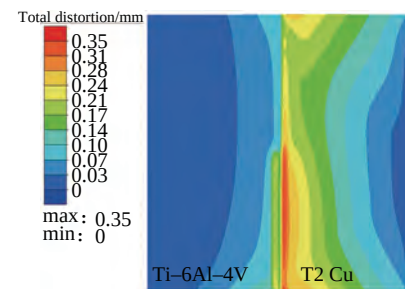
知,电子束载荷作用于铜侧焊接时 ($t=5s$),钛 / 铜侧均发生相应的变形,由于钛的强度大、硬度高,其抗变形能力强,钛侧变形量很小,但铜侧变形量大,变形范围广。在铜侧完成焊接后 ($t=10s$),钛侧依旧呈现小变形,



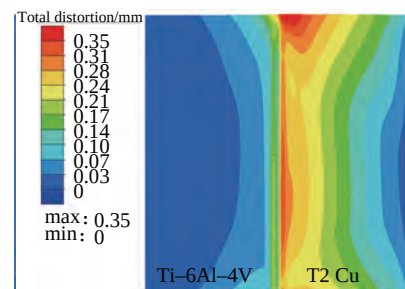
(a) $t=5s$



(b) $t=10s$



(c) $t=15s$



(d) $t=20s$

图7 钛/铜试板焊接变形

Fig.7 Welding deformation of Ti/Cu plates

铜侧变形量在异种界面处达到了最大值。在钛侧偏置复合焊接后,钛侧的变形量增加,但局限在焊缝区,远离焊缝区变形不明显,铜侧的焊接变形进一步增大。在钛侧焊接完成后($t=20s$),钛侧保持着在焊缝区存在较大变形,铜侧的焊接变形几乎扩展至整块试板,但变形量梯度减小,同时,异质界面左右变形量差值减小。以上结果表明,钛侧的复合焊接改变了铜侧焊接的宏观变形状态,这一变化将会对焊接应力产生相应改变。

3.2 焊接应力分布

图8所示为试板的应力分布状态,其中图8(a)和(b)分别表示铜侧焊接结束($t=10s$)和冷却10min后的应力分布。可见,铜侧偏置焊接将在异质界面处产生应力集中,并在冷却后依旧保持着高的应力状态。该处由于在焊接时,铜发生了较大的变形,但钛的变形几乎很小,界面两侧不协同的变形促使该处应力集中并达到最大值。

图8(c)和(d)分别表示组合偏置焊接结束($t=20s$)和冷却10min后的应力分布。可见,钛侧焊接有利于异质界面处应力集中状态的改善,高应力区向钛侧移动,并在稍远离钛/铜界面的钛侧焊缝区形成。由于钛抵抗变形能力强,在冷却过程中,钛的凝固焊缝便形成了高的应力状态,钛侧熔池温度场促进了钛/铜的协同变形并使得原异质界面处的高应力得到释放,从而应力状态改善。该应力状态的改变对接头的力学性能具有重要的提升作用。

4 拉伸断口特征

图9所示为两种不同焊接工艺下的断口形貌,其中图9(a)为铜侧偏置焊接典型断口,图9(b)为组合偏置焊接的典型断口,两者断裂均发生在异种界面处。对两个断口的形貌分析可知,经过工艺改进后,钛/铜接头的断裂模式同样呈现为脆性解理断裂,断裂面光滑平整,但断裂

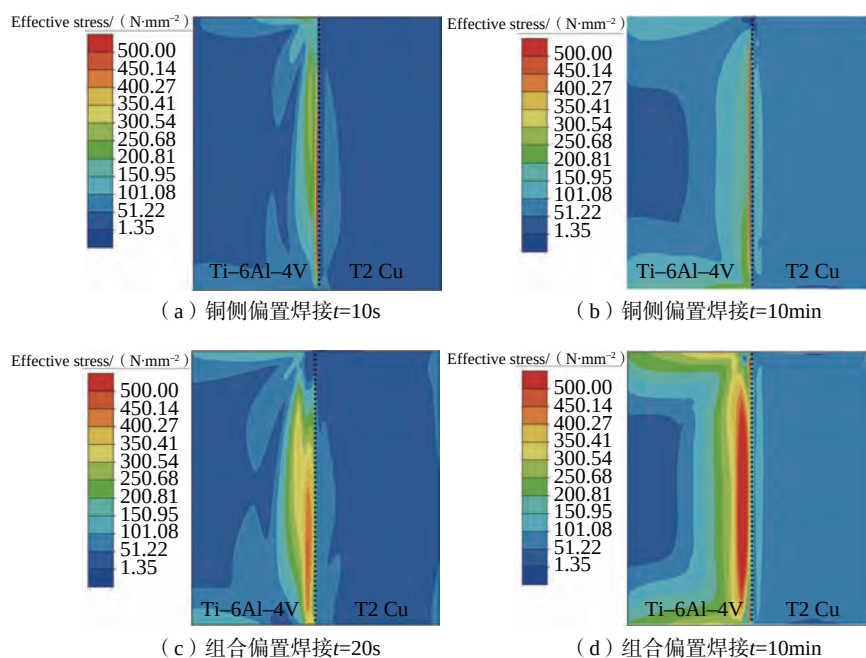


图8 钛/铜试板焊接应力分布

Fig.8 Welding stress distribution of Ti/Cu plates

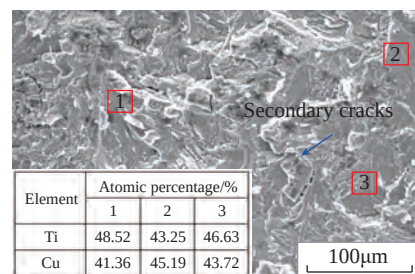
面没有明显的二次裂纹,在图9(a)中可观察到较多的二次裂纹,该结果表明,复合钛侧焊接对于接头脆性的改善具有积极作用。

采用能谱对断裂面进行扫描,扫描区域如图9中红色区。数据结果表明,铜侧偏置焊接断裂面的Ti与Cu元素的原子比趋于1:1,其潜在相为TiCu,但对于复合钛侧焊接的断裂面能谱结果为:Ti与Cu原子比趋向于2:1,可能的潜在相为Ti₂Cu。该两相都具有很高的硬度,脆性大,但相对来说Ti₂Cu相(HV 442±14)比TiCu相(HV 553±25)硬度低,因此该相转变在接头中属于有益改善。该转变是异质界面在钛侧焊接过程中重熔再凝固形成的。

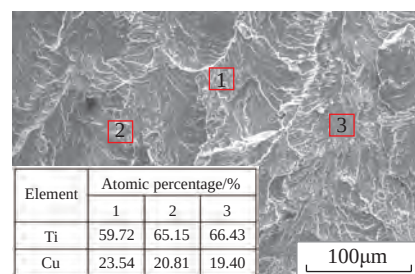
结论

(1) 钛/铜异种金属可通过电子束组合偏置焊接实现较好连接,接头的最大拉伸强度可达205MPa,相当于T2铜基材强度的86.9%。

(2) 铜侧偏置焊接后复合钛侧焊接的增强机制在于异质界面会发



(a) 铜侧偏置焊接断口



(b) 组合偏置焊接断口

图9 拉伸断口

Fig.9 Tensile fracture

生重熔,进而引起相的转变,接头脆性减弱,以及异质界面处应力集中状态的改善,高应力区向钛侧移动,并在钛侧焊缝处集中。

(3) 两种工艺下的钛/铜异质接头在拉伸断裂中,断口均呈现脆性解

理断裂,但组合偏置焊接断口无明显二次裂纹,表面相组成由 TiCu 转化为 Ti₂Cu,脆性改善。

参考文献

- [1] CHEN S, LI L, CHEN Y, et al. Joining mechanism of Ti/Al dissimilar alloys during laser welding-brazing process[J]. Journal of Alloys & Compounds, 2011, 509(3): 891-898.
- [2] GUO S, PENG Y, CUI C, et al. Microstructure and mechanical characterization of remelted Ti-6Al-4V and Al-Mg-Si alloys butt weld[J]. Vacuum, 2018, 154: 58-67.
- [3] ZHAO L, HAI Y, RAN W. Influence of holding time on microstructure and shear strength of Mg alloy/steel joint diffusion bonded with Zn-5Al interlayer[J]. China Welding, 2017, 26(1): 1-8.
- [4] GUO S, ZHOU Q, PENG Y, et al. Study on strengthening mechanism of Ti/Cu electron beam welding[J]. Materials & Design, 2017, 121: 51-60.
- [5] AYDIN K, KAYA Y, KAHRAMAN N. Experimental study of diffusion welding/bonding of titanium to copper[J]. Materials & Design, 2012, 37: 356-368.
- [6] ZU G Y, LI X B, ZHANG J H, et al. Interfacial characterization and mechanical property of Ti/Cu clad sheet produced by explosive welding and annealing[J]. Journal of Wuhan University of Technology: English Edition of Materials Science, 2015, 30(6): 1198-1203.
- [7] CAO R, FENG Z, LIN Q, et al. Study on cold metal transfer welding-brazing of titanium to copper[J]. Materials & Design, 2014, 56: 165-173.
- [8] ZHANG B G, ZHAO J, LI X P, et al. Electron beam welding of 304 stainless steel to QCr0.8 copper alloy with copper filler wire[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2014, 24(12): 4059-4066.
- [9] 张秉刚, 王廷, 陈国庆, 等. 钛合金与铬青铜电子束自熔钎焊接头组织与力学性能[J]. 稀有金属材料与工程, 2012, 41(1): 129-133.
- ZHANG Binggang, WANG Ting, CHEN Guoqing, et al. Microstructure and mechanical property of electron beam self-melting brazing joint of titanium alloy to chromium bronze[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2012, 41(1): 129-133.
- [10] 张秉刚, 冯吉才, 吴林, 等. 铬青铜与双相不锈钢异种材料电子束熔钎焊[J]. 焊接学报, 2004, 25(4): 43-45.
- ZHANG Binggang, FENG Jicai, WU Lin, et al. Melt-brazing chromium-copper to double-phase stainless steel by electron beam[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2004, 25(4): 43-45.
- [11] 刘伟, 陈国庆, 张秉刚, 等. 铜/钛合金电子束焊接工艺优化[J]. 焊接学报, 2008, 29(5): 92-95, 120.
- LIU Wei, CHEN Guoqing, ZHANG Binggang, et al. Investigation on process optimization of Cu/Ti electron beam welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2008, 29(5): 92-95, 120.
- [12] 王红阳, 李权, 宋刚, 等. 基于铜合金中间层的钛合金与不锈钢激光-电弧复合热源焊接研究[J]. 中国激光, 2016, 43(5): 38-44.
- WANG Hongyang, LI Quan, SONG Gang, et al. Laser-arc hybrid welding of titanium alloy and stainless steel with copper interlayer[J]. Chinese Journal of Lasers, 2016, 43(5): 38-44.
- [13] ZHANG Y, SUN D Q, GU X Y, et al. Nd/YAG pulsed laser welding of TC4 titanium alloy to 301L stainless steel via pure copper interlayer[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 90(1-4): 1-9.

通讯作者: 朱军, E-mail: zhujun52s@njit.edu.cn.

Study on Simulation and Mechanical Properties of Titanium/Copper Electron Beam Welding With Offset

ZHU Jun^{1,2}, GUO Shun², PENG Yong², ZHOU Qi², WANG Kehong²

(1. School of Materials Science and Engineering, Nanjing Institute of Technology, Nanjing 211167, China;

2. School of Materials Science and Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

[ABSTRACT] Electron beam welding simulation and joint properties of TC4 titanium alloy and T2 copper were studied. By adopting the welding method of multiple offsets which means welding is carried out on copper first and then on titanium side, and the two welds are close but not connected, the tensile strength of Ti/Cu joints can be greatly improved. In order to explore the thermodynamic behavior of the joints, the finite element method (FEM) was used to analyze the temperature field, deformation and stress distribution, then the strengthening mechanism is discussed in combination with microstructure evolution and mechanical properties. Welding on titanium side can remelt the heterogeneous interface formed by welding on copper side, and improve its stress concentration. The tensile fracture shows that it is brittle cleavage fracture, the phase composition on the fracture surface changes from TiCu to Ti₂Cu, and the brittleness decreases.

Keywords: Electron beam welding; Titanium alloy; Copper alloy; Numerical simulation; Mechanical property

(责编 知舟)

基于Comsol的磁场辅助磨料水射流流场分布数值模拟*

侯荣国,王 涛,吕 哲,田业冰

(山东理工大学机械工程学院,淄博 255000)

[摘要] 借助 Comsol 软件数值模拟螺线管线圈的磁场强度分布和聚焦管内流场的分布状态,分析螺线管线圈磁场强度的分布规律及辅助磁场对磨料水射流的作用机理,获得使磨料水射流达到最佳聚焦效果的磁场强度。结果表明当励磁电流 $I=2.2\text{A}$ 时,磨料射流束在喷嘴出口处获得最佳聚焦效果。观察比较施加磁场辅助前后喷嘴外部流场的分布状态,并利用振动及动态信号采集分析系统测量射流实际冲击力。测量试验表明,施加磁场辅助后,磨料水射流的有效直径变小,聚焦效果显著增强,原有的薄水雾层消失,射流冲击力随电流强度的增大而增大。

关键词: 磨料水射流; 磁场辅助; 流场分布; Comsol; 螺线管线圈

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.043



侯荣国

副教授,硕士生导师,主要从事先进制造技术、工业机器人技术、机电控制技术的研究。主持或参与国家级课题 2 项、省部级课题 3 项、企业课题 3 项,获省部级教学奖励 2 项。发表学术论文 30 余篇,其中 SCI (EI) 收录 21 篇,授权发明专利 5 项。

工程陶瓷具有极高的硬度,良好的耐磨性、耐磨蚀性及耐高温等特点,被广泛应用于航空零部件的制造^[1-3]。目前应用于航空领域的陶瓷零件可分为两种:结构零件(如涡轮叶盘、机头罩、导弹喷管等)和功能零件(如卫星的天线罩和天线窗等)^[4-5]。传统加工陶瓷零件的方法,如金刚石磨削,不仅会产生刀具磨损,而且在加工过程中会产生大量的磨削热和较大的冲击力,使零件表面产生热损伤区、微裂纹和局部应力集中等,影响被加工工件的使用性能^[6]。此外,对于复杂型面的陶瓷零件,传统机械加工方法周期长、成本高且定位不准确。磨料水射流技术是一种新型冷态加工技术,与传统机械加工相比,其柔性高、定位精准、加工力小且无热效应,优势明显^[7-8]。因此,该技术被广泛应用于工程陶瓷等硬脆材料零件制造过程。磁场辅助磨料水

射流技术是磨料水射流技术的延伸和发展,该技术通过在喷嘴外围施加局部轴向磁场,消除射流的初始扰动效应,降低射流发散效果^[9],且磨料为磁性磨料,可进一步发挥磁场的作用,增强磁流变液表观黏度,提高射流聚焦效果。

本文将辅助磁场引入到磨料水射流加工中,优化设计磁场发生装置产生高能磁场,以便优化磨料分布和提高磨料动能。借助 Comsol 软件数值模拟聚焦管内流场的分布状态,分析辅助磁场对磨料水射流的作用机理,并利用振动及动态信号采集分析系统测量磨料射流的实际冲击力。

磁场辅助螺线管线圈模型的建立

1 单线圈模型

根据毕奥-萨伐尔定律^[10],距

* 基金项目: 国家自然科学基金(51402574)。

电流源 $I ds$ 任意点处的磁感应强度为:

$$dB = \frac{\mu_0 I ds \times r}{4\pi r^2} \quad (1)$$

式中, μ_0 为真空中的磁导率(H/m); I 为电流强度(A); ds 为电流源的线源矢量; r 为电流源到任意点的矢量半径(m)。

建立单线圈模型如图1所示。建立以圆心 O 为坐标原点, 半径为 R 的直径坐标系, M 为坐标系内任一点。线圈电流为 I , φ 为 OP 与 $O'P$ 之间的夹角, γ 为 OP 与 y 轴之间的夹角, θ 为矢径 r 与 ds 之间的夹角, α 为矢径 r 与其在 yo 平面上投影之间的夹角。

由图1可得电流源的线源矢量和矢量半径的单位矢量分别为:

$$ds = ds(-\sin\gamma e_j + \cos\gamma e_k) \quad (2)$$

$$e_r = \cos\alpha e_j - \cos\alpha \cos(\gamma + \varphi) e_j - \cos\alpha \sin(\gamma + \varphi) e_k \quad (3)$$

将式(2)和(3)代入式(1), 积分并简化得单线圈近轴线处任意点的磁感应强度为:

$$B_x = \frac{\mu_0 I R^2 \times r}{4(R^2 + y^2 + r_0^2)^{3/2}} (2 - \frac{3y^2}{R^2 + y^2 + r_0^2}) \quad (4)$$

建立单层密匝线圈模型如图2所示。其中单层密匝线圈的长度为 $2L$, 半径为 R , 单位长度上的线圈匝数为 n , $(x-l)$ 对应式(4)中的 r_0 。

对式(4)从 $-L$ 到 L 积分, 可得

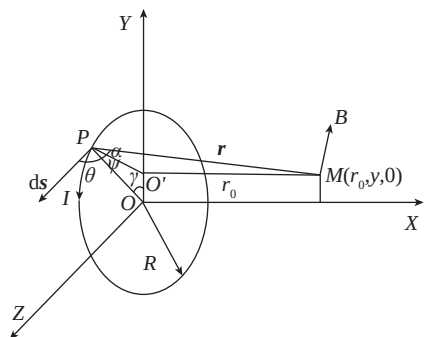


图1 单层线圈模型

Fig.1 Model of single layer coil

单层密匝线圈近轴线处任意点的磁感应强度为:

$$B_x = \frac{\mu_0 n I R^2}{4} [\frac{2}{R^2 + y^2} (A - B) -$$

$$\frac{3y^2}{(R^2 + y^2)^2} (A - B + \frac{1}{3} B^3 - \frac{1}{3} A^3)] \quad (5)$$

式中:

$$A = \frac{x + L}{\sqrt{R^2 + y^2 + (x + L)^2}} \quad (6)$$

$$B = \frac{x - L}{\sqrt{R^2 + y^2 + (x - L)^2}} \quad (7)$$

2 多层密匝线圈模型

建立多层密匝线圈模型如图3所示。其中多层密匝线圈的内半径为 R_1 , 外半径为 R_2 , 长度为 $2L$, 线圈匝数为 N , I 为电流强度, j 为连续电流分布时的电流密度, $j dR$ 对应式(5)中的 nI 。

对式(5)从 R_1 到 R_2 积分, 可得多层密匝线圈近轴线处任意点沿轴的磁感应强度为:

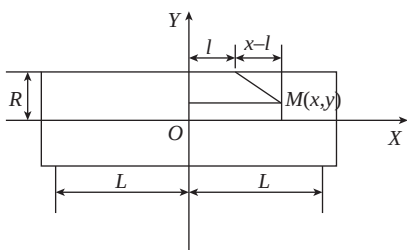


图2 单层密匝线圈模型

Fig.2 Model of single layer dense turn coil

$$B_x = \frac{\mu_0 j}{2} [(x + L) \ln \frac{R_2 + \sqrt{R_2^2 + y^2 + (x + L)^2}}{R_1 + \sqrt{R_1^2 + y^2 + (x + L)^2}} - (x - L) \frac{R_2 + \sqrt{R_2^2 + y^2 + (x - L)^2}}{R_1 + \sqrt{R_1^2 + y^2 + (x - L)^2}}] \quad (8)$$

$$j = \frac{NI}{2(R_2 - R_1)L} \quad (9)$$

螺线管线圈磁场强度分布数值模拟

图4是螺线管线圈三维分析模型。

螺线管线圈的三维参数如表1所示, 边界条件参数如表2所示。

1 螺线管线圈磁场强度分布的模拟结果与分析

图5、6和7分别是励磁电流 $I=2.0A$ 、 $2.2A$ 和 $2.4A$ 时, 磁场强度的分布图。

可知, 线圈内全部磁场沿线圈轴线呈轴对称分布, 主要分布规律为中心区域磁场强度较大, 分布相对均匀且趋于定值, 靠近两端面时, 由于“端

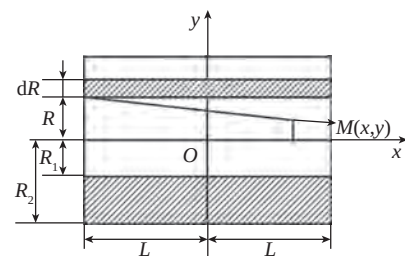


图3 多层密匝线圈模型

Fig.3 Model of multilayer dense turn coil

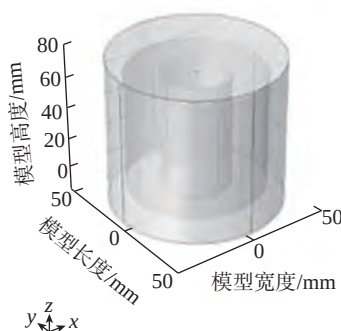


图4 螺线管线圈三维分析模型

Fig.4 Analysis model of multilayer dense turn coil

面效应”磁场强度迅速减小;螺线管线圈径向磁场强度的变化范围较小;当螺线管长度和线圈匝数为定值时,磁场强度与励磁电流成正比例关系,即励磁电流越大,磁场强度越强,当励磁电流 $I=2.0\text{A}$ 、 2.2A 和 2.4A 时,对应的最大磁感应强度 B 分别为 0.0263T 、 0.0288T 和 0.0317T ,最大磁场强度 H 分别为 21.04kA/m 、

23.04kA/m 和 25.36kA/m 。

2 聚焦管内磨料射流束流场分布数值模拟

求解设置:入口边界条件为压力入口,出口边界条件选择压力出口;水射流参数如表 3 所示,氧化铝磁性磨料参数如表 4 所示^[11]。

图 8、9 和 10 分别是励磁电流 $I=2.0\text{A}$ 、 2.2A 和 2.4A 时,磨料射流束

在聚焦管内的流场分布图(重力方向为 z 轴正方向)。

可知,当励磁电流 I 由 2.0A 增加至 2.2A 时,磨料射流束在喷嘴出口处的直径逐渐变小,聚焦效果逐渐增强;但励磁电流 I 由 2.2A 增加至 2.4A 时,磨料射流束在喷嘴出口处发生提前发散现象,射流束直径逐渐变大。由此可知,当励磁电流

表1 螺线管线圈三维模型
Table 1 3D model of dense turn coil

	内径 R_1/mm	外径 R_2/mm	高度 h/mm	线圈匝数 N
螺线管线圈	20	40	70	2000
外部空气域	40	50	90	—

表2 流场模拟边界条件参数
Table 2 Boundary parameters of flow field

线圈材料	励磁电流 I/A	初始压力 P/MPa	入射面 d/mm
非固体	2.0、2.2、2.4	20	5

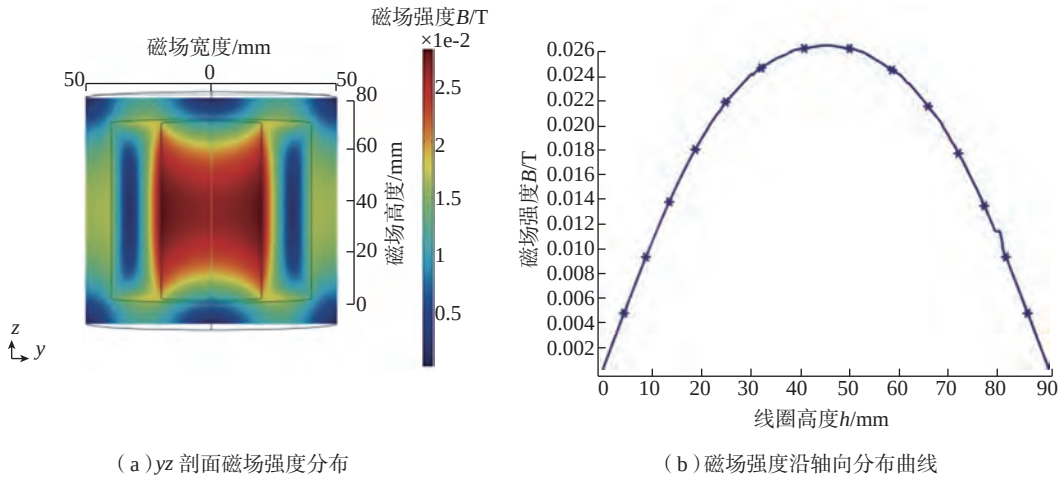


图5 励磁电流 $I=2.0\text{A}$ 时的磁场强度分布
Fig.5 Distribution of magnetic field intensity with the current of 2.0A

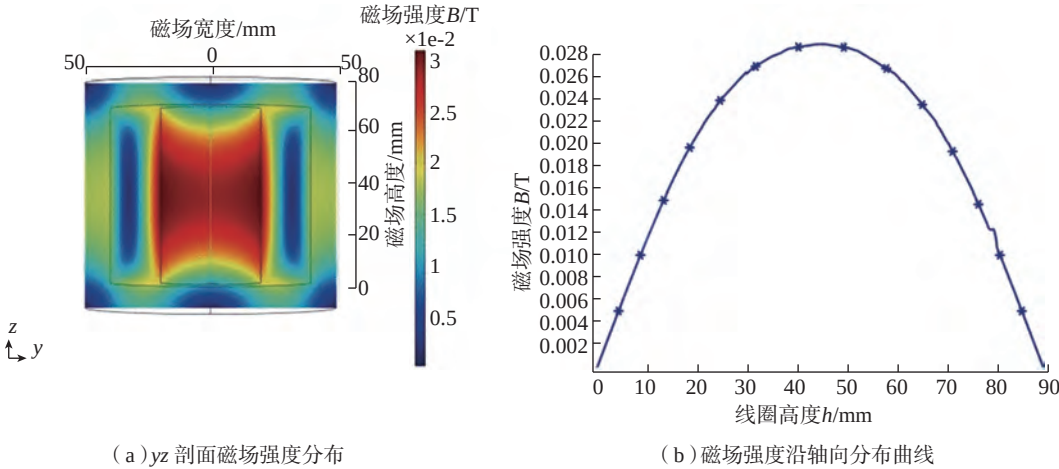


图6 励磁电流 $I=2.2\text{A}$ 时的磁场强度分布
Fig.6 Distribution of magnetic field intensity with the current of 2.2A

表3 水射流参数

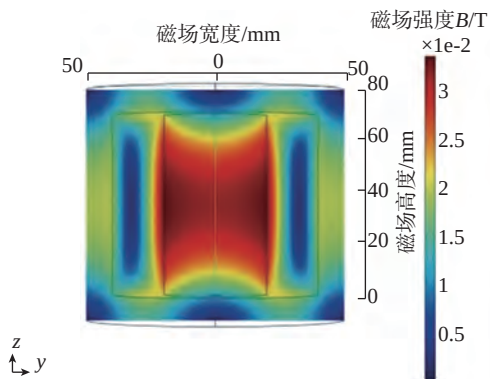
Table 3 Parameters of water jet

流体材料	初始压力 P/MPa	密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$
Water liquid	20	1000

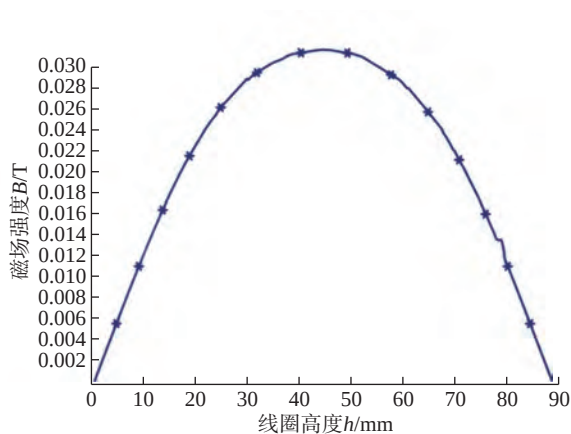
表4 氧化铝磁性磨料参数

Table 4 Parameters of alumina magnetic abrasive

密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	磨料粒径 d/mm	动力黏度 $\mu/(\text{Pa}\cdot\text{s})$	介电常数 $\epsilon/(\text{N}\cdot\text{m}^2)$
3965	0.05	1×10^{-5}	5.7



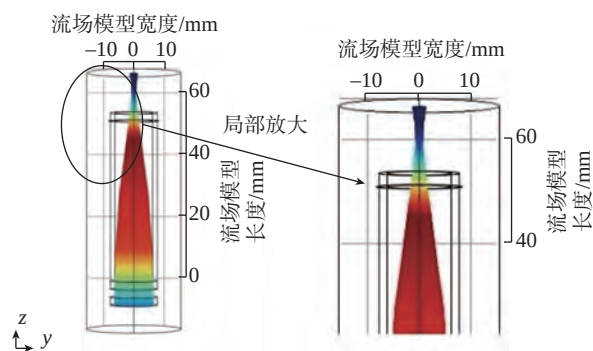
(a) yz 剖面磁场强度分布



(b) 磁场强度沿轴向分布曲线

图7 励磁电流 $I=2.4\text{A}$ 时的磁场强度分布

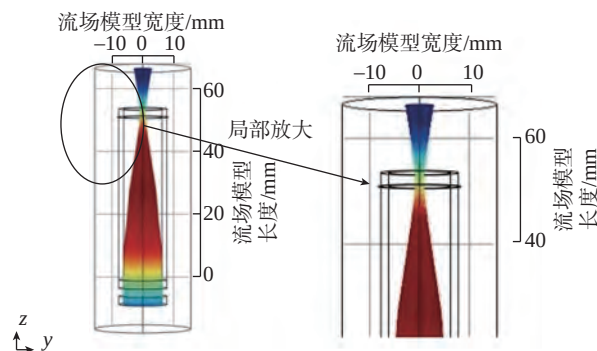
Fig.7 Distribution of magnetic field intensity with the current of 2.4A



(a) 磨料射流束聚焦状态 (b) 喷嘴出口局部放大

图8 励磁电流 $I=2.0\text{A}$ 时的射流束聚焦状态

Fig.8 Focusing effect of water jet with the current of 2.0A



(a) 磨料射流束聚焦状态 (b) 喷嘴出口局部放大

图9 励磁电流 $I=2.2\text{A}$ 时的射流束聚焦状态

Fig.9 Focusing effect of water jet with the current of 2.2A

$I=2.2\text{A}$ 时,磨料射流束刚好在喷嘴出口处获得最佳聚焦效果;当励磁电流 $I=2.0\text{A}$ 时,磁场强度相对较弱,不足以使磨料射流束的聚焦效果达到最佳状态;当励磁电流 $I=2.4\text{A}$ 时,磨料射流束在喷嘴出口之前达到最佳聚焦效果,但由于磁场分布的“端面效应”,喷嘴出口端面处磁场强度较

弱,磁场的聚焦作用下降,磨料射流束发生提前发散。

3 喷嘴外磨料水射流流场分布试验验证

图 11 为喷嘴外磁场辅助磨料射流束观察试验示意图,试验的参数设置如表 5 所示。本试验利用摄像机观察磨料水射流经喷嘴射出后的流

场分布状态,对比施加磁场辅助前后磨料射流束的直径变化和发散效果,进一步分析辅助磁场对流场分布状态的作用规律。

图 12 (a) 和(b) 分别是未施加磁场和施加磁场条件下喷嘴外部磨料水射流流场分布状态的测量结果。比较图 12 (a) 和(b) 可知,未

施加磁场辅助时,射流运动状态不稳定,原有的连续射流表面破碎严重,发散现象明显,射流核心段的外部被稀薄的水雾层包裹;随着励磁电流的增大,磨料水射流的直径变小,聚焦效果增强,说明辅助磁场的加入降低了磨料水射流的发散效果,获得了集束性好、准直性高的射流束。

4 磁场辅助磨料水射流冲击力测量试验

图 13 为磁场辅助磨料水射流冲击力测量装置。

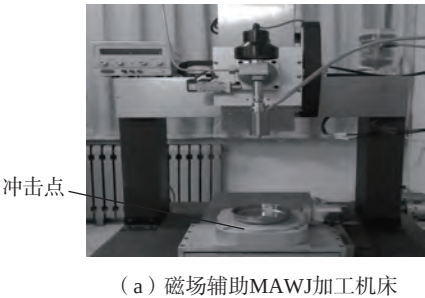
该测量系统的工作原理为:磨料水射流冲击力传感器,传感器将冲击力参数传输至 AZ804-B 信号调理仪,调理仪对冲击力信号进行滤波和放大处理,并将处理后的冲击力信号输送至 AZ308 信号采集箱,采集箱通过 USB 通讯数据线与计算机连接,并通过 AdCras 软件控制信号采集箱和计算机,实现冲击力信号的采集与分析。

表 6 为 AdCras 软件参数设置,表 7 为冲击力测量试验参数。

图 14 为磨粒水射流冲击力测量结果。可知,未施加磁场辅助时,磨料射流的冲击力均值在 8.16N 上下

表5 射流流场分布验证试验参数
Table 5 Experimental parameters of water jet flow field

射流压力 P/MPa	磨料粒度 $M/\text{目}$	磨料流量 $Q/(\text{g}\cdot\text{s}^{-1})$	励磁电流 I/A
20	240	6	2.2



(a) 磁场辅助MAWJ加工机床

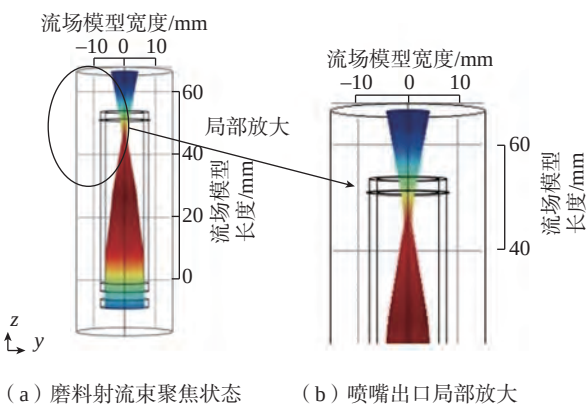


图10 励磁电流 $I=2.4\text{A}$ 时的射流束聚焦状态
Fig.10 Focusing effect of water jet with the current of 2.4A

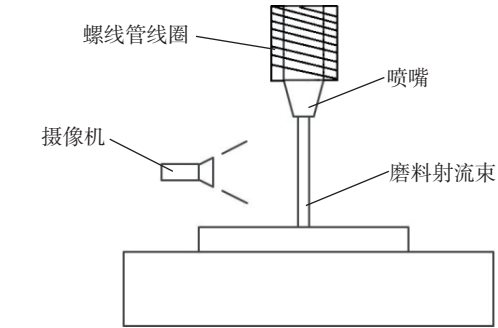


图11 流场分布观察试验示意图
Fig.11 Test chart of flow field distribution

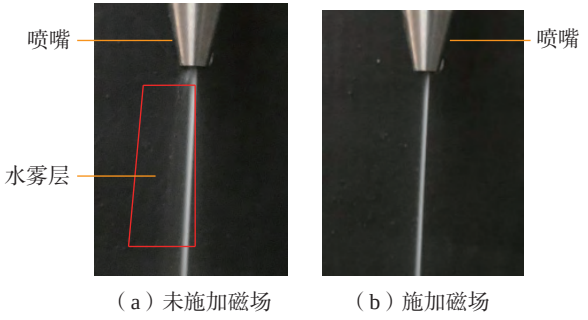
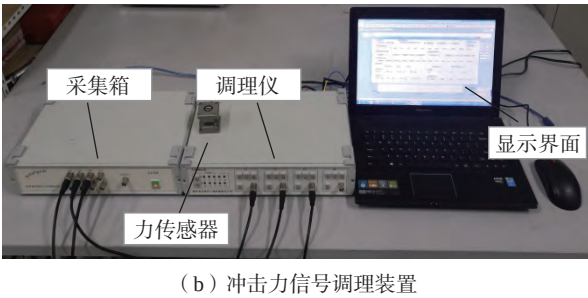


图12 喷嘴外流场分布状态
Fig.12 Distribution of flow field outside the nozzle



(b) 冲击力信号调理装置

图13 磨料水射流冲击力测量装置
Fig.13 Impact force measuring device of abrasive water jet

表6 AdCras软件设置

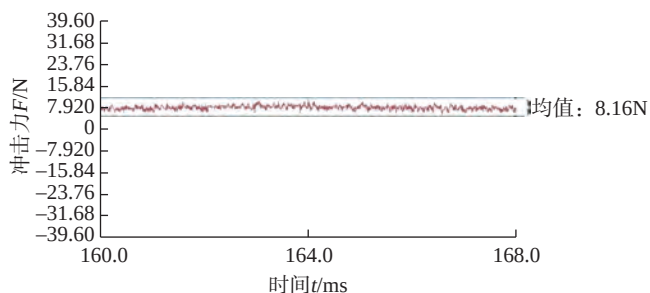
Table 6 AdCras software settings

采集方式	数据块数	采样频率/Hz	控制方式	电压范围/mV
连续采集	8	12800	自由运行	±5000

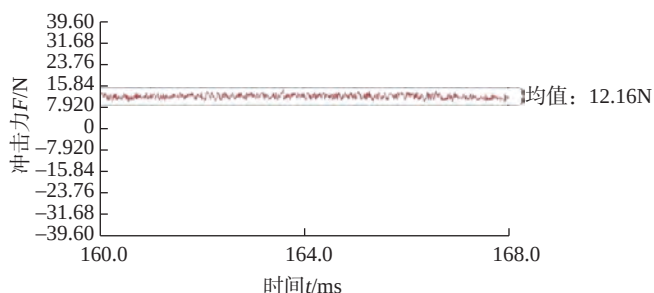
表7 射流冲击力测量试验参数

Table 7 Impact force measuring experimental parameters of abrasive water jet

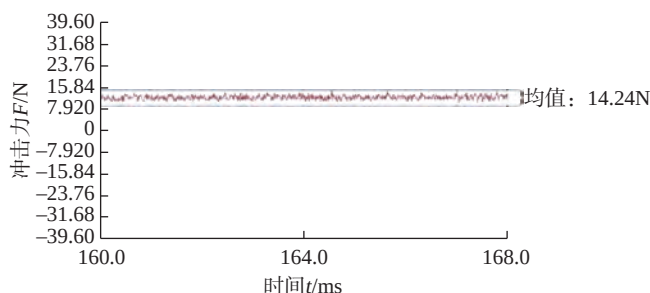
射流压力 P/Pa	靶距 S/m	磨料粒度 $M/\mu\text{m}$	励磁电流 I/A
20	7	240	1.8/2.0/2.2



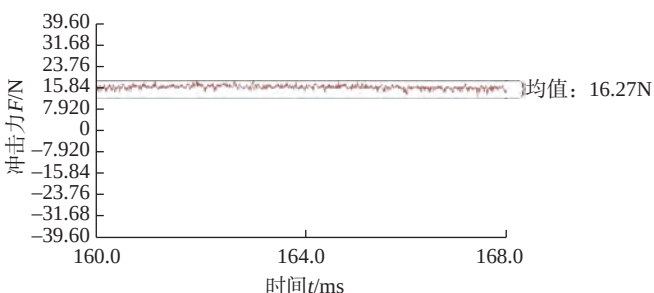
(a) 无磁场辅助 ($I=0$)



(b) 有磁场辅助 ($I=1.8\text{A}$)



(c) 有磁场辅助 ($I=2.0\text{A}$)



(d) 有磁场辅助 ($I=2.2\text{A}$)

图14 磨料水射流冲击力测量结果

Fig.14 Impact measurement results of abrasive water jet

波动,施加磁场辅助后,当励磁电流 $I=1.8\text{A}$ 、 2.0A 和 2.2A 时,对应的射流冲击力均值分别为 12.16N (冲击力均值增幅约为 40%)、 14.24N (冲击力均值增幅约为 75%) 和 16.27N (平均冲击力增幅约为 99%)。由此可知,在射流压力为恒定值 20MPa ,电流为 $1.8\sim 2.2\text{A}$ 范围的条件下,磁场的引入有效地提高了磨料水射流的冲击力,且冲击力与电流强度呈正相关,即电流强度越大,磁场强度越强,射流冲击力也越大。

结论

借助 Comsol 软件数值模拟了螺

线管线圈的磁场强度分布和聚焦管内流场的分布状态,并利用振动及动态信号采集分析系统测量了磨料水射流的实际冲击力,得出如下结论。

(1) 螺线管线圈内全部磁场沿线圈轴线呈轴对称分布:中心区域磁场强度较大,分布相对均匀且趋于定值,靠近两端面时,由于“端面效应”磁场强度迅速减小;螺线管线圈径向磁场强度的变化范围较小。

(2) 当励磁电流 $I=2.2\text{A}$ 时,磨料射流束刚好在喷嘴出口处获得最佳聚焦效果;当励磁电流 $I=2.0\text{A}$ 时,磁场强度相对较弱,磨

料射流束的聚焦效果未达到最佳状态;当励磁电流 $I=2.4\text{A}$ 时,磨料射流束在喷嘴出口之前达到最佳聚焦效果。

(3) 施加磁场辅助后,磨料水射流的有效直径变小,聚焦效果增强,原有的水雾层消失,且射流冲击力随电流强度的增大而逐渐增大。

由此可知,辅助磁场的引入提高了磨料水射流的聚焦效果,获得了准直性高、集束性好的射流束,可对复杂型面的陶瓷零件实现精确定位及精密抛光。同时,磨料水射流的冲击动能也显著提高,获得了携带高能量的射流束,为材料的去除提供了充足的动能保障。

参考文献

- [1] 吴甲民, 陈敬炎, 陈安南, 等. 陶瓷零件增材制造技术及在航空航天领域的潜在应用[J]. 航空制造技术, 2017, 60(10): 40-49.
- WU Jiamin, CHEN Jingyan, CHEN Annan, et al. Additive manufacturing of ceramic components and its potential application in aerospace field[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017, 60(10): 40-49.
- [2] STEYER T E. Shaping the future of ceramics for aerospace applications[J]. International Journal of Applied Ceramic Technology, 2013, 10(3): 389-394.
- [3] 王飞, 李飞, 刘河洲, 等. 高温合金空心叶片用陶瓷型芯的研究进展[J]. 航空制造技术, 2009, 52(19): 60-64.
- WANG Fei, LI Fei, LIU Hezhou, et al. Review of ceramic core for superalloy hollow blade[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2009, 52(19): 60-64.
- [4] 唐见茂. 航空航天材料发展现状及前景[J]. 航天器环境工程, 2013(2): 115-121.
- TANG Jianmao. A review of aerospace materials[J]. Spacecraft Environment Engineering, 2013(2): 115-121.
- [5] 王晶, 成来飞, 刘永胜, 等. 碳化硅陶瓷基复合材料加工技术研究进展[J]. 航空制造技术, 2016, 59(15): 50-56.
- WANG Jing, CHENG Laifei, LIU Yongsheng, et al. Research development on processing technology of silicon carbide ceramic matrix composites[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2016, 59(15): 50-56.
- [6] 周志雄, 毛聪, 周德旺. 平面磨削温度及其对表面质量影响的实验研究[J]. 中国机械工程, 2008, 19(8): 980-984.
- ZHOU Zhixiong, MAO Cong, ZHOU Dewang. Experimental investigation of grinding temperature and its effects on surface quality in surface grinding[J]. China Mechanical Engineering, 2008, 19(8): 980-984.
- [7] LIU Z W, LIU R Y. Study on polishing technology for hard-brittle materials by a micro abrasive water jet[J]. Advanced Materials Research, 2014, 1027: 52-57.
- [8] 雷玉勇, 蔡黎明, 邴龙健, 等. 微磨料水射流技术及其应用[J]. 西华大学学报(自然科学版), 2009, 28(4): 1-6.
- LEI Yuyong, CAI Liming, BING Longjian, et al. Micro abrasive water jet technology and its application[J]. Journal of Xihua University (Natural Science Edition), 2009, 28(4): 1-6.
- [9] 戴一凡, 张学成, 李圣怡. 确定性磁射流抛光技术[J]. 机械工程学报, 2009, 45(5): 171-176.
- DAI Yifan, ZHANG Xuecheng, LI Shengyi. Deterministic magnetorheological jet polishing technology[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2009, 45(5): 171-176.
- [10] 魏群. 螺线管磁场分布特征[J]. 长春工业大学学报(自然科学版), 2003, 24(3): 68-70.
- WEI Qun. A study on the magnetic field distribution characteristics of coils[J]. Journal of Changchun University of Technology, 2003, 24(3): 68-70.
- [11] 杨欢. 磁场辅助微细磨料水射流抛光陶瓷材料关键技术研究[D]. 淄博: 山东理工大学, 2018.
- YANG Huan. Key technology of magnetic field assisted micro abrasive water jet polishing ceramic materials[D]. Zibo: Shandong University of Technology, 2018.

