

航空制造技术

2021年 第12期

Vol.64 No.12



封面文章
**固溶强化镍基高温合金及其
与异种材料焊接研究进展**

专稿
**激光冲击-离心复合雾化
制备锡铜粉末的特征**

论坛
激光加工

走进科研
**广州市非传统制造技术
及装备重点实验室**

www.amte.net.cn

ISSN 1671-833X



ISSN 1671-833X CN 11-4387/V





航空工业

增材制造技术

金属加工领域的开创性技术

航空工业制造院的 增材制造技术及激光增材制造装备

中国航空制造技术研究院的增材制造专业方向承担了国家重大专项、航空基金、基础科研、型号攻关等大型项目，拥有国内领先的增材制造工艺、装备技术和专业团队，相关产品和设备广泛应用于航空、航天、医疗等领域。

我院自主开发出多款激光选区熔化成形设备，成形最高精度可达到 $\pm 0.1\text{mm}$ ，其成形的部分不锈钢零件及钛合金零件已成功实现了装机应用。在航空领域建立SLM成形钛合金的全套工艺规范和质量检测标准，同时也制定了性能检测标准。



大型激光选区熔化精密快速成形设备参数

- 打印材料：不锈钢粉末、钛合金粉末、高温合金钢粉末等金属材料；
- 单膜光纤激光器功率：1000W；
- 双聚焦系统：f- θ 聚焦镜和动态聚焦系统；
- 成形工作台的截面尺寸为810mm x 450mm，垂直方向有效工作行程700mm；
- 成形工作台最大允许承重2吨；
- 成形工作平台可加热至80℃，加热温度连续可调；
- 最小铺粉层厚：0.02mm；
- 成形精度： $\pm 0.15\text{mm}$ ；



大尺寸发动机叶轮成形过程

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号院（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 21-1020

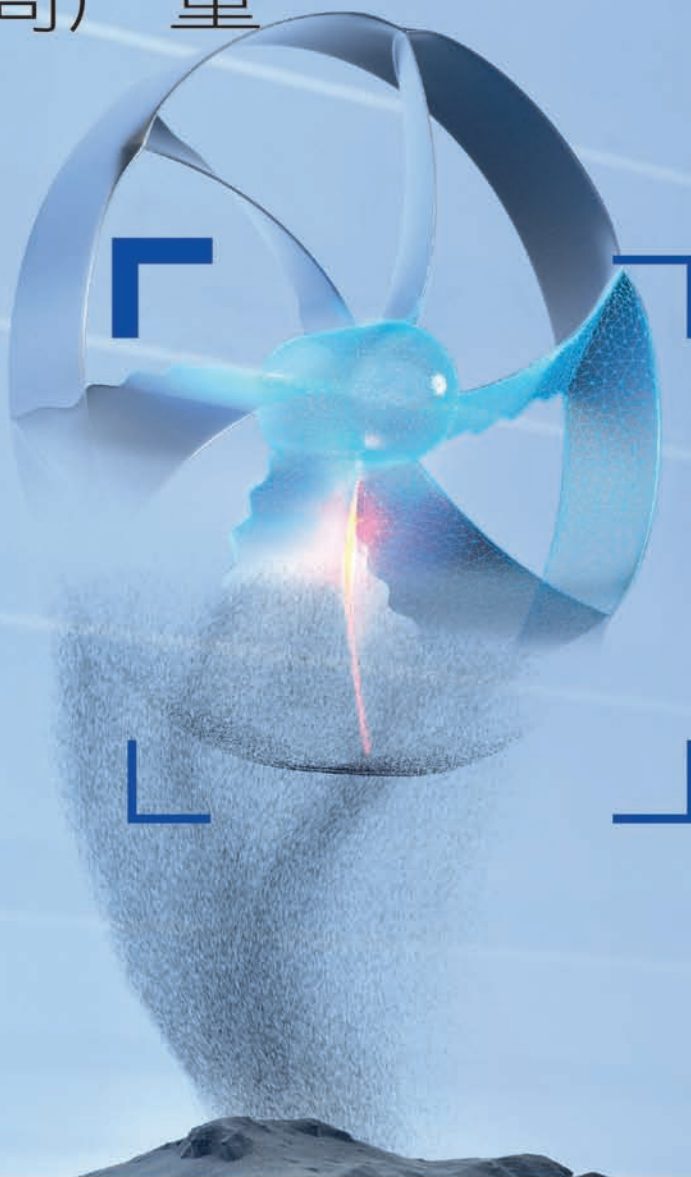


从粉末到性能

通过整体质量检验和 关联来提高产量

ZEISS

Seeing beyond



蔡司增材制造解决方案 ZEISS 3D ManuFACT

精选蔡司产品组合中的一系列产品。这种独特的增材制造整体检测解决方案专注于：

- 材料成分分析
- 粉末分析
- 构建后分析，包括热处理、部件去除和清洁
- 金相分析
- 缺陷分析
- 表面计量 - 外部和内部
- 尺寸测量 - 外部和内部

全国售后服务热线：400-686-9906
全国售后服务E-mail: imthot.zc@zeiss.com

蔡司中国工业测量官方网站: <http://www.zeiss.com.cn/imt>
蔡司中国工业测量网上商城: <http://cn.probes.zeiss.com/>



AERONAUTICAL MANUFACTURING TECHNOLOGY

航空制造技术



1958年创刊·中文核心期刊·中国科技核心期刊·中国科学引文数据库(CSCD)核心期刊

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 王雪坤/崔 静/王燕萍
Academic Editor Shirley Wang/Jaime Cui/Emma Wang
文字编辑 程学平/张晓眉/郝 爽
Text Editor Linda Cheng/May Zhang/Seven Hao
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 zscbyyjb@amte.net.cn

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。

侧铣/方肩铣削



坡铣



螺旋插补



槽铣



插铣



3D仿形



摆线铣削

摆线铣削：
球头铣刀



机械加工的 全能高手

HARVITM ITE 高效整硬立铣刀

荣获以创新著称的2020年度爱迪生应用技术类金奖



了解更多产品信息

免费热线: 4008 892 135

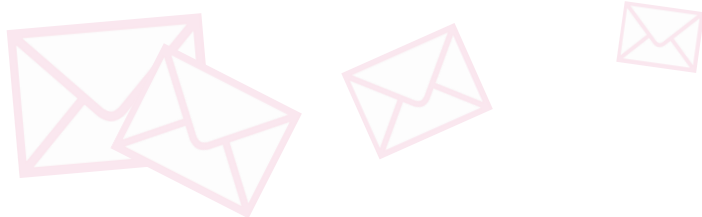
www.kennametal.com 广告索引号 21-1017





编-读-往-来

READERS & EDITORS



激光制造技术具有易操作、非接触、高柔性、高效率、高质量和节能环保等突出优势,是切割、焊接、表面处理、高性能复杂构件制造和精密制造的主流手段,被誉为“万能加工工具”和“未来制造系统通用的加工手段”,带动了先进制造业的发展,对工业智能化进程产生了深远影响。

本期以“激光加工”为主题,特别邀请了北京科技大学、哈尔滨工业大学、华中科技大学、浙江工业大学、上海交通大学、扬州大学、北京工业大学的研究团队阐述相关研究进展,展示最新研究成果。在此,对各位专家团队的大力支持表示最诚挚的感谢。

学术编辑 王雪坤

与《航空制造技术》期刊相伴几年,受益匪浅。希望期刊继续聚焦前沿,关注新技术新工艺新方法等,以“新”提升杂志活力;质量为先,关注文章内容,严抓文章质量,以“质”保证杂志信誉度;交流共享、助力发展,关注投稿群体,按专业组织交流研讨,实现期刊从文章到实际应用的延伸,真正发挥期刊助力科技发展的责任使命,提升期刊价值。

北京卫星制造厂有限公司 韩妙玲



《航空制造技术》作为国内航空制造领域的知名期刊,内容深入浅出、贴近实际、覆盖面广,在科研人员、工程人员以及航空爱好者之间搭起了一座沟通的桥梁。在论文投稿过程中,审稿专家严谨求实,编辑老师工作细致入微,以专业的态度为作者提供了良好的投稿体验。

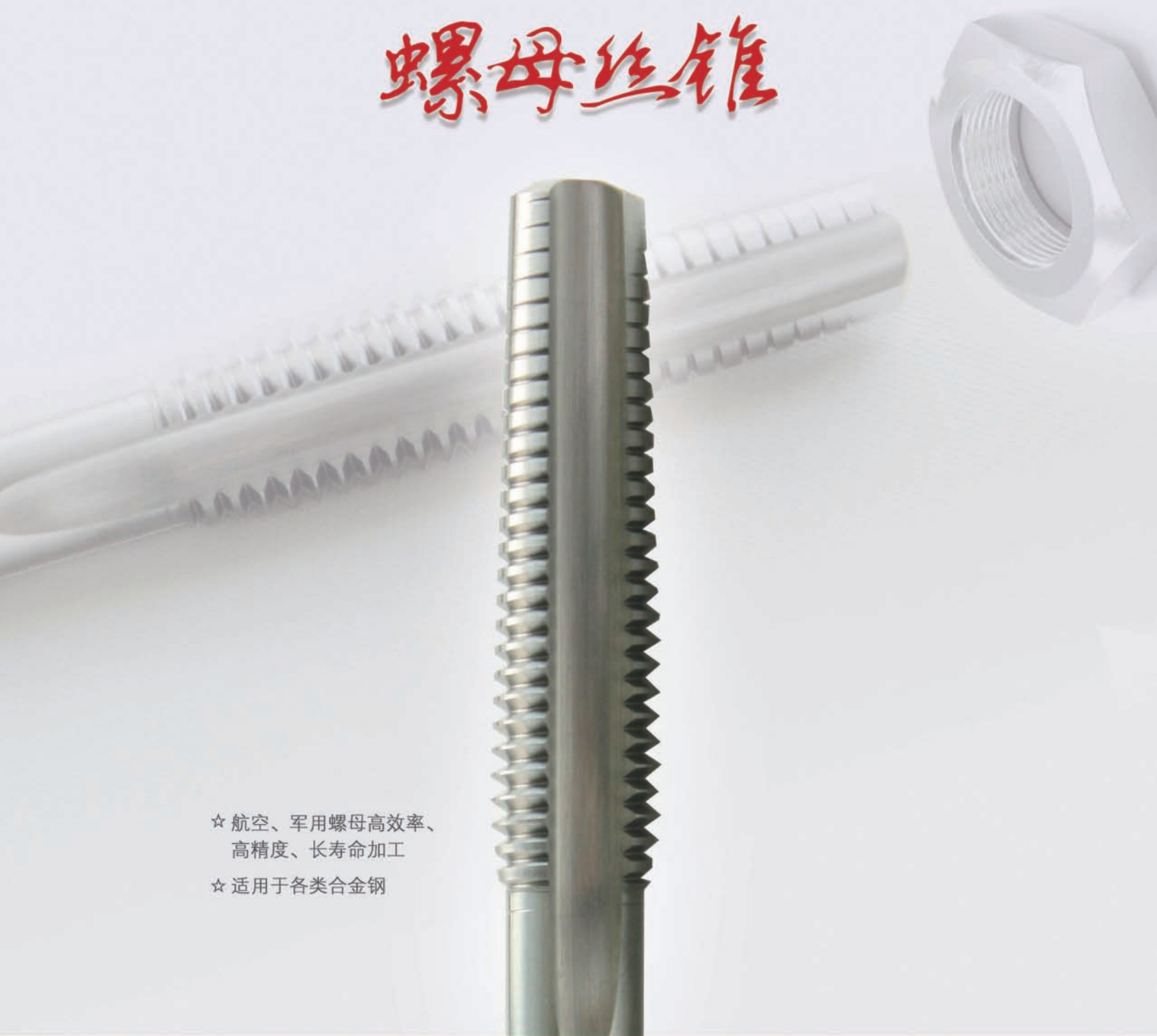
航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司 龙安林



股票代码: 837971

CARBIDE NUT TAPS
硬质合金

螺母丝锥



- ☆ 航空、军用螺母高效率、高精度、长寿命加工
- ☆ 适用于各类合金钢



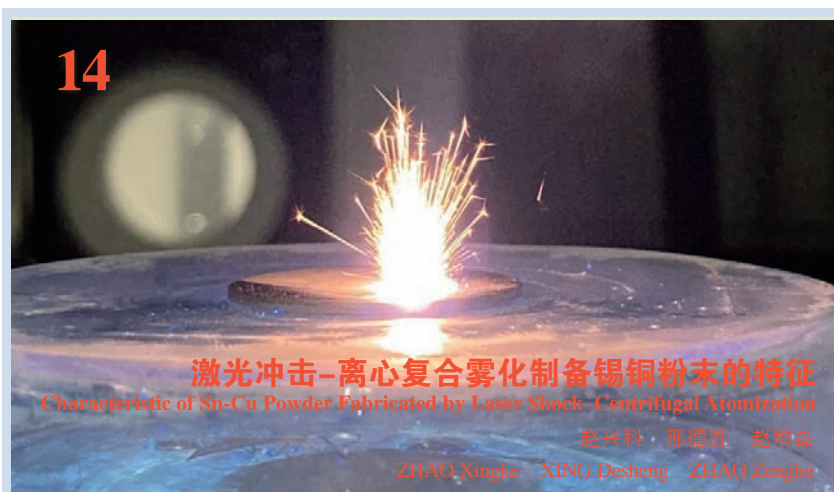
锦玛（苏州）精密工具股份有限公司

地址：苏州市相城区爱格豪路136号 邮编 \Post Code: 215134
Add: No.136, Aigehao Road, Xiangcheng District, Suzhou City
电话 \Tel: 0512-62927751/52 传真 \Fax: 0512-62927756
E-mail: dm-sales6@dmttools.com.cn 网址: www.dmttools.com.cn



广告索引号 21-1018

专稿 Feature



封面文章 Cover Story

论坛 Forum

激光加工

Laser Processing

20 固溶强化镍基高温合金及其与异种材料焊接研究进展

陈国庆 张戈 刘政 树西 张秉刚
Research Progress on Joining of Solid Solution Strengthened Nickel-Based Superalloy and Its Welding With Dissimilar Materials
CHEN Guoqing ZHANG Ge LIU Zheng SHU Xi ZHANG Binggang

30 铝合金-聚醚醚酮异种材料激光连接工艺特性

夏佩云 孟遥 沈浩然 吕红亚 刁磊 封小松 王春明 尹玉环
Process Characteristics of Laser Direct Joining of PEEK to Aluminum Alloy
XIA Peiyun MENG Yao SHEN Haoran LÜ Hongya DIAO Lei
FENG Xiaosong WANG Chunming YIN Yuhuan

36 超声振动辅助激光熔覆技术研究进展综述

陈健 姚喆赫 姚建华 刘焱
State-of-Art Review on Ultrasonic Vibration-Assisted Laser Cladding
CHEN Jian YAO Zhehe YAO Jianhua LIU Yan

47 激光喷丸工艺参数对水约束层动态响应的影响

赵念友 程晗 胡永祥
Process Effect on Dynamic Response Behavior of Water Confining Layer in Laser Peening
ZHAO Nianyou CHENG Han HU Yongxiang

53 激光熔覆制备 TiC 增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料的组织与性能研究

刘玉璠 焦俊科 徐子法 欧阳文泰 张咪娜
刘政 替少平 张文武
Microstructures and Properties of TiC Reinforced Ni-30Fe-20Al Composite Prepared by Laser Cladding
LIU Yufan JIAO Junke XU Zifa OUYANG Wentai ZHANG Mina
LIU Zheng ZAN Shaoping ZHANG Wenwu