通讯作者: 侯荣国, E-mail: hourongguo@163.com。

Numerical Simulation of Flow Field Distribution of Abrasive Water Jet Based on Comsol Software

HOU Rongguo, WANG Tao, LÜ Zhe, TIAN Yebing

(College of Mechanical Engineering, Shandong University of Technology, Zibo 255000, China)

[ABSTRACT] With the help of Comsol software, the distribution of magnetic field intensity and flow field inside and outside the focusing tube was simulated. The distribution law of magnetic field intensity was analyzed as well as the mechanism of magnetic field acting on water jet, and the optimum magnetic field intensity was obtained to achieve the best focusing effect of water jet. The results indicate that the best focusing effect of water jet was obtained with the current of 2.2A. The difference of flow field outside the nozzle was observed and analyzed before and after the magnetic field was applied, the vibration and dynamic signal acquire analysis system (CRAS) was used to measure the actual impact force of water jet. The experiment results show that with the magnetic field applied, the effective diameter of abrasive water jet decreases, the focusing effect increases obviously, the original water mist disappears, and the impact force of abrasive water jet increases with the increase of current intensity.

Keywords: Abrasive water jet; Magnetic field assisted; Flow field distribution; Comsol software; Dense turn coil

(责编 知舟)

碳纤维复合材料激光切割制孔工艺研究*

叶逸云¹, 贾少辉¹, 徐子法¹, 欧阳文泰¹, 焦俊科¹, 王飞亚², 葛恩德²

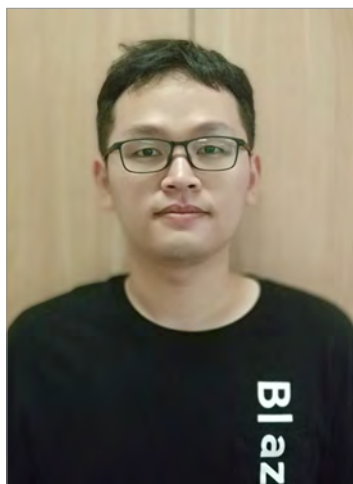
(1. 中国科学院宁波材料技术与工程研究所, 宁波 315201;

2. 中国商飞上海飞机制造有限公司, 上海 200436)

[摘要] 碳纤维复合材料(CFRP)具有轻质、高强、耐腐蚀等特点,在航空航天和汽车轻量化制造上被广泛应用,但CFRP的加工上依然面临着一些问题,如边沿毛刺、层间撕裂等。针对CFRP材料加工面临的问题,业内提出了一些新的加工方案,激光加工便是重要的一个解决方案。本文采用532nm波长的皮秒激光在碳纤维复合板上进行了激光切割制孔工艺的试验,对比了不同功率下激光旋转切割、平行填充切割以及十字填充切割3种不同的扫描方式对加工质量的影响。利用共聚焦显微镜对孔质量和热影响区进行了表征分析。试验结果表明,激光旋转切割的加工方式对CFRP的材料去除效率最高,锥度最小,热影响区较小。同时采用了D5766开孔拉伸标准,对3种不同工艺的激光扫描制孔样件及机械制孔样件进行了拉伸试验。相关研究为CFRP高质量的加工提供新的研究思路。

关键词: 激光制孔; 碳纤维复合材料; 激光切割; 激光旋切; 拉伸测试; 激光应用

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.050



叶逸云

硕士研究生,主要从事激光精密加工、激光焊接等研究。

碳纤维复合材料(Carbon Fiber Reinforced Plastics, CFRP)是一种由树脂作为基体,碳纤维作为增强体的复合材料,因具有良好的力学性能且质量轻的特点受到航空与汽车制造公司的青睐^[1]。但是,由于CFRP具有高强度高硬度以及非均质的特点,传统的刀具切削、钻孔等加工方式在加工CFRP时容易出现一系列的问题,例如:材料分层、纤维拔出、刀具磨损严重等,这些问题严重制约了CFRP的应用^[2]。

作为一种非接触式先进加工技术,激光加工技术在CFRP加工上应用潜力巨大^[3]。但由于树脂基体对热输入敏感,碳纤维和树脂的热力学性能巨大差异等原因,激光加工CFRP时极易产生热影响区(Heat

Affect Zone)^[4],热影响区的存在严重影响CFRP的静态强度^[5]。同时,由于高斯光束的特性,激光制孔容易产生锥度,在打深孔时更为明显。如何解决热影响区和锥度的问题,国内外学者进行了广泛的研究。Salama^[6]等研究了激光制孔时的自限制效应,发现激光制孔的深度与切缝宽度正相关,并对单道和多道并行的扫描方式进行比较,结果表明在相同加工时间和能量的条件下后者对材料的去除效率更高,加工深度更深。Leone等^[7]探究了150W Nd:YAG激光切割1mm厚CFRP板时的热影响区扩展量与工艺参数(平均功率、切削速度、脉冲频率和脉冲持续时间)之间的关系,发现热影响区范围在170~1600μm

* 基金项目: 商用飞机制造工程技术研究中心创新基金(COMASFGS201736734); 国防基础科研计划(JCKY2016130B203)。

之间,且热影响区范围与光斑重叠率直接相关。Li 等^[8]对激光打孔后的碳纤维板进行了拉伸试验并发现高功率与低功率激光制孔的板材性能差距可达 7%,但并未对比机械制孔性能。西安交通大学段文强等^[9]在 304 不锈钢和 DZ445 定向结晶镍基合金上进行了孔加工试验,研究了激光旋切法加工微小孔的工艺特点,对旋切法所涉及的 3 个关键参数(旋切路径、旋切速度、旋切圈数)对孔质量的影响规律进行了深入探讨。Weber 等^[10]模拟分析了激光工艺不同参数对 CFRP 热损伤的影响。Goeke 等^[11]研究了激光参量对 CFRP 材料切割热影响区和切缝宽度的影响。Fenoughty 等^[12]比较了 Nd:YAG 脉冲激光与连续激光对 CFRP 切割的影响,试验证明了脉冲激光比连续激光在加工 CFRP 时造成的热损伤更小。

为进一步研究工艺参数对激光切割制孔质量的影响规律,提高制孔效率,本文对比了不同扫描路径对 CFRP 打孔的影响。试验验证了激光旋切在 CFRP 制孔上的应用可行性,对比了激光加工与传统机械加工对 CFRP 性能影响的差异,为激光制孔技术在 CFRP 上应用提供工艺参考。

试验及方法

1 试验材料

试验所用 CFRP 由环氧树脂和

碳纤维热固形成,碳纤维是 HF10 (T300 级),含量为 62% (表 1)。板材总共包含 16 层,最外两层为编织层,内部为单向排列。拉伸件采用 ASTM 标准: D5766/D5766M-02a。样件宽 36mm,长 200mm,厚 2mm,板材中心开直径 6mm 的孔,板材两端正反面均贴上 36mm×50mm×2mm 的玻璃纤维加强片。测试材料去除效率的试验样件尺寸为长 100mm,宽 80mm,厚 4.25mm。

2 试验设备

试验所用 EdgeWave 激光器波长 532nm,脉冲宽度 10ps,重复频率 200kHz,聚焦光斑直径约 50 μ m,最大实测出光功率 50W。加工软件为北京金橙子科技公司的 EZCAD2,该软件能自动记录加工时间。

3 试验设计

3.1 材料去除深度试验设计

根据前期试验确定了不相关参数的优选值:扫描宽度 1mm,速度均为 500mm/s,分别在 8W 与 30W 的功率下进行材料去除能力测试。8W 情况下分别扫描 100、200、300、400、500 次并进行深度对比,30W 情况下分别扫描 50、100、150、200、

250 次并进行深度对比。使用共聚焦显微镜测量切缝宽度、深度以及热影响区面积。激光加工时为了防止材料燃烧,使用浓度 99.99% 氩气作为保护气,流量 8~10L/min。为了确保每圈的输入能量一致,调整相关参数使得每圈扫描时间均为 0.158s。具体参数为:激光旋切的单个圆环直径为 1mm,每个圆环间距 0.098mm,平行填充扫描方式圆环间距 0.034mm,十字填充扫描方式线间距 0.046mm。旋转切割的扫描路线为光束一边画圆一边前进,圆环横截面的单次扫描在短时间内发生,且距离下次扫描间隔为 0.158s。平行填充方式的扫描路线为同心圆环。对于平行填充的圆环横截面来说,激光的单次完整扫描时间为 0.158s 且距离下次扫描无间隔。十字填充方式的扫描路径为纵横交错网格。十字填充扫描方式与平行填充扫描类似,单个圆环横截面增加了水平方向的扫描线路,减少了竖直方向的扫描线路。为了便于观察去除深度,扫描去除试验在 CFRP 板边缘进行。扫描方式如图 1 所示,激光制孔原理如图 2 所示。

表1 碳纤维复合材料性能参数

Table 1 Performance parameters of carbon fiber composites

材料参数	体积分数 /%	密度 / (g·cm ⁻³)	气化温度 /℃	导热系数 / (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)
CFRP	62	1.78	4000	50
环氧树脂	38	1.2	700	0.1

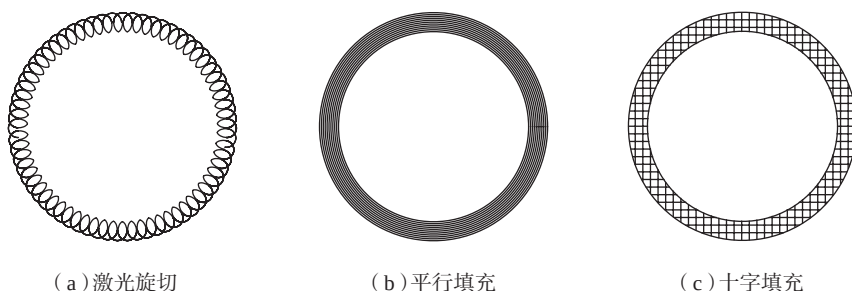


图1 扫描方式示意图

Fig.1 Schematic diagram of scanning mode

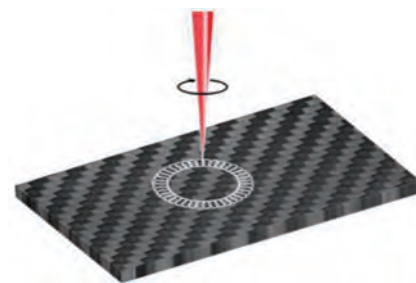


图2 激光制孔原理示意图

Fig.2 Schematic diagram of laser hole making principle

3.2 制孔能力对比

采用上述3种工艺参数对2mm板材进行6mm圆孔制孔测试,功率8W,扫描次数到100次时Z轴进给1mm确保焦点与加工平面接近,高效利用加工能量。加工后使用共聚焦显微镜观测孔进出口的圆整度。

3.3 拉伸性能对比试验

试验根据ASTM标准D5766/D5766M-02a(聚合物基复合材料层压板开孔拉伸强度标准试验方法)进行制孔样件力学性能拉伸测试。对比3种激光制孔与麻花钻钻孔的力学性能差异。

结果与讨论

1 材料去除效率对比

用共聚焦光学显微镜拼接扫描样件侧边,观察材料去除深度与形貌。相同功率下3种加工方式对材料的去除模式接近,剩余截面相似,如图3所示,仅存在效率上的差异。图3(a)中8W激光旋切样件的切缝上下宽度接近,因为加工深度较浅,离焦平面接近束腰,光束半径较小,锥度不明显。由于孔侧壁遮挡产生的自限制效应,以及激光加工CFRP时烧蚀产生的

气体颗粒和等离子体对激光的遮蔽效应,使得激光到达切缝底部的能量减少,低功率激光对CFRP的去除效率随深度增长下降。十字填充方式与平行填充方式加工深度相近,激光旋切加工深度始终领先。因为在一段小于0.158s(单次扫描时长)的时间内,激光旋切扫

描线路更密集,材料加工表面功率密度更高,材料去除效率更高,如图4所示。30W激光切割加工时,由于功率较高,孔中间区域在加工时部分被气化,产生平顶,如图3(b)所示。气化产生的空白区域减轻了激光加工时的遮蔽效应和自限制效应。如图5所示,3种加工方

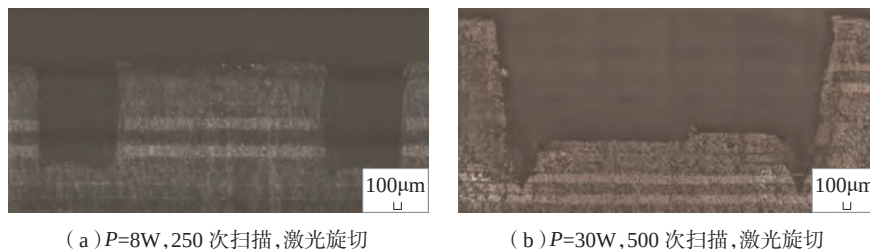


图3 激光去除深度试验共聚焦显微镜拼接图

Fig.3 Confocal microscope mosaic of laser removal depth experiment

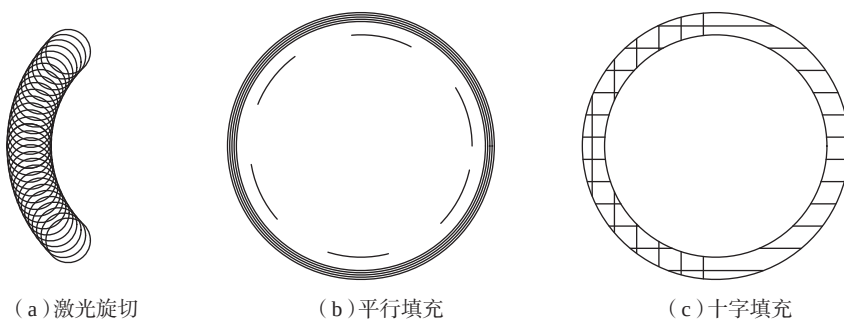
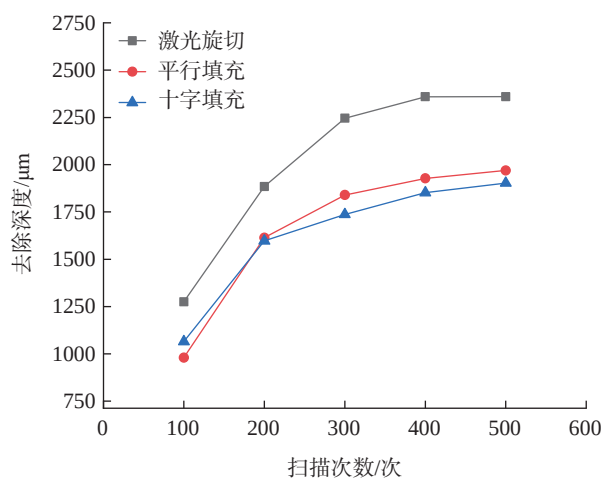
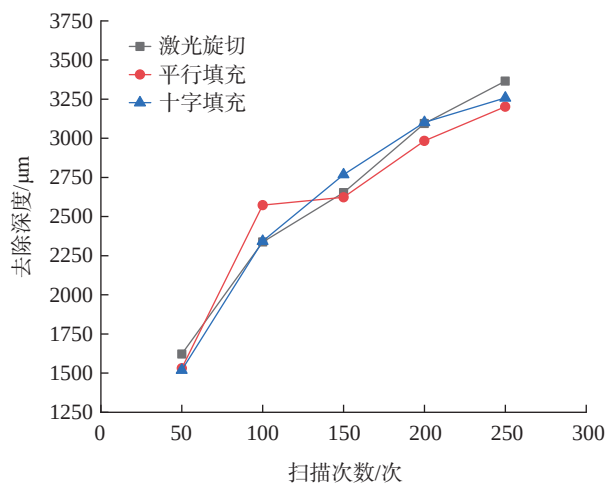


图4 四分之一周期的扫描线路

Fig.4 Scanning path diagram of one fourth cycle



(a) 8W皮秒激光去除深度试验



(b) 30W皮秒激光去除深度试验

图5 激光制孔去除深度试验记录

Fig.5 Record of laser drilling removal depth experiment

式切缝底部的激光进光量充足,相同扫描次数的3种加工方式所得切缝深度接近。切缝上宽下窄,孔壁呈现出一定的锥度,这是由于激光能量在空间上服从高斯分布。

2 制孔能力对比

在2mm板材上用8W皮秒激光进行直径6mm圆孔的制备。使用3种激光加工方式加工,每种加工方式加工3组,每组耗时如表2所示。激光旋切比平行填充平均制孔耗时减少15.9%,比十字填充平均制孔耗时减少23%。观察材料表面形貌发现,激光旋切方式制孔的表面较为破碎,出现纤维丝脱出的现象,材料分层较少(图6和7)。由于激光旋切扫描路径的特殊性,旋切制孔的孔壁边缘出现波浪状条纹,如图6(a)所示。平行填充方式制孔的材料表面平整,但是分层严重,如图6(b)所示。十字填充方式制孔的材料表面破碎严重,分层严重,如图6(c)所示。出现这种差异的主要原因是激光旋切

方式的加工时间更短,加工速度更快,热积累量更少,纤维丝被烧断却未完全去除。平行填充和十字填充两种方式的加工时间更长,热积累量更大,将断裂的纤维丝完全去除,但是同时也导致材料的分层更加严重。十字填充加工方式耗时最长,热积累量最大,孔壁边缘质量最差。

CFRP具有各向异性及非均质的特性,热量在CFRP中的传导速率不同。CFRP板层间不含纤维,使得CFRP层间导热主要依靠导热系数较低的树脂导热。导致出口处热量分布不均,使树脂熔化不均匀,出口的圆度下降。热影响区沿纤维排布方向扩散较快,有呈现出椭圆的趋势。3种扫描方式的入口直径均为6mm,孔入口表面孔径精度高,表面平整,加工质量好,如图8(a)所示。因为孔入口表面与焦平面重合,加工速度快,加工最早,热积累

最少,所以圆孔附近存在的热影响区较小。由于高斯光束的特性,孔有一定的锥度,出口圆直径均小于6mm。由于孔底部的热积累量较大,孔出口处的热影响区比入口处更大,热损伤也更加严重。其中,十字填充扫描方式的孔出口表面热影响区最小,表面最平整。激光旋切方式孔出口表面热影响区最大,出口圆直径最大,孔锥度最小(图8(b))。机械制孔采用麻花钻钻孔方式,钻孔直径6mm,钻速1200r/min,进给量0.01mm/r。麻花钻钻孔的孔入口表面存在毛刺,碳纤维撕裂,纤维丝脱出等现象,孔壁表面质量较差,见图8(c);出口处缺陷主要为材料分层,在钻头钻出时产生,见图8(d)。但是机械制孔不会产生锥度,这是其优点。

3 拉伸性能测试

采用ASTM标准D5766/D5766M-

表2 8W激光加工2mm厚CFRP板的时间
Table 2 Time of processing 2mm thick CFRP plate with 8W laser

加工分组	激光旋切	平行填充	十字填充
组一时间	251	279	308
组二时间	261	295	317
组三时间	229	308	338
平均时间	247	294	321

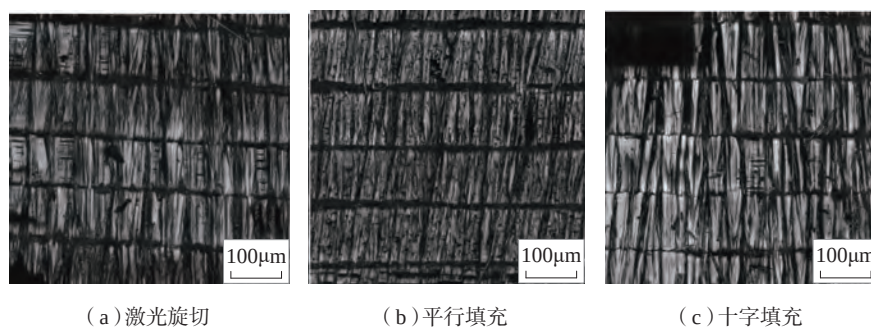


图6 共聚焦光学显微镜观察孔侧壁热损伤
Fig.6 Thermal damage of lateral wall of hole observed by confocal optical microscope

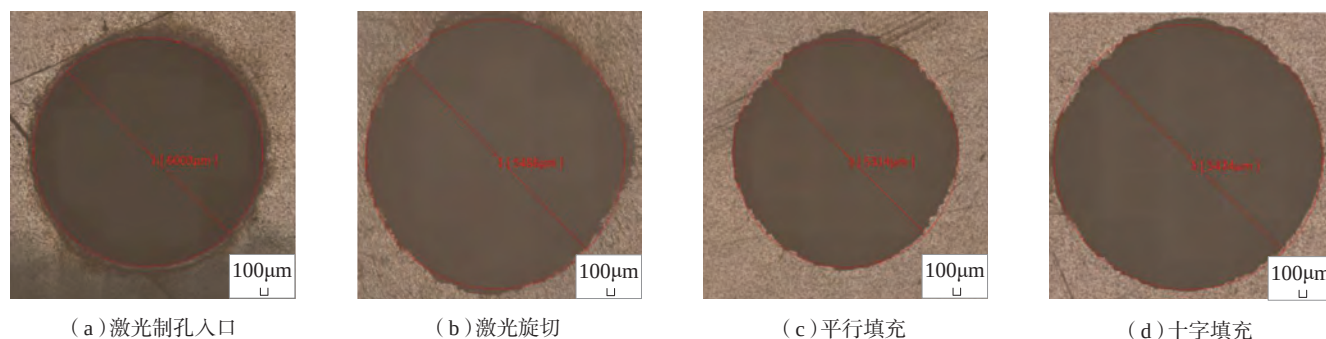


图7 共聚焦显微镜观察激光制孔质量
Fig.7 Laser drilling quality observed by confocal microscope

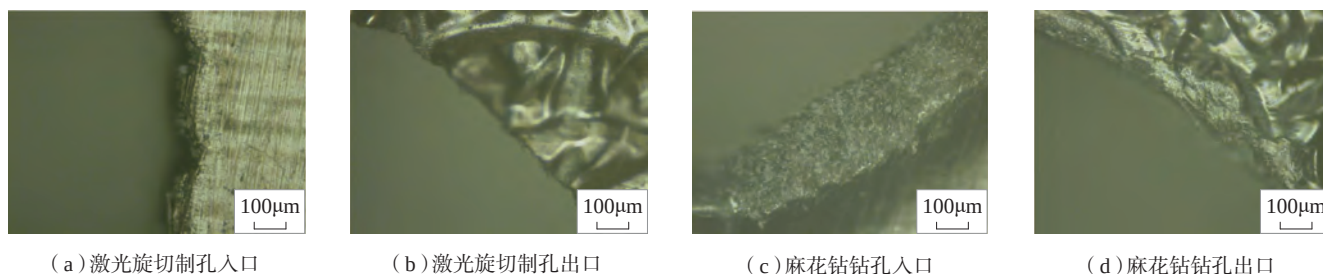


图8 孔表面质量观察
Fig.8 Observation of pore surface quality

02a 对制孔样件进行拉伸试验,拉伸样件如图 9 所示。3 种激光制孔方式样件断裂方式相似,样件断裂界面容易出现纤维拔出现象,孔周边更为明显。因为激光加工时热输入量较大,孔周边树脂熔化再凝固,使树脂对纤维的固定程度下降,样件断裂时纤维丝脱出,如图 9 (c) 所示。机械制孔的断裂通常不出现在圆横线中心处,每层材料的断裂位置不同。这是因为麻花钻钻孔时的机械应力导致材料间的分层,使得拉伸样件断裂时断口界面不在同一

平面,如图 9 (d) 所示。

样件拉伸性能如图 10 所示,麻花钻制孔方式与激光制孔方式拉伸性能均低于未打孔材料三分之一以上。不同激光制孔方式与麻花钻制孔方式板材性能差距不大。激光旋切与平行填充制孔方式制备的样件拉伸性能波动更小。麻花钻加工与十字填充方式制备的样件拉伸性能波动较大。

结论

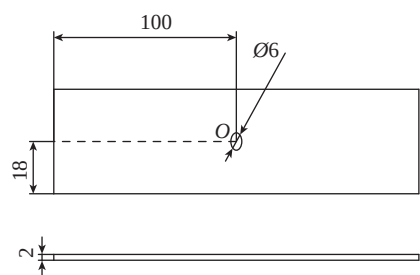
本文利用皮秒激光对 CFRP 进

行了制孔工艺研究,对比了不同激光扫描方式对 CFRP 制孔能力的差异,并对制孔后样件的力学性能进行了拉伸测试,得出了以下结论:

(1) 激光旋切制孔与激光十字填充,激光平行填充制孔方式相比,在功率较高时(孔中间材料被部分烧蚀),3 种扫描方式无明显差别,在功率较低时(孔中间材料未被完全烧蚀),激光旋切制孔速度明显领先于另外两种扫描方式。

(2) 相同参数下激光旋切的加工效率更高,热影响区较小,但是孔侧面平整度略微差于平行填充方式与十字填充方式。3 种激光加工方式均有一定锥度且较为接近。

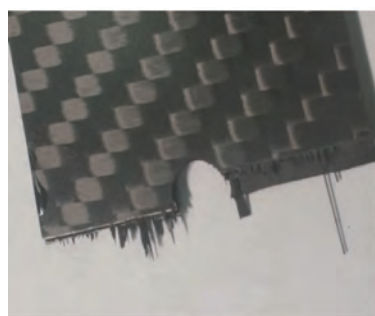
(3) 通过对比激光制孔与麻花钻制孔两种制孔工艺的特点,发现两种工艺拉伸性能相近,但激光制孔的表面质量较高,机械制孔的尺寸精度较高。



(a) 尺寸示意图



(b) 样件



(c) 旋切制孔样件



(d) 机械制孔样件

图9 拉伸样件示意图
Fig.9 Schematic diagram of stretch sample

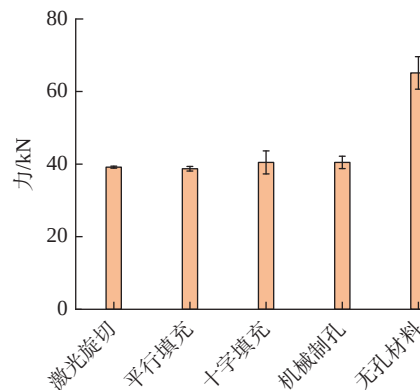


图10 拉伸试验性能记录
Fig.10 Tensile test performance record

参考文献

- [1] KATNAM K B, SILVA L F M D, YOUNG T M. Bonded repair of composite aircraft structures: a review of scientific challenges and opportunities[J]. Progress in Aerospace Sciences, 2013, 61: 26–42.
- [2] 孙婷, 杨文锋, 刘畅, 等. 民航 CFRP 二次加工技术[J]. 中国科技信息, 2018(5): 35–37.
- SUN Ting, YANG Wenfeng, LIU Chang, et al. Civil aircraft CFRP secondary processing technology[J]. China Science and Technology Information, 2018(5): 35–37.
- [3] AL-SULAIMAN F A, YILBAS B S, AHSAN M, et al. Laser hole drilling of composites and steel workpieces[J]. Lasers in Engineering, 2006, 16(1–2): 105–120.
- [4] YUNG K C, MEI S M, YUE T M. A study of the heat-affected zone in the UV YAG laser drilling of GFRP materials[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2002, 122(2–3): 278–285.
- [5] HERZOG D, JAESCHKE P, MEIER O, et al. Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2008, 48(12–13): 1464–1473.
- [6] SALAMA A, YAN Y Z, LI L, et al. Understanding the self-limiting effect in picosecond laser single and multiple parallel pass drilling/machining of CFRP composite and mild steel[J]. Materials and Design, 2016, 107: 461–469.
- [7] LEONE C, GENNA S. Heat affected zone extension in pulsed Nd: YAG laser cutting of CFRP[J]. Composites Part B: Engineering, 2018, 140: 174–182.
- [8] LI M J, LI S, GAN G C, et al. Experimental study on hole quality and tensile progressive failure following fiber laser cutting of multidirectional carbon fiber reinforced plastic laminates[J]. Laser Applications, 2019, 31(1): 1–10.
- [9] 段文强, 王恪典, 董霞, 等. 激光旋切法加工高质量微小孔工艺与理论研究[J]. 西安交通大学学报, 2015, 49(3): 95–103, 112.
- DUAN Wenqiang, WANG Kedian, DONG Xia, et al. The technology and theory research of laser rotary cutting high quality micro hole[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2015, 49(3): 95–103, 112.
- [10] WEBER R, HAFNER M, MICHALOWSKI A, et al. Minimum damage in CFRP laser processing[J]. Physics Procedia, 2011, 12: 302–307.
- [11] GOEKE A, EMMELMANN C. Influence of laser cutting parameters on CFRP part quality[J]. Physics Procedia, 2010, 5: 253–258.
- [12] FENOUGHTY K A, JAWAID A, PASHBY I R. Machining of advanced engineering materials using traditional and laser techniques[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1994, 42(4): 391–400.

通讯作者: 焦俊科, 博士、高级工程师、硕士生导师, 研究方向为激光焊接、激光熔覆, E-mail: jiaojunke@nimte.ac.cn.

Research on Hole Drilling in Carbon Fiber Reinforced Composite by Using Laser Cutting Method

YE Yiyun¹, JIA Shaohui¹, XU Zifa¹, OUYANG Wentai¹, JIAO Junke¹, WANG Feiya², GE Ende²

(1. Ningbo Institute of Materials Technology and Engineering, Chinese Academy of Sciences, Ningbo 315201, China;
2. COMAC Shanghai Aircraft Manufacturing Co., Ltd., Shanghai 200436, China)

[ABSTRACT] Carbon fiber reinforced polymer (CFRP) is widely used in aerospace and automotive lightweight manufacturing due to its lightweight, high strength and corrosion resistance. However, there are still some problems in the processing of CFRP, such as edge burrs, interlaminar tearing and so on. Many new processing schemes for CFRP materials are proposed in the industry. As an important processing method, the laser processing has become one of the research hotspots. The hole cutting process of carbon fiber composite plate was studied by using 532nm picosecond laser. The effects of laser rotary cutting, parallel filling cutting and cross filling cutting on machining quality were compared. The quality of the hole and the range of heat affected zone were observed by the confocal microscope. The experimental results showed that the scanning method of laser rotary cutting has the highest removal efficiency, the smallest tapers, and the hot affected zone was small. At the same time, D5766 open-hole tensile standard was adopted to conduct tensile experiments on three kinds of laser scanning hole making samples and mechanical hole making sample, and the results were analyzed. This research would provide new research ideas for high quality processing of CFRP.