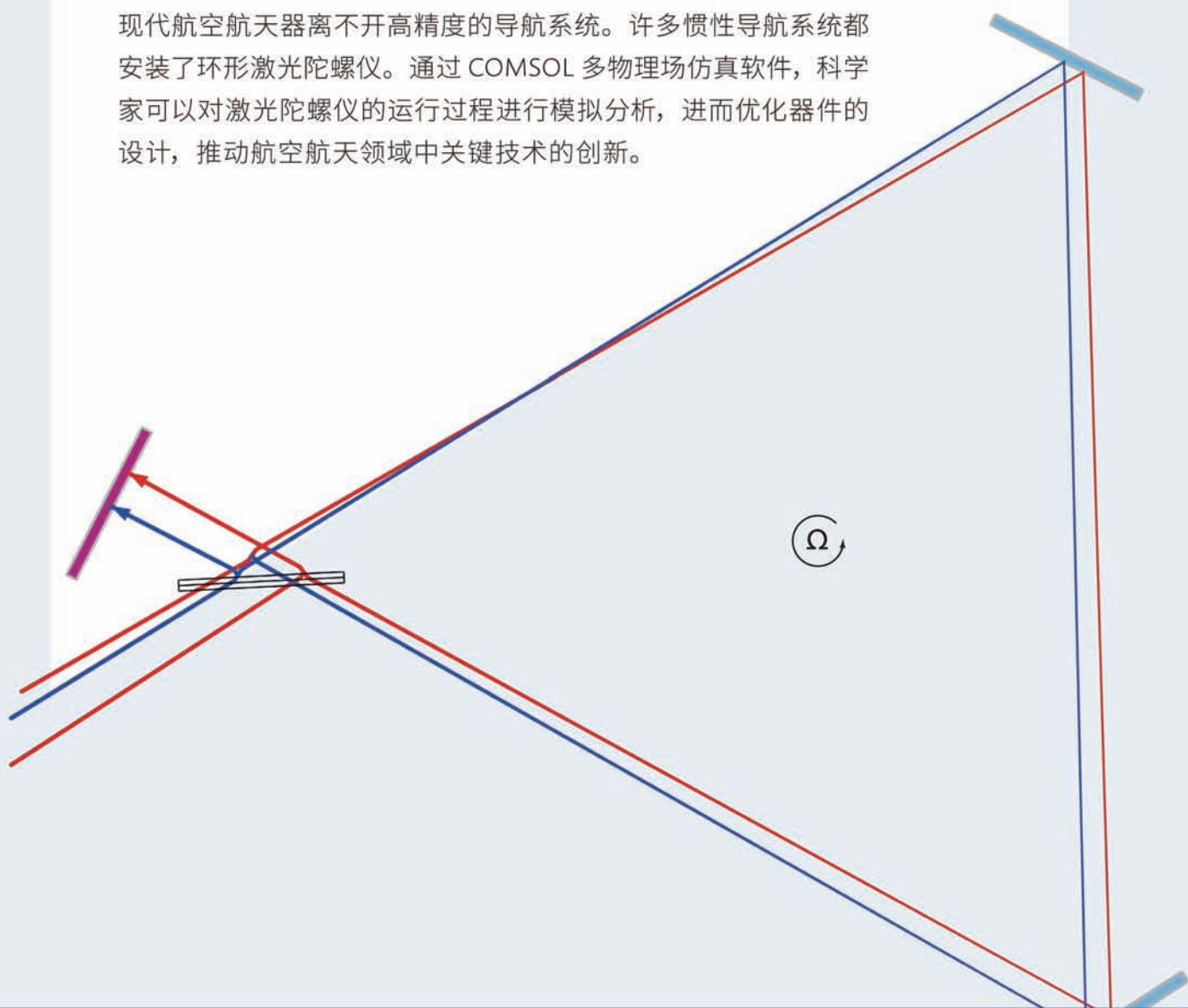
61 栅格结构激光焊接失稳有限元分析

张景祺 林健 雷永平 肖荣诗 李龙 宋征
Application of Instability Numerical Model in Preparation of Grid Structure by Laser Welding
ZHANG Jingqi LIN Jian LEI Yongping XIAO Rongshi LI Long SONG Zheng

仿真案例

导航系统中的 仿真分析

现代航空航天器离不开高精度的导航系统。许多惯性导航系统都安装了环形激光陀螺仪。通过 COMSOL 多物理场仿真软件，科学家可以对激光陀螺仪的运行过程进行模拟分析，进而优化器件的设计，推动航空航天领域中关键技术的创新。



COMSOL

COMSOL Multiphysics® 多物理场仿真软件被广泛应用于工程、制造和科学研究等领域。了解更多 COMSOL 仿真应用，请访问：cn.comsol.com

广告索引号 21-1001



阅读更多
仿真案例

走进科研

Approaching Science



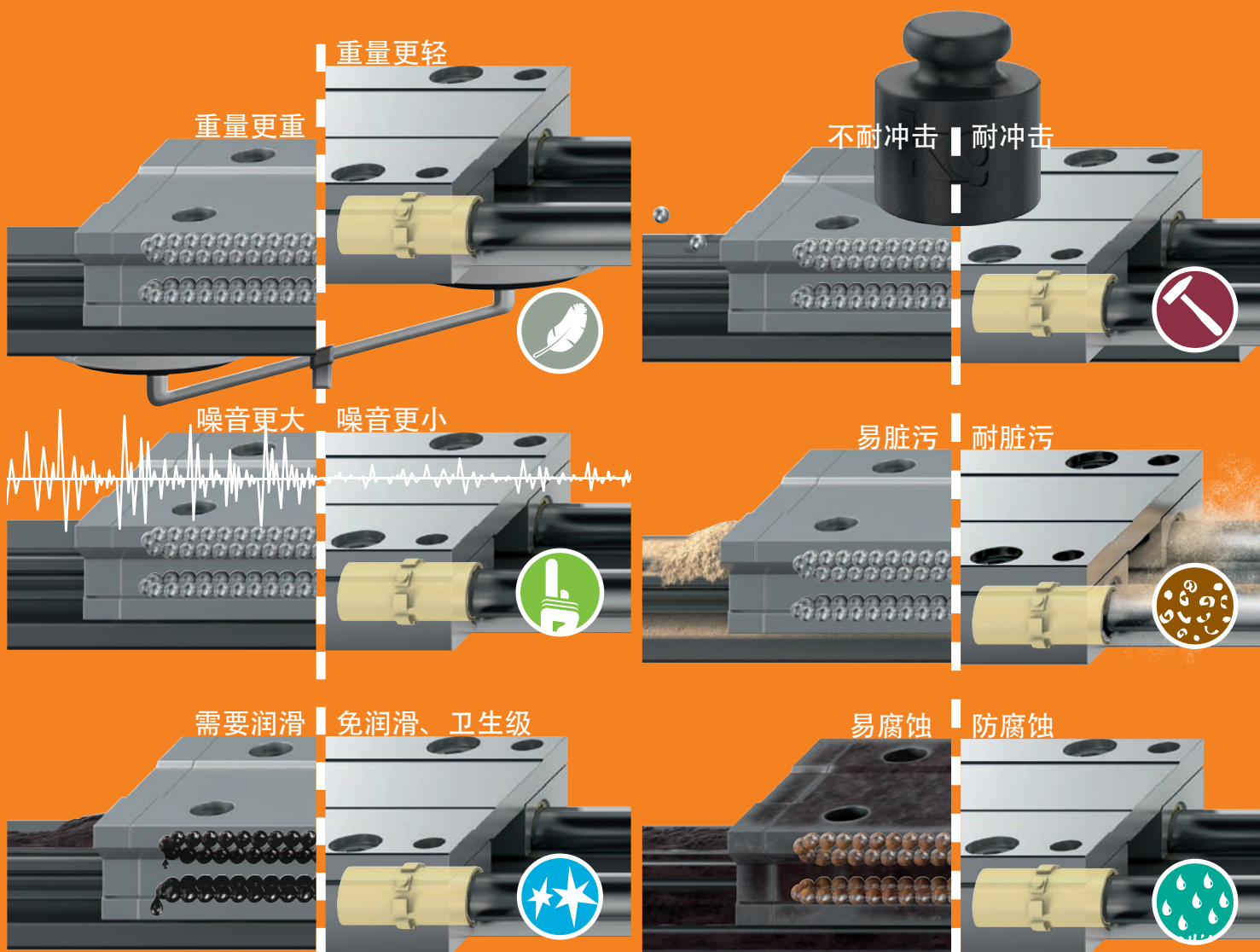
研究论文

Research

- 72 基于增减材复合制造的中空离心叶轮工艺设计
——高凯 王振忠 孔刘伟 孔洋波 侯亮
Process Design of Hollow Centrifugal Impeller Based on Additive-Subtractive Hybrid Manufacturing
GAO Kai WANG Zhenzhong KONG Liuwei KONG Yangbo HOU Liang
- 80 基于正交试验法的 7055T7751 铝合金时效蠕变性能研究
——史建猛 李宾良 张海宝
Orthogonal Experimental Study on Creep Aging Behavior of 7055T7751 Aluminum Alloy
SHI Jianmeng LI Binliang ZHANG Haibao
- 85 基于拉剪复合载荷下钛合金螺栓力学性能的试验研究
——高学敏 闫路 何娅梅 冯德荣 冯韶伟
Experimental Research on Mechanical Properties of Titanium Alloy Bolt Under Tension-Shear Combined Load
GAO Xuemin YAN Lu HE Yamei FENG Derong FENG Shaowei
- 90 基于 CIVA 的覆有涂层叶片涡流检测仿真与 POD 分析
——张海兵 王世涛 单柏荣
Simulation and POD Analysis of Eddy Current Detection of Coated Blade Based on CIVA
ZHANG Haibing WANG Shitao SHAN Borong
- 94 基于蒙特卡洛法的叶片型面参数测量不确定度分析
——张学仪 何小妹 刘峻峰 王卓然 王一璋
Evaluation of Uncertainty in Blade Parameter Measurement Based on Monte Carlo Method
ZHANG Xueyi HE Xiaomei LIU Junfeng WANG Zhuoran WANG Yizhang

运动应用？用塑料！

...drylin[®]直线轴承为您节约40%成本...



易格斯工程塑料轴承可在线计算其使用寿命：www.igus.com.cn/drylin



大连理工大学与中国航空工业集团 共建联合技术中心

2021年5月14日上午,大连理工大学-中国航空工业集团飞机精细化强度设计与制造联合技术中心启动仪式在大连理工大学主楼中心会议室举行。校长郭东明,中国航空工业集团科技与信息化部副部长陈刚,航空工业沈阳所党委书记奚继兴,沈飞公司总工程师、副总经理李克明共同启动中心。校党委常委、副校长姚山,科学技术研究院及相关学部(学院)专家学者参加仪式。启动仪式由陈刚主持。

郭东明表示,自学校与中国航空工业集团签署战略合作协议以来,双方开展了广泛的合作,联系更加紧密,合作更加深入,联合技术中心的成立是双方深层次合作的成果,标志着双方合作迈上新的台阶。希望中心以需求为牵

引,以问题为导向,开展技术攻关和前瞻性的基础研究,加快推进技术创新、理论创新,助推国家航空工业快速发展。

陈刚表示,大连理工大学与中国航空工业集团有着良好的合作基础,沈飞公司、沈阳所与大连理工大学开展了多领域合作,随着新时代航空强国建设的深入推进,双方将迎来更广阔的合作空间。希望双方能发挥各自优势,深化合作,携手推进人才培养

与科技创新,取得更加丰硕的合作成果,为科技强国贡献校企力量。

据了解,联合技术中心将瞄准我国航空领域技术发展重大需求,本着优势互补、多层推进、资源共享、注重实效的原则,全面开展合作共建,提升我国在国防航空领域技术自主创新能力,形成特色鲜明的产学研用紧密结合的共建模式,促进共同发展。下图为联合技术中心启动仪式现场。(本刊记者 雪松)



“祝融号”火星车车身材料又强又韧又稳定



2021年5月22日上午10点40分,“祝融号”火星车已安全驶离着陆平台,到达火星表面,开始巡视探测。

由于飞行距离遥远,“祝融号”火星车在未知的火星表面服役工况复杂,火星车对材料提出了极高的要求:轻量化指标极高,重量以克为单位计算;耐磨,满足长距离地面行驶要求;高强且各向同性,满足载重需求;高塑性,避免因剧烈碰撞、刺穿等突发状况导致失效。

针对上述工况,传统铝、钛合金难以兼顾。中国科学院金属研究所自2015年接到该任务以来,设计出一系列新型高强、高塑、高稳定性铝基碳化硅复合材料,提出低合金元素、多元析出相混杂强化的新型设计思想,开发出高强韧性的新型铝基碳化硅复合材料。

与传统铝基碳化硅复合材料相比,新型复合材料塑性提升1倍以上,同时保持高强度、高各向同性、高耐磨性和稳定性。

通过解决大尺寸坯锭制备、材料塑性成形等技术瓶颈,研制出不同规格的复合材料样件。通过严苛的地面考核表明,金属所研制的新型铝基碳化硅可满足火星复杂地貌导致的冲击、刺穿开裂、磨损等问题,相关技术方案取得用户高度认可。

针对“祝融号”火星车不同部件的要求,金属所共开发出不同碳化硅含量与基体铝合金种类的4种铝基碳化硅复合材料。相关产品用于火星车行走机构、驱动机构、探测器等50余种零部件,共供货460余件,约3吨,使火星车成为中国使用铝基复合材料最多的航天器。

左上图为“祝融号”火星车驶上火星表面模拟图像。(本刊记者 雪松)

密西西比州立大学开发可用于 航空航天领域的树脂灌注技术

美国密西西比州立大学先进复合材料研究所(ACI)开发的树脂灌注技术是一项多年、多阶段研究计划,由美国联邦航空管理局部分资助,旨在满足航空航天领域对树脂灌注技术的需求。

在该项目的第一阶段(由2020年9月持续到2021年10月),ACI正在进行缝合与非缝合树脂灌注的技术成熟度情况评估。ACI正在与产业链上下游的厂商交流调研,建立一个信息数据库。

第二阶段研究工作将于2021年下半年开始,ACI将针对层压板微裂纹的问题开展重点研究,该问题已经被确定为复合材料缝合树脂中的重大问题

之一。ACI计划评估并确定缝合树脂灌注层压板中微裂纹的原因,并阐明需要解决的最重要内容。ACI还将评估缝合树脂灌注部件的黏合性。在寻求有关该领域最重要的行业反馈后,ACI将根据收集到的数据构建和测试结构。

通过该研究和相关补充研究,ACI证明了在多个细分市场中树脂灌注技术的实用性和好处。树脂灌注可以减少98%零部件数量,降低75%的成本。当在混合物中添加增强体时,强度可进一步增加60%,韧性增加1000%。ACI通过研究已经证明该技术在规模生产过程中具有高速自动化可制造性。

(本刊记者 雪松)

第40期智能制造能力成熟度 模型培训班在北京顺利结业

中国电子技术标准化研究院(以下简称“电子标准院”)于2021年5月25~28日在北京举办了第40期智能制造能力成熟度模型培训班。

培训开始,航空工业智能制造专家王湘念为学员介绍了航空智能制造推进及实践。然后以理论为主,穿插案例对标准中人员、技术、资源做了详细的解读和分享。走向智能研究院院长赵敏为学员详细剖析工业革命的进程,介绍了智能制造的基本特征,相关技术与应用场景,并分享了企业典型应用案例。电子标准院软件应用与服务研究中心杨梦培主任对智能制造能力成熟度模型做了整体介绍,为学员分享了标准的研制历程、模型框架以及标准的应用情况。同时,结合企业现场实际评估案例对评估方法、评估流程、评估技巧等内容进行了

分享,介绍了智能制造评估评价公共服务平台的使用方法和应用情况。中国航空综合技术研究所吴灿辉博士对标准制造要素中设计能力域的5个等级要求进行了解读,并结合优秀的实践案例分享了标准的实际应用。海尔智研院宋鹏老师对制造要素中的物流、销售和服务能力域进行了解读,讲述了标准在企业中的最佳实践应用情况。航空工业制造院智能制造创新中心办公室主任姬学庄对制造要素中的生产能力域进行了解读,通过评估案例分享、学员企业实际情况分享、师生讨论互动等方式,模拟标准各要素和能力域的评估,进一步加深学员对标准条款的掌握和应用。

授课结束后,电子标准院组织所有学员进行结业考试。

(本刊记者 雪松)

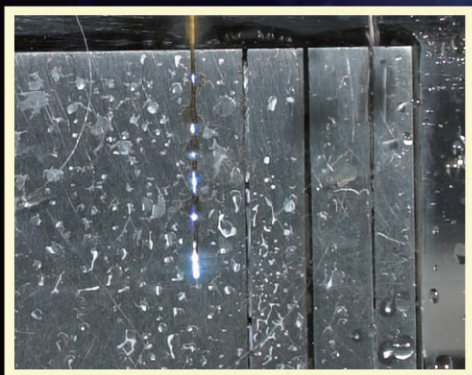


DIC[®]-305

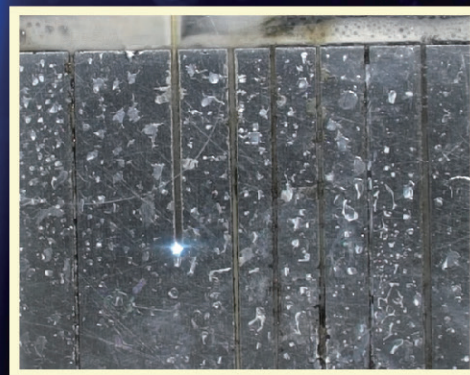
电火花钻孔液

EDM drilling fluid

无锥度 电极损耗小



采用水穿孔



采用 DIC[®]-305 钻孔液穿孔

北京东兴润滑剂有限公司

电话: 010-64368739 13901051209 传真: 010-64343485 邮编: 100102

地址: 北京市东直门外东辛店 网址: www.dic.cn/www.bjdxr.com E-mail: rh6816@163.com

产品执行标准: Q/CY DSR 004-2012

环境体系证书编号: 00119E30065R3S/1100

质量体系证书编号: 00119Q30178R4S/1100

广告索引号 21-1004

耐磨动密封陶瓷涂层技术 助力长征七号火箭发射天舟二号货运飞船

2021年5月30日5时01分,天舟二号货运飞船采用自主快速交会对接模式精准对接于天和核心舱后向端口。中国“太空首单”完成签收的背后,哈工大研制的火箭伺服系统耐磨动密封涂层轻量化蓄压器壳体发挥了重要作用。这是耐磨动密封涂层蓄压器第五次助力“长七”系列火箭成功发射。