Keywords: Laser drilling; CFRP; Laser beam cutting; Laser rotary cutting; Tensile test; Laser application

(责编 知舟)

等离子异质增材过渡区的组织性能研究*

徐俊强^{1,2}, 周琦^{1,2}, 彭勇^{1,2}, 王克鸿^{1,2}, 孔见^{1,2}

(1. 南京理工大学材料科学与工程学院, 南京 210094;

2. 南京理工大学受控电弧智能增材技术工信部重点实验室, 南京 210094)

[摘要] 采用等离子增材系统制备了不锈钢/高强钢异质增材构件, 构件内部无气孔、未熔合、夹渣等缺陷。为研究异质过渡界面组织特征, 采用了体视显微镜、金相显微镜以及扫描电镜等测试方法。测试结果表明, 高强钢熔敷不锈钢时, 会产生宽度为 1.1mm 的过渡区, 但不锈钢熔敷高强钢就不会产生明显的过渡区。不锈钢/高强钢之间存在 3 种界面, I 型界面由不锈钢、高强钢以及熔合界面组成; II 型界面的熔合界面不明显, 在不锈钢和不锈钢被马氏体区分隔开来; 将不锈钢、奥氏体铁素体混合区和过渡区定义为 III 型界面。通过对界面处进行 EDS 分析, 结果表明在 I 型界面, Cr 和 Ni 含量会发生突变, 但在 II 型界面和 III 型界面, 成分变化较为缓慢, 变化宽度分别为 70 μm 和 40 μm 。对界面区域进行显微硬度测试, 测试结果表明硬度突变宽度与成分变化宽度趋势一致, 从大到小依次为 II 型界面 > III 型界面 > I 型界面。

关键词: 超等离子增材制造; 异质; 不锈钢/高强钢; 界面; 显微组织

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.056



徐俊强

博士研究生, 主要从事高能束流增材制造工艺的研究。

电弧熔丝增材制造是采用电弧作为沉积热源, 将金属丝材熔化后逐层逐道沉积, 获得复杂构件的成形方法。因其原料来源广、沉积效率高、保护效果好的特点, 广泛应用于航空航天领域的中大型金属构件的整体化成形^[1]。

钢作为传统的结构材料广泛应用于制造行业, 但随着行业发展, 单一均质材料已无法满足工程机械性能要求, 多种材料复合已成为金属材料的发展趋势^[2]。增材制造采用三维切片, 逐层逐道沉积, 能够实现一维尺度上的组织、成分控制, 从而与生产需求进行匹配, 获得性能优异的非均质构件, 实现材料-结构-功能一体化^[3-4]。但在非均质构件的增材制造过程中, 异质钢的组织

结构、化学成分等多方面存在明显差异, 使得异质材料结合过渡区域成分变化规律、组织演变特性尚不明确。

针对异质钢材结合过渡区域成分变化、组织演变规律, 周彦林等^[5]在低合金高强钢 SA-516-70N 基材表面沉积不锈钢层, 获得了良好的堆积层, 堆积层主要组织为树枝状奥氏体, 过渡层组织为奥氏体、铁素体和碳化物。Ming 等^[6]研究了高强钢和不锈钢焊接接头的组织变化, 发现其结合界面没有发现铁素体, 证明了该区域的凝固方式为“奥氏体-铁素体”模式。Wang 等^[7]采用了扫描电镜和能谱 (SEM/EDS)、透射电镜 (TEM) 分析了 A508-Alloy 52 的焊接接头, 发现其存在两种过渡界面,

* 基金项目: 国防科技创新特区项目。

并定义为 I 型界面和 II 型界面,其中 I 型界面为明显的熔合界面,而 II 型界面为 A508 和 Alloy 52 M 之间存在马氏体组织区域。

目前,关于异种钢的结合过渡区域成分变化和组织演变有所报道,但对于增材制造过程中的异种钢结合过渡区域的研究尚未展开。针对上述问题,本文开展等离子异质钢增材制造过渡界面区研究。通过对不锈钢和高强钢的过渡区组织分析,采用 SEM/EDS 进行成分分析,并采用显微硬度方式评价过渡界面的性能的变化。该研究结果为异质增材制造提供了一定参考,为非均质一体化成形设计提供了新思路。

试验及方法

本试验采用的基板为 500mm×300mm×12mm 的轧制 316L 不锈钢板,使用的沉积材料为直径 $\phi 1.2$ mm 的 ER316L 不锈钢焊丝和 ER130S-G 高强钢焊丝,试验材料符合 AWS A5.9-93 和 AWS A5.82 要求,基板和焊丝化学成分见表 1。

试验采用的等离子增材制造系统是基于瑞士 ABB 公司生产的六自由度弧焊机器人和 L 型二轴变位机,由 Fronius 公司提供的 Magicwave 3000 TIG 交直流一体化焊机和 Thermalcut 公司的 PWM 3000 等离子焊枪提供沉积热源,利用配套控制系统和送丝系统完成等离子异质构件的成形。

增材试验之前,采用砂纸对 316L 基板进行打磨,并采用丙酮对基板表面进行清洗,去除表面油污。在增材过程中,热输入较大,基板极易产生变形,影响沉积过程稳定性,因此采用工装夹具固定基板,减少基板变形。沉积过程选用 Ar+2% O₂ 作为保护气,保护气流量为 18L/min,离子气选用纯氩,气体流量为 0.9L/min。保护气采用 Ar+2% O₂ 的目的在于提高电弧稳定

性,改善润湿性和沉积道成形,获得平整的沉积道。高强钢自身含有 Si、Mn 等脱氧元素,在沉积过程中形成焊渣,从而避免保护气对高强钢熔敷组织造成氧化。根据高强钢和不锈钢热物理属性差异,制订了不同的增材工艺参数,如表 2 所示。为获得良好的沉积形貌,避免未熔合等现象,沉积路径如图 1 所示,层与层之间沉积方向相互垂直交织。

沿着 Z 轴方向从增材构件上截取金相试样,采用不同目数的砂纸依

次打磨金相试样表面,待表面划痕方向趋于一致时,在金相抛磨机上使用 W2.5 的金刚石研磨膏进行抛光。为辨别试样不同区域并分析显微组织,分别采用硝酸酒精及在 60℃ 水浴环境下的苦味酸盐酸硝酸酒精溶液刻蚀金相表面,并采用体视显微镜和 Zeiss 光学显微镜进行观察。使用 D8 Advance X 射线衍射仪进行物相分析,设定步长为 0.02°,停留时间为 0.1s。为分析增材构件异质界面组织成分变化,使用配备有 EDS 的

表1 基板以及焊丝化学成分(质量分数)

Table 1 Chemical compositions of base plate and welding wires

%

材料	C	Mn	Si	Ni	Mo	Cr	Fe
316L 基板	0.019	1.97	0.69	13.4	2.67	16.9	余量
ER316L	0.014	2.07	0.55	12.9	2.28	19.2	余量
ER130S-G	0.074	1.78	0.63	2.18	0.57	0.44	余量

表2 增材过程工艺参数

Table 2 Parameters used for additive manufacturing

材料	熔覆电流 /A	沉积速度 / (cm·min ⁻¹)	送丝速度 / (m·min ⁻¹)	沉积摆宽 /mm	沉积摆长 /mm
ER316L	130	12.6	0.6	5	3
ER130S-G	110	9	0.75	—	—

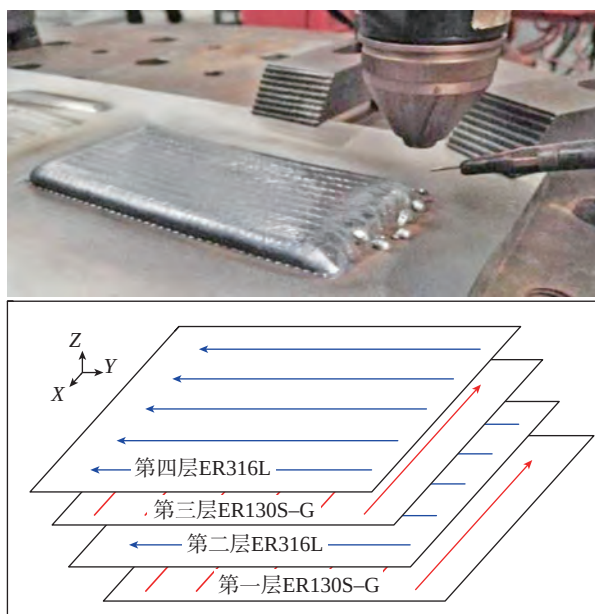


图1 增材过程实物图以及增材路径规划

Fig.1 Diagram of construction of additive manufacturing system and the generation of a sub-path

场发射扫描电镜进行测试分析。沿着Z轴方向对试样横截面进行显微硬度测试,测试过程中设定载荷分别为100g和300g,对应的测试间隔为50 μ m和200 μ m,加载时间为10s,通过测量压痕的对角线长度确定该位置的显微硬度。

结果与讨论

1 宏观组织形貌特征

等离子异质增材构件的横截面如图2所示。高强钢和不锈钢的耐腐蚀性能差异较大,因此采用硝酸酒精溶液刻蚀表面能够看到明显的衬度差异。从图2中能够看到等离子增材制造能够得到质量良好的增材构件,其内部致密,未发现气孔、夹渣、未熔合等缺陷。根据衬度差异,可以看到增材构件的横截面由不锈钢、高强钢和两者混合的过渡区组成,并且只有在高强钢熔敷不锈钢时会存在过渡区。增材构件的单层厚度较为均匀,不锈钢层厚度为1.5mm,高强钢厚度为2.3mm,过渡区域厚度为1.1mm。增材过程中引入了焊枪摆动,使得单层的道与道之间不存在明显的界线。

2 显微组织表征

等离子异质增材构件不同区域组织形貌如图3所示,在不同的区域因成分差异、温度场波动等,导致了组织的巨大差异。如图3(a)所示,不锈钢区主要是由奥氏体枝晶和胞

状组织组成,其中夹杂着少量的铁素体组织。因为增材过程中,散热方式为基板散热和空气对流传热,但当沉积厚度较薄时,基板散热成为主要的散热方式。因为其散热方向为垂直于界面方向,该方向的温度变化更加明显,梯度最大,因此枝晶生长方向垂直于基板^[8]。本试验中采用的高强钢为低碳合金钢,其组织与冷却速度有关,当冷却速度较快时能够形成马氏体组织,冷却速度较慢时则会形成贝氏体组织。在连续沉积过程中,热量持续输入,使得熔池冷却速度降低,导致高强钢的组织主要由沿着晶界生长的贝氏体组织和铁素体组织组成,局部区域还会出现粒状贝氏体组织(图3(b)),该结果与之前研究结果相吻合^[9-10]。如图3(c)所示,在过渡区,部分高强钢和不锈钢熔融混合,使得该部分合金元素增多,从而在较低冷却速

度下能够形成马氏体组织^[7]。研究表明,当过渡层中的Ni含量低于5%~6%,过渡区域会产生马氏体组织^[11]。在增材过程中,高强钢熔敷在不锈钢上时,高强钢沉积层底部和上一层不锈钢顶部熔融混合,其中高强钢含量占多数,Ni含量低于5%,从而形成了过渡区;但当不锈钢熔敷在不锈钢上时,由于较少的高强钢熔融进入熔池中,Ni含量较多,无法形成马氏体组织,室温组织以奥氏体组织为主,从而无法形成过渡区^[11]。为对物相进一步鉴别,采用X射线延伸对每个区域的横截面进行分析,分析结果如图3(d)所示,其结果与金相组织相一致。

3 过渡界面组织特征

等离子异质增材构件的界面组织特征如图4所示。当不锈钢熔敷高强钢时,出现了两种界面组织形态,分别为I型界面和II型界面。如

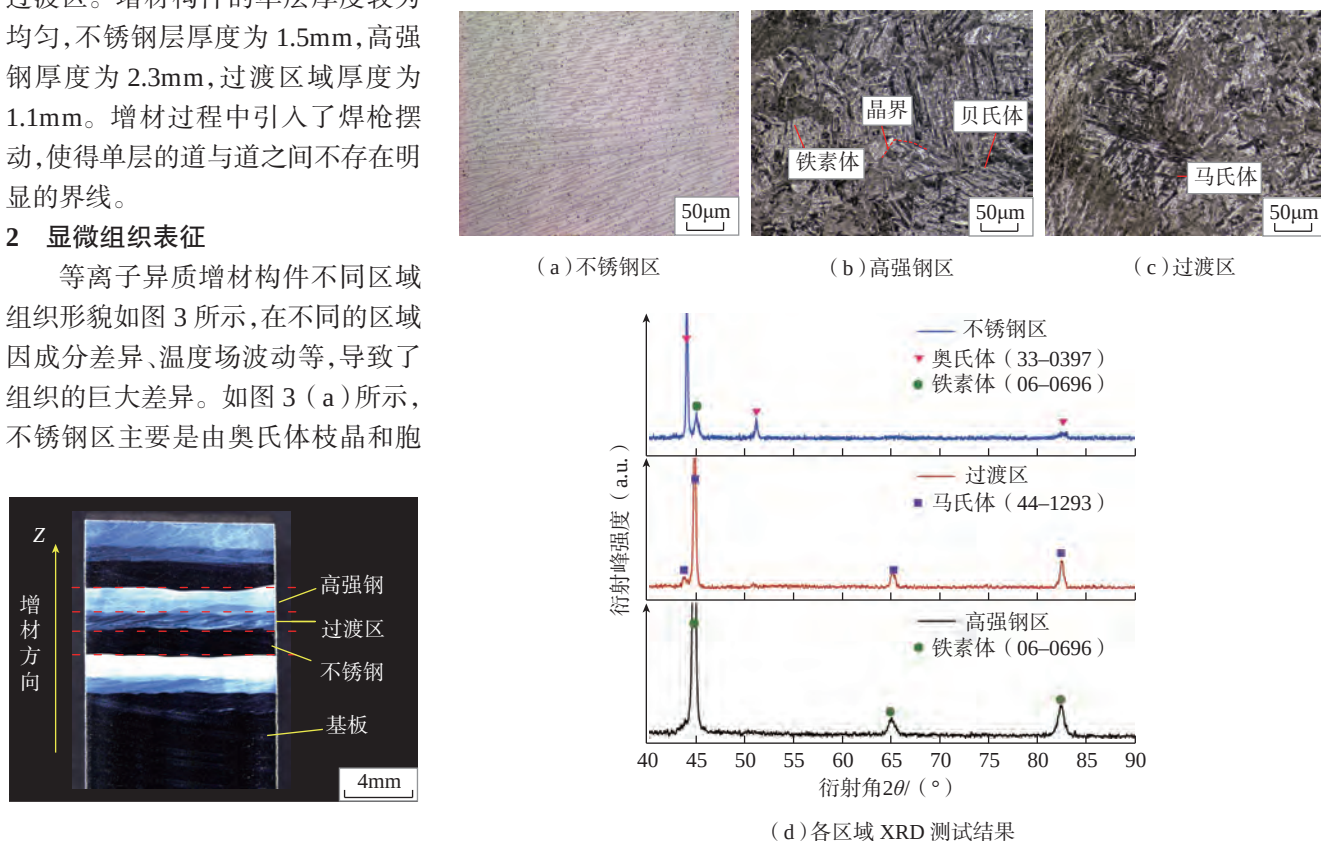


图2 增材构件横截面形貌

Fig.2 Macrostructure of the as-fabricated part

图3 不同区域的微观组织形貌

Fig.3 Microstructure and XRD results of the specimen in different regions

图4(a)所示为高强钢和不锈钢的I型界面,不锈钢和高强钢之间存在清晰的熔合界面,无过渡区域;高强钢和不锈钢的II型界面如图4(b)所示,在不锈钢和不锈钢之间存在120 μm 的马氏体组织区域,不锈钢和不锈钢之间界面大多为I型界面,只有少数区域是II型界面,这与之前的研究结果相一致^[6,12]。如图4(c)所示,在增材构件中发现了第3种界面类型:在不锈钢区和过渡区的熔合界面不明显,且在两者之间存在明显的枝晶组织,该部分区域为铁素体和奥氏体组织因此定义该界面为III型界面。

一般而言成分和冷却状态是影

响组织演变的重要因素,根据之前组织分析发现,高强钢区域主要组织为贝氏体组织和铁素体组织,而混合区却出现了马氏体组织,这说明增材过程中热量累积明显,冷却速度较慢,温度梯度较小,温度梯度对组织形成演变影响较小,而混合区的成分变化是组织形成演变的重要影响因素,因此需要从成分角度对组织演变进行分析。对于马氏体和奥氏体组织混合区域,凝固至室温时的组织与其化学元素含量有关系,准确地说与熔敷材料的铬当量和镍当量有关。根据舍弗勒提出的改进舍弗勒图可知,材料的 Cr_{eq} 和 Ni_{eq} (质量分数,%)可由下式计算获得^[13]:

$$\text{Cr}_{\text{eq}} = \text{Cr} + \text{Mo} + 1.5\text{Si} + 0.5\text{Nb}$$

$$\text{Ni}_{\text{eq}} = \text{Ni} + 30\text{C} + 0.87\text{Mn}$$

计算得到ER316L的 Cr_{eq} 和 Ni_{eq} 分别为22.305和14.355,ER130S-G的 Cr_{eq} 和 Ni_{eq} 分别为1.955和5.29。将ER316L和ER130S-G的 Cr_{eq} 和 Ni_{eq} 直接绘制在舍弗勒图上,如图5^[13]所示。可以看到,在不同的稀释比例下,冷却至室温的产物包括奥氏体、铁素体和马氏体组织。因此,当不锈钢熔敷在马氏体组织时,由于沉积过程中的液体流动特性以及冷却速率的变化,稀释比例较少时就形成了I型界面;当热输入较大、稀释比例增加,元素扩散加剧,从而出现II型界面。当高强钢熔敷在不锈钢上时,沿着沉积方向,高强钢稀释程度逐渐增加,组织从奥氏体组织慢慢转变为马氏体组织,当高强钢稀释接近临界值时,不足以形成马氏体组织,但也无法形成完全的奥氏体组织,最终以奥氏体和铁素体混合组织冷却至室温,即形成III型界面,这与舍弗勒图中预测结果一致。

4 过渡界面成分变化

等离子异质增材构件的不锈

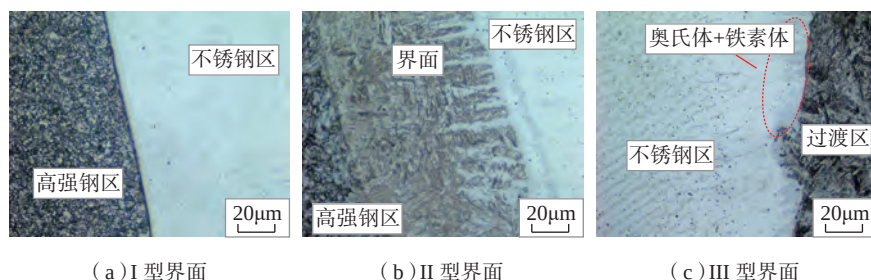


图4 异质界面组织形貌特征

Fig.4 Optical macrographs of the dissimilar materials interface region

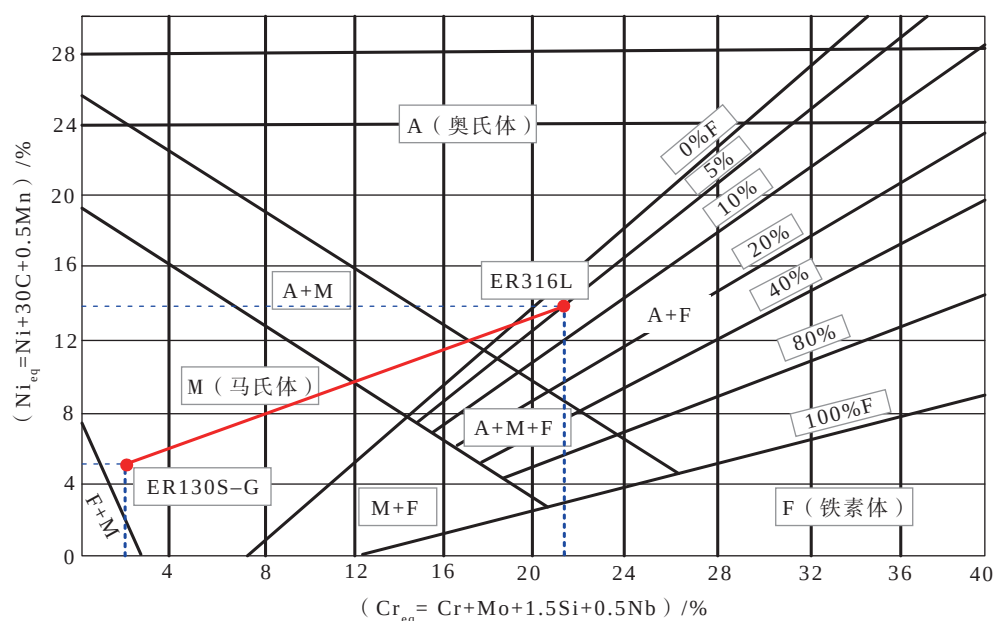


图5 舍弗勒组织图

Fig.5 Schaeffler diagram used for prediction of microstructure in ferritic, austenitic, and ferrite

钢熔敷高强钢界面的 SEM 图片和 EDS 结果如图 6 所示。为提高辨识度,仅对高强钢进行了金相刻蚀。从图 6 中能够看到 I 型界面几乎是直线,但 II 型界面较为不规则,具有一定的弧度。根据 EDS 线扫描结果能够看到,ER316L 比 ER130S-G 具有更高的 Cr 和 Ni 含量。对于 I 型界面, Cr 和 Ni 的含量在 $5\mu\text{m}$ 的范围内发生了急剧的变化,但在 II 型界面含量变化较为缓慢,变化范围为 $70\mu\text{m}$,这与其他学者的研究结果较吻合^[7]。对 III 型界面的进行线扫描成分分析,发现 Cr 和 Ni 含量也是缓慢变化的,变化范围为 $40\mu\text{m}$ 。

5 过渡界面硬度变化

等离子异质增材构件的横截面硬度测试结果如图 7 所示。考虑到测试的准确性,测试点间隔为 0.2mm 。从图 7 中能够看到高强钢区域硬度明显高于不锈钢区域,不锈钢区域硬度较为稳定,在 227HV 附近波动,但高强钢硬度变化较大,最低硬度为 312HV,最高硬度为 431HV。通过对高强钢硬度变化趋势进行分析发现,高强钢内部硬度整体趋势为由高变低,在靠近不锈钢的区域又会有一个增加过程,硬度上升区域主要为过渡区,其原因是产生了硬度较高的马氏体组织。

为进一步测试界面形态对于硬度的影响,将测试间隔缩小为 $50\mu\text{m}$,并采用 100g 的载荷,测试起始点选在不锈钢区或者高强钢区,其测试结果图 8 所示。能够看到,在 I 型界面,高强钢侧硬度变化不明显,波动范围在 $(340\pm 20)\text{HV}$,当过渡到不锈钢时,硬度降低明显,硬度为 280HV,硬度急剧下降宽度为 $50\mu\text{m}$ 。对于 II 型界面,硬度出现了明显的增加趋势,界面附近最高硬度达到了 423HV,明显高于 ER130S-G 的硬度,且硬度最高的区域出现在马氏体区域,当过渡到不锈钢时,硬度也出现了明显的下降,硬度下降范围明

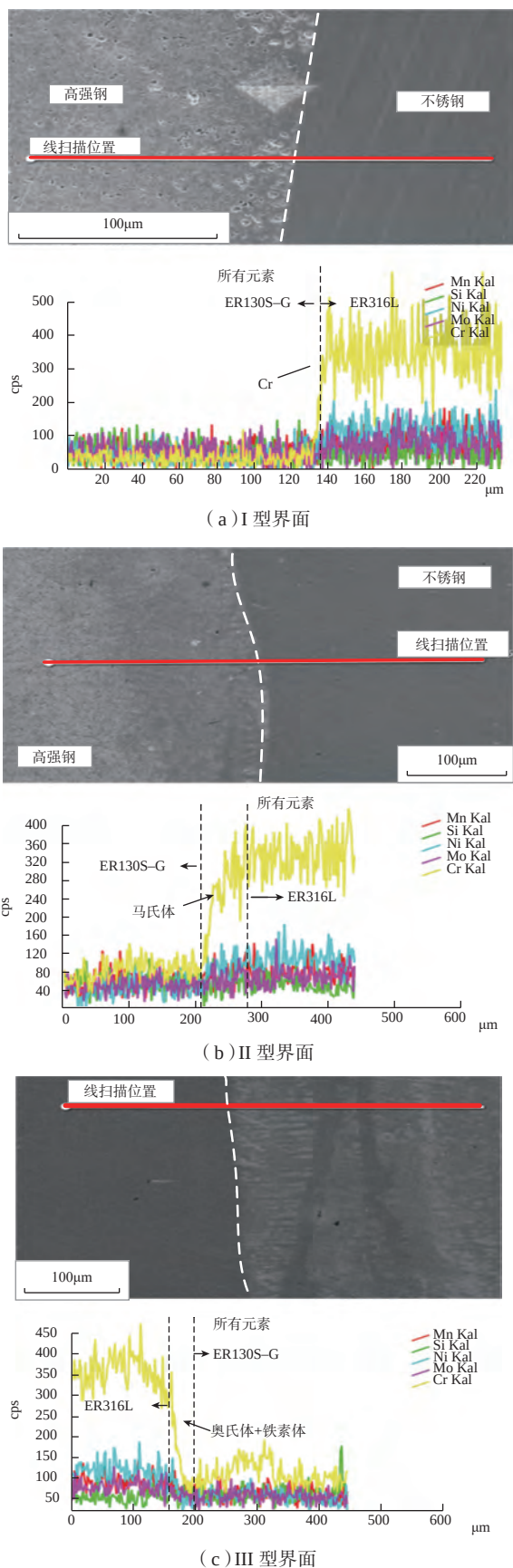


图6 不锈钢熔敷高强钢界面SEM图片及EDS线扫描结果

Fig.6 SEM image of the ER316L/ER130S-G interface region and EDS results

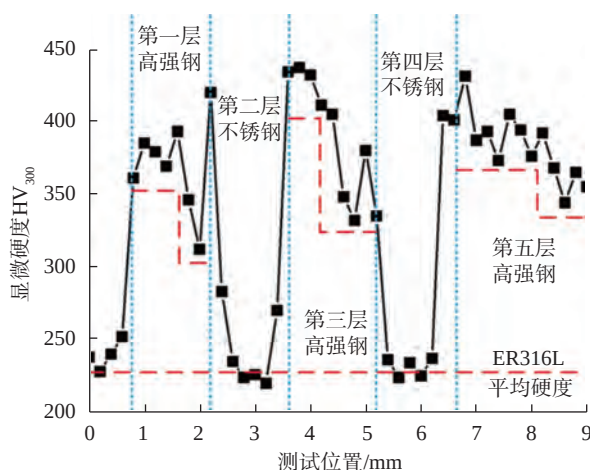


图7 试样横截面显微硬度

Fig.7 Microhardness in the cross section of the specimen

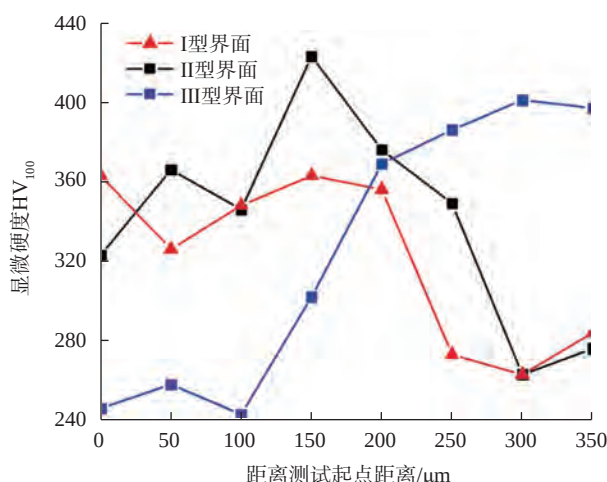


图8 界面显微硬度测试结果

Fig.8 Results of microhardness in the interface regions

显大于 $150\mu\text{m}$ 。对 III 型界面硬度变化进行分析,其硬度也存在波动,最高硬度为 401HV ,硬度变化范围为 $100\mu\text{m}$ 。硬度取决于组织特征,而成分变化会对组织特征产生影响。结合 3 种界面的线扫描数据可以发现,3 种界面成分变化的宽度趋势与硬度突变宽度趋势一致,均为 II 型界面 > III 型界面 > I 型界面。

结论

(1) 等离子异质增材构件的新的存在界面过渡形式,定义为不锈钢/高强钢 III 型界面,其熔合界面不明

显,由不锈钢区、奥氏体和铁素体混合区和过渡区组成。除此之外,还存在不锈钢/高强钢 I 型界面和 II 型界面, I 型界面具有明显的熔合边界, II 型界面在不锈钢和高强钢之间存在马氏体区。

(2) 采用等离子增材制造技术能够获得良好的异质增材构件, ER316L 和 ER130S-G 叠合沉积,结合良好,无气孔、未熔合和夹渣等缺陷。等离子异质增材构件横截面在硝酸酒精的刻蚀下,存在 3 种衬度,分别为由奥氏体组成的不锈钢区,铁素体、贝氏体组成的高强钢区和马氏

体组成的过渡区。

(3) 不锈钢熔敷高强钢 I 型界面 Cr 和 Ni 成分在界面处急剧变化,变化宽度低于 $5\mu\text{m}$,但不锈钢熔敷高强钢 II 型界面和 III 型界面 Cr 和 Ni 成分是缓慢过渡的,变化宽度分别为 $70\mu\text{m}$ 和 $40\mu\text{m}$ 。

(4) 等离子异质增材构件横截面硬度变化波动较大,硬度突变宽度从大到小依次为 II 型界面 > III 型界面 > I 型界面。

参考文献

- [1] DING D H, PAN Z X, CUIURI D, et al. A practical path planning methodology for wire and arc additive manufacturing of thin-walled structures[J]. Robotics & Computer-Integrated Manufacturing, 2015, 34: 8-19.
- [2] 张温馨,姚渭,刘莹莹,等. 异种合金的连接工艺特征及其界面的组织性能[J]. 材料导报, 2015, 29(21): 98-102.
ZHANG Wenxin, YAO Wei, LIU Yingying, et al. Joining process feature and interfacial microstructure properties of dissimilar alloy[J]. Materials Review, 2015, 29(21): 98-102.
- [3] NIKBAKHT S, KAMARIAN S, SHAKERI M. A review on optimization of composite structures Part II: functionally graded materials[J]. Composite Structure, 2019, 214: 83-102.
- [4] 程卫琴. 双金属交织结构等离子弧增材制造技术研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2017.
CHENG Weiqin. Research on manufacturing technology of plasma arc with double metal interwoven structure[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2017.
- [5] 周彦林,谷文,朱兴华,等. 双钨极 TIG 奥氏体不锈钢堆焊层组织与性能[J]. 一重技术, 2017(2): 51-56.
ZHOU Yanlin, GU Wen, ZHU Xinghua, et al. Microstructure and property of austenitic stainless steel clad layer made with twin-tungsten electrode tig welding technique[J].

CFHI Technology, 2017(2): 51–56.

[6] MING H L, ZHANG Z M, WANG J Q, et al. Microstructural characterization of an SA508–309L/308L–316L domestic dissimilar metal welded safe-end joint[J]. Materials Characterization, 2014, 97: 101–115.

[7] WANG S Y, DING J, MING H L, et al. Characterization of low alloy ferritic steel–Ni base alloy dissimilar metal weld interface by SPM techniques, SEM/EDS, TEM/EDS and SVET[J]. Materials Characterization, 2015, 100: 50–60.

[8] 申发明. 不锈钢丝基激光增材制造成形工艺研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2015.

Shen Faming. Characteristics of wire-based laser additive manufacturing for stainless steel[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology,

2015.

[9] RODRIGUES T A, DUARTE V, AVILA J A, et al. Wire and arc additive manufacturing of HSLA steel: effect of thermal cycles on microstructure and mechanical properties[J]. Additive Manufacturing, 2019, 27: 440–450.

[10] 曹嘉明. 电弧熔丝增材制造高强度零件工艺基础研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2017.

CAO Jiaming. Fundamental study on wire and arc additive manufacturing technique for high strength steel components[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2017.

[11] 宋天革. 低合金高强度钢表面不锈钢带极堆焊的研究[J]. 热加工工艺, 2012, 41(9): 191–192, 195.

SONG Tiange. Surfacing welding austenitic stainless steel on surface of high-strength low-alloy steel by strip electrode[J]. Hot Working Technology, 2019, 41(9): 191–192, 195.

[12] MING H L, WANG J Q, HAN E H. Comparative study of microstructure and properties of low-alloy-steel/nickel-based-alloy interfaces in dissimilar metal weld joints prepared by different GTAW methods[J]. Materials Characterization, 2018, 139: 186–196.

[13] KOU S. Welding metallurgy[M]. 2nd ed. Hoboken: Wiley–Interscience, 2003.

通讯作者: 周琦, 教授、博士生导师, 研究方向为高能束流焊接与增材制造等, E-mail: cheezhou@126.com。

Interface of Dissimilar Steels Fabricated by Plasma Arc Additive Manufacturing

XU Junqiang^{1,2}, ZHOU Qi^{1,2}, PENG Yong^{1,2}, WANG Kehong^{1,2}, KONG Jian^{1,2}

(1. School of Materials Science and Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. Key Laboratory of Controlled Arc Intelligent Additive Technology, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

[ABSTRACT] The stainless steel/high strength steel dissimilar metals component was fabricated by plasma arc additive manufacturing with no defects such as pore, non-fusion and slag inclusion and so on. The stereo microscope, metallographic microscope and scanning electron microscope were carried out to study the microstructure of the interface between stainless steel and high strength steel. The results show that the transition zone with a width of 1.1mm will be found when high strength steel is deposited on stainless steel, but no obvious transition zone will be observed when stainless steel is deposited on high strength steel. There are three kinds of interfaces between stainless steel and high strength steel. Type I interface is composed of stainless steel, high strength steel and fusion boundary. The fusion boundary of type II interface is not obvious and high strength steel and stainless steel is separated by martensite. Type II interface is not obvious and is separated by martensite between high strength steel and stainless steel. The transition zone, stainless steel and a region composed of austenitic and ferrite are defined as type III interface. EDS results show that a sharp concentration change of Cr and Ni exists in the type I interface region, but the concentrations change slowly in the type II interface region and type III interface within a distance of about 70μm and 40μm respectively. The microhardness of the interface area was tested, and its results show that the abrupt hardness width and the component change width had the same trend. From large to small, the order was type II interface > type III interface > type I interface.

Keywords: Plasma arc additive manufacturing; Dissimilar material; High strength steel/stainless steel; Interface; Microstructure (责编 逸飞)

钛合金先进焊接技术研究现状*

孙文君,王善林,陈玉华,黄永德,柯黎明

(南昌航空大学航空构件成形与连接江西省重点实验室,南昌 330036)

[摘要] 钛合金被誉为 21 世纪的智慧金属,因其性能优异,在高温、高强度结构和特殊接头的焊接方面发挥着关键作用,其先进焊接技术作为现今高端装备制造主流技术之一,受到广泛的重视。本文简要介绍了钛合金相关性能及主要应用领域,并针对激光焊接、电子束焊接和线性摩擦焊接这 3 种先进焊接技术,开展成形工艺优化、缺陷控制、组织演变规律以及力学性能分析等内容的综述。

关键词: 钛合金; 先进焊接技术; 成形工艺; 缺陷控制; 组织演变规律; 力学性能

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.063



孙文君

硕士研究生,主要研究方向为钛合金电子束焊接。

钛是 20 世纪中期迅速发展起来的一种重要结构金属,因其密度低、强度高、耐热和耐蚀等优点,在提高结构效率、改善零件可靠性以及减轻装备质量等方面具有其他金属无法替代的优势。为满足现代航空航天

武器装备对战斗性能的要求,国防军工的开发与商售不断向着轻便、灵活方向发展,除了前沿的设计技术外,还必须采用性能优良的材料以及精湛的工艺制造技术,大量选用钛合金和提升钛合金先进应用水平就是重要措施之一。

欧美现今服役的各类轰炸机和军用运输机中钛合金用量已经稳定在 30% 以上,并且新机型的用钛量占比正在大幅提升^[1]。与此同时,作为一种优异的耐腐蚀结构材料,钛及其合金在化工生产中被大量使用,当前钛设备的使用开始从制碱工业逐步应用到精细化工领域,化工设备中发展最快的钛换热器,其用量最多,设备规格已从简单小型扩展到复杂多样^[2]。早在 20 世纪 60 年代,我国就已经开始对钛合金在船舶及海洋工程装备上的应用研究并做了大量工作,已基本形成牌号多样、性能各异、品种规格齐全的船用钛合金体系^[3]。由于钛合金自身所具备的特性,使其在舰船以及海工装备的应用上具有得天独厚的优势,是制造战舰、核潜艇和深潜器等高端装备必不可少的

海洋用材。除了工业体系用钛外,钛合金还是与人体生命和健康密切相关的特殊功能金属。在医疗领域,人体植入物大部分是钛合金功能部件。钛有非常好的“亲生物”性能,物化性质稳定,与人体组织无排斥反应,尤其是与人体骨骼相似,不会对生物机体产生毒副作用,在医疗手术中采用钛合金制造的人体骨骼、心瓣膜以及夹板等多种生物金属构件移植到人体中取得良好的治疗效果,医学界将其视为生物金属,外科植入物中的钛合金用量正以每年 5%~7% 的速度增长^[4],是非常理想的医用金属材料。目前,钛合金已被广泛用于航空航天、船舶工业、化学工业以及医疗器械等领域,全球各国政府开始认识到钛合金的重要性,继而不断研究开发其功用,并得到实际应用。

我国于 1956 年开始进行钛合金的研究,20 世纪 60 年代中期开始钛材的工业化生产并成功研制出 TB20 和 TB10 等型号合金^[5],直到 21 世纪初,我国钛合金种类和型号才发展相对完整。根据国家制造业整体升级换代的方针,钛合金的需求日益增

* 基金项目: 国家自然科学基金项目(51865035); 航空科学基金项目(2017ZE56010); 江西省重点研发计划(20192BBL50002)。

加,对其主要的装备生产也提出更高的要求。如果综合性能优良的材料是满足工业制造的基础,那么先进的焊接技术必然是其顶层设计,只有新型焊接方式才能在高端装备制造领域中占据有利地位。传统、低效、污染严重的制造技术已经无法满足现代工业的发展,而一体化、轻量化和智能化的生产方式是未来装备制造发展的趋势。

在航空航天领域,钛合金主要用于制造航空发动机和起落架等关键零部件,如图1所示。基于现代高推重比、高涵道比航空发动机的发展需要,整体化和轻量化的设计越来越受到青睐。例如发动机整体叶盘的制造技术,传统的制造技术是整体机械加工,但其加工量大、加工周期长、耗材量大,导致成本过高,所以钛合金装备的生产过程中,焊接是其制备的关键技术之一,而选择先进的焊接技术不仅可以满足整体叶盘的制造需求还方便对其进行维护,大大降低使用成本。

钛合金装备生产制造中最常用的焊接方法为电弧焊、电阻焊和钎焊,钛合金焊接性主要取决于焊接热循环、合金元素含量以及氧、氮、氢等杂质含量。钛合金的化学性质活泼,极容易与周围环境发生冶金反应,引起裂纹、气孔和焊接接头脆化等问题,传统的焊接技术很难满足现代工业对钛合金装备制造的发展要求。于是国内外研究人员对钛合金的焊接方法做了大量研究试验,激光、电子束和线性

摩擦焊等功能齐全的焊接方法相继诞生,这些先进的焊接方式将钛合金的焊接性能提升到一个新台阶。与此同时,还实现自动化和智能化的生产制造,其高效和无污染的特点也符合现代工业制造的生产要求。

激光焊接的能量密度高,可在大气环境下施焊,但由于激光能量利用率较低,穿透能力不如电子束焊接,周围气体杂质容易引起焊件缺陷,并且对非线性焊缝的适应性不如线性摩擦焊,所以自动化控制技术是激光焊接在航空航天制造工业中得以实现成熟运用的重要基础。航空航天结构中钛合金壁板与筋条焊接、进气道组件焊接和飞机蒙皮拼接等均以机械连接为主,但近年来激光焊接占比逐年增加,其中普遍采用T形接头双光束激光焊技术^[6]。与激光相比,电子束焊其能量转化率高,焊接稳定性好,真空环境对焊件起到有效保护作用,因此电子束焊接技术是国内制造飞机主次承力结构和机翼骨架等关键部位的主流技术之一,已经成为评价航空航天制造水平高低的重要依据^[7]。欧美国家制造航空航天大厚度钛合金核心部件同样选择电子束焊接技术,美国F-14战斗机的中央翼盒就是使用电子束焊接技术帮助战机减轻结构重量,并且第4代战机F-22机身段的钛合金电子束焊缝长度接近90m,最大焊接厚度达到25mm,前后梁更是首次采用热等静压钛合金铸件的电子束焊接结构^[8]。虽然先进的熔焊方式有诸多优点,可

同样无法避免与杂质元素发生反应产生冶金缺陷。线性摩擦焊作为一种先进的固态连接技术,它使两焊件在连接端面方向上做周期性往复摩擦运动,摩擦产热使接触界面及其周围材料达到热塑性状态而实现固态连接,没有施加外部热源,所以不易产生接头冶金缺陷。同时其热影响区极窄,比起熔焊组织更均匀细化,不仅具有摩擦焊技术^[9]稳定的可靠性和良好的接头性能等优点,同时还突破传统轴向摩擦焊对焊件形状的限制^[10],已成为新型航空发动机整体叶盘制造与修复的关键技术。本文主要针对激光焊接、电子束焊接和线性摩擦焊接这3种先进的焊接技术,讨论钛合金的焊接接头成形及缺陷控制、组织与性能相关性的研究情况,并对钛合金的先进焊接技术进行展望。

钛合金焊接技术研究现状

1 激光焊技术

激光焊接中光束能够聚焦在极小空间内,可以对金属、非金属甚至是在异种材料间实现快速和大深比的焊接工艺,并且激光可以穿过透明介质对密闭空间内的材料进行焊接^[11],图2为TC4钛合金焊缝宏观形貌。

激光脉冲能量、激光离焦量以及焊接速度等工艺参数是影响激光焊接质量的主要因素,只要工艺参数控制合理,TC4钛合金焊接性能可以达到GB3233-87K级焊缝要求^[12]。李



图1 航空发动机和起落架示意图

Fig.1 Schematic diagram of aero-engine and landing gear

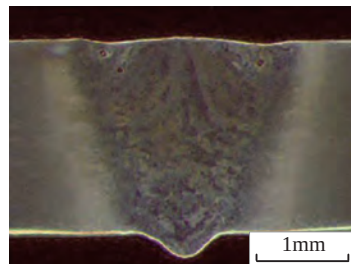


图2 TC4钛合金焊缝宏观形貌

Fig.2 Macro-morphology of laser welded joint for TC4 titanium alloy

明军等^[13]研究焊接工艺参数变化对焊接接头成形的影响,研究表明,使用碟片激光器焊接薄板TC4钛合金,离焦量的改变对焊缝成形影响较大,在负离焦量下焊缝形貌接近“酒杯”形,而在正离焦量下焊缝形貌更容易接近“I”形,随着激光的热输入量改变,受高温等离子体和金属蒸汽的影响,熔宽尺寸随之改变。