从2016年6月25日长征七号火箭成功首飞以来,哈工大材料学院周玉院士创新群体王亚明教授课题组研发的耐磨动密封陶瓷涂层技术,已经实现伺服机构蓄压器壳体耐磨动密封涂层高质量稳定制备,并成功用于“长七”遥一、遥二火箭,以及“长七

甲”遥一、遥二火箭。

长征七号是我国新一代运载火箭家族的主要成员,是载人航天工程为发射货运飞船而全新研制的中型运载火箭,伺服系统作为火箭飞行控制执行机构,负责摇摆液氧煤油发动机的,肩负实现火箭飞行过程的姿态稳定和方向调整的重要使命。伺服机构蓄压器壳体作为“长七”系列火箭伺服控制系统的关键部件,直接关系飞行控制精度的可靠性,一旦磨损破坏,“失之毫厘,谬之千里”,将严重影响飞行精度。

哈工大与航天一院合作攻关,突破了陶瓷涂层致密化理论与技术、复杂型腔内壁涂层均匀生长与

抛光等技术难题,并研发出钛合金蓄压器壳体耐磨动密封涂层,保障伺服机构作用可靠性,成功替代钢质蓄压器壳体,使伺服系统减重10kg,特别利于有效载荷的提升,对于“克克计较”的航天发射来说,意义非凡。相关技术获得国家发明专利和省部级一等奖。

除了耐磨动密封涂层外,该创新群体针对航天轻量化钛合金、铝合金和镁合金等,还成功研发了高发射率辐射热防护陶瓷涂层等一系列特种陶瓷涂层,突破涂层低温制备和均匀覆盖等关键技术,助力多个航天重点型号的研发定型。

(本刊记者 雪松)

罗·罗启用全球最大的室内航空发动机试验台

近日,罗·罗公司宣布,经过与加拿大渥太华MDS航空支持公司近3年的合作设计和建设,位于德比的全球最大且最智能的室内航空发动机试验台——80号试验台正式投入运营。该试验台总投资达1.3亿美元,是罗·罗公司的又一重要项目,也表明英国在航空发动机技术方面仍然处于全球领先地位。

罗·罗公司表示,80号试验台是全球同类试验台中最大的试验台,比罗·罗公司的其他试验台更强大、更复杂。该试验台内部面积达7500m²,比英超足球场还大;作为最智能的试验台,80号试验台采用最先进的测试技术和系统,可测试当今最高效的航空发动机和未来可持续的推进系

统。2021年早些时候,该试验台曾在英国德比的试验设施上首次运行了罗·罗公司Trent XWB发动机。

该试验台将为罗·罗公司UltraFan项目的下一阶段提供支持,并为英国投资绿色和尖端的航空航天技术提供保障,这将在未来几十年提供高技能、高薪的工作岗位。罗·罗公司计划在2022年开始对第1台演示机进行地面测试。

英国商务部表示,计划在2050年前全面振兴民用航空市场,而包括罗·罗公司在内的英国大公司和整个航空航天部门的创新是整个计划的核心。80号试验台将成为支持英国可持续发展战略三大支柱的重要组成部分。

(本刊记者 雪松)

第22届立嘉国际智能装备展览会圆满闭幕

由中国机械工业联合会、重庆市经济和信息化委员会、重庆市商务委员会主办,重庆市立嘉会议展览有限公司执行承办的“2021第22届立嘉国际智能装备展览会”于2021年5月30日圆满闭幕。

本届展会持续展示4天,聚集1000多家行业知名企业携实物展示,展出面积达70000m²,成功举办43场行业技术交流论坛、活动,新产品-雄鹰奖评选活动、第五届忽米云小匠杯-能人巧匠网络评选活动等。

展会期间举办以“荟”为主题的“首届立嘉·机加节”,“荟”集行业新品、“荟”聚行业圈子、“荟”纳先进观点。展期共设8大主题展区,集中展示近年来装备制造业取得的新成果,涉及智能制造、机床工模具、自动化、钣金、锻压、焊接、铸造

和压铸、工刀夹具量具、增材制造(3D打印)、数字化工厂等领域的先进产品、技术及成套工厂自动化生产解决方案。千余家参展企业携各大智能装备、产品强势吸睛,吸引大批制造业用户驻足参观、交流。

首届立嘉·机加节特别打造先进制造、智能制造、绿色制造三大主题日,成功举办包括先行会议-第四届中国民营机床企业峰会、主论坛-第五届机械制造业专业工程师技术交流会等25场行业技术交流会;以及17场企业推新会。

第二届“新产品-雄鹰奖评选活动”号召雄鹰之势,见证荣耀诞生。最终东莞市埃弗米数控设备科技有限公司GMU-800五轴联动加工中心勇夺“新产品-雄鹰奖”。

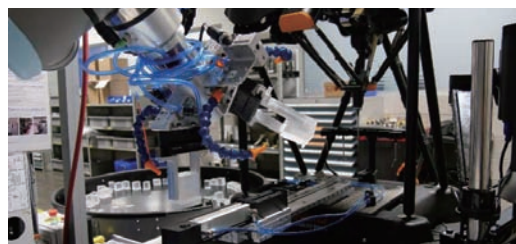
(本刊记者 雪松)

Equator比对仪助力制造能力提升30%

Olympus NDT是世界领先的无损探伤(NDT)设备制造商,其生产的设备用于各种工业应用。其尖端无损探伤技术可识别各种金属、非金属零件材料中隐藏的缺陷和瑕疵。

无损探伤设备凭借其独特技术可检测难以进入的内部结构的隐藏缺陷,从而能够节省大量时间、人力和设备成本。

Olympus NDT制造的一种精密的楔形零件,用于正确对准工件以进行无损探伤。该楔形零件位于工件和无损探伤设备的测头之间,用于确保工件定位在最佳角度以便检测,并保护测头免受任何损坏。



近年来,随着魁北克工厂服务于加拿大和美国的4家Olympus工厂,NDT楔形零件的需求增长迅速,导致加工车间的工作量增加。为了满足制造效率要求,Olympus NDT需要一种先进的自动化序中检测解决方案,不仅要确保满足楔形零件的精度要求,而且要最大程度提高制造能力。雷尼绍的Equator比对仪被认为是理想的序中检测方案,能够提供可靠的检测结果,并且在超高速运行速度下仍可保持重复精度。

Equator比对仪搭配雷尼绍SP25M三轴模拟扫描测头,每秒可采集

1000个数据点,可测量每个楔形零件的位置和形状。

使用Equator比对仪实现楔形零件检测过程自动化,成功帮助Olympus NDT实现了制造和生产率目标。在雷尼绍的支持下,整套系统的部署从开始到调试仅用了3个月。而且,作为劳动密集型手动测量解决方案的替代方案,Equator比对仪带来了快速投资回报。

Equator比对仪设计用于直接在车间使用,紧邻数控机床放置,从而最大程度提高检测过程的效率。它可以对楔形零件执行100%检测,而不仅仅是抽样检测。

由于Equator比对仪可直接与数控机床连接,因此一旦检测到特征尺寸或位置偏差,可立即自动执行任何必要的刀补更新,从而将废品率降至最低。左图为正在检测精密楔形零件。

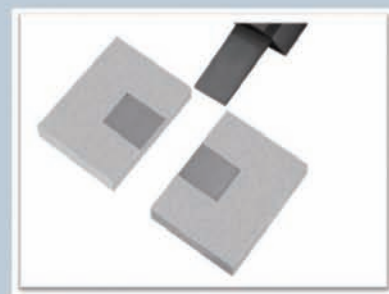
(本刊记者 雪松)

ADV 600

精密数控电火花成形机床

PRECISION CNC SPARK MACHINE

配置 windows 系统,自动升降油槽、丰富的数据接口可兼容机械手、电极物料架等,可方便的实现自动化及无人加工,兼容柔性线,及工厂自动化系统,可配备高精度 C轴、B轴,能进行五轴五联动精密加工,并预留六轴六联动接口



引文格式: 赵兴科, 邢德胜, 赵增磊. 激光冲击-离心复合雾化制备锡铜粉末的特征 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 14-19.

ZHAO Xingke, XING Desheng, ZHAO Zenglei. Characteristic of Sn-Cu powder fabricated by laser shock-centrifugal atomization[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 14-19.

激光冲击-离心复合雾化制备锡铜粉末的特征*

赵兴科^{1,2}, 邢德胜², 赵增磊¹

(1. 北京科技大学顺德研究生院, 佛山 528399;

2. 北京科技大学材料科学与工程学院, 北京 100083)

[摘要] 高性能金属粉末是金属增材制造技术发展的重要支撑。采用高能密度激光冲击-离心复合雾化制粉新方法制备了锡铜合金粉末。结果表明, 在试验参数下, 所有金属粉末均具有良好的球形度, 粒径主要分布在 1~20 μm 之间, 表面光滑, 使用较大的能量密度有利于获得粒径分布较窄的金属粉末, 并初步探讨了激光雾化粉末形成的机理。

关键词: 金属粉末; 粉末粒度; 激光; 离心雾化; 制粉工艺; 锡铜合金

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.014



赵兴科

副教授, 主要从事激光材料加工相关科研和教学工作。

球形金属粉末具有良好的流动性和松装密度, 广泛用于粉末冶金、

热喷涂、金属增材制造等领域。近年来, 随着金属增材制造技术的快速发展, 对球形金属粉末品质和品种的需求日益增大。球形金属粉末主流的制粉方法是熔体雾化法, 包括气雾化^[1]、水雾化^[2]、超声雾化^[3]和离心雾化^[4]等。气雾化方法生产效率高、粉末纯度较高, 但惰性气体消耗大, 使用高压气体也存在一定安全隐患; 水雾化方法成本较低, 不适合制备活泼金属或合金粉末; 超声雾化方法和离心雾化方法不适用于制备高熔点的金属粉末; 旋转电极法是一种改进的离心雾化方法^[5], 可以制备高熔点金属粉末, 但电机转速高、同时存在钨污染粉末; 激光离心雾化方法采用激光加热, 可以避免钨极烧损污染粉末的问题, 但仍然需要高速电

机驱动以产生足够的离心力^[6]。激光作为一种高效加热热源, 方便与其他雾化技术结合, 例如超声辅助激光雾化制粉方法^[7]。此外, 激光具有高能密度的特性, 可以瞬间汽化金属而造成金属液体飞溅, 飞溅出的液滴冷凝后成为金属颗粒。激光雾化制粉的基本原理是高能脉冲激光对材料表面的烧蚀作用(Laser ablation)^[8]。通过激光烧蚀制造纳米粒子的注量范围为 1~100J/cm², 脉冲持续时间从数十纳秒到飞秒范围, 使金属材料发生剧烈蒸发沸腾和爆炸沸腾, 产生颗粒度为亚微米或 / 和纳米的金属粉末^[9]。以往的研究大多集中在如何利用激光雾化制备细小金属粉末, 采取在液相中激光烧蚀^[10]、引入电场^[11]等手段以抑制大颗粒金属粉末的

* 基金项目: 广东省重点领域研发计划激光与增材制造专题(2019B90907002); 北京科技大学顺德研究生院科技创新专项资金(BK19BE026)。

形成。有关增材制造用金属粉末的激光雾化制备的研究相对缺乏。本文尝试了高能密度脉冲制备金属粉末的工艺试验,系统研究了工艺参数对粉末性能的影响,并探讨粉末形成的机制。

试验方法

试验材料为厚度 5mm 的 Cu-9Sn 青铜板材,加工成直径 20mm 圆片试样,在圆片试样中心钻直径为 6.5mm 的孔。通过该中心孔将试样安装在制粉装置中的电机转轴上。

制粉装置如图 1 所示,主要由高能密度激光、电机和雾化室等组成。激光束由光纤激光打标机(山东省聊城市绘天激光设备有限公司)提供。最大平均功率 30W,激光波长 1064nm,单脉冲能量 0.8~1.0mJ,脉冲宽度 80~140ns,峰值功率范围为 5.7~12.5kW。

制粉试验工艺参数包括激光参数(功率、脉冲频率、光斑直径)和离心力参数(旋转速度、激光作用半径)。各工艺参数的取值范围分别为:激光功率选取总功率(30W)的 60%~100%,激光频率选取 4~20kHz,光斑直径选取 0.05~0.45mm,旋转半径即试样表面激光斑点距离安装轴心的距离,旋转半径选取 7~15mm,旋转速度选取 800~1600r/min,如表 1 所示。采用单因素试验方法,基本工艺参数为各工艺参数的中值,即:激光功率 24W,激光频率 12Hz,光斑直径 0.25mm,旋转半径 11mm,旋转

速度 1200r/min。

采用扫描电镜观察金属粉末的形貌特征。采用 ImageJ 软件分析扫描电镜图片,测量金属粉末的粒径,做出金属粉末的粒径分布图,并计算其粒径均值和标准差。

结果与讨论

1 金属粉末的形貌

图 2~6 为不同参数下制备的合金粉末的 SEM 形貌。不同激光功率参数下制备金属粉末的 SEM 形貌见图 2。在试验研究的参数范围内,金属粉末均为良好的球形,存在少量水滴形(图 2 中标注 A)或卵形(图 2

中标注 B)的金属粉末颗粒。此外,还存在金属粉末团聚现象(图 2 中标注 C,标注字母 A、B 和 C 在后文各图中的含义相同)。团聚现象通常发生在细小粉末颗粒之间或者细小颗粒黏附在稍大的颗粒表面。所有金属粉末颗粒均呈现出光滑外表。激光功率从 18W 增加到 30W,金属粉末颗粒直径在 1~20 μ m。激光功率为 21W 时金属粉末的颗粒较为均匀。

不同光斑直径参数下金属粉末的扫描电镜照片如图 3 所示。在试验研究的参数范围内,金属粉末均为良好的球形,表面光滑。在光斑直径小的情况下,易得到细小金属粉末颗

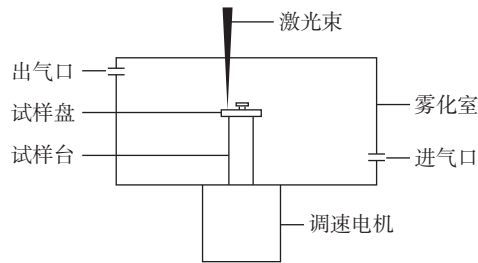


图 1 激光制粉装置示意图

Fig.1 Schematic of laser device for powder fabrication

表 1 试验工艺参数取值范围

Table 1 Value range of test process parameters

工艺参数	取值范围
平均激光功率/W	18、21、24、27、30
激光频率/kHz	4、8、12、16、20
光斑直径/mm	0.05、0.15、0.25、0.35、0.45
旋转半径/mm	7、9、11、13、15
旋转速度/(r·min ⁻¹)	800、1000、1200、1400、1600

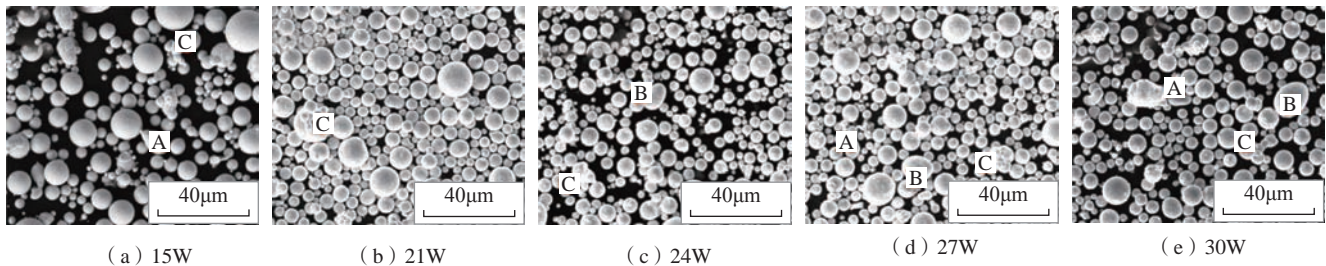


图 2 不同激光功率参数下制备金属粉末的 SEM 形貌

Fig.2 SEM morphology of metal powder prepared under different laser power parameters

粒,使得金属粉末的总体平均尺寸较小。随着光斑直径的增加,出现一些较大尺寸的粉末颗粒,粒径分布增大。同样地,细小金属粉末易发生团聚现象,而较大直径的粉末颗粒球形度会变差。