Akman等^[14]采用脉冲Nd-YAG激光焊接技术研究脉冲能量对TC4钛合金焊缝熔池的影响。结果表明,穿透深度确定后,峰值功率等于每脉冲宽度的脉冲能量。当峰值功率增加过大时,工件温度会超过TC4钛合金的蒸发点,导致材料表面形成弹坑。为增加无弹坑的穿透深度,脉冲宽度要在恒定峰值功率下增加,而脉冲宽度增大时,焊缝熔池宽度也会在相同的熔透深度下增加。

Squillace等^[15]研究焊接速度对激光焊接TC4钛合金焊缝显微硬度的影响。结果表明,在不同的激光功率水平下,焊缝显微硬度的平均值随焊接速度的增加而增加^[16]。原因与提高焊接速度会降低热输入量有关,这一现象导致冷却速度增加。

因此,激光焊接只要选择适合的成形工艺,TC4钛合金焊接接头可以取得良好的力学性能结果^[17-19],钛合金焊接接头的抗拉强度基本可以达到母材强度^[19],如表1所示,焊缝硬度接近母材^[19],如图3所示。

焊缝是裂纹萌生的首选部位,最大的应变和应力值发生在焊缝上表面相对应的位置,疲劳寿命与焊缝长宽比值之间有明显关系,即随着比热的增加,焊缝长宽比值减小。同时,在标距长度内,熔合区扩展和马氏体组织含量增加,体现出TC4钛合金的缺口敏感性,即热输入量越低,接头的长宽比越低,疲劳寿命越长^[20]。

激光焊接钛合金具有较高的能量密度,尤其是能够产生“小孔效应”使焊缝宽度减少,降低变形量。张可

荣等^[21]根据TC4钛合金激光焊接熔深特性,构建微米级精度并适用于小孔尺度的计算模型,得出小孔形貌及瞬态温度分布特征。通过分析小孔温度分布及特征尺寸,得出影响激光焊接小孔形貌或温度分布最大的工艺参数取值范围,该计算模型对改善激光焊接钛合金接头成形及组织性能起积极作用。通过利用OM、XRD、SEM和TEM等手段研究激光焊接TC4钛合金接头显微组织特征,分析得出,焊缝熔合线附近晶粒为粗大柱状晶,焊缝中心晶粒为等轴晶;晶内由初始 α 和针状马氏体 α' 构成网篮状组织;热影响区为分布不均匀的块状 α 和原始 β 以及针状马氏体 α' 组织^[22]。

钛合金因为激光特性焊后组织不均匀,接头各区域(焊缝、热影响区、母材)在组织性能上存在很大差异,这会导致焊接接头在超塑性变形过程中不均匀变形,使焊件力学性能、可靠性和服役寿命受到不同程度的影响^[23],而采用置氢方法能够

改善钛合金激光焊接接头超塑性变形的组织均匀性。不同的置氢量对TC4钛合金激光焊接接头变形均匀性和组织均匀性有不同的影响,随着置氢量的增大,组织均匀化系数越大,组织均匀化程度越高。在相同置氢量的情况下,变形温度的升高或初始应变速率的降低均会使均匀化程度上升^[24]。

激光焊接TC4钛合金成形较好,但在焊缝熔合线附近容易产生气孔,气孔是激光焊接过程不稳定导致的,对组织相关性有一定影响,从而影响钛合金焊接质量。李坤等^[25]针对小孔型气孔采用摆动焊接抑制其产生,分析表明,在焊接时摆动光束可以有效抑制钛合金小孔型气孔的产生,与光束未摆动相比,光束摆动焊接的小孔稳定性明显增加。

TC4钛合金薄板通过激光焊接后,存在焊接变形和残余应力的问题,所以控制变形和减少残余应力是提高TC4钛合金焊接质量的方法之一。激光焊接中线能量对变形和残

表1 TC4钛合金超窄间隙接头的拉伸强度

Table 1 Tensile strength of TC4 titanium alloy ultra-narrow gap joint

功率 /W	焊速 / (m·min ⁻¹)	送丝速度 / (m·min ⁻¹)	拉伸强度 /MPa	断裂位置
2000	0.9	3.0	878	焊缝中心
1800	0.9	3.0	798	熔合区
2000	0.9	4.2	688	熔合区
2000	0.7	3.0	893	焊缝中心

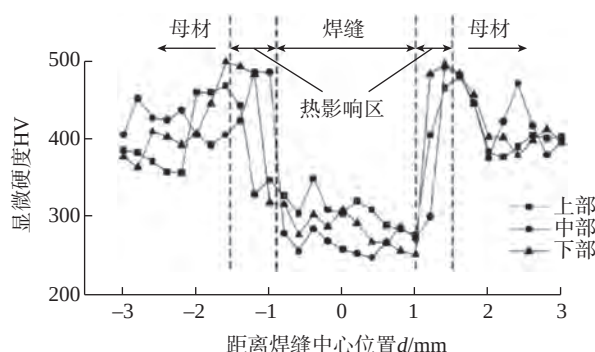


图3 TC4钛合金焊接接头的显微硬度分布

Fig.3 Microhardness distribution of the laser welded joint for TC4 titanium alloy

余应力的影响较大,随着激光焊接线能量降低,纵向残余应力增大,而横向残余应力会减少;在临界焊透标准以上焊接时,线能量越大而角变形越小;在焊件被完全穿透焊接时,线能量对角变形的影响作用下降^[26]。徐建新等^[27]运用 ANSYS 软件分析激光焊接钛合金薄板的实际焊接温度场以及应力场的变化和残余应力的分布,得到焊接熔合区存在较大的残余拉应力的结果。李兴霞等^[28]针对 TC4 钛合金 CO₂ 激光深熔焊的特点,通过均匀体热源模型、双椭球热源模型和组合热源模型,对焊缝残余应力进行数值模拟与试验,试验说明均匀体热源模型的上下表面纵向残余应力分布均匀,而双椭球热源模型和组合热源模型的上表面残余应力显著高于下表面残余应力,表现出残余应力沿厚度方向的变化。

从国内外研究来看,激光焊接大多集中在对钛合金薄板的研究方面,很少有对中厚度钛合金的研究,这是因为激光束的最高功率只有 10^7W/cm^2 ,能量转换效率不高,一般小于 10%,最大可焊厚度受到限制,而且激光在焊接铝和铜等高反射性及高导热性金属材料时,焊接性会因受激光而改变,有焊接局限性。如果在实施中能量至高能量的激光束焊接时,工艺要求复杂,还需利用等离子控制器消除熔池周围的离子化气体以保证出现清晰焊道。同时,由于焊道快速凝固,可能产生气孔及脆化现象。

2 电子束焊接

电子束焊接是一种高能密度(功率密度可达 $10^5 \sim 10^9 \text{W/cm}^2$)的熔焊方法,即用高电压把电子在真空中加速(可达光速的 0.3~0.7 倍),当电子束撞击并穿透焊缝表面时,动能转化为热能,使其内表面熔化,进而气化形成小孔。当电子束移动,小孔周围金属熔化向后流动,填充小孔并凝合形成焊缝,4 种典型焊缝形貌^[29]如图 4 所示。

由于真空电子束的能量转化率非常高,特别适合大厚度钛合金焊接,能一次性完成焊透 100mm 以上的厚度,焊缝深宽比值大,焊后组织性能优异,所以电子束焊接有着其他熔焊方法不具备的独特优势。

TC4 钛合金厚板电子束焊后,母材显微组织为等轴初生 α 相和层片状 $\alpha + \beta$ 所构成的典型双态组织。焊缝区的显微组织为网篮状马氏体组织 α' ,焊缝上部粗大的原始 β 柱状晶界明显,下部原始 β 晶粒尺寸较小且晶界不明显。近焊缝热影响区显微组织为少量等轴初生 α 和针状马氏体 α' ,而近母材热影响区显微组织为等轴初生 α 和含针状 α 的转变 β 组织。接头焊缝区和热影响区显微硬度偏高,近焊缝热影响区显微硬度达到峰值。此外,焊缝不同深度处显微硬度差异明显,随着熔深位置增加,焊缝区的显微硬度会越来越高^[30~32]。

龚玉兵等^[33]通过控制热输入的方法研究 TC4 钛合金厚板电子束焊接接头的组织演变规律,采用中等热输入,焊缝上部和中部形成晶间 α 相和粗大的魏氏组织,并且上部晶粒尺寸均大于中部和下部,在熔深和熔宽各方向都存在组织的不均匀性。当增加焊接热输入时会导致晶粒和组织粗化,但这能够减少不均匀性;降低热输入会促使晶粒和组织细化,从而增大组织不均匀性。焊缝组织不均匀性会产生较大的力学性能梯

度,焊缝组织越粗大,抗拉强度越小,如图 5 所示。

真空电子束的工艺参数对焊接质量的影响至关重要,电子束焊接束流和焊接速度都能够精确调整,改变电子束聚焦位置可以实现熔深控制,恰当选择焊接热输入的大小与焦点位置以保证焊缝成形良好。通过优化电子束焊接过程的工艺参数,获得实现精确调节聚焦参数使焊缝深宽比较好的功率和焊接速度的期望值,在其他条件不变的情况下,增加焊接深度可以通过加大功率或降低焊速来完成^[34]。采用振动束流制备的接头可大幅度降低咬边深度,热影响区较窄,并且接头具有良好的缺口韧性(高 10%~15%)和较高的伸长率(高 20%~30%),其原因是振动束流使焊缝得到很好的混合和散热,促进更均匀的显微组织演变^[35]。

由于电子束焊接工艺参数的改变对焊缝的相组成没有影响,却使得焊缝形状及其显微组织分布发生改变,产生焊缝显微组织梯度,焊缝夹角越大,随焊缝深度变化马氏体针尺寸梯度越大^[36]。大厚度钛合金电子束焊接的温度梯度较大,并且狭窄的熔焊区域会造成焊接接头残余应力变化剧烈且分布复杂,而焊接残余应力是造成结构件应力腐蚀以及疲劳强度降低的重要因素,对其准确评价是焊接构件寿命评估的基础^[37]。焊件上表面纵向应力在焊缝和热影响区呈现较大的拉应力,上表面横向

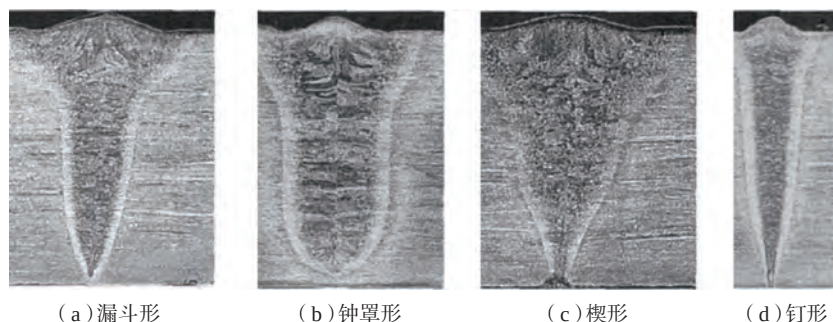


图4 4种典型电子束焊缝形貌

Fig. 4 Four typical weld bead shapes of electron beam welding

残余应力幅值较低,且整体呈现压应力分布;焊件下表面的横纵应力整体上为压应力,且横纵应力总体特征相似^[38-40]。在焊缝体积不变的情况下,最大等效残余应力随焊缝锥度的降低而减少;当锥度大于 6.5° 时,应力会急剧增大。但在锥度不变的情况下,最大等效残余应力因焊缝体积增大而减小,当梯形焊缝中位线长度大于 1.5mm 时,最大等效残余应力的变化趋势也变得平缓^[41]。钛合金电子束焊接接头的损伤容限性能优异,不仅具有良好的焊接工艺特性,而且焊后接头的断裂韧性优于母材,疲劳裂纹扩展抗力也比母材更高^[42]。

钛合金与异种金属焊接构件可具有多种性能,用途广泛,所以被越来越多的应用在高端制造业当中,特别是航空航天工业。但因异种金属的物化差异非常大,较难得到理想的焊接效果,所以需要采用特殊方法进行焊接。Tomashchuk^[43]使用铜为中间层,研究薄板 TC4 和 AISI316L 不锈钢板材的电子束焊接,发现焊接偏移量和焊接速度对接头性能会产生

影响,电子束流向钛合金一侧偏移会生成大量金属间脆性相,导致焊缝力学性能下降,而电子束流向钢侧偏移可以抑制脆性金属间化合物的形成,同时,当其他参数恒定,增加焊接速度也可以有效抑制脆性相的产生,提高焊缝的力学性能。

电子束焊接成形工艺控制不当,容易产生钉尖缺陷,严重影响焊件的力学性能。通过研究钉尖缺陷的形成机理,解决钉尖缺陷的存在是十分必要的。石铭霄等^[44]采用正交试验法电子束焊接钛合金,焊后通过 X 射线对每条焊缝探伤,发现只有未熔透焊缝中存在呈圆形根部且不规则狭缝状的钉尖缺陷,利用显微手段分析研究其形成机理。结果表明,电子束脉动会导致高饱和蒸汽压金属蒸汽的产生,这是引起钉尖缺陷的主要原因。

电子束焊接虽然可以完成深熔焊接,但是电子束真空环境会造成焊缝金属元素的烧损,同时随着焊件厚度的增加,接头组织表现出更大的不均匀性,并且焊接接头缺陷越难控

制,对接头性能的影响加深,所以大厚度电子束焊接技术仍需深入研究,填补钛合金电子束焊接相关理论依据和研究数据的不足。

3 线性摩擦焊

线性摩擦焊对钛合金的研究主要集中在焊接成形工艺,焊接工艺参数对接头显微组织的影响非常大(图 6^[45]),在 TC4 钛合金线性摩擦焊接过程中,顶锻压力较低时,在焊缝中心区会生成 α -Ti 组织^[46]。不同焊接尺寸下 TC4 线性摩擦接头组织分布规律大致相同,但大尺寸焊件焊接时,接头热影响区厚度更大,且大尺寸焊件细晶区晶粒较大。另外,刹车后 TC4 钛合金接头中 β 相向 α 相转变时的取向具有选择性,这种现象也被其他研究人员通过对接头组织沿不同晶体学位向进行应变检测所证明^[47]。邢丽等^[48]采用正交试验法研究 TC4 钛合金线性摩擦焊工艺对焊缝成形的影响规律,结果表明,线性摩擦焊的宏观焊缝存在“X”型、“I”型以及“V”型,摩擦压力是主要影响焊缝成形的因素。摩擦压力

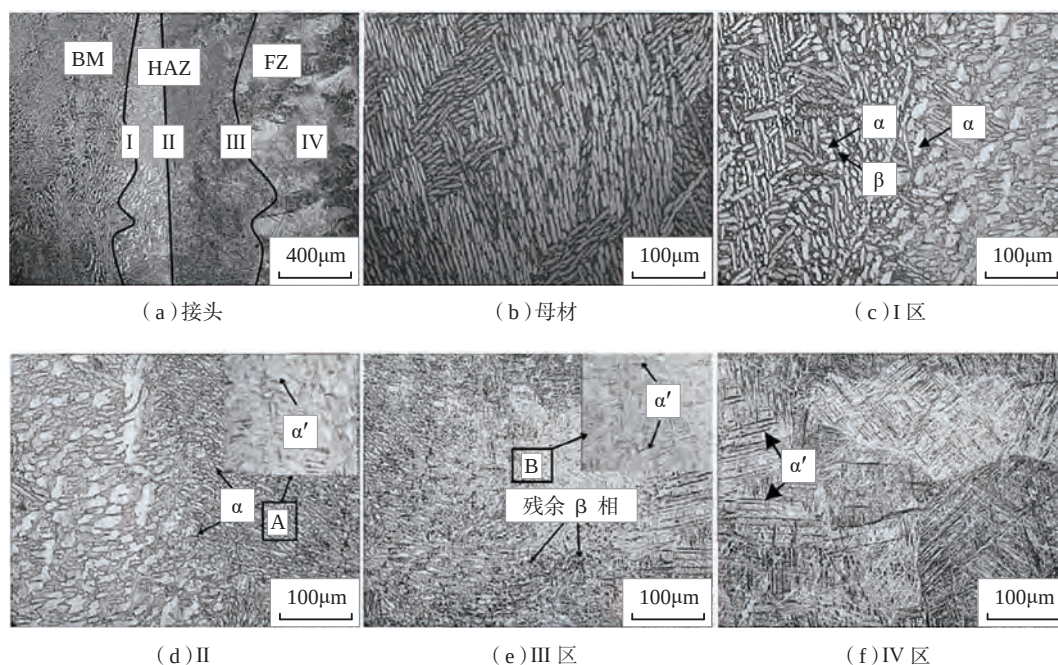


图5 接头不同区域显微组织

Fig.5 Microstructures in different areas of the joint

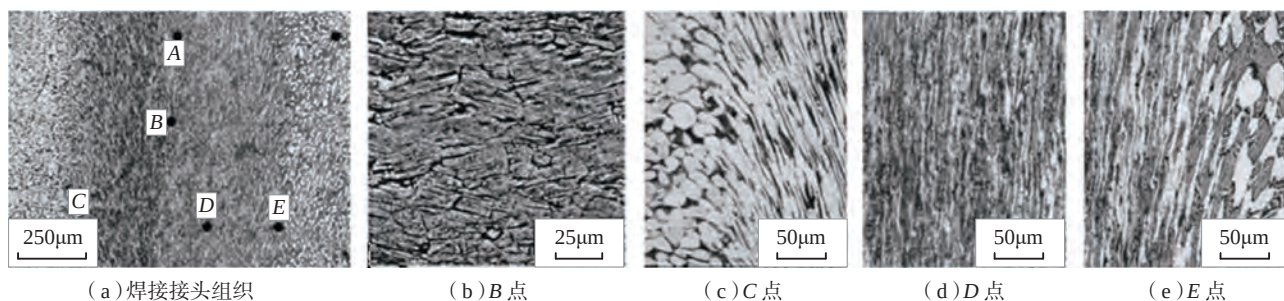


图6 TC4钛合金线性摩擦焊接头组织

Fig.6 Microstructure texture of linear friction welded joint for TC4 titanium alloy

增幅相比振幅增幅更小会有利于得到成形良好的焊缝,而在其他条件相同的情况下,缩小振幅可以得到较窄的焊缝区,同时也会导致焊缝塑性金属的流动性下降,虽然增大频率以匹配大振幅能够提升热输入,但热量流失加速,不利于获得成形良好的焊缝。

与熔焊相比,线性摩擦焊无须担心冶金缺陷的产生,可在大气环境下进行,焊接过程能够有效挤出摩擦早期形成的氧化物,接头成形良好。采用三维热机械耦合有限元法模拟 Ti-6Al-4V 钛合金的线性摩擦焊过程。研究焊接参数(包括振动频率、振动幅度、摩擦压力和顶锻压力)对材料流动行为的影响。数值模拟结果表明,材料流速随摩擦时间的增加而增大,随着顶锻时间的增加而减小;在摩擦阶段,增加振动频率、振动幅度和摩擦压力,向摩擦表面边缘流动的材料会增多;合理的轴向缩短量有利于将氧化物从变形部分挤出。当垂直于振动方向的摩擦表面尺寸为 11.8mm,且振动幅度小于 2.5mm 时,轴向缩短量在摩擦阶段和顶锻阶段分别大于 4mm 和 0.65mm 可以实现线性摩擦焊的自清理机制^[49]。另外,热处理后 TC4 钛合金线性摩擦焊接头组织和力学性能测试结果表明,TC4 钛合金线性摩擦焊接头经过热处理后,接头的室温和高温抗拉强度达到母材的 97% 以上,TC4 钛合金室温和低温冲击

性能略高于母材,它的室温低周疲劳性能与母材相当,都具有良好的综合力学性能^[50-51]。

残余应力是焊件在焊接过程中因变形受到约束而产生的结果,其中,焊缝金属熔化后再凝固、冷却收缩受到约束而产生的热应力最为显著,是残余应力的主要部分,焊接结构件的力学性能会因其存在而受到严重影响。TC4 线性摩擦焊接头的残余应力场同时存在拉应力区和压应力区。垂直焊缝横截面方向的残余应力分布特征为焊缝中心为残余压应力至焊缝两端过渡为残余拉应力;而平行焊缝纵截面方向上的残余应力主要表现为中心段存有较高的拉应力逐渐向焊缝两端下降为压应力^[52]。

线性摩擦焊特殊的焊接原理使焊接界面加热及受力均匀,非轴对称截面的焊接比熔焊的适应性更强,在实心零件焊接质量上比其他焊接方法都提升一个台阶。Maio 等^[53]基于 ABAQUS 运用隐式积分法模拟 TC4 线性摩擦焊过程,摩擦焊接过程中即使焊件接触界面温度低于焊件熔点,仍然可以促进相变发生,通过模拟获得的温度变化图与试验结果基本相同,所以该模型能够预测线性摩擦焊过程中的热力变化特征。

线性摩擦焊加工工艺与传统叶盘整体加工工艺相比,可实现不同材料或同材料不同组织状态叶片与轮盘的连接,可以得到双合金或双性能

整体叶盘,同时对叶盘损伤区域可进行快速修复。张传臣等^[54-55]进行 TC4/TC17 异质钛合金线性摩擦焊试验研究,结果表明,线性摩擦焊接头界面结合良好,焊缝区在焊接过程中受到应力场和温度场作用促使摩擦界面温度高于 β 相变温度,随后的冷却过程中发生相变再结晶将界面两侧组织细化,部分组织产生等轴化甚至球化现象,再结晶边缘区域位错密度远超界面组织过渡区,TC17 侧焊缝中形成再结晶 β 晶粒,TC4 侧形成典型的魏氏组织,焊缝两侧的热力影响区产生明显的变形,组织均被拉长。图 7 (a) 和 (b) 分别为德国 MTU 和英国 Rolls-Royce 公司通过



(a) 德国 MTU 制造的整体叶盘



(b) 英国 Rolls-Royce 公司制造的整体叶盘

图7 线性摩擦焊接技术制造的整体叶盘
Fig.7 Integral blade disk manufactured by linear friction welding

线性摩擦焊技术制造的发动机整体叶盘^[56]。

采用数值分析方法对下一代民用航空发动机叶盘生产所需的类型进行建模。建立可用来预测 TC4 钛合金热力学特性的线性摩擦焊有限元模型。为进行模型验证和试验,利用中试装置对 TC4 钛合金进行试验研究,用热电偶检测焊缝温度,推断焊接过程中普遍存在的传热效应。测量表明,顶锻速率对临界过程变量(振幅、频率和压力)的敏感性与模型的预测是一致的。产生的闪光取决于振动幅度与外加载荷的比值大小,当这个比值较大时,会产生波纹形态,其中机械工作速率与闪光形成的焓平衡。稳态时,热影响区的温度梯度随顶锻速率的增加而增大,在一定的顶锻速率下,焊缝温度随压力的增加而降低^[57]。

TC4 钛合金线性摩擦焊接头典型微观缺陷主要有微孔和三叉形貌两种。微孔是摩擦界面未完全融合导致的结果,孙权^[58]针对不同的线性摩擦焊工艺参数,采用有限元模拟的方法观察变化的微孔缺陷尺寸,归纳其弥合规律后发现微孔缺陷弥合对温度最敏感,在摩擦焊接过程中采用相对较高的焊接压力和周期振动频率并增进顶锻压力,可以帮助材料提高焊接温度,消除微孔缺陷的产生,从而促进微孔缺陷的弥合。而三叉形貌是摩擦焊接振动方向上飞边分离导致的缺陷,焊接过程中摩擦压力和摩擦剪切力的变化造成三叉形貌状态的改变,摩擦压力及顶锻力有使三叉形貌枝叉“闭合”的趋势,而摩擦剪切力有使三叉形貌枝叉“张开”的趋势^[59-60]。

国内的研究虽然实现了钛合金线性摩擦焊的有效焊接,但还存在着许多问题。如焊缝边缘及拐角处有未熔合缺陷,这种缺陷产生的原因主要是摩擦表面摩擦热不均匀和散热条件不同,往往缺陷附近

存在夹渣,这是摩擦过程中氧化物未被充分挤出造成的;由于线性摩擦焊是摩擦面相对快速振动和塑性金属快速挤出的过程,当接头某区域塑性变形能力不能满足这种变形要求时,常出现接头碎裂或掉块现象,特别是在冷却阶段,如果材料塑性不足,在热应力作用下也容易出现裂纹,严重时接头会自动断开^[61]。线性摩擦焊对待焊金属的性能要求严格,因此要实现大范围的应用推广还需要进行更多的研究工作。

钛合金焊接技术展望

当前,全球工业制造格局深度调整,工业 4.0 概念的提出,促使各国必须提升产业竞争力,而全面发展先进装备制造是实现中国制造向中国品牌转变的重要途径,特别是包含航空航天、生物医疗和国防军事装备制造技术,既是国家安全战略的有力保障,也是国家经济发展的迫切需求。在此背景下,钛合金的研究应用成为现代装备制造的核心,同时装备制造的轻量化与可靠性也需要先进焊接技术长久、有效和稳定的支持。由于尖端钛合金装备的需求持续增加,这就要求不断提高焊接质量,优化工艺,降低成本,进一步研究各类钛合金材料的焊接性能,完善焊后热处理方法,来提高钛合金结构件的焊接质量。

钛合金激光焊接由于激光能量转化率较低且钛合金材料相对吸光率偏低等原因,导致无法焊接大厚度焊件,目前的实际应用局限于薄板材料,但活性激光焊作为一种新型激光焊接技术的出现,使钛合金激光焊接熔宽减少而熔深度增加,可实现大厚度钛合金材料有效焊接,弥补激光焊接的不足之处。

真空电子束焊接因为需要真空环境,所以设备规格受限,这就对焊件尺寸有严格要求。局部真空电子

束焊接设备是将焊缝区域置于小型真空室内,焊接时电子束在局部真空室内移动,对处于局部真空的焊件待焊区进行电子束焊接,这种方法不会限制焊件的规格和形状,同时又保留真空电子束焊接的性能,解决大部件的焊接问题。虽然局部真空电子束技术还无法满足焊接形状复杂的构件,但目前用于国防工业的钛合金结构件大部分为简单结构,这使得局部真空电子束焊接方法可以得到实际应用。

钛合金线性摩擦焊在焊接时,由于材料升温过快,变形严重,从而导致接头残余应力过大。目前,线性摩擦焊的焊后热处理工艺对钛合金接头微观组织与力学性能的影响研究还不充分,需要进行系统化的研究工作。

钛合金先进焊接技术飞速发展的今天,我国钛合金焊接技术仍有许多方向需要继续深化研究,以满足高端装备制造业对其日益增长的需求。随着新兴技术的不断创新,钛合金先进焊接技术以其低成本、低污染、高效率和高质量的优越特性,未来发展空间必然非常广阔。

结论

(1) 激光能量转化率较低,存在严重气孔缺陷,很难对大厚度焊件进行焊接,且激光焊接对高反射性材料有局限性,但在薄板焊接方面有其优势,通过优化工艺参数可使焊缝成形良好,焊缝性能接近甚至超越母材。

(2) 电子束能量转化率非常高,可对大厚度焊件进行有效可靠焊接,同时真空环境可以保护焊件不受外界气氛影响,焊接材料不受限制,电子束焊接可以精准调控工艺,焊后接头组织均匀,力学性能优异。

(3) 线性摩擦焊接头组织不易产生冶金缺陷,比熔焊组织更均匀细化,无须气体保护,焊接效率高,但对

材料的塑性要求严格,可进行线性摩擦焊接的材料有限。

参考文献

- [1] 朱孝钦, 郜华萍, 牛存镇. 钛和钛合金在化学工业中的应用[J]. 云南化工, 1997(3): 50-52.
- [2] ZHU Xiaoqin, GAO Huaping, NIU Cunzhen. Application of titanium and titaniferous alloy in chemical industry[J]. Yunnan Chemical Technology, 1997(3): 50-52.
- [3] 何春艳, 张利军. 国内外高温钛合金的发展与应用[J]. 世界有色金属, 2016(1): 21-25.
- [4] HE Chunyan, ZHANG Lijun. The development and application of high temperature titanium alloy at domestic and abroad[J]. World Nonferrous Metals, 2016(1): 21-25.
- [5] 张文毓. 舰船有色金属焊接材料的发展与应用[J]. 中外船舶科技, 2010(1): 24-27.
- [6] ZHANG Wenyu. Development and application of ship nonferrous metals welding materials[J]. Shipbuilding Science and Technology, 2010(1): 24-27.
- [7] WANG K. The use of titanium for medical applications in the USA[J]. Materials Science and Engineering: A, 1996, 213(1-2): 134-137.
- [8] 赵永庆, 葛鹏. 我国自主研发钛合金现状与进展[J]. 航空材料学报, 2014, 34(4): 51-56.
- [9] ZHAO Yongqing, GE Peng. Current situation and development of new titanium alloys invented in China[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2014, 34(4): 51-56.
- [10] 王亚军, 卢志军. 焊接技术在航空航天工业中的应用和发展建议[J]. 航空制造技术, 2008, 51(16): 26-31.
- [11] WANG Yajun, LU Zhijun. Application and development proposal of welding techniques in aerospace industry[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2008, 51(16): 26-31.
- [12] 巩水利, 张雁, 柴国明. 高能束流焊接技术的发展及其在航空领域的应用[J]. 国防制造技术, 2009, 6(3): 12-15.
- [13] GONG Shuili, ZHANG Yan, CHAI Guoming. Development of high energy beam welding technology and its application in aeronautical field[J]. Defense Manufacturing Technology, 2009, 6(3): 12-15.
- [14] 李亚江, 吴娜, PUCHKOV P U. 先进焊接技术在航空航天领域中的应用[J]. 航空制造技术, 2010, 53(9): 43-47.
- [15] LI Yajiang, WU Na, PUCHKOV P U. Application of advanced welding technology in aviation and aerospace industry[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2010, 53(9): 43-47.
- [16] CHAMANFAR A, JAHAZI M, CORMIER J A. Review on inertia and linear friction welding of Ni-based superalloys[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2015, 46(4): 1639-1669.
- [17] 史耀耀, 段继豪, 张军锋, 等. 整体叶盘制造工艺综述[J]. 航空制造技术, 2012, 55(3): 26-31.
- [18] SHI Yaoyao, DUAN Jihao, ZHANG Junfeng, et al. Blisk disc manufacturing process technology[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2012, 55(3): 26-31.
- [19] 董智军, 吕涛, 雷正龙, 等. 激光焊接 TC4 钛合金组织性能研究[J]. 航天制造技术, 2013(1): 27-30.
- [20] DONG Zhijun, LÜ Tao, LEI Zhenglong, et al. Microstructure and mechanical properties of laser welded TC4 alloys[J]. Aerospace Manufacturing Technology, 2013(1): 27-30.
- [21] 梁春雷, 李晓延, 巩水利. TC4 钛合金薄板激光焊接接头疲劳性能研究[J]. 材料工程, 2006(4): 48-50.
- [22] LIANG Chunlei, LI Xiaoyan, GONG Shuili. Study on fatigue property of laser welded joints of TC4 titanium alloy sheet[J]. Journal of Materials Engineering, 2006(4): 48-50.
- [23] 李明军, 陈和兴, 陈永城, 等. 焊接参数变化对 TC4 钛合金激光焊接成形的影响[J]. 应用激光, 2018, 38(4): 550-555.
- [24] LI Mingjun, CHEN Hexing, CHEN Yongcheng, et al. The influence of welding parameters change on laser welding formation of TC4 titanium alloy[J]. Applied Laser, 2018, 38(4): 550-555.
- [25] AKMAN E, DEMIR A, CANEL T, et al. Laser welding of Ti-6Al-4V titanium alloys[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(8): 3705-3713.
- [26] SQUILLACE A, PRISCO U, CILIBERTO S, et al. Effect of welding parameters on morphology and mechanical properties of Ti-6Al-4V laser beam welded butt joints[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2012, 212(2): 427-436.
- [27] SUN Z, PAN D, ZHANG W. Correlation between welding parameters and microstructures in TIG, plasma and laser welded Ti-6Al-4V alloy [C]// Proceeding of ASM International 6th International Trends in Welding Research Conference. 2002: 760-767.
- [28] 杨静, 程东海, 黄继华, 等. TC4 钛合金激光焊接接头组织与性能[J]. 稀有金属材料与工程, 2009, 38(2): 260-262.
- [29] YANG Jing, CHENG Donghai, HUANG Jihua, et al. Microstructure and mechanical properties of Ti-6Al-4V joints by laser beam welding[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2009, 38(2): 260-262.
- [30] 程东海, 黄继华, 林海凡, 等. TC4 钛合金激光拼焊接头显微组织及力学性能分析[J]. 焊接学报, 2009, 30(2): 104-106.
- [31] CHENG Donghai, HUANG Jihua, LIN Haifan, et al. Microstructure and mechanical analysis of Ti-6Al-4V laser butt weld joint[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2009, 30(2): 104-106.
- [32] 崔冰, 张华, 赵常宇, 等. 超窄间隙激光焊接 TC4 钛合金接头组织及性能研究[J]. 材料导报, 2018, 32(A02): 333-335.
- [33] CUI Bing, ZHANG Hua, ZHAO Changyu, et al. Microstructure and mechanical properties of TC4 titanium alloy joint by ultranarrow gap Laser welding[J]. Materials Review, 2018, 32(A02): 333-335.
- [34] BOCCARUSSO L, ARLEO G, ASTARITA A, et al. A new approach to study the influence of the weld bead morphology on the fatigue behaviour of Ti-6Al-4V laser beamwelded butt joints[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 88(1-4): 75-88.
- [35] 张可荣, 张建勋. TC4 钛合金激光深熔焊小孔形貌特征的有限元精细分析[J]. 稀有金属材料与工程, 2009, 38(6): 987-990.
- [36] ZHANG Kerong, ZHANG Jianxun. Numerical simulation for keyhole profile and their effect of TC4 titanium alloy during laser welding[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2009, 38(6): 987-990.
- [37] KABIR A S H, CAO X J, GHOLIPOUR J, et al. Effect of postweld heat treatment on microstructure, hardness, and tensile properties of laser-welded Ti-6Al-4V[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2012, 43(11): 4171-4184.
- [38] 郭隆, 白秉哲, 侯红亮. 置氢 Ti-6Al-4V 钛合金超塑性研究[J]. 稀有金属, 2009, 33(4): 467-471.
- [39] GUO Long, BAI Bingzhe, HOU Hongliang. Superplasticity of Ti-6Al-4V alloy processed by hydrogenation[J]. Chinese Journal of Rare Metals, 2009, 33(4): 467-471.
- [40] 江训焱, 陈溢平, 王明, 等. 置氢 TC4 钛合金激光焊接接头超塑变形组织均匀性分析[J]. 焊接学报, 2017, 38(8): 28-32.
- [41] JIANG Xunyan, CHEN Yiping, WANG Ming, et al. Investigation on microstructural homogeneity in laser beam welding joint superplastic deformation[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2017, 38(8): 28-32.

- [25] 李坤, 王威, 单际国, 等. TC4 钛合金光纤激光摆动焊抑制小孔型气孔的原因分析[J]. 焊接学报, 2016, 37(11): 43–46.
- LI Kun, WANG Wei, SHAN Jiguo, et al. Analysis of key-hole-type pore suppressing in fiber laser welded TC4 titanium alloy with beam weaving[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2016, 37(11): 43–46.
- [26] 何小东, 张建勋, 裴怡, 等. 线能量对 TC4 钛合金激光焊接残余应力和变形的影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2007, 36(5): 774–777.
- HE Xiaodong, ZHANG Jianxun, PEI Yi, et al. Effects of heat input on laser welding residual stress and distortion of TC4 titanium alloy[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2007, 36(5): 774–777.
- [27] 徐建新, 明平伟. 钛合金焊接薄板残余应力有限元数值分析[J]. 中国民航大学学报, 2010(z1): 33–35.
- XU Jianxin, MING Pingwei. Finite element analysis of residual stress of titanium alloy welded sheet[J]. Journal of Civil Aviation University of China, 2010(z1): 33–35.
- [28] 李兴霞, 王红玉, 张建勋. TC4 钛合金激光焊缝形貌与残余应力数值分析[J]. 焊接学报, 2013, 34(12): 79–82.
- LI Xingxia, WANG Hongyu, ZHANG Jianxun. Numerical research on weld bead geometry and residual stresses with different heat source models in laser welding of TC4 titanium alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2013, 34(12): 79–82.
- [29] 王亚军, 付鹏飞, 关永军. TC4 钛合金电子束焊缝形状特征分类研究[J]. 航空材料学报, 2009(4): 53–56.
- WANG Yajun, FU Pengfei, GUAN Yongjun. Methods of studying welds shape of TC4 alloy with EBW[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2009(4): 53–56.
- [30] 芦伟, 史耀武, 雷永平, 等. 厚壁 TC4-DT 钛合金电子束焊接接头的微观组织特征[J]. 稀有金属材料与工程, 2013, 42(1): 56–57.
- LU Wei, SHI Yaowu, LEI Yongping, et al. Microstructure characteristics of electron beam welded thick-wall TC4-DT joint[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2013, 42(1): 56–57.
- [31] 李吉帅. 厚板钛及钛合金电子束焊接接头组织与性能的研究[D]. 济南: 山东大学, 2017.
- LI Jishuai. Study on microstructure and mechanical properties of high thickness titanium and titanium alloys plates jointed by electron beam welding[D]. Jinan: Shandong University, 2017.
- [32] 顾宝兰, 丁大伟, 王丽, 等. 热处理对 TC4 钛合金电子束焊接件组织性能的影响[J]. 焊接学报, 2007, 28(10): 85–89.
- GU Baolan, DING Dawei, WANG Li, et al. Effects of heat treatment on microstructure and properties of electron beam welded TC4 titanium alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2007, 28(10): 85–89.
- [33] 龚玉兵, 王善林, 李娟, 等. 厚板 TC4 钛合金电子束焊接接头组织演变规律[J]. 焊接学报, 2017, 38(9): 92–96.
- GONG Yubing, WANG Shanlin, LI Juan, et al. Microstructure evolution of thick TC4 titanium alloy vacuum electron beam welded joint[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2017, 38(9): 92–96.
- [34] KOLEVA E. Electron beam weld parameters and thermal efficiency improvement[J]. Vacuum, 2005, 77(4): 413–421.
- [35] KAR J, ROY S K, ROY G G. Influence of beam oscillation in electron beam welding of Ti–6Al–4V[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 94(9–12): 4531–4541.
- [36] 彭周, 胡永刚, 陈国珠, 等. TC4 合金电子束焊接接头微观组织研究[J]. 材料工程, 2010(5): 47–50.
- PENG Zhou, HU Yonggang, CHEN Guozhu, et al. Micro-structures of TC4 alloy weld joints by electronic beam welding[J]. Journal of Materials Engineering, 2010(5): 47–50.
- [37] DIETER R D. 焊接热效应—温度场、残余应力、变形[M]. 北京: 机械工业出版社, 1997.
- DIETER R D. Welding thermal effect—temperature field, residual stress, deformation[M]. Beijing: Mechine Industry Press, 1997.
- [38] 吴冰, 张建勋, 巩水利, 等. 厚板钛合金电子束焊接残余应力分布特征[J]. 焊接学报, 2010, 31(2): 11–13.
- WU Bing, ZHANG Jianxun, GONG Shuili, et al. Residual stress distribution of large thickness titanium alloy joints by electron beam welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2010, 31(2): 11–13.
- [39] 胡美娟, 刘金合. 钛合金电子束焊接和局部热处理后残余应力分布特征[J]. 稀有金属材料与工程, 2008, 37(5): 772–774.
- HU Meijuan, LIU Jinhe. Residual stress distribution of titanium alloy after weld and zonal heat treatment by electron beam[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2008, 37(5): 772–774.
- [40] 黄国刚. 电子束流焊接残余应力及其对接头几何敏感性分析[D]. 武汉: 华中科技大学, 2009.
- HUANG Guogang. Analysis of residual stress for electron beam welding and its sensitivity to joint geometries[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2009.
- [41] 付玮, 黄国刚, 杨新华, 等. 焊缝形貌对电子束焊接残余应力分布的影响[J]. 焊接学报, 2011, 32(6): 53–56, 60.
- FU Wei, HUANG Guogang, YANG Xinhua, et al. Effects of weld profile on electron beam welding residual stress distribution[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(6): 53–56, 60.
- [42] 袁鸿, 余槐, 王金雪, 等. TC4–DT 钛合金电子束焊接接头的损伤容限性能[J]. 材料工程, 2007(8): 17–19.
- YUAN Hong, YU Huai, WANG Jinxue, et al. The damage tolerance properties of the EBW joint for TC4–DT titanium alloy[J]. Journal of Materials Engineering, 2007(8): 17–19.
- [43] TOMASHCHUK I, SALLAMAND P, BELYAVIAN N, et al. Evolution of microstructures and mechanical properties during dissimilar electron beam welding of titanium alloy to stainless steel via copper interlayer[J]. Materials Science and Engineering: A, 2013, 585: 114–122.
- [44] 石铭霄, 张秉刚, 马纪龙, 等. 钛合金电子束深熔焊钉尖缺陷形成的影响因素[J]. 焊接学报, 2012, 33(12): 53–56.
- SHI Mingxiao, ZHANG Binggang, MA Jilong, et al. Affecting factors of forming spiking of titanium alloy electron beam deep penetration welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2012, 33(12): 53–56.
- [45] KARADGEA M, PREUSSA M, LOVELL C, et al. Texture development in Ti–6Al–4V linear friction weld[J]. Materials Science and Engineering, 2007, 459(1–2): 182–191.
- [46] ROMERO J, MATTALLAH M, PREUSSA M, et al. Effect of the forging pressure on the microstructure and residual stress development in Ti–6Al–4V linear friction welds[J]. Acta Materialia, 2009, 57(18): 5582–5592.
- [47] DAYMOND M R, BONNET N W. Measurement of strain in a titanium linear friction weld by neutron diffraction[J]. Physical, 2003, 325(1–4): 130–137.
- [48] 邢丽, 朱蕾, 杨剑赞, 等. 焊接参数对 TC4 钛合金线性摩擦焊焊缝形成的影响[J]. 机械工程材料, 2014, 38(7): 43–45.
- XING Li, ZHU Lei, YANG Jianyun, et al. Effects of welding parameters on weld formation of TC4 titanium alloy by linear

friction welding[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2014, 38(7): 43-45.