图4为不同激光频率下制备的金属粉末的扫描电镜照片。在试验研究的参数范围内,金属粉末颗粒均为良好的球形,并且表面光滑。激光频率对粉末颗粒的形态无明显影响。在8kHz激光频率下出现一些大粒径的粉末颗粒。随着激光频率增大,

粉末颗粒粘连和卫星粉末颗粒出现概率增大。

图5为不同旋转半径参数下金属粉末的扫描电镜照片。在试验研究的参数范围内,金属粉末的均为良好的球形,表面光滑。随着旋转半径增加,金属粉末的颗粒有增大趋势,出现了一些尺寸较大的颗粒。

图6为不同旋转速度参数下金属粉末的扫描电镜照片。在试验研究的参数范围内,金属粉末均为良好的球形,表面光滑。随着旋转速度提高,金属粉末的粒径略有减小

趋势。

2 金属粉末的尺寸

2.1 粉末粒径

粒径是金属粉末的重要性质,一定程度上决定了粉末的应用场景和应用范围。为了定性研究不同工艺参数对金属粉末的影响,将每一个工艺参数值用工艺强度参量表示。工艺强度参量1表示该工艺参数范围的最低值,5则代表该工艺参数范围的最高值。

不同工艺强度参量对金属粉末的平均粒径有着不同的影响。图7

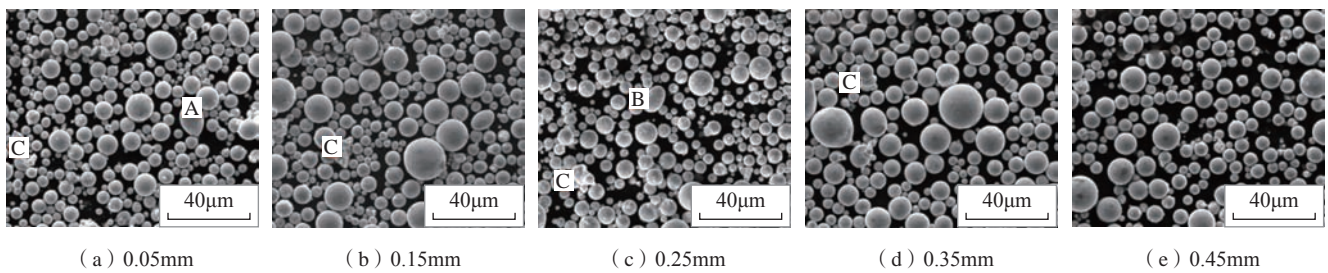


图3 不同光斑直径条件下的金属粉末 SEM 形貌

Fig.3 SEM morphology of metal powder under different spot diameter conditions

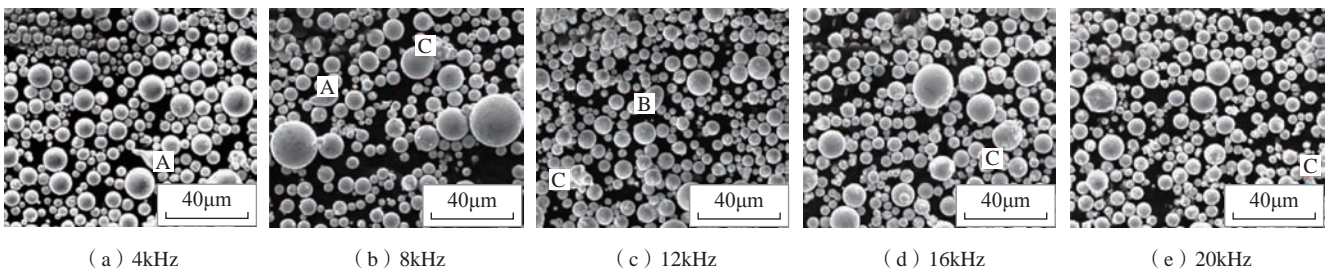


图4 不同光频率条件下金属粉末 SEM 形貌

Fig.4 SEM morphology of metal powder under different light frequency conditions

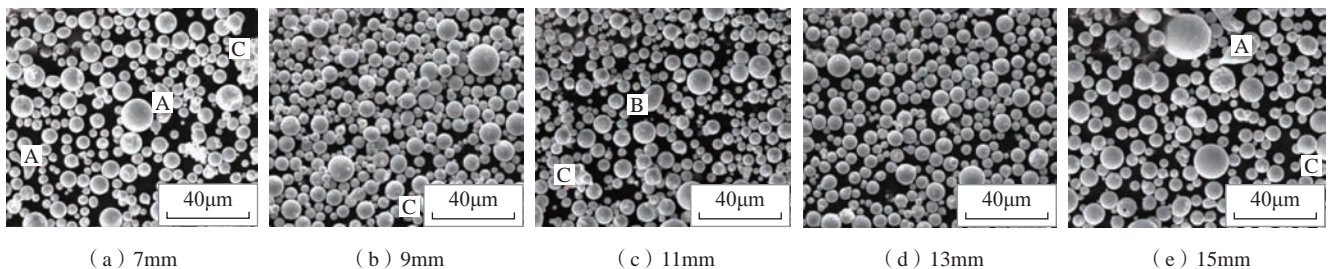


图5 不同旋转半径条件下金属粉末的 SEM 形貌

Fig.5 SEM morphology of metal powders under different rotation radius conditions

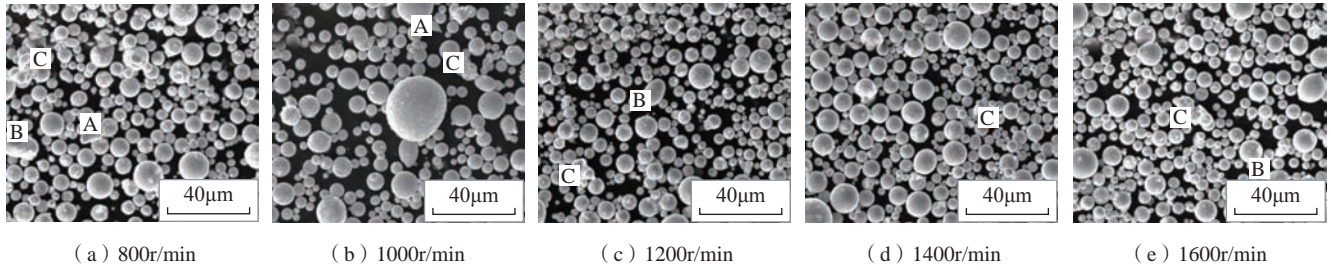


图6 不同旋转速度条件下金属粉末 SEM 形貌
Fig.6 SEM morphology of metal powder under different rotation speed conditions

为金属粉末的平均粒径随工艺强度参量的变化关系。可以看出,在研究的试验参数下,金属粉末的平均粒径分布区间为 4.6~6.3μm。随着工艺强度的提高,金属粉末的粒径略呈增大趋势。激光光斑直径和旋转半径对金属粉末平均粒径的影响较为明显,而其他 3 个工艺参数,即激光功率、激光频率和旋转速度,则对金属粉末的平均粒径无明显影响。增大光斑直径和旋转半径、减小激光功率有利于获得大金属颗粒粉末。

2.2 粒径分布

图 8 给出了金属粉末粒径的标准差随工艺强度参量的变化关系。可以发现,金属粉末粒径的标准差集中在 2~3μm。本研究中 5 个工艺参数对金属粉末粒径分布的影响都不明显。相对而言,激光功率和光斑直径对金属粉末的标准差影响略大于另外 3 个工艺参数。金属粉末粒径分布的标准差随激光功率增大和激光光斑尺寸减小而减小。两者的影响规律可以合并归结为激光能量密度对金属粉末粒径分布的影响,即随激光能量密度增大(增大激光功率、减小激光光斑直径),金属粉末粒径方差减小。换言之,使用较大的功率密度有利于获得粒径分布较窄的金属粉末。

3 激光雾化粉末的成形机理

试验激光为纳秒脉冲激光,单脉冲能量密度高达 $1.28 \times 10^8 \text{W/cm}^2$ 。足以在极短的时间内将金属加热至沸点以上,从而使金属液体发生气体

膨胀飞溅,并在金属试样表面形成激光冲击坑。激光冲击坑内的一些气态金属还会进一步发生热电离,形成高温、高压、背离材料向外喷射的稠密等离子体羽(图 9),从而诱发一个高压冲击波使坑内的液体金属向外喷射而产生金属液滴。