[49] JI S D, WANG Y, LIU J G, et al. Effects of welding parameters on material flow behavior during linear friction welding of Ti-6Al-4V titanium alloy by numerical investigation[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 82(5-8): 927-938.

[50] 张田仓, 李晶, 季亚娟, 等. TC4 钛合金线性摩擦焊接头组织和力学性能[J]. 焊接学报, 2010, 31(2): 53-57.

ZHANG Tiancang, LI Jing, JI Yajuan, et al. Structure and mechanical properties of TC4 linear friction welding joint[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2010, 31(2): 53-57.

[51] 马铁军, 杨思乾, 张勇, 等. TC4 线性摩擦焊接头的力学性能及组织变化特点[J]. 焊接学报, 2007, 28(10): 17-20.

MA Tiejun, YANG Siqian, ZHANG Yong, et al. Mechanical properties and microstructure features of linear friction welded TC4 titanium alloy joint[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2007, 28(10): 17-20.

[52] 张杰, 张田仓, 陆业航, 等. TC4 钛合金线性摩擦焊接头组织及残余应力分布特征[J]. 航空制造技术, 2015, 58(17): 127-130.

ZHANG Jie, ZHANG Tiancang, LU Yehang, et al. Microstructure and residual stress distribution in linear friction welding joint of TC4 alloy[J]. Aeronautical Manufacturing

Technology, 2015, 58(17): 127-130.

[53] MAIO L, FRANCO F, SQUILLACE A, et al. A simplified approach to numerical simulation of LFW process of Ti-6Al-4V alloy: investigation on friction and temperature[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 4(5): 1-12.

[54] 张传臣, 黄继华, 张田仓, 等. 异质钛合金线性摩擦焊接头界面行为分析[J]. 材料工程, 2011(11): 80-84.

ZHANG Cuanchen, HUANG Jihua, ZHANG Tiancang, et al. The analysis in linear friction welding joint interface behavior of dissimilar titanium alloy[J]. Journal of Materials Engineering, 2011(11): 80-84.

[55] 张传臣, 黄继华, 张田仓, 等. 异质钛合金线性摩擦焊接头微观组织与显微硬度分析[J]. 焊接学报, 2012, 33(4): 97-100.

ZHANG Chuanchen, HUANG Jihua, ZHANG Tiancang, et al. Investigation on microstructure and microhardness of linear friction welded joints of dissimilar titanium alloys[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2012, 33(4): 97-100.

[56] GARCIA A M M. Blisk fabrication by linear friction welding[M]. Rijeka: Intech Open Access Publisher, 2011.

[57] TURNER R, GEBELIN J C, WARD R M, et al. Linear friction welding of Ti-6Al-4V: modelling and validation[J]. Acta Materialia, 2011, 59(10): 3792-3803.

[58] 孙权. 线性摩擦焊接头缺陷演化的数值模拟及弥合规律研究[D]. 哈尔滨: 哈

尔滨工业大学, 2014.

SUN Quan. Numerical simulation and bridging laws of welding pore during linear friction welding[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014.

[59] 朱剑桥, 张彦华, 张田仓, 等. TC4 线性摩擦焊接头微观特征[J]. 焊接学报, 2013, 34(11): 88-92.

ZHU Jianqiao, ZHANG Yanhua, ZHANG Tiancang, et al. Microscopic feature of TC4 linear friction welded joints[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2013, 34(11): 88-92.

[60] 朱剑桥, 张彦华, 张田仓, 等. 振幅改变对 TC4 线性摩擦焊接头微观缺陷特征的影响[J]. 焊接学报, 2014, 35(3): 105-108.

ZHU Jianqiao, ZHANG Yanhua, ZHANG Tiancang, et al. Microdefect characteristics in TC4 linear friction welding joints in relation to amplitude[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2014, 35(3): 105-108.

[61] 陶军, 孙成彬, 张田仓. 钛合金线性摩擦焊接头缺陷形成机理分析[J]. 航空制造技术, 2009, 52(10): 139-142.

TAO Jun, SUN Chengbin, ZHANG Tiancang. Study on the formation mechanism of welding defects in linear friction weld of titanium alloys[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2009, 52(10): 139-142.

通讯作者: 王善林, 博士, 副教授, 主要研究方向为特种连接技术, E-mail: slwang70518@nchu.edu.cn.

Development of Advanced Welding Technologies for Titanium Alloys

SUN Wenjun, WANG Shanlin, CHEN Yuhua, HUANG Yongde, KE Liming

(Jiangxi Key Laboratory of Forming and Joining Technology for Aerospace Components, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330036, China)

[ABSTRACT] Titanium alloy was known as the intelligent metal in the 21 century. Because of its excellent properties, it played a key role in the welding of high temperature, high strength structure and special joints. As one of the mainstream technologies in the manufacture of high-end equipment, a great deal of attention is being paid today to its advanced welding technology. In this paper, the related properties and main application fields of titanium alloy were briefly introduced. Aiming at the three advanced welding technologies, such as laser welding, electron beam welding and linear friction welding, a review of forming process optimization, defect control, organization evolution rules and mechanical properties analysis were carried out.

Keywords: Titanium alloy; Advanced welding technology; Forming technique; Defect control; Microstructural evolution; Mechanical property

(责编 知舟)

2020年3月 天津

第七届航空航天数字化测量技术 创新发展论坛

承办单位

《航空制造技术》杂志社

联系人：张莹
电 话：13581887916，010-85700465-261
传 真：010-65479281，010-85700466
E-mail：zy@amte.net.cn
网 址：www.amte.net.cn
地 址：北京340信箱中航时代(100024)

战略伙伴：**AERO TIME** 北京中航时代文化传播有限公司

指定媒体：**航空制造技术** **AERO TIME 航空制造网** **航空精密制造技术**

聚焦三大重点领域 精研重型数控机床

——走进先进制造技术北京市重点实验室

Focus on Three Major Fields, Endeavour to Research Heavy-Duty CNC Machine Tools

[编者按] 先进制造技术北京市重点实验室获批于2001年,是北京工业大学机械工程北京市一级重点学科的科研学术基地。实验室多年来以“立足北京,融入北京,服务北京”为发展宗旨,积极发挥实验室作为北京装备制造业科技创新和高端人才培养基地的重要作用。

先进制造技术北京市重点实验室面积1500m²,设备总值4000余万元。现有固定科研人员36人,以中青年教师为主,其中教授17人,副教授9人。实验室主任由刘志峰教授担任,学术委员会主任为蔡鹤皋院士。实验室工作人员中,教育部新世纪优秀人才1人,北京市特聘教授2人,长城学者1人,北京市百千万人才工程入选者1人,北京市拔尖创新人才1人。

实验室与北京装备制造业建立了长期紧密的产学研合作关系,共建了“北京智能制造创新联盟重型机床开放实验室”等4个省部级以上科技创新平台,有利促进服务北京装备制造业科技创新的水平,确保实验室的可持续发展。

以产学研用为导向,在重型机床数字化设计与制造、谐波减速器/RV减速器研发与产业化、在线监控与故障诊断、超精密加工与装备、深海液压装备关键技术等方面的技术创新和产业推广达到国内领先水平。

研究方向与发展思路

近年来,为深入贯彻“中国制造2025”战略,结合自身的科研实际,实验室确立了以极限制造、智能制造、精密制造为核心的研究方向。今后的发展思路有如下几点:

(1)以极限制造、精密/超精密制造、智能制造为核心研究领域,以高端数控装备、工业机器人和智能生产线相关技术为研究载体,面向航空航天、IC装备、高档数控机床、轨道交通等京津冀支柱性行业提供理论和技术支持;

(2)通过重大科研项目锻炼培养创新人才队伍,深化校企合作科技创新平台建设;

(3)通过原始创新,形成更多的具有自主知识产权的关键技术和产品,提升实验室科技竞争力。

科研成果及应用

极限制造领域,承担了多项“大规模集成电路制造装备及成套工

艺专项”国家科技重大专项,在器件封装/集成可靠性、工艺可靠性和TSV热机械可靠性研究、仿真模型与方法等方面积累了丰富的研究基础。在重型数控机床关键共性技术等方面,通过校企融合持续投入,在近几年承担和完成10余项重大专项课题、北京市科委重点项目等的基础上,“高精超大尺度重型车铣复合机床精准制造关键技术及应用”获北京市科学技术奖一等奖。

研究成果获授权发明专利55件、软件著作权13项,形成行业标准3项,发表SCI/EI论文122篇。研发的2个类型、6个系列超重型机床成功用于核电低压内缸、大型航天器筒段、风电轴承等超大核心零件加工,已应用到国内核电、航空航天、风电等领域。2010年以来已销售70台,共创造直接经济效益8.28亿元,相关类型重型机床国内市场占用率为35%。

攻克了超跨距分段式重载横梁制造技术,首次提出导轨自重变形

下预起拱补偿+约束变形下加工修正技术,实现全行程定位精度达到 0.04mm,最大加工宽度扩大到 13.5m,属于世界同类产品最大规格之一,精度保持稳定达 3 年以上。

提出了高速重载静压支承系统跨尺度制造技术,通过制造保证与油膜波动控制,形成静压支承系统分析与制造成套解决方案,使直径 9.5m 超大型转台回转速度达到 30r/min 以上,最大线速度 1000m/min,回转定位精度 10"。

突破了超大组合结构件高刚度螺栓连接装配技术,首次揭示了大型结合面微-宏尺度接触机理,解决了精度控制问题,提出了高刚度螺栓装配技术,实现了动静特性精准预测及可控。

精密/超精密制造领域,2018 年完成了 RV 减速器的设计及产业化开发工作,已经形成了复合产业化制造目标的 RV 减速器齿形设计、制造工艺及检测的整套技术,取得的研究成果实现了小批量样机的制造,且性能指标与进口主流产品相当,达到了发达国家的制造水平,符合市场对 RV 减速器的使用性能要求。生产的产品样机参加了“2018 世界机器人大会”展览,并参加了

2018 年全国大众创业万众创新活动周。在海军预研项目支持下,研制出了多台全水润滑斜盘式海水轴向柱塞泵、柱塞马达、海水液压溢流阀、节流阀、三位四通换向阀、海水缸等海水液压元件,开展了深海模拟试验和海上研究,并已上舰列装。此外,在北京市委重大项目支持下,机器人关节谐波减速器已实现示范化应用。受“高档数控机床与基础制造装备”国家科技重大专项的支持,在大直径端面透镜模具超精密加工机床与工艺、特殊晶体材料单点金刚石超精密机床与工艺方面取得突破。

智能制造领域,智能锻造生产线建设取得重大进展。与国家机床质量监督检验中心、清华大学等联合承担了工信部 2015 智能专项,进行机床制造数字化车间互联架构研究与标准化,在标委会指导与行业企业支持下完成了中华人民共和国国家标准《机床制造数字化车间信息互联架构》的制定工作。在军委装发预研项目支持下,根据某航空锻造企业锻造生产线智能化改造需求,以及新的数字化园区建设的需求,完成了智能生产线布局设计及建模与仿真,并开发了设备连线及



智能监控系统,已在企业进行实际测试,取得了很好的效果;新的数字化园区的建设及规划方案已完成,得到企业高度认可。

与清华大学、北京航空航天大学共同承担北京市科技计划课题“智慧企业协同生产管控系统研究及应用”,实验室负责其中的“混合传感网络驱动的人机协作智能作业关键技术”。通过对复杂环境下的多维度混合传感技术、人机协作生产功能分配技术、面向人机协作的运动控制与优化技术、基于自适应模糊神经网络方法的工艺智能决策等研究,进行人机协同智能装配单元应用与验证。目前相关技术研究已取得突破,具备进行验证与应用的条件。

2018 年,实验室的科研水平稳步提高,申报和承担了一系列国家/省部级重点重大项目,累计新增和在研科研项目 60 多项,到校科研经费超过 1600 万元。2018 年共发表论文 100 多篇,其中超过 40 篇被 SCI 收录。申请和授权专利、著作权 100 多项,其中发明专利授权 93 项(含国际专利 1 项)。

交流合作

近几年,实验室积极开展对外学术交流与合作研究,支持多种形式国内国际交流活动,累计有 10 多人参加国际/国内学术会议并宣读论文。

同时,实验室也邀请多名国内外知名专家学者来校进行学术交流,结合开放实验室、参加相关展会等方式扩大了实验室影响力,提高了实验室知名度。

(采访 逸飞)



校企联合研制的重型复合机床

孔挤压强化对FGH95合金室温及高温疲劳性能的影响

于 洋¹, 罗学昆¹, 刘勇军², 许 欣², 孙瑞嘉², 王 欣¹, 钟滨涛², 汤智慧¹

(1. 中国航发北京航空材料研究院航空材料先进腐蚀与防护航空科技重点实验室, 北京 100095;

2. 中国航发湖南动力机械研究所, 株洲 412002)

[摘要] 孔是一种典型的应力集中结构。本文研究了芯棒直接冷挤压对 FGH95 合金试样中心孔的高、低温疲劳寿命的影响规律, 并采用扫描电镜、粗糙度仪、X 射线应力测量仪及显微硬度计等仪器分析了疲劳断口和孔壁表面完整性主要参数, 探讨了 FGH95 合金孔挤压强化机制。结果表明: 相比未挤压试样, 孔挤压试样在室温、650MPa 的中值疲劳寿命提高了 0.9 倍以上, 而 527℃、575MPa 的中值疲劳寿命提高了 10.3 倍以上。分析表明, 孔壁经冷挤压后, 孔壁表面粗糙度大幅下降, 孔壁沿径向形成了一定深度的残余压应力层和组织硬化层, 对中心孔试样的室温、高温疲劳寿命的提升具有重要作用。另外, 晶界的存在和相邻晶粒的晶体学取向差异会对疲劳裂纹扩展路径产生显著的影响。
关键词: 孔挤压; 粉末高温合金; 疲劳寿命; 残余应力场; 硬度

Effect of Hole Cold Expansion on Fatigue Property of FGH95 Superalloy Under Room and High Temperature

YU Yang¹, LUO Xuekun¹, LIU Yongjun², XU Xin², SUN Ruijia², WANG Xin¹,
ZHONG Bintao², TANG Zhihui¹

(1. Aviation Key Laboratory of Advanced Corrosion and Protection on Aviation Material, AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095, China;

2. AECC Hunan Aviation Powerplant Research Institute, Zhuzhou 412002, China)

[ABSTRACT] Hole is widely considered as a kind of geometrical-discontinuous structure with high stress or strain concentration. The effect of direct hole cold expansion (HCE) using the mandrel on the fatigue behaviour of centre holes of FGH95 superalloy was investigated. The fatigue fracture and the main parameters of surface integrity of hole wall were characterized by scanning electron microscopy (SEM), roughmeter, X-ray diffraction (XRD) instrument and microhardness tester. The mechanism of the HCE on the fatigue life was also investigated. The results show that the median fatigue life of the HCE specimens increased by above 0.9 times and 10.3 times under room temperature/650MPa and 527℃/575MPa conditions compared to the specimen without HCE, respectively. It is found that the roughness of hole wall decreased sharply, while the deep surface strengthened layer with high hardness and residual compressive stress were formed around the hole after HCE. These changes are of great benefit to the enhancement of the fatigue life under room and high temperature. In addition, the exit of grain boundary and the difference of crystallographic orientation of neighbor grains have an evident effect on the fatigue crack growth path.

Keywords: Hole cold expansion; Powder metallurgy superalloy; Fatigue life; Residual stress; Hardness

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.076

航空发动机轮盘结构复杂, 存在螺栓孔、通气孔等几何不连续结构, 使得轮盘内部应力分布不均匀, 尤其是孔壁及孔边的应力集中效应显著, 对整体轮盘的疲劳性能产生不利影响^[1-2]。统计研究结果表明, 大约 50%~90% 的航空零件的失效起源于孔边疲劳裂纹萌

生与扩展, 尤其是长寿命服役的带孔承力件^[3-5]。因此, 提升孔结构的疲劳性能对于生产航空发动机零件至关重要。

孔挤压强化是一种广泛用于提高孔结构疲劳性能的表面强化技术^[4]。典型的孔挤压强化方法是采用一

定过盈量的锥形芯棒或圆球强行从孔的一端挤入,并从另一端挤出,从而使孔壁表面发生塑性变形,孔的周边会形成一种处于自平衡状态的残余压应力区域,有利于降低孔结构的应力集中水平,提高疲劳性能。目前,人们针对多种工程金属材料开展了孔挤压强化技术研究,材料包括 2024^[6-8]、7075^[9-10] 等铝合金, TC4^[11-12]、Ti1023^[13]、TC17^[14] 等钛合金, A100^[15]、23Co14Ni12Cr3MoE^[16] 等结构钢。研究表明,相比未挤压状态,孔挤压强化后的孔结构的疲劳寿命显著提高。孔边残余压应力层被认为是改善疲劳性能的主要原因^[4,17]。另外,对于一些材料,冷挤压产生的微观组织变化,如位错增殖等,也被认为有利于抑制疲劳裂纹的萌生与扩展^[17-18]。相比喷丸表面,孔挤压后的孔壁被认为具有较低的冷作硬化率。研究表明,在高温下,具有较低冷作硬化率的强化层的残余应力松弛速率更小^[19]。因此,本研究以 FGH95 合金为研究对象,开展冷挤压强化对孔结构的疲劳裂纹萌生与扩展行为研究。目前,国内外针对这一材料的研究相对较少。

FGH95 粉末合金是一种采用粉末冶金工艺制备的 γ' 相沉淀强化型镍基高温合金^[20-21],具有组织均匀、晶粒细小、屈服强度高、疲劳性能好等优点,是一种高性能航空发动机涡轮盘、环件及其他热端部件制造的关键金属材料,可满足发动机高应力、高温和轻量化设计的服役要求,也是一种研究孔结构冷挤压强化过程的理想材料。

本文主要研究冷挤压对 FGH95 合金中心孔板材试样的室温及高温疲劳性能的影响规律,并通过对孔周残余应力分布、孔壁表面粗糙度、硬度梯度等主要表面完整性参数以及疲劳断口的分析,探讨孔结构冷挤压强化的抗疲劳机理,促进孔挤压强化技术在航空发动机轮盘上的应用。

1 材料及方法

1.1 材料

本试验所采用的疲劳性能试样为带中心孔的板材试样,其形状与尺寸如图 1 所示。试样从 FGH95 高温合金盘坯件切取,采用线切割方法沿盘弦向取样。盘坯件的基本力学性能如表 1 所示。试样的中心孔的初始直径为 $\Phi 7.6\text{mm}$,公差带为 $0\sim+0.03\text{mm}$ 。经计算,该试样中心孔的结构应力集中系数 K_t 为 2.0。

1.2 试验方法

试验采用 FT-200 型孔挤压试验机,利用拉拔枪驱动硬质芯棒强行穿过板材试样的中心孔,芯棒的直径比中心孔直径大,通过具有直径过盈量的芯棒对孔壁的冷挤压作用实现强化效果。相对中心孔,芯棒的过盈量分

别为 1.3% 和 2.6%,而对应的工艺编号分别为 HCE1 和 HCE2。

试验对未挤压试样、HCE1 试样和 HCE2 试样分别进行常温、高温轴向疲劳寿命测试。其中,常温轴向疲劳寿命测试的试样分为 3 组:第 1 组为未挤压强化试样(编号为 A1、A2、A3、A4);第 2 组为 HCE1 试样(编号为 B1、B2、B3、B4);第 3 组是 HCE2 试样(编号为 C1、C2、C3、C4)。而高温轴向疲劳寿命测试的试样也分为 3 组:第 4 组为未挤压强化试样(编号为 D1、D2、D3、D4、D5);第 5 组是 HCE1 试样(编号为 E1、E2、E3、E4 和 E5);第 6 组是 HCE2 试样(编号为 F1、F2、F3、F4、F5)。

轴向加载疲劳试验在 MTS-100kN 疲劳试验机上进行。(1)常温轴向疲劳试验参数为:室温,应力比 $R=0$,外加最大载荷 $\sigma_{\max}$ 为 650MPa,频率 f 为 4Hz;(2)高温轴向疲劳试验参数为:527℃,应力比 $R=0$,外加最大载荷 $\sigma_{\max}$ 为 575MPa,频率 f 为 10Hz。热暴露试验先将电弧炉的炉温升高至 527℃,将试样放置电弧炉内在大气氛围中热暴露 5h 后,随炉冷至室温,取出试样,测量孔周残余应力分布;再将电弧炉的炉温升高至 527℃,将试样放置电弧炉内在大气氛围中热暴露 95h 后,随炉冷至室温,取出试样,测量孔周残余应力分布,该试样经历共计 100h(即 5h+95h)的有效热暴露时长。

表面完整性参数试验方法如下,采用 APPLLO 300 型扫描电镜(SEM)观察中心孔板材试样断口形貌;采用 TR200 型触针式粗糙度仪测量孔壁的表面粗糙度

表1 FGH95合金的常温基本力学性能
Table 1 Basic mechanical properties of FGH95 alloy under room temperature condition

$T/^\circ\text{C}$	σ_b/MPa	$\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	δ_5	ψ
20	1520	1170	10	12

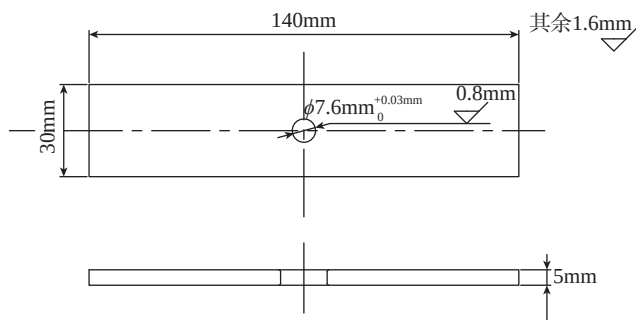


图1 中心孔板材试样尺寸

Fig.1 Geometry of the plate with a central hole

值,每种试样测量8个数据点后取平均值。采用电火花切割切取孔壁横截面,经研磨抛光后,采用HMAS-C1000SZA显微硬度仪测量孔壁表面以下沿深度方向的硬度值,施加载荷为4.9N;采用StressTech X3000型X射线衍射仪按照GB7704—2008《X射线应力测定方法》测定孔挤压强化前后孔边残余应力分布,测试条件为Cr K α 靶,定峰方法为交相关法,测试结果中“+”值代表拉应力,“-”值代表压应力,孔边距离为X射线光斑(直径 $\Phi=2\text{mm}$)圆心到孔边的最小径向距离,因此,所测残余应力值是该光斑内材料的宏观残余应力值。

2 试验结果

2.1 疲劳性能

本文首先研究了两种过盈量对FGH95合金中心孔板材试样室温和高温轴向疲劳寿命的影响规律。表2列举了室温和高温疲劳寿命结果。依据HB/Z 112—1986《材料疲劳试验统计分析方法》获得了试样的中值疲劳寿命估计量。

2.1.1 孔挤压强化对室温疲劳寿命的影响

由表2可知,在室温、650MPa条件下,与未挤压试

表2 未挤压与两种孔挤压试样的室温和高温疲劳寿命

Table 2 Comparison of the fatigue life of specimens without cold expansion and with two different methods

温度	工艺方法	过盈量	载荷 $\sigma_{\max}/\text{MPa}$	试样编号	疲劳寿命 N/cycle	子样标准差	中值疲劳寿命估计量 $N_{\text{estimate}}/\text{cycle}$
室温(25℃)	未挤压	0	650	A1	61200	0.0401	65838
				A2	69000		
				A3	60700		
				A4	73300		
	HCE1	小	650	B1	121000	0.0473	124453
				B2	137000		
				B3	108000		
				B4	134000		
	HCE2	大	650	C1	219000	0.1120	167168
				C2	152000		
				C3	204000		
				C4	115000		
高温(527℃)	未挤压	0	575	D1	20000	0.3654	88768
				D2	133000		
				D3	154000		
				D4	115000		
				D5	117000		
	HCE1	小	575	E1	> 1000000	0	> 1000000
				E2	> 1000000		
				E3	> 1000000		
				E4	> 1000000		
				E5	> 1000000		
	HCE2	大	575	F1	> 1000000	0	> 1000000
				F2	> 1000000		
				F3	> 1000000		
				F4	> 1000000		
				F5	> 1000000		

样相比,孔挤压试样的中值疲劳寿命显著提升。其中,HCE1试样的中值疲劳寿命是未挤压试样的1.9倍,HCE2试样的中值疲劳寿命是未挤压试样的2.5倍。

HCE1试样的最短疲劳寿命(108000周次)是未挤压试样的最长疲劳寿命(73300周次)的约1.5倍;HCE2试样的最短疲劳寿命(115000周次)是未挤压试样的最长疲劳寿命(73300周次)的约1.6倍;由此可知,孔挤压表现出良好的室温疲劳寿命增益效果。

2.1.2 孔挤压强化对高温疲劳寿命的影响

本文还研究了孔挤压强化试样在高温(527℃)、中等载荷(575MPa)条件下的疲劳寿命。试验结果表明:与未挤压试样相比,孔挤压试样的高温疲劳寿命显著提升,未挤压试样的中值疲劳寿命为88768周次,而所有孔挤压试样在疲劳寿命超过1000000周次时均未发生疲劳断裂,中值疲劳寿命是未挤压试样的11.3倍以上。由此可见,在此热-力耦合条件下,孔挤压工艺依然表现出优异的高温抗疲劳性能。

2.2 疲劳断口

图2为典型的未挤压和孔挤压试样在室温条件下的疲劳断口形貌。未挤压试样的疲劳源位于孔壁表面,见图2(a),且起源于不连续的刀痕产生的局部应力集中区域,见图2(b);而HCE1试样存在2个疲劳源,分别位于孔壁与端面的交界棱边处,其中主源位于入口端,次源位于出口端;而HCE2试样仅存在1个疲劳源,位于入口端;这种现象与文献报道基本一致,入口端通常成为疲劳危险点。另外,原始试样疲劳裂纹扩展区终止位置距孔壁的距离约5.95mm,而HCE1和HCE2试样的疲劳裂纹扩展区终止位置距孔壁的距离分别8.36mm和9.02mm,这表明,孔挤压后试样的疲劳裂纹扩展寿命更长。

在527℃、575MPa条件下,FGH95合金中心孔试样也呈现出与上述在室温、650MPa条件下基本一致的疲劳断口特征。

图3为未挤压试样D4、HCE1工艺E1和HCE2工

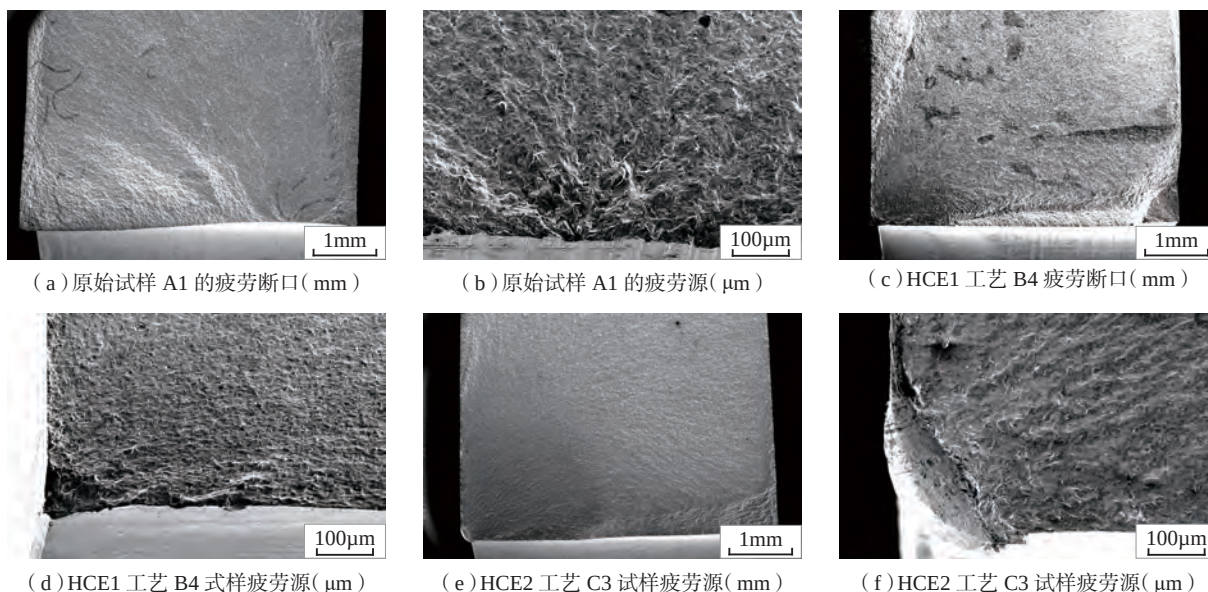


图2 SEM形貌图

Fig.2 Typical SEM morphologies of fatigue fracture

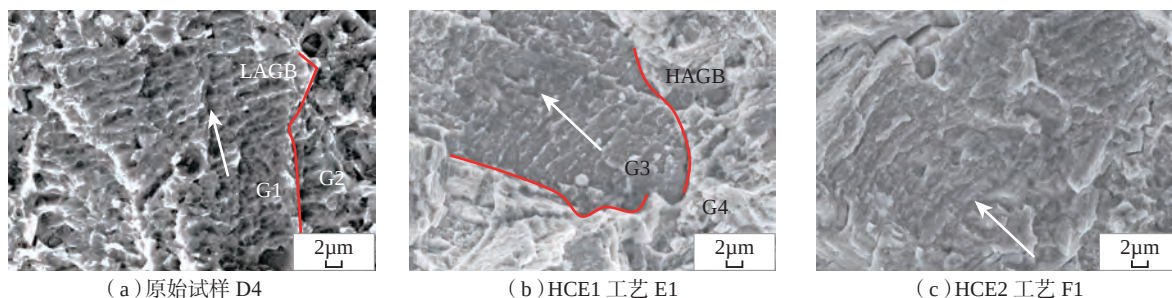


图3 试样的疲劳条带SEM图(距离主源区约1mm处的疲劳裂纹扩展区)

Fig.3 SEM images of local fatigue striation with the distance about 1mm from the source of D4 untreated specimen, E1 specimen after HCE1 and F1 specimen after HCE2

艺 F1 试样的疲劳条带 SEM 图。所有条带位于距离源区约 1mm 处的疲劳裂纹扩展区。箭头所指方向为疲劳裂纹扩展方向。可知,未挤压试样的疲劳条带宽度比 HCE1 和 HCE2 试样的疲劳条带宽度更大,这表明,相比原始试样,在残余压应力层和组织强化层的抑制作用下,孔挤压试样疲劳裂纹尖端扩展阻力更大,裂纹扩展速率降低。

3 分析与讨论

外加载荷、结构应力集中、表面微观应力集中、残余应力以及温度都对孔结构的疲劳寿命有重要影响。

3.1 孔周残余应力场的影响

研究表明,残余拉应力场对材料的疲劳性能不利,而残余压应力场有利于提高材料的疲劳强度。

图 4 为采用 X 射线衍射方法测得的孔周残余应力分布图。可知,未挤压试样孔边处于残余拉应力状态,而经孔挤压后,孔周围处于残余压应力状态。其中,对于 HCE1 试样,芯棒入口端和出口端残余压应力层深度均为 4mm 左右,孔周残余压应力值基本相同,约为 700MPa;而对于 HCE2 试样,芯棒入口端残余压应力层深度(约 8mm)大于出口端残余压应力层深度(约 7mm),而孔周残余压应力值是前者(-734MPa)小于后者(-866MPa)。

图 5 为孔挤压中心孔入口端在 527℃ 热暴露不同时间后的残余压应力场分布。可知,在热暴露 5h 后, HCE1 和 HCE2 试样的入口端残余压应力平均松弛率约为 7.2% 和 9.1%;而热暴露 100h 后, HCE1 和 HCE2 工艺的入口端残余压应力平均松弛率约为 8.3% 和 11.0%。另外,残余压应力场深度基本未变。这表明,即使在 527℃ 高温热暴露下,孔挤压残余压应力场表现出良好的稳定性。

研究表明,表面残余压应力是增强疲劳极限和减小疲劳缺口敏感性的主要因素^[8,17,22]。残余压应力对疲劳裂纹的抑制作用可通过修正后的 Goodman 关系来解释,在不考虑微观组织的影响条件下,名义应力和应力幅呈线性关系,即

$$\sigma_a = \sigma_f \left(1 - \frac{\sigma_m + \sigma_R}{\sigma_b} \right) \quad (1)$$

式中, σ_f 是完全反向应力, σ_m 是外载名义应力, σ_b 是极限抗拉强度, σ_a 是等效疲劳强度。本文中外力加载产生的应力幅和名义应力保持恒定,材料的极限抗拉强度为常数。将孔挤压产生的残余压应力 σ_R 视为静态应力。因此,等效疲劳强度 σ_a 随着残余压应力值 σ_R 的增大而提高,从而提高材料的疲劳裂纹萌生寿命。另外,孔挤

压在高温下残余应力衰减速率较慢,对在高温条件下抑制材料疲劳裂纹的萌生有利。

3.2 微观组织的影响

图 6 为 HCE1 试样和 HCE2 试样孔壁沿孔径向的硬度分布曲线。可知,孔挤压后孔周围材料的显微硬度得到显著提升,升幅达到约 20%。随着离孔壁距离的增加,显微硬度逐渐下降,直至与基体保持一致。另外,在相同距离处, HCE2 试样的显微硬度大于 HCE1 试样的显微硬度。而 HCE2 试样的孔周硬化层深度(约 3.5mm)也要大于 HCE1 试样的深度(约 2.5mm)。研究表明,由于芯棒硬度远高于孔壁硬度,冷挤压过程中使孔壁表层金属发生了塑性变形,而且越靠近表层,变形量越大;芯棒过盈量越大,变形量越大。芯棒对孔壁的冷作硬化作

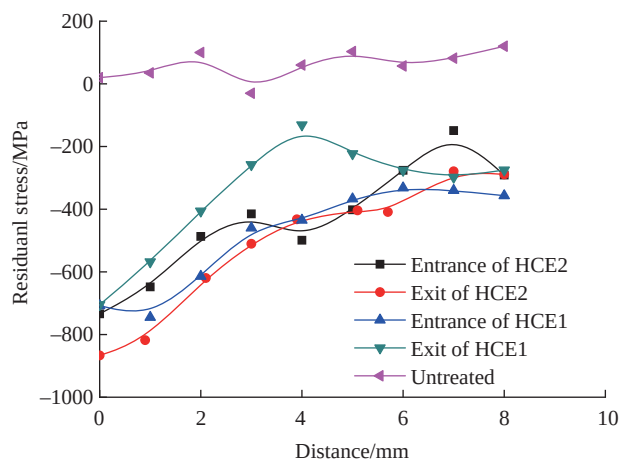


图4 未挤压、HCE1和HCE2试样中心孔出、入口端的孔周残余应力分布

Fig.4 Residual stress distribution surrounding the entrance and exit of the central hole of the untreated, HCE1 and HCE2 specimens

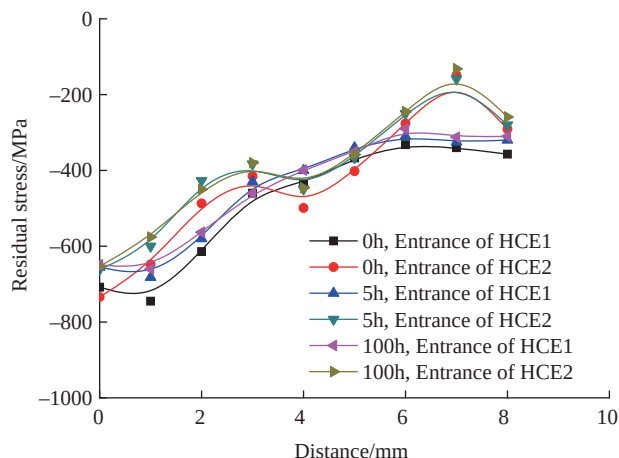


图5 527℃热暴露后的中心孔入口端的残余压应力松弛规律
Fig.5 Relaxation of residual compressive stress with the distance from the hole edge of the entrance after 527℃ heat treatment

用有利于孔壁形成一定深度的残余压应力层^[17,22-23],降低孔壁实际受载水平,有利于提高疲劳裂纹萌生与扩展寿命。

另外,晶界可以抑制短裂纹的扩展,相邻晶粒的晶体学取向差异也可使裂纹平面发生倾转和扭曲。由图3(a)和(b)可知,晶界的存在和相邻晶粒的晶体学取向的改变对FGH95合金疲劳裂纹扩展方向产生了显著影响。如图3(a)所示,晶粒G1和G2之间的晶界为小角度晶界(LAGB),晶粒内部的原子排列基本相同,因此,位错可以连续而顺畅地从晶粒G1滑移到晶粒G2。但是如图3(b)所示,对于晶粒G3和晶粒G4,由于两者之间为大角度晶界(HAGB),两者内部的原子排列是不连续的,疲劳条带取向也存在显著差异,因此,疲劳裂纹扩展受阻,而且方向发生了转变。由此可见,裂纹的倾转和扭曲也可以有助于抑制疲劳裂纹扩展,从而提高材料的疲劳寿命,这种现象也在孔挤压强化的6061-T6铝合金中被观察到^[17]。

3.3 表面状态的影响

室温及高温疲劳试验过程中,中心孔板材试样承受拉-拉载荷的作用,垂直于载荷方向的孔截面所受应力值最大,因此,该截面与孔交线处的孔壁应力集中效应显著,存在较高的疲劳裂纹萌生几率。

图7为未挤压试样D3的孔壁疲劳源。可知,孔壁表面存在2条明显的划痕(line1和line2),两条划痕相交于一点,疲劳源萌生于此交点处。而经孔挤压后,孔壁形成了残余压应力场,降低了孔壁表面应力水平,而孔壁与端面的交界棱边由于金属堆积而形成尖锐结构,成为结构应力集中区,导致疲劳裂纹易在此棱边处萌生,通过孔边倒圆或倒角,有利于降低这一应力集中,进一步提高疲劳寿命。

另外,孔壁表面粗糙度测试结果如下:采用 R_a 作为评估表面粗糙度的依据。未挤压试样中心孔的最终加工工艺为铰削,孔壁表面粗糙度 R_a 为 $0.926\mu\text{m}$ 。孔壁经冷挤压加工后,表面粗糙度 R_a 显著下降,HCE1试样下降至 $0.312\mu\text{m}$,而HCE2状态试样下降到 $0.287\mu\text{m}$ 。研究表明:表面粗糙度越大,越容易引起局部应力集中,从而提高疲劳裂纹的萌生几率^[24-25]。因此,冷挤压后孔壁表面粗糙度的降低有利于中心孔板材试样疲劳寿命的提高。

4 结论

(1)与未挤压试样相比,过盈芯棒对孔壁的冷挤压作用大幅提高了FGH65合金中心孔试样在室温/650MPa和527℃/575MPa条件下的疲劳寿命。

(2)芯棒的挤压作用降低了孔壁表面粗糙度,并使

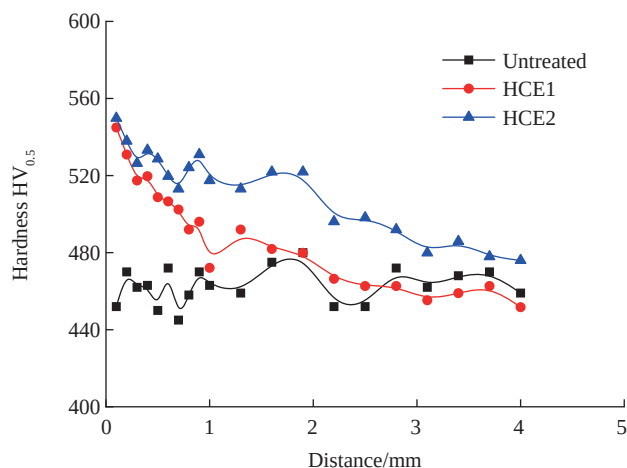


图6 不同工艺试样出口端的孔周硬度分布曲线

Fig.6 Micro-hardness as a function of distance along the cross-section of the exit of different specimens

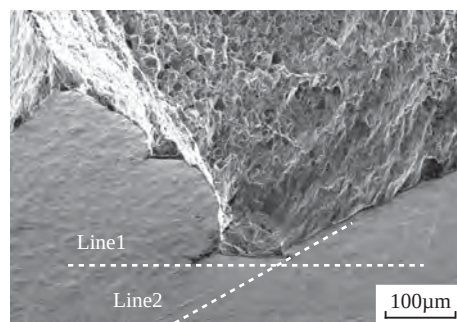


图7 A2未挤压试样的疲劳源

Fig.7 Typical SEM morphologies of fatigue source of A2 specimen without cold expansion

孔壁表面形成了一定深度的残余压应力层和组织硬化层,残余压应力层和组织硬化层的深度均随着过盈量的增加而增大,上述表面完整性参数的变化对疲劳寿命的提高具有重要作用。

(3)孔挤压形成的残余压应力场在527℃热暴露下表现出良好的稳定性。

(4)FGH95合金中晶界的存在和相邻晶粒晶体学取向的差异对疲劳裂纹扩展有重要影响。

参考文献

- [1] CHAKHERLOU T N, ABAZADEH B, VOGWELL J. The effect of bolt clamping force on the fracture strength and the stress intensity factor of a plate containing a fastener hole with edge cracks[J]. Engineering Failure Analysis, 2009, 16(1): 242-253.
- [2] CHAKHERLOU T N, OSKOEI R H, VOGWELL J. Experimental and numerical investigation of the effect of clamping force on the fatigue behaviour of bolted plates[J]. Engineering Failure Analysis, 2008, 15(5): 563-574.

- [3] LIU J, XU H L, ZHAI H B, et al. Effect of detail design on fatigue performance of fastener hole[J]. *Materials & Design*, 2010, 31(2): 976–980.
- [4] FU Y C, GE E D, SU H H, et al. Cold expansion technology of connection holes in aircraft structures: a review and prospect[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2015, 28(4): 961–973.
- [5] 王燕礼, 朱有利, 曹强, 等. 孔挤压强化技术研究进展与展望[J]. *航空学报*, 2018, 39(2): 1–17.
- WANG Yanli, ZHU Youli, CAO Qiang, et al. Progress and prospect of research on hole cold expansion technique[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2018, 39(2): 1–17.
- [6] FERDOUS S M D, MAKABE C, MIYAZAKI T, et al. Improvement of fatigue life of a holed specimen of aluminum–alloy 2024–T3 by indentation and hole expansion[J]. *International Journal of Modern Physics: Conference Series*, 2012, 6: 336–342.
- [7] WARNER J J, CLARK P N, HOEPPNER D W. Cold expansion effects on cracked fastener holes under constant amplitude and spectrum loading in the 2024–T351 aluminum alloy[J]. *International Journal of Fatigue*, 2014, 68: 209–216.
- [8] ZHANG X, WANG Z. Fatigue life improvement in fatigue–aged fastener holes using the cold expansion technique[J]. *International Journal of Fatigue*, 2003, 25(9): 1249–1257.
- [9] BONI L, LANCIOTTI A, POLESE C. Some contraindications of hole expansion in riveted joints[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2014, 46: 140–156.
- [10] STEPHEN G J, PASANG T, WITHY B P. The effect of pitting corrosion on split sleeve cold hole expanded, bare 7075–T651 aluminium alloy[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2013, 15(1): 115–120.
- [11] 葛恩德, 苏宏华, 程远庆, 等. TC4 板孔冷挤压强化残余应力分布与疲劳寿命[J]. *中国机械工程*, 2015, 26(7): 971–976.
- GE Ende, SU Honghua, CHENG Yuanqing, et al. Residual stress fields and fatigue life of cold expansion hole in titanium alloy TC4[J]. *China Mechanical Engineering*, 2015, 26(7): 971–976.
- [12] YAN W Z, WANG X S, GAO H S, et al. Effect of split sleeve cold expansion on cracking behaviors of titanium alloy TC4 holes[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2012, 88: 79–89.
- [13] 杨广军, 李萌, 宋颖刚, 等. 二次孔挤压强化对 Ti1023 钛合金孔疲劳性能影响[J]. *航空材料学报*, 2016, 36(6): 68–73.
- YANG Guangjun, LI Meng, SONG Yinggang, et al. Effect of twice hole expansion on fatigue property of Ti1023 alloy[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2016, 36(6): 68–73.
- [14] 艾莹莹, 王欣, 宋颖刚, 等. 挤压强化对 TC17 钛合金孔结构疲劳寿命的影响[J]. *航空材料学报*, 2017, 37(6): 82–87.
- AI Yingjun, WANG Xin, SONG Yinggang, et al. Effect of cold expansion on fatigue life of hole structure of TC17 titanium alloy[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2017, 37(6): 82–87.
- [15] 王强, 陈雪梅, 张文光, 等. A–100 钢开缝衬套孔挤压强化残余应力场[J]. *中国表面工程*, 2011, 24(5): 64–67.
- WANG Qiang, CHENG Xuemei, ZHANG Wenguang, et al. Residual stress induced by cold expansion with sleeve process of A–100 steel[J]. *China Surface Engineering*, 2011, 24(5): 64–67.
- [16] 高玉魁. 孔挤压强化对 23Co14Ni12Cr3MoE 钢疲劳性能的影响[J]. *金属热处理*, 2007, 32(11): 34–36.
- GAO Yukui. Influence of cold hole expansion on fatigue property of 23Co14Ni12Cr3MoE steel[J]. *Heat Treatment of Metals*, 2007, 32(11): 34–36.
- [17] WANG Y L, ZHU Y L, SHUAI H, et al. Investigation on fatigue performance of cold expansion holes of 6061–T6 aluminum alloy[J]. *International Journal of Fatigue*, 2016, 95: 216–228.
- [18] 龚澎, 郑林斌, 张坤, 等. 7B50–T7451 铝合金板材孔挤压工艺性能研究[J]. *航空材料学报*, 2011, 31(4): 45–50.
- GONG Peng, ZHENG Linbin, ZHANG Kun, et al. Effects of hole cold–expansion on microstructure and fatigue property of 7B50–T7451 aluminum alloy plate[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2011, 31(4): 45–50.
- [19] ZHOU Z, GILL A S, QIAN D, et al. A finite element study of thermal relaxation of residual stress in laser shock peened IN718 superalloy[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, 38(7): 590–596.
- [20] 王旭青, 罗学军. 复杂形状 FGH95 粉末盘形件固溶处理组织及性能研究[J]. *材料工程*, 2009(S1): 61–63.
- WANG Xuqing, LUO Xuejun. Study on microstructure and properties of complicated shape disk of FGH95 PM superalloy[J]. *Journal of Materials Engineering*, 2009(S1): 61–63.
- [21] 荀柏秋, 李琦, 赵乌恩. 高温材料在燃气轮机中的应用和发展[J]. *热能动力工程*, 2004, 19(5): 447–449.
- XUN Baiqiu, LI Qi, ZHAO Wuen. Application and development of high temperature materials in gas turbine[J]. *Journal of Engineering for Thermal Energy and Power*, 2004, 19(5): 447–449.
- [22] ÖZDEMİR A T, HERMANN R. Effect of expansion technique and plate thickness on near–hole residual stresses and fatigue life of cold expanded holes[J]. *Journal of Materials Science*, 1999, 34(6): 1243–1252.
- [23] 宋德玉, 罗治平, 杨玉荣, 等. GH169 高温合金孔挤压强化层的微观结构[J]. *航空学报*, 1996, 17(1): 125–128.
- SONG Deyu, LUO Zhiping, YANG Yurong, et al. Microstructure of the hole expansion strengthened layer of high temperature alloy GH169[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 1996, 17(1): 125–128.
- [24] MAIYA P S. Geometrical characterization of surface roughness and its application to fatigue crack initiation[J]. *Material Science and Engineering*, 1975, 21: 57–62.
- [25] BORREGO L P, COSTA J M, SILVA S, et al. Microstructure dependent fatigue crack growth in aged hardened aluminium alloys[J]. *International Journal of Fatigue*, 2004, 26(12): 1321–1331.

通讯作者: 罗学昆, 博士, 工程师, 研究方向为金属零件的抗疲劳表面强化技术, E-mail: luoxuekun1987@163.com.

(责编 知舟)

飞机结构件生产线加工关键技术研究与应用

俞鸿均,汪裕杰,熊 航,马南峰,何 辉

(航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司,成都 610092)

[摘要] 随着飞机先进制造技术的快速发展,对飞机结构件设计与制造提出了更高的要求。国外先进航空制造企业为顺应飞机制造业结构件柔性化及自动化制造需求,已经开始了以自动化生产线为代表的飞机结构件生产模式。因此,通过对飞机中小结构件三坐标生产线加工模式的概述,研究飞机结构件生产线加工工艺方法、数控编程及测量等关键技术,并应用于典型结构件加工中,验证关键技术的可行性,提高航空制造企业的生产效率和产品质量,减少资源浪费和节约成本。最终实现飞机结构件生产线的制造模式,并对提高航空制造技术整体水平产生重要作用。

关键词: 飞机结构件; 自动化生产线; 加工工艺; 测量; 智能制造

Research and Application of Key Technologies in Aircraft Structural Parts Production Line Processing

YU Hongjun, WANG Yujie, XIONG Hang, MA Nanfeng, HE Hui

(AVIC Chengdu Aircraft Industrial (Group) Co., Ltd., Chengdu 610092, China)

[ABSTRACT] With the rapid development of advanced aircraft manufacturing technology, higher requirements are put forward for the design and manufacturing of aircraft structural parts. In order to meet the needs of flexible and automated manufacturing of structural parts in aircraft manufacturing industry, foreign advanced aviation manufacturing enterprises have started the production mode of aircraft structural parts represented by automated production lines. Therefore, this paper summarizes the processing mode of the three-coordinate production line of small and medium-sized aircraft structural parts, and studies the key technologies of the production line for aircraft structural parts processing technology, numerical control programming and measurement etc, which will be applied in the processing of typical structural parts, aiming to verify the feasibility of the key technologies, improve the production efficiency and product quality of aviation manufacturing enterprises, reduce the waste of resources and save costs. Then finally realizing the manufacturing mode of aircraft structural parts production line and playing an important role in improving the overall level of aviation manufacturing technology.

Keywords: Aircraft structure; Automatic production line; Processing craft; Measurement; Intelligent manufacture

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.083

随着工业 4.0 的到来,数字化、自动化、柔性化及智能化的制造技术已经成为飞机制造业发展的必然趋势^[1]。为节约生产成本,减少人力,国外军、民用飞机制造公司将飞机数字化生产线制造关键技术作为重要的核心技术。在同类型产品数字量尺寸协调体系的基础上,飞机制造全过程大量采用数字化脉动式生产线制造的模式,通过零组件无人工干预加工,数字化装配等制造领域实现生产线加工模式。近年来我国航空制造技术得到飞速发展,以信息化方式驱动的航空产品、装备、工艺、管理、服务的数字化、自动化及智能化制造已经成为航空制造业的重要发展方向^[2]。国外先进航空制造企业为顺应飞机制造行业结构件柔性化及自动化发展的需求,

已经开启以自动化生产线为代表的飞机结构件的生产模式^[3]。为适应新一代飞机的技术要求,以及大幅度提高企业的生产效率和产品质量,国内航空主机制造企业已经大力发展飞机结构件生产线制造模式,实施以数字化、自动化及信息化为基础的生产线建设,提高飞机结构件加工数字化与自动化制造水平,推动飞机制造业的转型升级。

因此,通过对飞机中小结构件三坐标生产线加工模式的概述,研究飞机结构件生产线加工工艺方法、数控编程及测量等关键技术,通过自主化研发设计,可以摆脱国外在某些技术领域的限制,节约成本,最终实现飞机结构件生产线制造模式,对提高航空制造业整体技术

水平具有重要应用意义。

1 典型飞机结构件加工生产线概述

国外知名制造企业如美国通用电气公司为 JSF35 制造配备的座舱生产线,已经实现飞机结构件的部件集成自动化生产线模式;德国 AEROTECH 公司以生产线的模式实现了多品种、大批量民机结构件的柔性生产,平均设备利用率达到 90% 以上^[4]。而国内航空制造企业为适应飞机结构件加工的发展趋势,大量引进与研发先进机床,同时自主发展生产线和柔性制造单元,初步实现了生产线加工,以及多台机床无人工干预数字化、自动化加工。

飞机结构件加工生产线以产品类型、生产批次纲领、加工工艺路线等为主要的因素,选择合理的人机交互工作平台、柔性定位托盘或工装、测量与检测设备、存储与停放设备、输送设备、物流管理等结合的自动化加工单元^[5]。典型的飞机结构件加工生产线布局如图 1 所示。

该生产线主要有 4 台三坐标加工机床、搬运及多自由度机械臂、自动感应门、机械臂运输导轨、毛坯安装工作台、人机交互控制版、生产线控制柜及毛坯安装与准备物流库组成。飞机结构件生产线加工主要通过开展零件自动上下料、刀具快速更换、零件加工原点自动找正及加工状态在线测量等技术研究,实现结构件生产线中的自动化加工,提高加工效率,节约成本^[6]。

为保证生产线无人工干预加工,采用零点快速定位托盘系统实现零件在机床上的自动装夹。将零件毛坯与定位托盘进行连接,多自由度机械臂抓手与定位托盘进行相连,与机床零点定位系统进行配合,实现自动定位。定位托盘上具有 6 个定位接头与工作台上零点定

位器的配合精度在 0.005mm 以下。连接有定位托盘上的定位接头与机床零点定位器配合,通过零点定位器自锁功能实现零件的装夹,单个零点定位器的夹持力可达 2t。具体连接方式与技术要求如图 2 所示。

对典型飞机结构件生产线加工毛坯尺寸及规格进行约束,保证加工工艺性并进行安全加工;对定位托盘孔间距、工艺定位孔及压紧孔等实现标准化,形成刀具与刀具参数库,并对零件的结构特征及类型进行分类,实现生产线上零件的高质高效的加工;通过多自由度机械臂抓取托盘与机床实现自动装配,利用机床探头对工装状态及零件毛坯位置进行自动原点找正,并依据测量结果实现工件原点坐标系及工装平面度误差的自动补偿。在加工过程中,为保证工装状态自动检测结果的准确度,利用机床自清洁功能或添加相应的清洁工具,对加工过程中工装表面的自动清洁,减少加工中基准误差。

2 典型飞机结构件加工生产线关键技术

通过对典型飞机中小结构件三坐标生产线加工模式的概述,研究飞机结构件生产线数控加工工艺方法、数控编程及测量等关键技术,从而实现飞机结构件生产线无人工干预自动化加工。

2.1 生产线数控加工工艺分析

通过明确生产线技术要求,针对生产线加工需求对零件进行分类,制定上线零件的加工工艺,明确上线零件的工艺准备要求,分析上线零件的误差产生的各方面原因及需要注意的问题,并以此为基础,对上线零件加工工艺进行合理计划与制定,设计与制作加工工艺流程如图 3 所示。

通过对典型上线零件的 EBOM 与 PBOM 工艺数模信息读取,确定零件的加工工艺路线,从而确定零件的

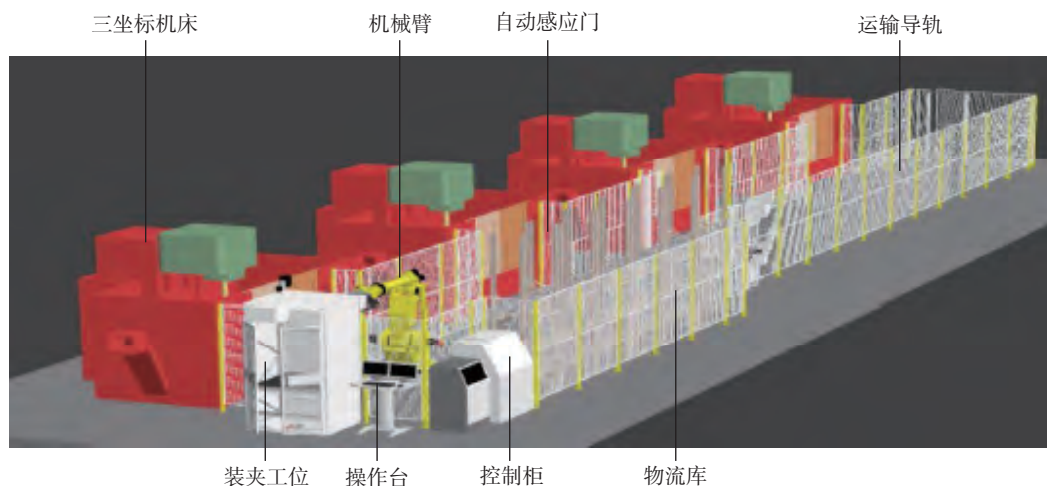


图1 典型的飞机结构件加工生产线布局

Fig.1 Typical layout of production line for aircraft structural parts processing

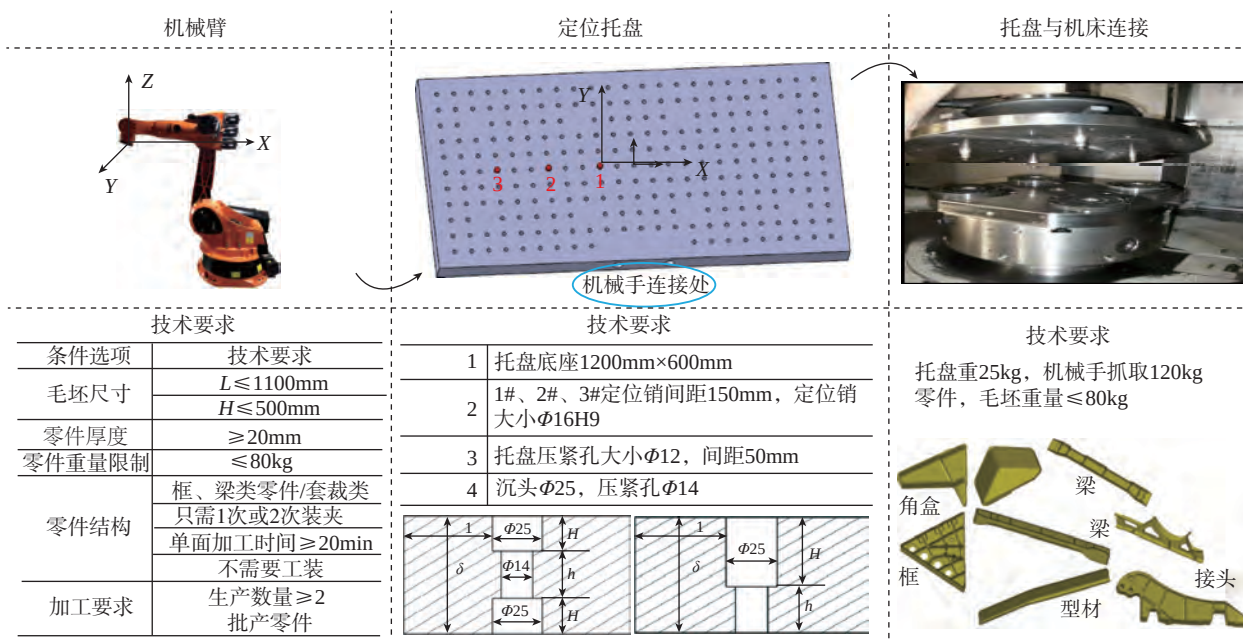


图2 生产线装夹方式与技术要求
Fig.2 Clamping mode and technical requirements of production line

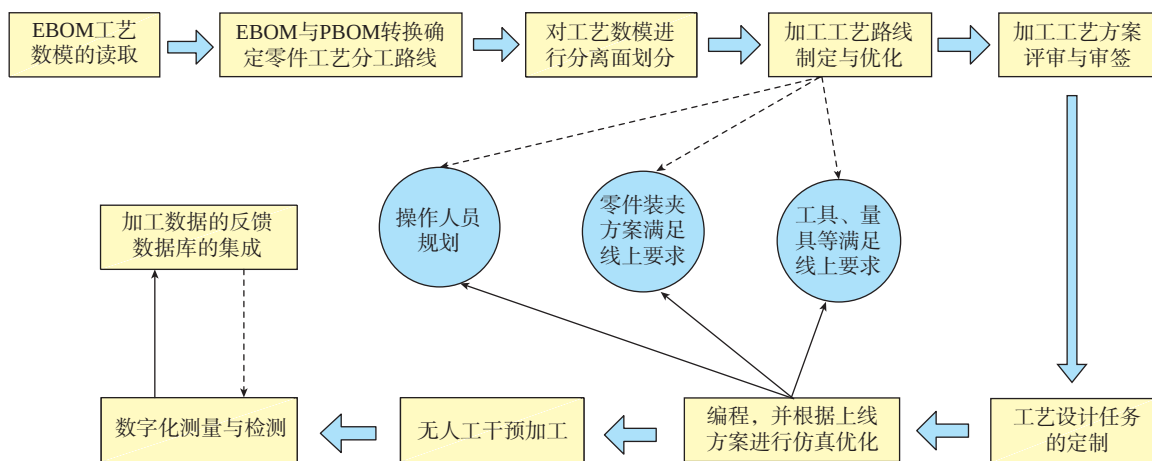


图3 设计加工工艺流程
Fig.3 Design and processing process flow

定位基准。明确上线零件加工方案总体布局并制定加工工艺路线,全面考虑零件的定位与夹紧方案,实现零件加工方案的系列化、标准化,同时将零件编程规范化,达到无人干预加工的目的;也可以将典型结构件加工的工艺参数进行标准化管理,从而为同类型的零件提供加工参考,提高零件加工效率。根据上线零件加工工艺技术要求,制定加工工艺步骤如图4所示。

熟悉零件的工艺方案制定流程,设计并制定零件的加工工艺步骤为:

(1)线外主要根据制造大纲进行零件的吊装孔、特种检验、铣基准面、钻工艺孔及压紧孔等工艺准备工作,

方便上线零件的定位与装夹。

(2)线内主要进行零件的粗精铣、翻面粗精铣、制零件孔等工序加工。简化工艺规程,前期主要包含装夹、更换刀具、更换工装及调整压紧位置等工步。而线内零件加工只包含零件的装夹与拆卸工步,节约工艺准备时间。

(3)完成零件的加工,进行数字化测量后,线外去除工艺凸台,局部进行钳工锐边倒圆,表面处理完成终检及保护交付。

典型飞机结构件主要由腹板与缘条等特征组成框、梁、接头等,容易实现无人干预生产线加工,针对典型

的飞机结构件生产线加工工艺流程及方案的制定,实现飞机结构件生产线数控无人工干预加工,提高零件加工效率,节约成本^[7]。

2.2 生产线数控加工编程技术

2.2.1 生产线零件加工坐标系2种设置方法

将零件坐标系统一设置在零点定位托盘与零件接触面, Z_0 设置在制定 1#、2#、3# 定位原点,在零件加工之前对零件毛坯进行修面,保证零件的对刀精度。

将零件的第一面加工坐标系设计在毛坯上表面,第二面零件加工坐标系设置在毛坯底面,只需在仿真加工时设置子程序参数。

2.2.2 零件编程进退刀设置方法

生产线安全平面距离设置 100mm,所有抬刀安全距离须高出零件筋条或缘条上表面 20mm,在零件即将切削零件表面时,不能以 G00 的速度进刀,从安全表面以 G00 的速度下刀距离 5mm 至零件切削位置,再以直线或圆弧方式以 G01 的速度进刀,示意图如图 5 左上所示。

在生产线上,零件为无人工干预加工程序,零件粗加工外形与内形时,尽量采用螺旋或斜线进刀,不过中心刀具的下刀角度必须 $\leq 3^\circ$,过中心刀具 $\leq 8^\circ$,如图

5 左下所示。

大多数结构件包含减轻孔。在生产线上,对零件的减轻孔、异型孔编程时,一般在毛坯的第一面进行加工。当减轻孔或者异形孔最小直径 $>50\text{mm}$,在粗加工时,可以直接铣开,周边留 1mm 余量以便后续精加工;当最小直径 $\leq 50\text{mm}$ 时,在粗加工时不对其进行开粗加工,待后续腹板加工完成后再进行单独加工。以轴向优先,径向分层方式加工,每层轨迹最大距离为 D (刀具直径) $-2R$ (刀具底角) -1 ; 层数为减轻孔半径 $/ (D-2R-1)$ (不足整数的,取整数加 1,如 2.1 则取 3); 减轻孔深度加工到距底部 $(R+1)$ 距离, R 为刀具底角采用螺旋下刀的方式,如图 5 右上所示。

生产线上零件加工时,为避免最后铣开零件凸台转角处余量过大从而导致刀具受力不均衡发生零件切削断刀、弹刀现象,刀具在距离外形 10mm 的位置设置进退刀,添加转角减速功能,在两处凸台侧面留 5mm 余量,避开凸台与零件转角处余量的突然增大,如图 5 右下所示。

2.3 结构件批量加工组合式快速测量技术

面向生产线批量零件的检测方式,传统的测量方法

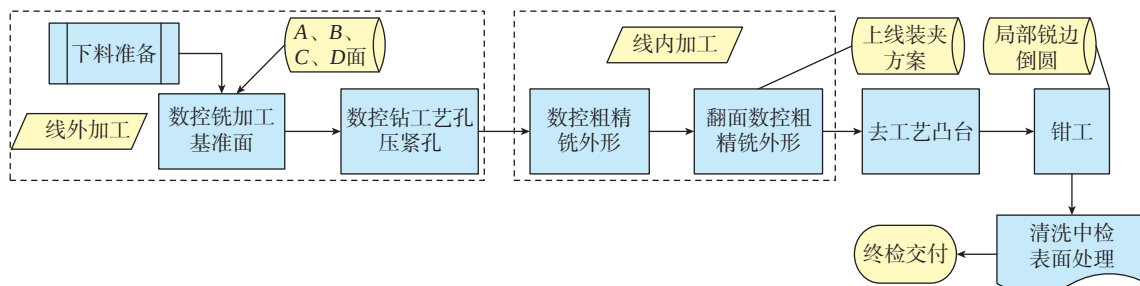


图4 制定加工工艺步骤

Fig.4 Formulating processing

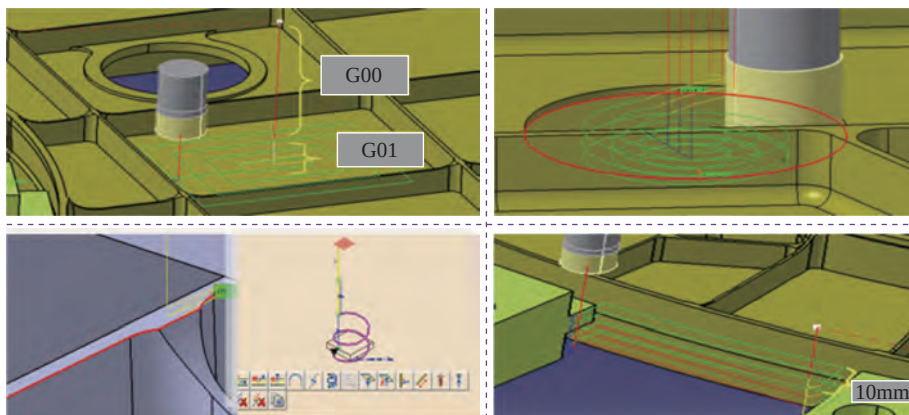


图5 进退刀设置示意图

Fig.5 Schematic diagram of tool settings for advance and retreat

已无法满足批量零件的测量,而对飞机结构件组合式快速测量技术研究相对较少^[8]。为解决实现生产线上完成加工零件的快速测量,或者去除工艺凸台零件无法检测的各类矛盾和问题,将采用多种组合式测量工装与三坐标测量机结合的方式,解决批量零件的快速测量。生产线上批量零件的测量,建立坐标系的正确与否,直接影响测量精度,通常有3-2-1法、最佳拟合法以及迭代法等。

(1) 3-2-1法通常用于有规则形状的外形,可以直接利用结构类模型特征在零件关键特征基础上确定模型空间坐标系。

(2) 最佳拟合法利用分布在同一平面上的相同规格的3个及以上的圆,或者在零件上找3个及以上相同直径大小的圆(可以在零件上粘贴TB点),通过测量3个及以上圆拟合出零件空间坐标系,若已知这3个圆的坐标,可以通过3个圆的坐标值,直接拟合建立坐标系。

(3) 迭代法在三坐标中可以用几个几何精度不同的特征元素来建立坐标系,通过特征元素的约束方向不同,最终确立坐标系。迭代法与最佳拟合法原理相似,最佳拟合法将坐标系误差均分在3个坐标轴上,迭代法按照约束零件特征关系的多少来分配各轴的误差,在某一轴上可能存在误差为零的现状,迭代法常应用在结构形状较复杂的情况下。

三坐标测量机中坐标系主要由三坐标机床本身与测头坐标系转换组成。在测量飞机结构件时,通常在相对坐标系下评价零件的理论数据与实测数据。主要以测头和零件的相对坐标系当作刚体分析,零件的相对空间位置和姿态的确定是通过测头上在空间的移动位置建立一个表达其状态的坐标系。以 $\{o_0x_0y_0z_0\}$ 作为中小结构件基准坐标系,用 $\{o_ix_iz_iz_i\}$ 表示三坐标测头*i*的位姿,如图6所示。用 $\mathbf{n}$ 、 $\mathbf{a}$ 、 $\mathbf{o}$ 3个相互垂直的方向矢量、另一个位置矢量 $\mathbf{p}$ 组成三坐标测头*i*的位姿矢量 o_0o_i 。矢量 $\mathbf{n}=[n_xn_yn_z]^T$ 、 $\mathbf{a}=[a_xa_ya_z]^T$ 、 $\mathbf{o}=[o_xo_yo_z]^T$ 分别为坐标系

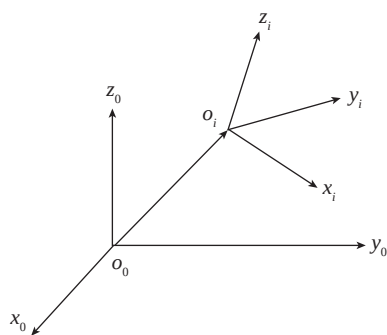


图6 三坐标与零件测量空间位姿图

Fig.6 Spatial posture map of parts measurement and three-coordinate

$\{o_ix_iz_iz_i\}$ 的 x 、 y 、 z 轴相对于基准坐标系 $\{o_0x_0y_0z_0\}$ 的3个方向矢量, $\mathbf{n}$ 、 $\mathbf{a}$ 和 $\mathbf{o}$ 符合右手法则,矢量 $\mathbf{p}=[p_xp_yp_z]^T$ 为坐标系 $\{o_ix_iz_iz_i\}$ 的原点在基准坐标系 $\{o_0x_0y_0z_0\}$ 中的位置矢量,写成齐次矩阵形式为:

$$\mathbf{T}_{A,B} = \begin{bmatrix} \mathbf{n} & \mathbf{o} & \mathbf{a} & \mathbf{p} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} n_x & o_x & a_x & p_x \\ n_y & o_y & a_y & p_y \\ n_z & o_z & a_z & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{11} & \mathbf{A}_{12} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (1)$$

齐次矩阵中的 $\mathbf{A}_{11}$ 是方向余弦矩阵, $\mathbf{A}_{12}=\mathbf{p}$ 是坐标变换的平移量。绕 x 、 y 、 z 轴旋转任意角度 θ 的变换矩阵方程式分别如下:

$$\mathbf{R}_{o_t}(x, \theta) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\theta & -\sin\theta & 0 \\ 0 & \sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\mathbf{R}_{o_t}(y, \theta) = \begin{bmatrix} \cos\theta & 0 & \sin\theta & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin\theta & 0 & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\mathbf{R}_{o_t}(z, \theta) = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 0 & 0 \\ \sin\theta & \cos\theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

坐标系之间的平移变换矩阵为:

$$\mathbf{Trans}(x, y, z) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x \\ 0 & 1 & 0 & y \\ 0 & 0 & 1 & z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

通过以上坐标转换关系,实现三坐标测量机与零件之间检测的测量坐标系,在飞机结构件测量过程中,通常在有工艺凸台情况下测量零件特征,针对现有零件大批量的情况,多台三坐标测量机无法满足快速测量需求。因此,设计组合式柔性工装,可以针对不同的工艺凸台,调整定位孔间距,通过采用3-2-1法或最佳拟合法快速建立坐标系。在大批量零件或者不同的零件只需定位孔的间距一致,只可建立一次坐标系完成大批量零件的测量。组合式通用工装与坐标系转换关系如图7所示。

通过使用如图所示组合式通用工装,针对不同类型的工艺凸台及定位孔进行定位,通常情况定位孔间距已经实现标准化,形成一定的等比例设置,当遇到不同结构件形状复杂的工艺凸台时,可以设计组合式工

装与三坐标测量机平台连接实现快速测量。不同结构件测量建立坐标系时,可通过TB点一次性建立坐标系,后期通过坐标系的转换关系,将结构类零件的飞机坐标系转换至相对基准孔的坐标系下进行测量,再通过基准孔与TB孔的坐标系移动与旋转组合实现快速测量。当建立坐标系时,坐标轴原点沿某一轴平移指定距离情况下建立坐标系,一般情况是先旋转角度后再偏置原点。通过使用组合式工装与坐标系转换关系,基于桥式三坐标测量仪可以建立快速测量系统,实现结构件加工完成后快速测量,从而提高零件检测速度与周转周期。

3 典型飞机结构件生产线加工关键技术的应用

以某型飞机中小结构件批量加工方法为例,检验生产线关键技术的应用,某典型零件为主要由缘条、筋位及腹板组成的接头类零件。

(1) 该零件为典型双面加工三坐标零件,长度为390mm,宽度为275mm,厚度为122mm,满足生产线加工需求,节约成本,将零件左右件套裁加工。毛坯尺寸

为640mm×320mm,为满足生产线加工需求,采用6-M12压紧螺栓压紧,凸台采用搭接与连接相结合的工艺方案。

(2) 选用 $\Phi 20R3$ 、 $\Phi 20R0$ 、 $\Phi 16R3$ 、 $\Phi 16R3$ (倒锥刀)、 $\Phi 12R3$ 这5种规格刀具,工装采用零点定位托盘。

(3) 根据零件的在定位托盘布局将零件定位原点设置在托盘的点2位置,进行数控编程。后期提取后置程序文件,将程序文件通过宏程序代码完成串联,在串联后的仿真程序中添加工艺孔间距、毛坯厚度、零件定位原点以及坐标系位置。完成串联程序设置,进行程序加工仿真。仿真流程设计如图8所示。

(4) 在生产线上,提前对加工的布局可以使用DELMIA进行生产线布局仿真,再使用CATIA进行加工路径准备。本实例中零件每批次16件,根据毛坯大小,考虑机械臂抓取位置及受力分布,将工艺定位孔设置在2#位置。编程时将程序进退刀以及参数进行标准化并固化,完成该零件的程序编制并进行仿真设置,实现生产线批量加工,最终实现数字化测量。零件工艺准备到加工完成的过程图如图9所示。

根据生产线加工的特性,对零件的加工装夹方式、

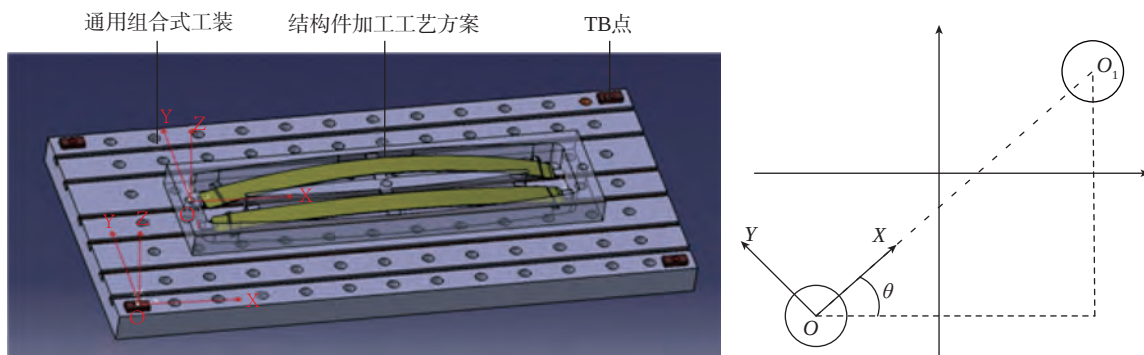


图7 组合式通用工装与坐标系转换关系

Fig.7 Conversion relation between composite universal tools and coordinate system

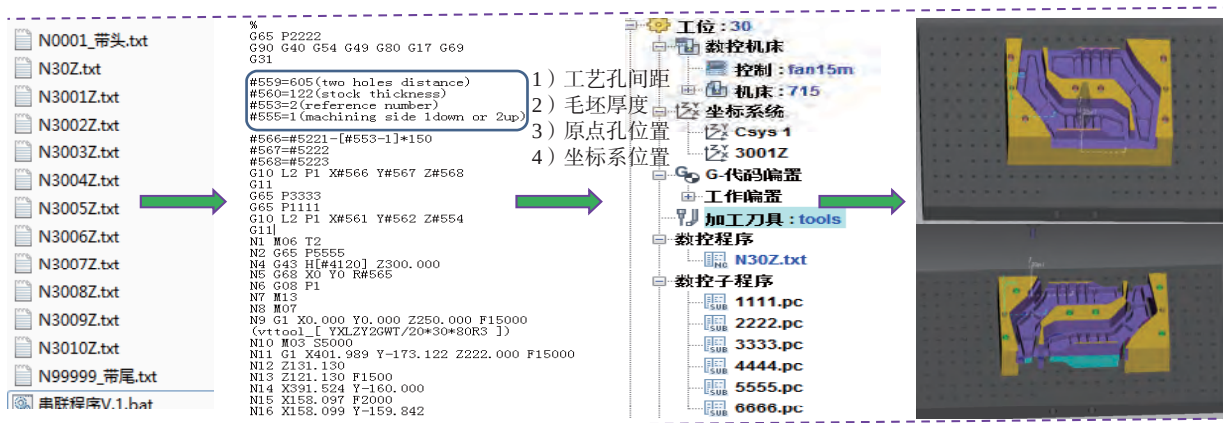


图8 程序仿真流程设计

Fig.8 Program simulation process design

表1 原有方案与生产线加工对比

Table 1 Comparison between the original and the optimized scheme

高效方案试切	生产线优化方案		原有加工方案	
	线外连续装夹,减少搬运		单件加工装夹,多次搬运	
	工序说明书包含装夹与拆卸工步		工序说明书包含多个工步	
	规范刀具库,加快编程效率		需要建立刀具库	
	刀具及参数	时间/h	刀具及参数	时间/h
粗加工	$\Phi 20R3$ S6500 F2500 Ap3 Ae50%	2.2	$\Phi 20R3$ S5000 F1500 Ap2 Ae50%	3.8
筋顶轮廓	$\Phi 16R3$ S6500 F2500 Ap3 Ae1	1	$\Phi 12R3$ S5000 F1000 Ap3 Ae1	1.3
粗精转角	$\Phi 12R3$ S6500 F2000 Ap3 Ae1	1.2	$\Phi 12R3$ S4500 F1000 Ap2 Ae1	1.5
精内形	$\Phi 16R3$ S6500 F2500 Ap3 Ae1	2.8	$\Phi 16R3$ S6500 F2500 Ap3 Ae1	3.2
插转角	$\Phi 16R3$ (倒锥刀) S5000 F1500 桁距 0.3	1.5	$\Phi 16R3$ (倒锥刀) S5000 F1500 桁距 0.3	1.2
清底角	$\Phi 20R0$ S6500 F2000 Ap3 Ae50%	0.5	$\Phi 12R0$ S5000 F1000 Ap3 Ae50%	0.8

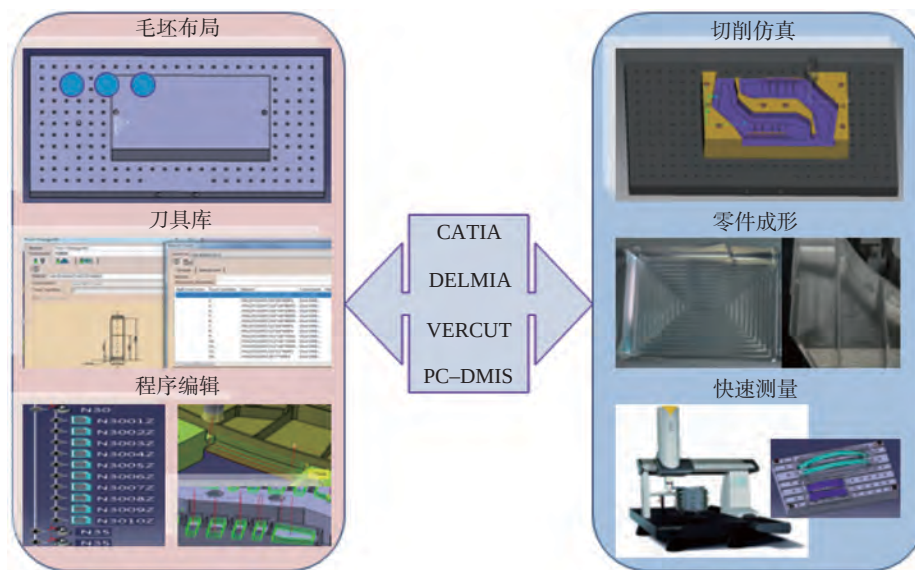


图9 零件加工完成的过程图

Fig.9 Process diagram of parts processing completion

刀具的规范、切削参数的选择等各方面进行优化与加工路线的调整。零件单件加工之前与生产线加工之后的数据对比结果如表1所示。

(5) 完成零件批量加工,采用桥式三坐标测量机与定位工装进行对特征的组合式快速测量。将带有凸台的零件按定位孔的间距放置,通过坐标系的旋转偏移命令将坐标系偏移至有组合式工装TB点的坐标系上,验证坐标系重合精度保持0.05mm以内,保存重合后的初始坐标系,将零件的测量数据程序调入零件坐标系下,测量机的绝对坐标系与飞机结构件坐标系通过齐次变换,转换成为相对坐标系即建立的初始坐标系,再进行测量。当第2件零件测量时,无需重新建立坐标系,直接可以根据TB点的坐标系对零件进行测量,从而提高零件的测

量效率,对减少零件的周转交付周期具有重要作用。

4 结论

为适应飞机结构件加工先进制造技术快速发展,改变现有飞机结构件生产制造模式,实施以数字化、信息化为基础的生产线加工模式。通过介绍飞机结构件生产线的概述,研究生产线数控加工的工艺分析、编程技术、组合式快速测量等关键技术,并在某型飞机中小结构件生产线加工上应用,不仅提高了现有结构件加工效率,也为后期发展五坐标数控加工生产线及智能制造模式做研究基础和应用参考。

(下转第101页)

YSZ-Ti₃SiC₂热障涂层及其高温自愈合机制*

陈宏飞¹, 张弛¹, 杨光¹, 刘斌¹, 高彦峰¹, 钱凌翼², 高栋²

(1. 上海大学材料科学与工程学院, 上海 200444;

2. 中国航发商用航空发动机有限责任公司, 上海 200241)

[摘要] 采用 Ti₃SiC₂ 作为新型自愈合剂, 利用大气等离子喷涂将混合均匀的 YSZ-Ti₃SiC₂ 粉体制备成厚涂层。为观测高温下涂层氧化及裂纹的自愈合行为, 通过外加载荷的方式在涂层表面预制裂纹, 并将样品置于 1050℃ 空气气氛中进行等温热处理。通过分析涂层制备、热处理前后的物相和形貌演变发现: 涂层中的部分 Ti₃SiC₂ 在喷涂后分解为 TiC 与 SiO₂, 热处理后涂层表面形成外层为 TiO₂, 内层为 TiO₂ 和 SiO₂ 混合物的双层结构。在自愈合过程中, 裂纹内的愈合剂氧化生成 SiO₂ 与 TiO₂, 随着扩散控制的氧化反应不断进行, 氧化物逐渐积累并填补裂纹。此外, 在 SiO₂ 与 TiO₂ 生成的同时引起的体积膨胀使裂纹周围产生一定的压应力, 强化了愈合效果, 最终完全愈合裂纹。

关键词: 热障涂层; 等离子喷涂; 自愈合; 高温氧化; 裂纹; MAX 相

YSZ-Ti₃SiC₂ Thermal Barrier Coating and Its Self-Healing Mechanism Under High Temperatures

CHEN Hongfei¹, ZHANG Chi¹, YANG Guang¹, LIU Bin¹, GAO Yanfeng¹, QIAN Lingyi², GAO Dong²

(1. School of Material Science and Engineering, Shanghai University, Shanghai 200444, China;

2. AECC Commercial Aircraft Engine Co., Ltd., Shanghai 200241, China)

[ABSTRACT] As a new self-healing agent, Ti₃SiC₂ was added into yttria-stabilized zirconia (YSZ) thermal barrier coatings. By atmospheric plasma spraying (APS), thick coatings were prepared using an YSZ-Ti₃SiC₂ mixing powder. To observe oxidation and self-healing behavior, cracks were prefabricated on the surface of YSZ-Ti₃SiC₂ coating by uniform external load. The prepared samples were then isothermally treated at 1050℃ in air. The phase and morphology evolution of the coatings, as well as the self-healing behavior were investigated via several analyzing methods. The results showed that a part of Ti₃SiC₂ was decomposed into amorphous SiO₂ and TiC after spraying and a double layered structure composed of a TiO₂ outer layer and a TiO₂+SiO₂ inner layer was formed after isothermal treatment. In the process of self-healing, oxidation of the healing agent in the coating led to the growth of silicon oxide and titanium oxide in the cracks. These oxides gradually filled the cracks due to the diffusion-controlled oxidation. Meanwhile, the compressive stress induced by the volume expansion due to SiO₂ and TiO₂ growth in the crack enhanced the healing effect. Eventually the prefabricated cracks were healed.

Keywords: Thermal barrier coating; Atmospheric plasma spraying; Self-healing; High-temperature oxidation; Crack; MAX phase

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.090

热障涂层(Thermal Barrier Coatings, TBCs)主要应用于航空发动机及地面燃气轮机叶片、燃烧室等热端部件表面,使高温合金部件与热气流隔离。TBCs的使用可以将高温合金的服役温度提高 150~200℃,有效抑制了基体合金性能过早劣化,促使发动机的功率和热效率

大幅度提升,减少燃料消耗,降低 CO_x 和 NO_x 等有害气体的排放^[1],一定程度上起到了节能环保的作用。

TBCs 黏结层高温氧化形成热致生长氧化物层(TGO),其生长符合抛物线规律。当厚度超过阈值后,由于界面上下材料热膨胀系数不匹配所产生的应力使

* 基金项目: 国家自然科学基金(51402183); 航空科学基金(2017ZFS6002)。

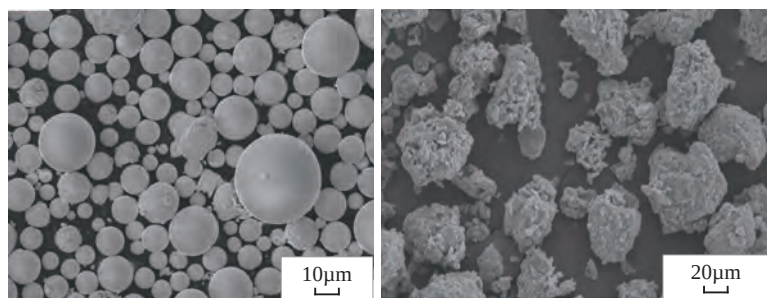
界面失稳,形成横向裂纹,陶瓷层在反复的热循环过程中脱落^[2]。具有裂纹自愈合效果的TBCs是利用加入其中的自愈合剂,通过其高温下的氧化反应生成的氧化物来堵住因涂层开裂而形成的“通道”,从而改善涂层的力学性能,并局部抑制环境中的氧向涂层内部过快渗透,从而防止涂层在服役过程中过早失效^[3]。Van等^[4]在其研究中总结了各种自愈合材料,认为由于陶瓷材料本身的强共价键以及严苛的高温使用环境,其内部的裂纹产生难以避免,但可以借助涂层本身与高温环境的相互作用来形成额外的产物,从而填充裂纹或气孔。陶瓷涂层中的自愈合剂高温氧化后,其产物应具备优良的物理/化学性能以及氧化前后一定的体积变化,从而可以有效恢复陶瓷涂层的机械性能。硅基非氧化物陶瓷材料是满足上述自愈合性能要求的一类自愈合剂备选材料,在高温富氧环境中, Si_3N_4 、 SiC 等能转变为 SiO_2 从而愈合基体的裂纹、孔洞等缺陷^[5]。然而,使役条件下单一的 SiO_2 会与环境中的高温 H_2O 反应,生成挥发性较强的 $\text{Si}(\text{OH})_4$,削弱 SiO_2 对宏观缺陷的填充。此外, MoSi_2 和 CrMoSi 等硅化物材料同样具有一定的高温自愈合性能,但这两种硅化物材料存在低温粉化现象,严重损害裂纹的愈合性能,导致涂层过早脱落^[6]。Kaiser等^[7]揭示了YSZ热障涂层中掺入硅化物氧化生成的 SiO_2 可以很好地起到愈合作用,在其被水蒸气气化前部分 SiO_2 与 ZrO_2 反应生成的 ZrSiO_4 会进一步提高涂层隔绝氧气的能力。除硅化物外,含钛的碳化物和硼化物也可用作自愈合剂,其原理是利用氧化生成的 TiO_2 的高温热膨胀效应愈合裂纹。然而,由于 TiO_2 的生长特性,其往往在裂纹内侧表面呈现非连续的点状分布,无法有效抑制环境中的氧及腐蚀性气氛的透过。因而此类TBC自愈合剂中同时会加入一定量的含铝的组分或第二相,在高温下生成 Al_2O_3 ,从而提高对环境的隔绝能力^[8-9]。因此,若要TBCs具备自愈合效果,其内在机制在于自愈合剂组分氧化后既能填充裂纹,还能形成对氧气的阻隔。综合

上述分析, Ti_3SiC_2 作为自愈合剂可满足一系列的要求。 Ti_3SiC_2 在结构上属于三元层状化合物^[10],结合了陶瓷和金属两者的优势。Barsoum等^[11]研究了 Ti_3SiC_2 在900~1400℃的氧化行为,发现其氧化行为在1200℃以下服从抛物线规律。氧化膜致密、与基体黏附性良好,且氧化膜分为两层,外层由 TiO_2 组成,内层为 TiO_2 和 SiO_2 的混合物。此外,有研究人员观察了 Ti_3SiC_2 块体材料的高温自愈合性能。Song等^[12]的研究结果发现该材料高温氧化后协同生成氧化硅与氧化钛的混合物,利用两者生长前后的体积变化可以愈合裂纹,而裂纹周围的应力可以进一步起到强化作用。此外,在之前的一个工作中^[3],采用 Ti_3AlC_2 作为自愈合剂加入YSZ热障涂层中,能够很好地实现裂纹的愈合,证明MAX相材料用作涂层自愈合剂的可行性。因此, Ti_3SiC_2 可替代硅基非氧化物用作自愈合TBCs的自愈合剂备选材料。根据查阅的相关国内外文献,尚未发现有针对 Ti_3SiC_2 在热障涂层中的应用以及涂层愈合机制等方面的报道。

本研究将主要探讨YSZ热障涂层中加入一定量的 Ti_3SiC_2 之后,涂层在高温环境中表面裂纹的愈合行为。通过观察涂层在高温下的物相和微观结构演变来总结涂层的愈合机制。对于TBC自愈合机制的理解将有助于研究者更好地筛选自愈合剂材料,进而提升涂层在服役环境中的使用寿命。

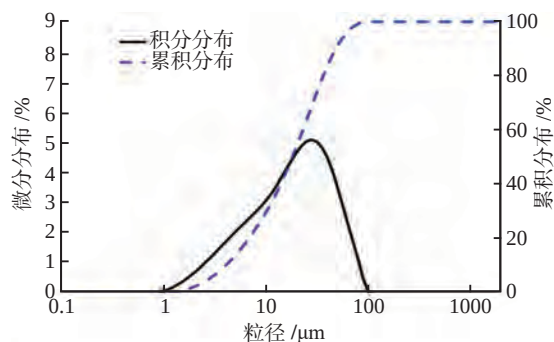
1 试验及方法

将一定量的 Ti_3SiC_2 粉末(Forsman Ltd., China)与商用YSZ粉末(Metco-204B, USA)混合(质量百分比1:9),混合均匀后加入10%浓度的PVA溶液以及一定量的去离子水。球磨2h后干燥,获得具有一定流动性的喷涂粉体。YSZ粉体呈球形,粒径为10~40 μm (图1(a)),混合造粒后的YSZ- Ti_3SiC_2 喷涂粉体为类球形的微观结构, $D_{70}=30\mu\text{m}$ (图1(b)和(c))。采用大气等离子喷涂(Oerlikon-Metco, MulticoatTM, Switzerland)



(a) 商用YSZ粉体形貌

(b) 造粒后的YSZ- Ti_3SiC_2 复合粉体形貌



(c) 造粒后的YSZ- Ti_3SiC_2 复合粉体粒径分布图

图1 等离子喷涂所用粉体形貌及其粒径分布

Fig.1 Morphologies and particle distribution of powders for plasma spraying

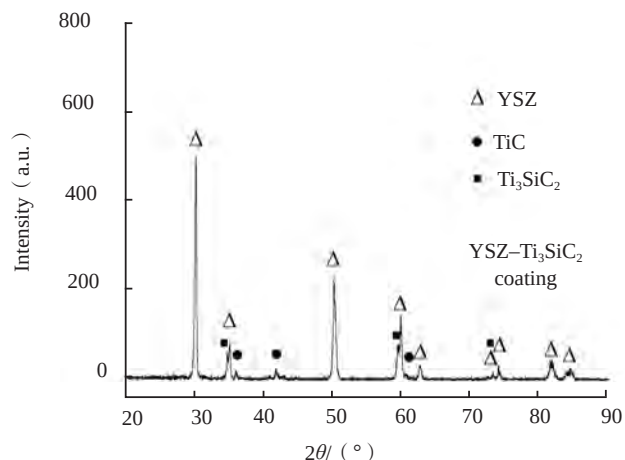
在合金基底表面制备涂层,厚度控制在 3mm 左右,喷涂参数如表 1 所示。

等离子喷涂后所得涂层利用一定的机械处理方法获得无基底的陶瓷涂层,厚度约为 3mm。经简单的表面抛光后,采用显微硬度仪在涂层表面制备压痕,利用陶瓷涂层的脆性在压痕的四角自然形成微裂纹(图 2 (a)),从而进行高温下裂纹自愈合现象的观察。涂层表面施加的载荷为 10N,时间为 12s,所得微裂纹宽度为 0.5~2 μm (图 2 (b)),深度约为 5~8 μm 。将带有预制裂纹的涂层试样放置于马弗炉中以观察涂层在高温空气中的自愈合行为。热处理条件为 1050 $^{\circ}\text{C}$ 保温 4h。本研究选择 1050 $^{\circ}\text{C}$ 作为涂层自愈合的测试温度主要是考虑控制影响要素,避开 YSZ 相变温度点(1200 $^{\circ}\text{C}$),从而更好地总结涂层自愈合的本征规律。采用 X 射线衍射仪(XRD, Bruker, Germany)检测涂层样品在喷涂后以及裂纹愈合过程中的物相变化,利用场发射扫描电子显微镜(FE-SEM, HITACHI, Japan)观察涂层表/截面与裂纹处形貌,并通过电镜附带的能谱仪(EDS)对涂层微区的元素种类与含量进行分析。此外,采用差示扫描量热仪(TG-DTA, Linseis, Germany)测试涂层在裂纹愈合过程中的质量变化以及相应的吸放热效应,从而分析涂层在裂纹愈合各阶段内发生的变化。测试参数为室温(RT)至 1200 $^{\circ}\text{C}$,升温速率 3 $^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 。涂层的热导率采用激光闪烁法测量。

2 结果与讨论

2.1 涂层高温氧化分析

复合粉体由 YSZ (T' 相 +M 相) 和 Ti_3SiC_2 组成,

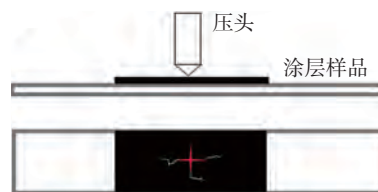


(a) 喷涂后的涂层

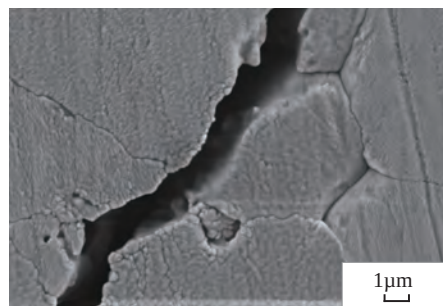
图 3 为喷涂及热处理后 YSZ- Ti_3SiC_2 涂层表面的 XRD 图谱,其中喷涂后所得涂层内的 Ti_3SiC_2 衍射峰较弱,并伴有 TiC 衍射峰。涂层样品经 1050 $^{\circ}\text{C}$ 热处理 4h 后, TiC 氧化为 TiO_2 。涂层中 Ti_3SiC_2 的转变主要是由于等离子喷涂-热处理过程中的连续热效应,最终在 YSZ- Ti_3SiC_2 涂层表面形成氧化物层(图 4)。

表1 制备涂层所用的等离子喷涂参数
Table 1 Coating fabrication parameters by APS

参数	电流 /A	Ar/ (L·min ⁻¹)	H ₂ / (L·min ⁻¹)	喷涂距离	载气 Ar/ NLPM
数值	600	50	10	100	3.2



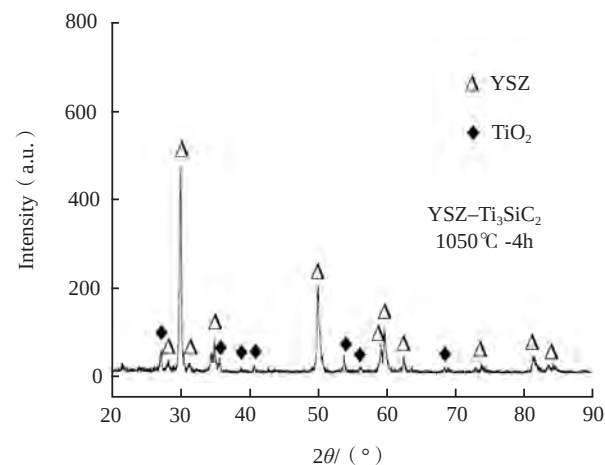
(a) 利用显微硬度仪制备预制裂纹的示意图



(b) 所得预制裂纹的微观形貌图

图2 预制裂纹制备方法

Fig.2 Method for fabricating coating cracks



(b) 经 1050 $^{\circ}\text{C}$ 等温热处理 4h 后的涂层

图3 YSZ- Ti_3SiC_2 涂层中各物相的XRD图谱

Fig.3 XRD patterns of YSZ- Ti_3SiC_2 coating before and after heat treatment

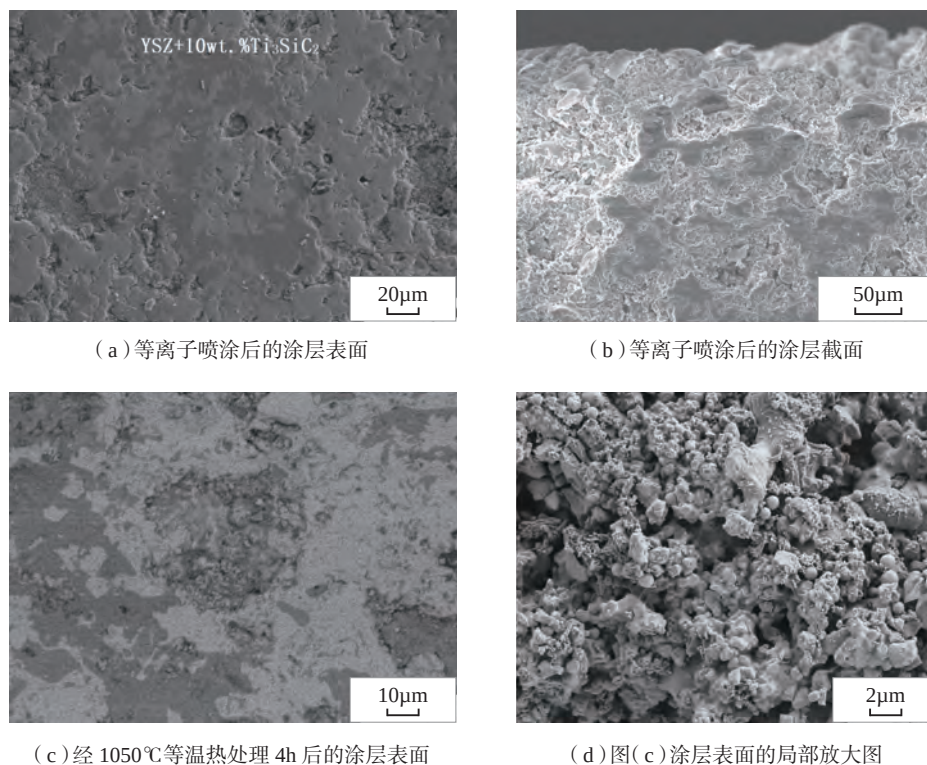
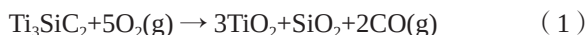


图4 YSZ-Ti₃SiC₂涂层形貌图
Fig.4 SEM images of YSZ-Ti₃SiC₂ coatings before and after heat treatment

在 Ti₃SiC₂ 结构中, Si 原子与 TiC 八面体连接而形成层状结构^[13]。Ti₃SiC₂ 的 Ti 和 C 形成 Ti-C-Ti-C-Ti 链,每两个链由一个 Si 原子连接,链中的 Ti-C 键结合能强, Si 与每条链之间的结合力则较弱,造成了 Ti₃SiC₂ 材料高熔点且呈现层状结构的特点^[14]。在等离子喷涂制备涂层的过程中,涂层中一部分 Ti₃SiC₂ 由于等离子焰流的高温(>10000℃)而发生分解,生成 TiC 与无定形 SiO₂。在随后的热处理过程中, TiC 进一步与氧气反应生成 TiO₂。其反应方程式为:



但最新的研究发现在 Ti₃SiC₂ 氧化过程中会在涂层表面的 TiO₂ 上再形成一层 SiO₂ 层,其原因是随着表面氧化层的生成,形成了一层氧阻挡层,阻止了氧气的扩散,而随着氧化反应的进行,涂层内部的氧含量减少,造成氧分压降低,从而使涂层发生下列反应:



生成的气态 SiO 扩散到 TiO₂ 层表面后则会继续与氧气反应生成 SiO₂ (式 3),因此涂层表面会形成双层结构。



由于作为自愈剂加入复合粉体的 Ti₃SiC₂ 含量较少,造成 Si 元素含量在整个涂层组分中的占比较低,且生成的 SiO₂ 在涂层中呈无定形态,在 XRD 测试中无法

明确表征出来,因此对涂层表面进行了 EDS 面扫描(图 5)。图 5 给出了涂层经 1050℃ 热处理后 O、Si、Ti、Zr 4 种元素的分布状况,结果确认了涂层表面的氧化物除主相 YSZ 之外,主要为 TiO₂ 与 SiO₂,两者均匀混合,且 TiO₂ 含量大于 SiO₂。由此可知: Ti₃SiC₂ 中的 Ti、Si 在等温热处理过程中因与环境中的氧接触而发生氧化,两种氧化物协同作用,形成了多层结构的复合氧化物生长层。

根据图 6 所示涂层截面的背散射 SEM 图可以推断该氧化层为双层结构。此外,在氧化层截面处由内向外分别对不同位置(A~E 点)进行了元素分析(表 2)。结果显示氧化层外层主要为 TiO₂,而内层则为 TiO₂ 和 SiO₂ 混合氧化层(SiO₂ 为图 6 中灰色区域)。产生该现象的原因是由于在氧化过程中 TiO₂ 的生长速率大于 SiO₂,同时由 Ti-Si-O 的三元相图可知 TiO₂ 相在 Ti₃SiC₂ 体系中更容易形成^[15]。这样的双层结构也在一定程度上影响了 XRD 中对 SiO₂ 的测试,是 XRD 图谱中无法测出 SiO₂ 的另一个原因。

2.2 涂层在高温环境中的裂纹自愈合行为

带有预制裂纹的 YSZ-Ti₃SiC₂ 涂层经 1050℃ 等温热处理 4h,热处理后裂纹处的微观形貌如图 7(a)所示,可知:裂纹处被新生的物质填满。等温热处理促使涂层中的愈合剂发生氧化,从而填补了裂纹处的空隙。裂纹

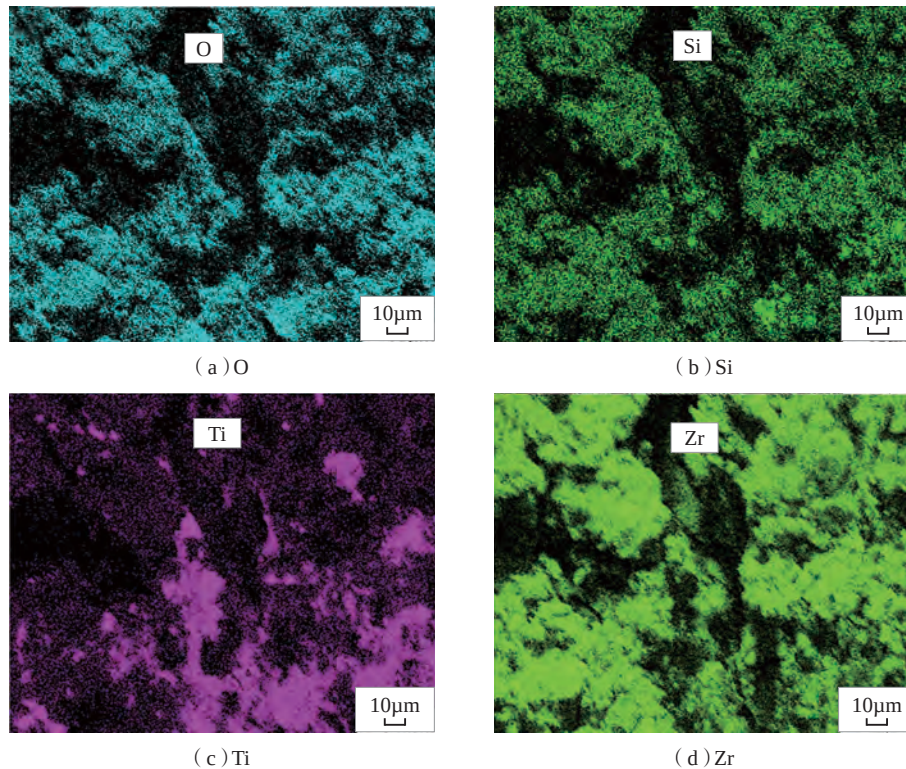


图5 1050℃热处理4 h后YSZ-Ti₃SiC₂涂层表面的元素扫描图谱

Fig.5 Element scanning maps of YSZ-Ti₃SiC₂ coating surface after heat treatment at 1050℃ for 4 h

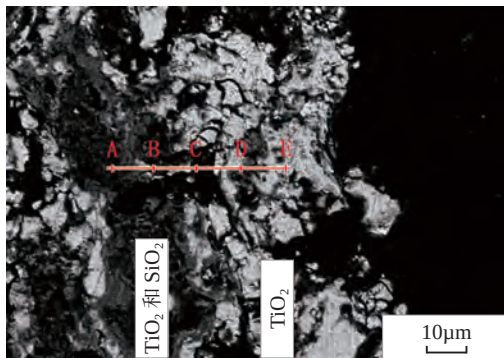
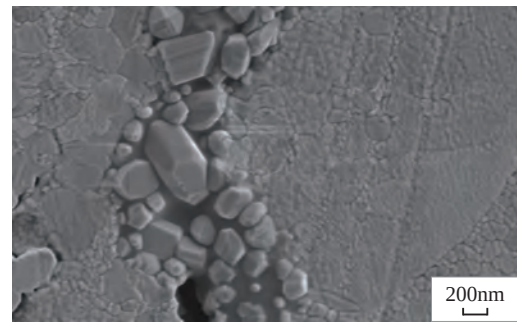


图6 YSZ-Ti₃SiC₂涂层经等温热处理后的截面背散射SEM图

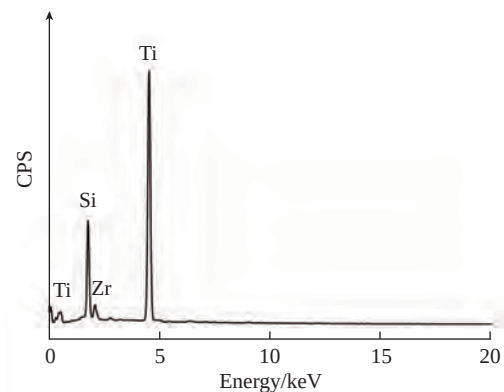
Fig.6 BSE-SEM image of the cross-sectional morphology of YSZ-Ti₃SiC₂ coating after isothermal treatment

表2 图6背散射SEM中各点元素的原子百分比
Table 2 Elemental composition of the points in Fig.6

位置点	Si	Ti	Zr	O
A	15.09	14.47	0	70.44
B	16.33	34.64	3.62	45.41
C	24.06	16.61	0	59.33
D	1.12	29.09	6.61	72.18
E	0	20.40	6.17	73.43



(a) 裂纹愈合处的形貌



(b) 愈合区的元素组成

图7 YSZ-Ti₃SiC₂涂层等温热处理后(1050℃, 4h)的裂纹愈合图

Fig.7 Healed crack morphology and elemental composition of YSZ-Ti₃SiC₂ coating after isothermal treatment at 1050℃ for 4h

内的新生物质可以观察到由两种物质组成,颗粒状物相与均匀分布的熔融态物相,结合图 7 (b) 的元素分析可以推测,这两种物质的主要成分分别为氧化钛和氧化硅。

裂纹的愈合机制如图 8 所示。首先,均匀混合的复合粉体经等离子喷涂后, Ti_3SiC_2 相离散分布于涂层中(图 8 (a))。当涂层表面出现裂纹时,裂纹处的 Ti_3SiC_2 暴露于高温空气中。由于涂层处于氧化环境,界面处的 Ti、Si 元素会与环境中的氧气反应生成氧化物。与此同时,随着界面处的 Ti、Si 消耗,涂层内部的 Ti、Si 将会向界面处运动(图 8 (b))。Ti 的氧化伴随着体积的膨胀,氧化后形成的晶粒主要起到填补裂纹的作用,而 SiO_2 可以强化裂纹界面,起到加强愈合、巩固界面的作用(图 8 (b) 和(c))。因此随着氧化时间的增加,氧化物将会在裂纹处逐渐积累,最终填补裂纹(图 8 (d)),直到环境中的氧气无法穿过裂纹与自愈剂反应。在 Ti_3SiC_2 愈合裂纹过程中起主要作用的是氧化后形成的 TiO_2 晶粒,而 Si 元素在高温下氧化生成 SiO_2 ,如图 9 所示,伴随着 SiO_2 的生长,裂纹的愈合得到加强,进一步填补 TiO_2 晶粒的间隙,起到辅助愈合的作用。

图 10 为等离子喷涂后涂层的 TG-DTA 测试结果图。在测试范围内 ($\text{RT} \sim 1200^\circ\text{C}$),随着温度的升高涂层质量逐渐增加,说明该过程存在持续的氧化反应。在室温至 500°C 阶段,由于氧化反应尚未达到相应的阈值温度,略有反应,速率较低,增重曲线较少;当温度升高至高于 500°C 时,大于氧化反应阈值,反应加剧, TiO_2 相率先开始形成,氧化速率增大,涂层增重明显;当温度到达 900°C 左右时,无定型态的 SiO_2 开始形成,氧化增重由于 SiO_2 和 TiO_2 的生成而愈加显著,氧化速率达到最大值;当温度达到 1100°C 后,氧化物的生长基本完成,涂层增重减缓。但从图 10 中发现在温度达到 1200°C 时,

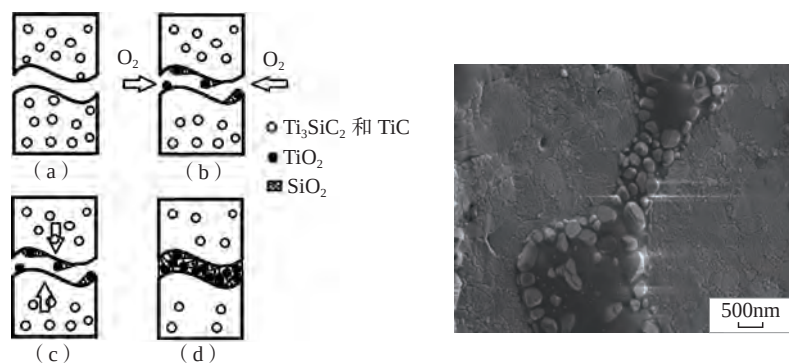


图8 YSZ- Ti_3SiC_2 涂层在高温环境中的裂纹愈合演示图

Fig.8 Schematic diagram of crack healing procedure of YSZ- Ti_3SiC_2 coating in the high-temperature environment

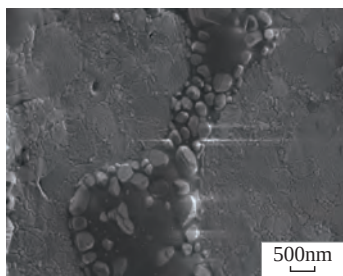


图9 涂层表面裂纹中的 SiO_2
Fig.9 SiO_2 in the coating crack

涂层的增重尚未达到明显的平衡期,而 DTA 曲线显示在 1100°C 后涂层就已没有明显的热效应,这说明 YSZ- Ti_3SiC_2 复合涂层的增重平衡期在 1200°C 以后,也间接显示了 YSZ- Ti_3SiC_2 复合涂层可能具有更高的适用温度。

图 11 是涂层样品在 1050°C 恒温热处理过程中质量随时间变化的关系曲线。可以发现,整个氧化过程可以分为 3 个阶段,分别是 0~4h 段、4~12h 段以及 12h 以后。在 0~4h 阶段,样品增重迅速,氧化增重迅速是因为在高温环境下 Ti_3SiC_2 发生氧化生成 TiO_2 和 SiO_2 造成质量的变化;而在 4~12h 阶段随着氧化物的生成,涂层表面逐渐形成氧阻挡层,抑制氧的扩散,从而降低 Ti_3SiC_2 的氧化速率,因此质量增重减缓;而随着最终表面致密氧化层的生成以及涂层内部裂纹和孔洞被填补,氧气被阻挡在涂层外,氧化反应被阻止。

2.3 复合涂层的热导率

虽然 Ti_3SiC_2 的密度 ($4.53\text{g}/\text{cm}^3$)、热膨胀系数 ($9.2 \times 10^{-6}/\text{K}$) 与 YSZ (密度 $5.6\text{g}/\text{cm}^3$, 热膨胀系数 $10.7 \times 10^{-6}/\text{K}$) 相近,但两者的热导率却有明显的差别 (Ti_3SiC_2 $43\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, YSZ $2.12\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$),因此为了解自愈剂掺入后对复合涂层热导率的影响,试验对复合涂层进行热导率测试,图 12 为复合涂层的热扩散系数和比热,比热随着温度的升高呈上升的趋势,而热扩散系数则呈下降趋势。

对复合涂层的密度用密度仪测量多次并取平均值,得复合涂层的密度为 $4.8837\text{g}/\text{cm}^3$ 。依照热导率的计算公式 $\lambda = \alpha \cdot \rho \cdot c$ (其中 λ 为热导率, α 为热扩散系数, ρ 为材料的密度, c 为材料比热),计算出复合涂层在试验温度即 1050°C 下的热导率为 $0.79\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。因此可以发现涂层中加入 10% (质量分数) 的自愈剂对涂层整体的热导率影响较小,依然可以满足复合涂层用作顶层陶瓷隔热层的要求。

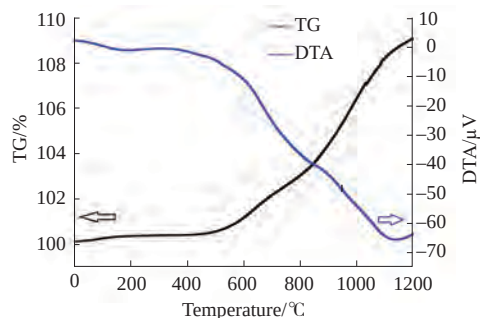


图10 YSZ- Ti_3SiC_2 涂层在升温过程中的 TG-DTA 曲线

Fig.10 TG-DTA curve of as-sprayed YSZ- Ti_3SiC_2 coating during temperature rising from room temperature to 1200°C

3 结论

(1) 涂层中的自愈合剂 Ti_3SiC_2 在喷涂, 热处理后分别发生了由 Ti_3SiC_2 转变为 $\text{TiC}+\text{SiO}_2$ 和 $\text{TiO}_2+\text{SiO}_2$ 的过程。

(2) 涂层热处理后, 表面生成新的氧化物层, 氧化层的主要成分为 TiO_2 和 SiO_2 , 氧化层的结构为外层 TiO_2 , 内层 $\text{TiO}_2+\text{SiO}_2$ 混合物的双层结构, 该结构的形成与 Ti、Si 不同的氧化速率有关。

(3) 将带有预制裂纹的样品经过 1050°C 热处理后, 裂纹愈合, 愈合区域较为平整, 愈合区主要成分为 TiO_2 和 SiO_2 , TiO_2 起主要愈合作用, SiO_2 辅助愈合 TiO_2 晶粒间隙, 强化裂纹界面, 巩固裂纹区的物理性能。

(4) $\text{YSZ-Ti}_3\text{SiC}_2$ 复合涂层的热导率为 $0.79\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 即自愈合剂的加入不会增加 YSZ 涂层的热导率。

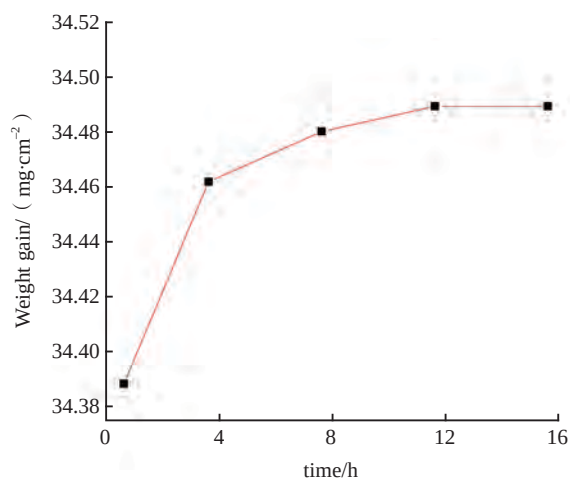


图11 1050°C 下的涂层热增长曲线
Fig.11 Coating thermal growth curve at 1050°C

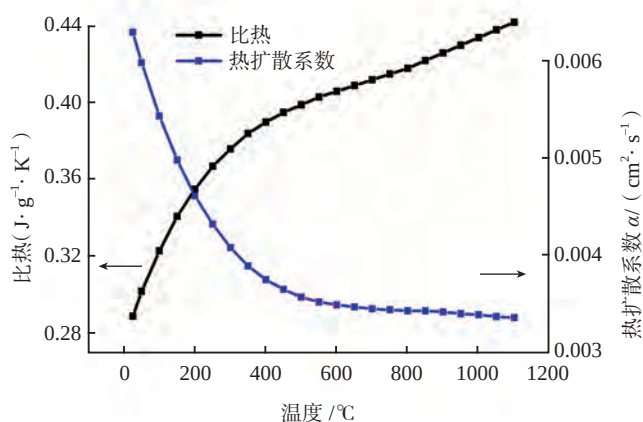


图12 涂层比热与热扩散系数
Fig.12 Specific heat and thermal diffusion coefficient of coating

参考文献

- [1] SCHULZ U, LEYENS C, FRITSCHER K, et al. Some recent trends in research and technology of advanced thermal barrier coatings[J]. Aerospace Science & Technology, 2003, 7(1):73-80.
- [2] NITIN P P, MAURICE G, ERIC H J. Thermal barrier coatings for gas-turbine engine applications[J]. Science, 2002, 296(5566): 280-284.
- [3] SUN X X, CHEN H F, YANG G, et al. YSZ- Ti_3AlC_2 thermal barrier coating and its self-healing behavior under high temperatures[J]. Journal of Inorganic Materials, 2017, 32(12): 1269-1274.
- [4] VAN D Z, VAN D N, JONKERS H M, et al. Self-healing behaviour in man-made engineering materials: bioinspired but taking into account their intrinsic character[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society, 2009, 367(1894): 1689-1704.
- [5] OUYANG T, FANG X, ZHANG Y, et al. Enhancement of high temperature oxidation resistance and spallation resistance of SiC-self-healing thermal barrier coatings[J]. Surface & Coatings Technology, 2016, 286: 365-375.
- [6] MEIJERINK M J. Coating of MoSi_2 healing particles for self-healing thermal barrier coatings[D]. Netherlands: Delft University of Technology, 2015.
- [7] KAISER A, LOBERT M, TELLE R. Thermal stability of zircon (ZrSiO)₄[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2008, 28(11): 2199-2211.
- [8] DERELIOGLU Z, CARABAT A L, SONG G M, et al. On the use of B-alloyed MoSi_2 particles as crack healing agents in yttria stabilized zirconia thermal barrier coatings[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2015, 35(16): 4507-4511.
- [9] OUYANG T, WU J, YASIR M, et al. Effect of TiC self-healing coatings on the cyclic oxidation resistance and lifetime of thermal barrier coatings[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2016, 656: 992-1003.
- [10] BARSOUM M W, EL-RAGHY T. The MAX phases: unique new carbide and nitride materials[J]. American Scientist, 2001, 89(4): 334-343.
- [11] BARSOUM M W, EL-RAGHY T, OGBUJI L U J T. Oxidation of Ti_3SiC_2 in air[J]. Journal of the Electrochemical Society, 1997, 144(7): 2508-2516.
- [12] SONG G M, PEI Y T, SLOOF W G, et al. Oxidation-induced crack healing in TiAlC ceramics[J]. Scripta Materialia, 2008, 58(1):13-16.
- [13] 李翀, 赫小东, 朱春城, 等. 三元层状陶瓷 Ti_3SiC_2 的高温氧化行为[J]. 材料工程, 2006(S1): 168-171.
- LI Chong, HE Xiaodong, ZHU Chunheng, et al. High temperature oxidation behavior of ternary layered Ti_3SiC_2 ceramic[J]. Journal of Materials Engineering, 2006(S1): 168-171.
- [14] ZHOU Y, SUN Z, WANG X, et al. Ab initio geometry optimization and ground state properties of layered ternary carbides Ti_3MC_2 (M=Al, Si and Ge)[J]. Journal of Physics Condensed Matter, 2001, 13(44): 10001-10010.
- [15] BARSOUM M W, EL-RAGHY T, RAWN C J, et al. Thermal properties of Ti_3SiC_2 [J]. Journal of Physics & Chemistry of Solids, 1999, 60(4): 429-439.

通讯作者: 陈宏飞, 博士, 助理研究员, 研究方向为热环境涂层, E-mail: hfchen@i.shu.edu.cn。

(责编 一元)

闭式整体构件电解加工装置设计及有限元分析*

康保印¹, 唐霖²

(1. 浙江工业职业技术学院电气电子工程学院, 绍兴 312000;

2. 西安工业大学机电工程学院, 西安 710021)

[摘要] 有限元分析是一种求解数学、物理问题的数值计算方法, 对复杂结构或多自由度系统的分析非常有效。针对闭式整体构件内流道电解加工导流装置的悬臂问题, 在 UG 平台上设计了两套装置, 并进行了有限元分析。依据仿真结果, 装置 B 的强度和刚度均优于装置 A, 仿真结果为装置的选择提供了依据。将参数化建模与有限元分析结合, 有效地缩短了产品的研制周期。

关键词: 有限元分析; 闭式整体构件; 电解加工; UG; 强度

Design and Finite Element Analysis of Electrolytic Machining Devices for Closed Integral Structure

KANG Baoyin¹, TANG Lin²

(1. Department of Electrical and Electronic Engineering, Zhejiang Industry Polytechnic College,

Shaoxing 312000, China;

2. School of Mechatronic Engineering, Xi'an Technological University, Xi'an 710021, China)

[ABSTRACT] The finite element analysis is a numerical method for solving mathematics and physics problems, which is very effective to analysis complex structures or multi-degree of freedom system. To solve the problem of cantilever beam in electrochemical machining (ECM) device for closed integral structure, two devices were designed and finite element analysis was done based on UG. The result shows the strength and stiffness of device B both better than device A, which offered the gist for choosing device. Finally, it is effective for shortening the development cycle to apply parameterized modeling and finite element analysis in ECM device for products.

Keywords: Finite element analysis; Closed integral structure; Electrochemical machining; UG; Strength

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.18.097

闭式整体构件材料一般具有强度高、硬度高、涡道双侧面封闭、形状复杂、刀具可达性差、常规的传统机械加工方法无法满足加工要求的特点^[1]。这里采用特种加工新技术方法, 即数控电解-电火花组合加工^[2], 它具有“以柔克刚”和“拷贝式成形”^[3]的加工特性。其中电解加工作为粗加工, 去除大部分的加工余量, 而电火花加工作为精加工。本文仅讨论电解加工部分。

电解加工的阴极和工装夹具一般需要专门设计, 因阴极和工件之间的加工间隙之间通有一定压力和流速的电解液, 电解液流过加工间隙时会产生反力, 使工装夹具产生一定的变形。因此, 阴极不仅要具有准确的型面和合理的进出液通道结构, 还必须具有足够的

强度和刚性, 以满足电解加工的加工工艺要求。本文设计了两套加工导流装置, 基于 UG 软件对它们进行了有限元分析^[4]以及工艺试验, 确定了较优装置结构及尺寸。

1 电解加工装置设计

加工对象如图 1(a) 所示, 要在工件环形沟部位加工出 10 个均匀分布的变截面异形螺旋型槽, 采用电解加工去除涡道大部分余量。由于涡道截面是逐渐变化的, 加工时以最小截面处(这里简称喉部)为界, 从内外两个方向分别加工^[5], 本文仅分析内流道加工装置。

由于要在工件内腔加工出内流道, 因而不可避免地出现悬臂结构, 本文设计的是如图 2 所示的“Z”形导流装置^[6], 杆一和机床主轴连接, 杆二上端与供液导管连

* 基金项目: 总装备部“十二五”预先研究项目(62201070502); 陕西省特种加工重点实验室开放基金资助项目(2015SZSj-61-6)。

接。其中,阴极前端面(加工面)上开有许多出液小孔,非加工面涂有绝缘材料,防止杂散腐蚀,密封装置为绝缘材料(环氧树脂),上部开有出液孔。整个装置在UG软件上经过装配和运动仿真^[7],未出现干涉,并可实现预定进给运动和模拟加工。图3为根据设计制作的导流装置实物。

在加工前需校正安装,使杆四与机床的Y轴方向平行,由于杆四和杆三通过螺纹连接,拧紧后不能保证杆四与Y轴平行。实际安装过程是先拧紧杆四和杆三的螺纹,再将螺栓穿过杆二、杆三的长圆形螺栓穿过孔,百

分表随机床Y轴移动,表头在杆四母线上打表,旋转杆三的角度,使杆四与Y轴平行后,再拧紧4个螺栓螺母。由于4个螺母拧紧程度不均匀,容易使杆二和杆三连接时产生直线度误差,从而影响阴极的定位精度。

为避免装置A的上述缺点,这里设计了装置B如图4(b)所示(略去了杆一),将装置A中的杆二和杆三改为1根杆,以此提高竖直杆的刚性,也减小了竖直杆的直线度误差;装置B杆四与杆三通过定位面定位,减少了百分表打表环节;B装置将A中的杆四改为分体式结构,降低了杆四的加工难度。综上,装置B提高了安装定位精度。

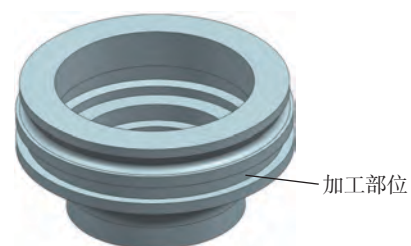
2 有限元分析

为校核导流装置是否满足强度要求,对两套装置进行基于力学性能的有限元分析,比较二者在相同的工作环境下的应力应变情况。

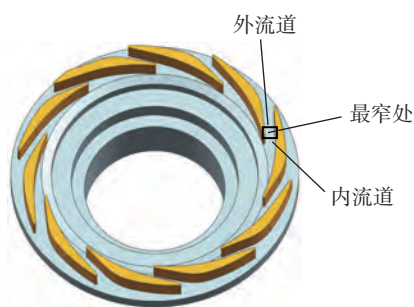
2.1 运算前的设置

(1)理想化模型。模型中的细节特征对整体结构影响不大,在运算前对细节特征进行适当的简化处理^[8],如去掉微细的孔、槽和螺纹、倒角等。

(2)设置材料^[9]。根据装置的材料,分别设置对应的材料属性(这里为铜和不锈钢),各材料的属性参数如表1所示。



(a) 工件毛坯



(b) 涡道截面图

图1 闭式整体构件

Fig.1 Closed integral structure

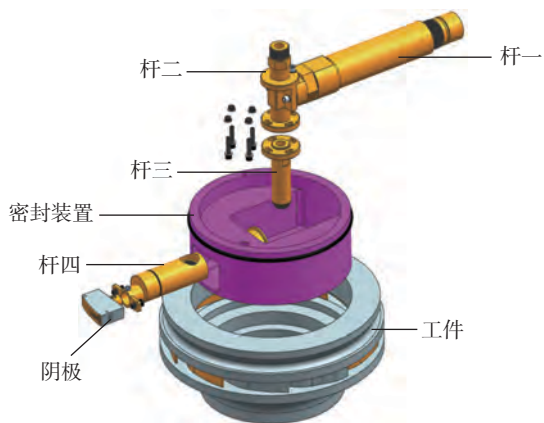


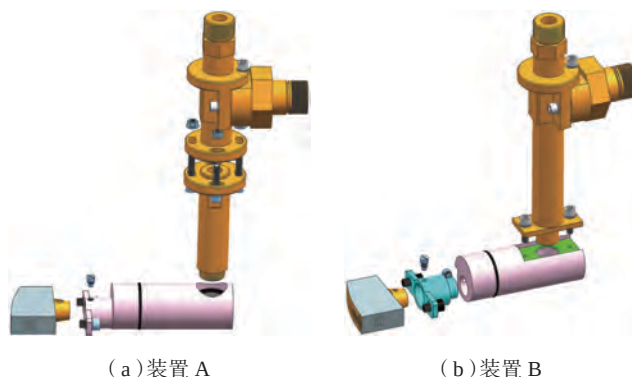
图2 加工装置爆炸图

Fig.2 Exploded view of the processing device



图3 导流装置(装置A)实物

Fig.3 Deversion device entity (device A)



(a) 装置 A

(b) 装置 B

图4 两种导流装置

Fig.4 Two deversion devices

表1 材料属性参数

Table 1 Material property parameters

材料	材料类型	密度 / (kg·m ⁻³)	杨氏模量 /MPa	泊松比 ν	屈服强度 /MPa	极限抗拉强度 /MPa
铜	各向同性	8.409e3	1.034e5	0.35	440	1100
不锈钢	各向同性	7.829e3	2.0694e5	0.288	137.895	276

(3) 设置约束及施加载荷。划分网格大小为自动单元大小。温度设置为试验加工温度,对杆一与机床主轴连接处及导向环外表面设置固定约束,杆一、杆二、杆三、杆四及阴极连接处设置面对面粘连约束,导向环与杆四之间设置滑块约束。阴极各表面施加载荷,这里按加工时的最高压力校核,如图5所示。

2.2 求解及后处理

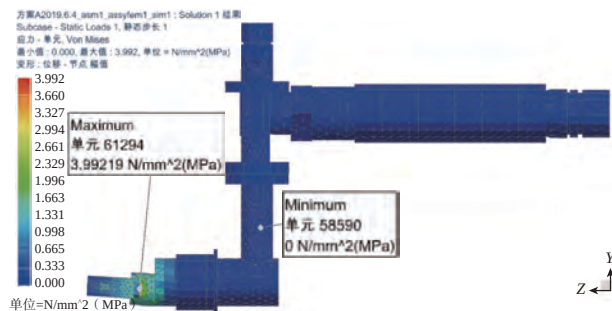
对上述有限元模型进行求解。求解及后处理得到应力等值线图、位移等值线图如图6和7所示。云图显示了应力和应变分布的规律、极值和位置。

依据有限元分析结果,装置A最大应力为3.992MPa,最大位移为1.591 μ m;装置B最大应力为3.427MPa,最大位移为1.454 μ m。

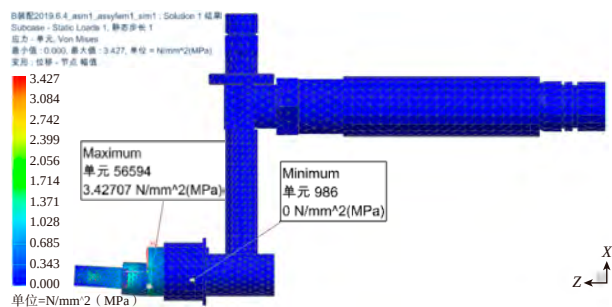
强度校核条件为:

$$\sigma_{\max} < [\sigma] = \sigma_s / n$$

其中, $\sigma_{\max}$ 为实际计算的节点最大应力, $[\sigma]$ 为材料的许用应力, σ_s 为材料的屈服强度, n 为材料的安全系数(安全系数 $n=2$)。由表1知黄铜屈服强度 $\sigma_s=440$ MPa,故许用应力 $[\sigma]=\sigma_s/n=220$ MPa,而据有限元分析结果,装置



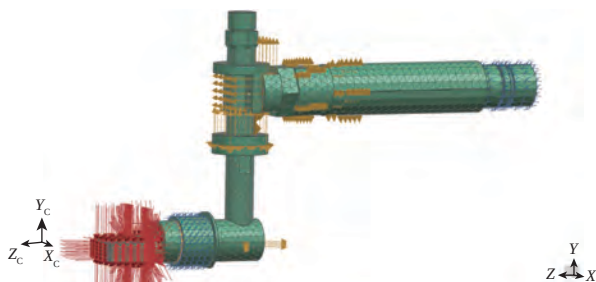
(a) 装置 A



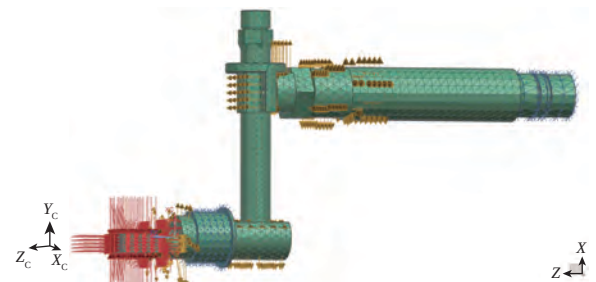
(b) 装置 B

图6 应力云图

Fig.6 Force distribution



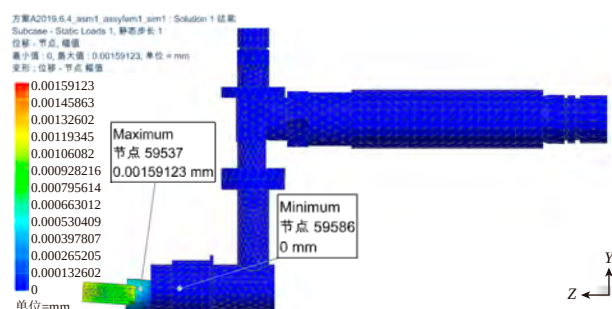
(a) 装置 A



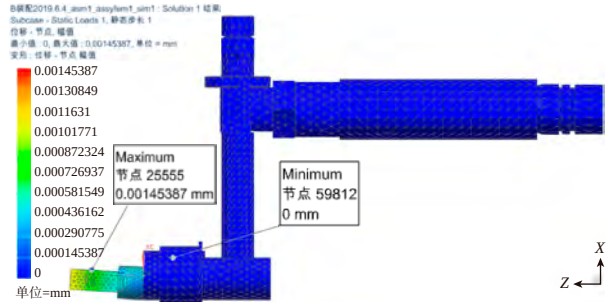
(b) 装置 B

图5 有限元模型

Fig.5 Finite element model



(a) 装置 A



(b) 装置 B

图7 位移(应变)云图

Fig.7 Displacement distribution

A、B 最大应力值均远小于 220MPa,故两装置均满足强度要求。

但装置 B 的最大应力和最大位移均小于装置 A,说明装置 B 的刚性优于装置 A。

3 工艺试验

在如图 8 所示 DJK-160 五轴四联动数控电解加工机床上对两装置进行试验。试验条件^[10]均为电源频率为 1kHz,占空比为 90% 的矩形脉冲直流电源,电压为 16V,电解液通过自动调节装置控制在最适温度范围内,阴极进给速度为 0.6mm/s,电解液为 10% NaCl+16% NaNO₃+2% NaClO₃,加工过程如图 9 所示。

阴极沿 Y 轴进给,数控程序为:

N10 G01 G91 Y16. F0.6;

N20 G01 G91 Y-16. F20;

N30 M2

退出阴极和加工装置,将工件旋转 36° 后再对刀,设置初始加工间隙和加工参数,加工下一个流道。将以上过程重复 10 次,完成工件 10 个内流道的加工。

在相同的试验条件下,采用装置 A 和装置 B 各加工一个工件,即各加工 10 个流道。加工结果分别如图 10 和 11 所示,可以看到装置 A 的工件加工表面有小的凸起,杂散腐蚀也比 B 严重,装置 B 加工表面比较光滑。

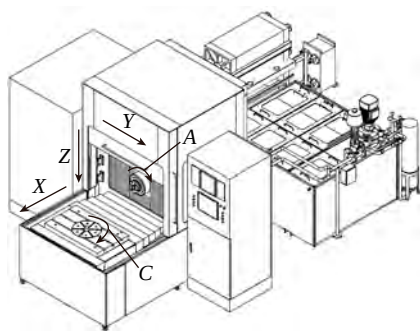


图8 电解加工机床

Fig.8 Electrochemical machine



图9 加工过程

Fig.9 Machining process



图10 装置A加工结果

Fig.10 Processing result of device A



图11 装置B加工结果

Fig.11 Processing result of device B

在三坐标测量机上获取加工型面的坐标数据,与理论型面坐标对比,结果表明装置 B 的型面更接近理论型面,说明装置 B 的加工精度高于装置 A。

4 结论

(1) 装置 B 减少了安装次数,提高了装置的定位精度。

(2) 有限元分析结果显示,装置 B 的最大应力(3.992MPa)和最大位移(1.591 μ m)均小于装置 A 的最大应力(3.427MPa)和最大位移(1.454 μ m),说明装置 B 提高了装置的刚性。

(3) 工艺试验及测量的型面数据显示,装置 B 的型面更接近理论型面,表明装置 B 提高了型面的加工精度。

参考文献

[1] 范植坚, 李新忠, 王天诚. 电解加工与复合电解加工[M]. 北京: 国防工业出版社, 2008.

FAN Zhijian, LI Xinzong, WANG Tiancheng. Electrochemical machining and composite electrochemical machining[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2008.

(上接第89页)

参考文献

- [2] 徐家文, 赵建社. 航空发动机整体构件特种加工新技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2011.
- XU Jiawen, ZHAO Jianshe. New nontraditional machining techniques of integral components in aircraft engine[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2011.
- [3] 康保印, 范植坚, 唐霖. 闭式整体构件涡道电解加工流场设计与分析[J]. 兵工学报, 2015, 36(1): 151-156.
- KANG Baoyin, FAN Zhijian, TANG Lin. Design and analysis of flow field in electrochemical machining of cochlear channel of closed integral structure[J]. Acta Armamentarii, 2015, 36(1): 151-156.
- [4] 李清良, 范植坚, 穆倩. 基于 COMSOL 闭式整体构件流道电解加工流场的仿真[J]. 电加工与模具, 2014(1): 28-31.
- LI Qingliang, FAN Zhijian, MU Qian. Emulation for flow field in electrochemical machining of closed integral structure based on COMSOL[J]. Electromachining & Mould, 2014(1): 28-31.
- [5] 唐霖, 冯鑫, 任磊, 等. 异形螺旋线电解加工关键技术研究[J]. 电加工与模具, 2018(6): 26-30.
- TANG Lin, FENG XIN, REN Lei, et al. Study on key technology for electrochemical machining of special-shaped helix[J]. Electromachining & Mould, 2018(6): 26-30.
- [6] 杨森. 异型壳体电解加工及其基于 UG 的参数化设计[D]. 西安: 西安工业大学, 2013.
- YANG Sen. Special-shaped shell of electrochemical machining and parametric design based on UG[D]. Xi'an: Xi'an Technological University, 2013.
- [7] 穆倩. 闭式整体构件内流道电解加工流场分析[D]. 西安: 西安工业大学, 2014.
- MU Qian. Simulation for flow field in electrochemical Machining of closed integral structure[D]. Xi'an: Xi'an Technological University, 2014.
- [8] 程永奇, 张贵成, 孙友松. 基于 UG 的传动机构有限元研究[J]. 机械, 2010, 11(37): 40-43.
- CHEN Yongqi, ZHANG Guicheng, SUN Yousong. Research on finite element analysis of transmission mechanism based on UG[J]. Machinery, 2010, 11(37): 40-43.
- [9] 李立顺, 雷韵鸿, 李红勋. 基于 UG 的某保障车架装置的有限元分析[J]. 专用汽车, 2009(10): 52-55.
- LI Lishun, LEI Yunhong, LI Hongxun. Finite element analysis of handing equipment of some support vehicle based on UG[J]. Special Purpose Vehicle, 2009(10): 52-55.
- [10] 唐勇, 张瑞珊. 基于 UG 的叶轮强度和流场有限元分析[J]. 机械制造与自动化, 2009, 38(4): 61-64.
- TANG Yong, ZHANG Ruishan. Finite element analysis of impeller structure of turbo-compressor based on UG[J]. Machine Building & Automation, 2009, 38(4): 61-64.
- [1] 范玉青, 梅中义, 陶剑. 大型飞机数字化制造工程[M]. 北京: 北京航空工业出版社, 2011.
- FAN Yuqing, MEI Zhongyi, TAO Jian. Large aircraft digital manufacturing engineering[M]. Beijing: Aviation Industry Press, 2011.
- [2] 单继东, 王昭阳, 陈贺利, 等. 航空发动机智能制造生产线构建技术研究[J]. 航空制造技术, 2016, 59(16): 52-56.
- SHAN Jidong, WANG Zhaoyang, CHEN Heli, et al. Building technology of intelligent manufacturing production line for aeroengine[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2016, 59(16): 52-56.
- [3] MUELNER J E, WANG Z, MARTIN O, et al. Verification of the indoor GPS system, by comparison with calibrated coordinates and by angular reference[J]. Journal of Intelligent Manufacturing, 2012, 23(6): 2323-2331.
- [4] 丁力平, 陈文亮, 卢鹤. 面向大型飞机装配的组合式大尺寸测量系统[J]. 航空制造技术, 2013, 56(13): 76-80.
- DING Liping, CHEN Wenliang, LU Hu. Combined Large-scale measurement system for large aircraft assembly[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2013, 56(13): 76-80.
- [5] 丛培源. 数字化测量技术在型架装配中的应用研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2014.
- CONG Peiyuan. Application of digital measurement technology in assembly of shape frame[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2014.
- [6] 张森棠, 付龙, 贺芳, 等. 面向航空发动机的数字化生产线探索与实践[J]. 航空制造技术, 2015, 58(22): 73-77.
- ZHANG Sentang, FU Long, HE Fang, et al. Exploration and practice for aeroengine digital production line[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2015, 58(22): 73-77.
- [7] 牟文平, 隋少春, 李迎光. 飞机结构件智能数控加工关键技术研究现状[J]. 航空制造技术, 2015, 58(13): 56-59.
- MOU Wenping, SUI Shaochun, LI Yingguang. Key technology for intelligent NC machining of aircraft structural parts[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2015, 58(13): 56-59.
- [8] 侯志霞, 邹方, 王湘念, 等. 关于建设航空智能生产线的思考[J]. 航空制造技术, 2015, 58(8): 50-52.
- HOU Zhixia, ZOU Fang, WANG Xiangnian, et al. Reflections on the construction of the aviation intelligence production line[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2015, 58(8): 50-52.

通讯作者: 康保印, 硕士, 助教, 研究方向为特种加工技术, E-mail: 1091686418@qq.com。

通讯作者: 俞鸿均, 硕士, 工艺师, 主要研究方向为飞行器数字化制造, E-mail: yhj850303@163.com。

(责编 知舟)

(责编 知舟)

俄罗斯直升机：与中国合作进入新阶段

俄罗斯直升机公司是世界上旋翼机研发和生产的领导者之一,联合了整个国家设计局和生产基地,创建并制造了世界知名的军用和商用 Mil 系列和 Kamov 系列直升机。作为 Rostec 的子公司,直升机公司得到俄罗斯国家和政府的全力支持,在国内外市场取得了优异的业绩。

中国是俄罗斯直升机公司的战略客户和合作伙伴。俄罗斯直升机公司 CEO Andrey Boginsky 指出:“中国约有 20 架民用 Mi-8/17 直升机,我们此前曾注意到,国家运营商对这类直升机的最新型号表现出了兴趣。”

去年,在珠海举行的中国国际航空航天博览会上,见证了 Mil Mi-8/17 家族最新改进型 Mi-171 直升机的精彩表演。这架直升机为应急管理部和民航局等潜在客户进行了飞行展示,其灵活的性能和强大功能如用外部吊索运输货物、在高山地区灭火和用直升机吊桶飞行等令人惊叹。

Mi-171 直升机不会是 Mi-8/17 家族的最后一位。家族新成员——Mi-171A2,将开启一个全新的阶段,续写其成功的故事。

Mi-171A2 通过“A”类认证,符合民用直升机最严格的飞行安全要求。此外,Mi-171A2 直升机也通过“B”类认证,起飞重量增加至 13500kg。

带有 FADEC 系统的新型超强认证 VK-2500PS-03 发动机并不是决定 Mi-171A2 独特性能的唯一特征。直升机采用升级的复合旋翼系统,包括外形改进的主旋翼桨叶和 X 形尾

桨,以提高直升机的安全性。它还确保了所有飞行模式的稳定性,增加了最高速度、巡航速度及其承载能力。新的玻璃驾驶舱是其另一个高级功能。综合飞行和导航系统采用数字自动驾驶仪。KOS-17 昼夜监视系统和新型通信设备扩大了直升机的应用范围。Mi-171A2 可有效地应用于高原环境和高温高湿地区。机载飞行和导航设备允许直升机在有利和不利天气以及水面上 24 小时运行。

直升机机组人员已减少到只有两名成员。机组人员和乘客都喜欢能量衰减座椅。

Mi-171A2 直升机包括 80 多项设计改进,提高了直升机性能,升级了服务系统,降低了每飞行小时的成本。可变货舱/客舱允许客户在多个任务中使用单架 Mi-171A2。

与以往不同的是,Mi-171A2 直升机实现有条件维修,即大修将由简单修复工作取代,定期检修的范围将缩小。内置测试系统大大简化了直升机的维护工作。

无论是灭火还是在 6000 米高空运输货物,Mi-171A2 都清晰地展示了它的关键优势,以及高推重比和在山区的特殊效率。Mi-171A2 能够在 4000 米高空用直升机吊桶运送 4000 公升的水到火场指定投放点。



Mi-171A2 在中国的认证工作正在进行。考虑到其前身 Mi-171 的辉煌记录和出色性能,Mi-171A2 有望很快获得认证。

俄罗斯直升机公司准备将 6 架 Mi-171A2 直升机交付给中国通用航空服务公司(China General Aviation Service)。这批 Mi-171A2 直升机由与中国毗邻,位于东西伯利亚地区布里亚特的乌兰乌德航空厂(Ulan Ude Aviation Plant)生产,预计 2022 年交货。该工厂这样的模式数量令人惊叹,将生产运输、载人、消防、搜救、空运救护和 VIP 版直升机。这打开了该先进直升机通往巨大市场的大门。

创造价值 贡献航空

“智能装配”专题征稿

选题计划

飞机装配技术基本遵循了工业革命的发展规律，从第一、二代飞机的手工装配，发展到第二、三代飞机的机械化装配，目前国外发达国家已基本实现了第三、四代飞机的自动化装配，正向着智能化装配方向迈进。为了促进智能装配技术在国内的发展和应用，本刊将于2020年推出“智能装配”专题，欢迎广大从事相关研究的学者和技术团队积极投稿，对于飞机装配技术的研究前沿进行讨论。

征稿方向

- 1.面向装配的一体化三维设计技术；
 - 2.飞机装配与数字孪生技术；
 - 3.虚拟现实仿真技术；
 - 4.智能装配工艺装备的设计与制造；
 - 5.装配过程在线监测与监控技术；
 - 6.智能装配中制造执行系统的构建。
- (不限于以上方向)

截稿日期

收稿日期为2019年11月10日，论文格式请登录期刊官网下载，出版时间是2020年1月15日。

联系方式

学术编辑：崔逸飞
联系电话：010-85700465转289，
15901138813
邮箱：yifei625@outlook.com

公司名称 位 置 索引号

俄罗斯直升机公司 封二 19-1055

联合技术公司 封三 19-1054

俄罗斯Rostvertol公司 封底 19-1053

马头动力工具 1 19-1016

郑州市钻石精密制造有限公司 3 19-1014

中国航空制造技术研究院智能制造装备中心 5 19-1043

COMSOL中国 7 19-1015

西安铂力特增材技术股份有限公司 9 19-1029

南通航智装备科技有限公司 11 19-1039

意特利（上海）科技有限公司 13 19-1057



知名巨人Mi-26TC拥有了新能力

在广袤天空中存在许多难以进入的区域,我们甚至无法想象一架直升机更适合的操作。直升机应用工程与迅速将消防员、救援人员、软硬件运送到紧急现场,以及将伤员或受害人撤离的迫切需要密切相关。这不仅是由于直升机的飞行速度,而且是因为道路缺失或存在许多交通或道路阻塞时,直升机能够到达指定地点。虽然直升机工程的成本远高于地面运输车辆,但直升机往往是灭火和事故、灾难救援的唯一可能手段。

Mi-26TC 由俄罗斯直升机控股公司的 Rostvertol PJSC 制造,这架飞机的起吊能力是独一无二的,是世界上唯一能够在外部吊重或在货舱内运输 20 吨货物的飞机。在俄罗斯和中国, Mi-26 型直升机最重要的应用已成为森林、工业和城市火灾的高效灭火先锋。Mi-26 直升机设计了独特的 VSU-15 卸水装置,悬停模式下能够从靠近火灾现场的储水池中汲取 15 吨水。目前共有 4 架 Mi-26TC 直升机正在中国运营。其中,两架服役于青岛直升机有限公司机队,一架

由中国飞龙通用航空有限公司运营,另一架属于 Lectern 公司。这 4 架 Mi-26TC 均成功执行了中国应急管理部的任务,并且每年执行森林灭火任务。但当我们总结紧急现场清理举措时,并未对 Mi-26TC 这样大型而可靠的直升机的操作给出过高评价。尽管世界范围内 Mi-26(TC) 在吊重和运输能力方面还没有竞争对手,但为了满足日益增长的市场需求,直升机设计师还是把目光投向了它的升级。基础型的主要升级方向是引进最新的数字机载无线电和电子设备,使飞行人员从 4 人减少到 2 人(当使用外部吊索时,从 5 人减少到 3 人)。这增加了飞行的可靠性和安全性,提高了直升机的稳定性和可控性以及悬停精度,这在执行外部吊重操作时更为重要。升级后直升机命名为 Mi-26T2,其机载航空电子设备由飞行和导航集成系统构成。该导航集成系统由具有 5 台 MFI-10-7V 彩色多功能显示器的电子指示系统组成。显示器屏幕尺寸为 6×8 英寸,具备按钮框架(在机组人员仪表

板上,传统机电仪表的数量已经减少到最低限度)、控制面板、两台机载计算机、现代惯性导航系统和卫星导航系统以及数字综合飞行系统。此外, Mi-26T2 直升机的航空电子系统还集成了现代通信系统和有效的机载监测系统。有了新的机载航空电子设备, Mi-26T2 可以在不利天气条件下随时行进,包括飞越水域和自动中途飞行、对要求点和着陆点的定位、中途往返主降机场或备用机场。升级后飞机的另一个优势是减少了飞行计划所需的时间,特别是能够自动监测操作参数,减少了飞行中机组人员的负荷。如 Mi-26T2 基础型直升机,通过外部吊索或货仓,可运输大宗货物和重达 20 吨的车辆。当运输乘客时,该直升机货舱座椅可载运 82 人。此外,当用作救护车时,可携带多达 60 名伤员。利用该直升飞机,可以进行不同复杂程度的建设和安装工作以及灭火,并且通过燃料快速输送对地面上的各种车辆进行自主加油,同时完成其他任务。



Mi-26T2 直升机的第一架原型机是基于 Rostvertol PJSC 公司先前一架飞机制造的,于 2011 年初开始试飞。第一架连续生产的飞机于 2014 年 12 月在顿河畔罗斯托夫起飞,经过验收测试和机组人员、维修团队的培训,该飞机已经在 2015 年 6 月交付客户。拥有新能力的著名直升机 Mi-26T2 可能会成为中国运营商的良机。但目前还需要像 Mi-26TC 直升机一样进行认证测试。



GO BEYOND

直升机

卓越的性能。 更高的意志。

驱动直升机展翅腾飞，响应任何召唤。

从搜寻与搜救到救火与紧急响应，普惠公司行业领先的发动机为实现您的目标提供动力、速度和可靠性，并且服务更远的利益。

请访问 PW.UTC.COM，提升您的使命。





MI-26TC

- 可内部储藏或外部悬挂20吨货物
- 货物承载能力无约束
- 多种功能适应您的不同任务需求