Phipps 等^[12]提出了较为经典的压力负荷解析表达式:

$$P = b \times I_a^{0.7} \times \lambda^{-0.3} \tau^{-0.5} \quad (1)$$

其中, P 为等离子体冲击波对金属熔池表面的压强, 10^8Pa ; b 为与材料有关的常数,其值一般为 5.6 到 6.5; I_a 为激光的功率密度, GW/cm^2 ; λ 为激光的波长, μm ; τ 为激光的脉冲宽度, ns。经计算可得本研究试验参数条件下等离子体对激光熔池的压强约为 $1.4 \times 10^7 \text{Pa}$ 。这种高压等离子流

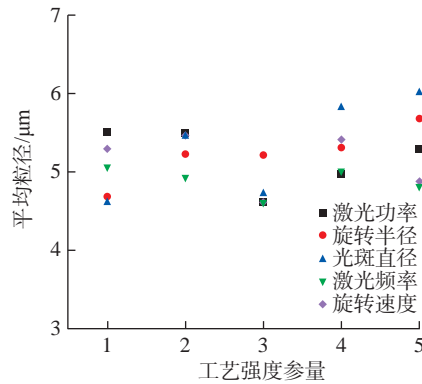


图7 金属粉末的平均粒径随工艺强度参量的变化
Fig.7 Average particle size of metal powder vs. process strength factors

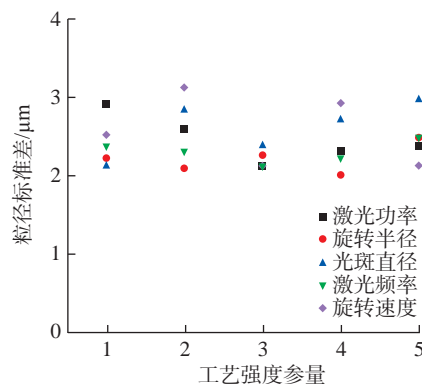


图8 金属粉末粒径的标准差随工艺强度参量的变化
Fig.8 Standard deviation of metal powder particle size vs. process strength factors

对液体金属有很大的破碎作用,是形成细小颗粒的主要原因。这也说明了在本研究的试验参数下,所有金属粉末都是由细小颗粒组成。

在一些试验参数下出现的少量较大尺寸的粉末颗粒,主要来自于离心力甩出的金属液滴,如图 10 所示。熔池液体金属越多,离心半径越大,则获得大直径金属颗粒的概率越高。这可以解释上述试验结果,即对金属粉末平均粒径影响较大的两个因素

分别是旋转半径和光斑直径,金属粉末的平均颗粒直径随旋转半径和光斑直径的增大而增大。

结合本节关于“金属粉末的形貌”的试验结果,对粉末平均粒径影响明显的两个因素是旋转半径和光斑直径。随着旋转半径和光斑直径的增大,金属粉末的平均粒径呈现一个明显增大的趋势。随着旋转半径的增大,单脉冲激光熔化金属液体量不变的情况下,液体甩出量可以发生

明显的增加,有利于提高金属粉末的平均粒径。激光脉冲能量密度高,可以使基板迅速发生熔化,但是脉冲宽度仅为 80~140ns,作用时间短,同时基板的导热率一定,很难产生一个大的熔深,此时熔池的面积将会是影响熔体量的重要因素。光斑直径的增加可以迅速增大熔池的面积,提高金属熔体的量,最终使得金属粉末的平均粒径明显增大。

结合本节关于“金属粉末的尺寸”的试验结果,金属粉末粒径分布的标准差随激光功率增大和激光光斑尺寸减小而减小。随着激光功率增大、激光光斑直径减小,激光能量密度增大,高压等离子流对液体金属的破碎作用机制加强,产生更多均匀的细小颗粒,从而抑制了较大尺寸金属液滴的出现,降低了金属粉末粒径的分散程度,粉末粒径分布的标准差降低。反之,随着激光能量密度减小(减小激光功率,增大光斑直径),高压等离子流对液体金属的破碎作用机制削弱,增大了出现大液滴的概率,从而使粉末粒径更加分散,标准差增大。

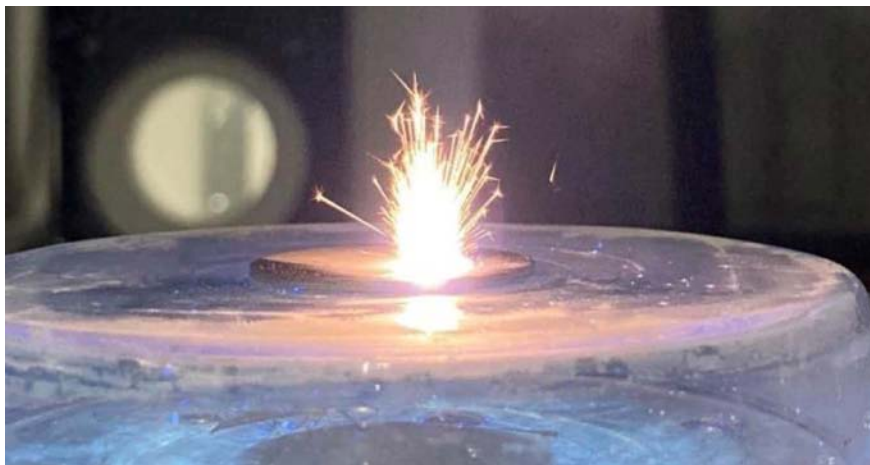


图 9 激光作用在金属表面产生的等离子羽

Fig.9 Plasma plume generated by laser ablation on metal surface

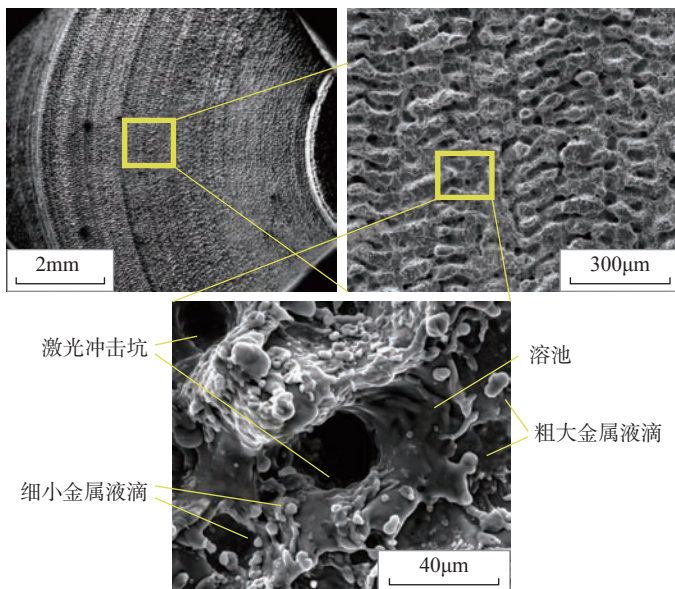


图 10 激光冲击 - 离心复合作用下的试样表面形貌

Fig.10 Surface morphology of sample under the combined action of laser shock and centrifugation

结论

采用自制的高能密度激光冲击 - 离心雾化制粉装置,制备了 Cu-9Sn 青铜合金粉末。研究了激光参数(功率、脉冲频率、光斑直径)和离心力参数(旋转速度、激光作用半径)对粉末形貌和尺寸的影响,得到主要结论如下。

(1) 在试验参数下,所有金属粉末均具有良好的球形度,粒径主要分布在 1~20µm 之间,表面光滑。

(2) 在试验参数下,对金属粉末平均粒径影响较大的两个因素分别是旋转半径和光斑直径。金属粉末的平均颗粒直径随旋转半径和光斑直径的增大而增大。

(3) 粉末的形成受微观机制的影响有两个,一是高能密度激光在液

体熔池表面产生的等离子体冲击力,二是试样旋转产生的离心力。前者产生粒度较小的粉末颗粒,后者产生粒度较大的颗粒。

(4)使用较大的能量密度有利于获得粒径分布较窄的金属粉末。

参考文献

- [1] 陈仕奇,黄伯云.金属粉末气体雾化制备技术的研究现状与进展[J].粉末冶金技术,2004,22(5):297-302.
- CHEN Shiqi, HUANG Boyun. The status and development of gas atomization for production of metal powders[J]. Powder Metallurgy Technology, 2004, 22(5): 297-302.
- [2] 高莹,顾毅,吴艺辉,等.铁锰无磁合金粉的水雾化法生产工艺研究[J].粉末冶金技术,2018,36(6):465-469.
- GAO Ying, GU Yi, WU Yihui, et al. Research on production technology of nonmagnetic Fe-Mn alloy powders by water atomization[J]. Powder Metallurgy Technology, 2018, 36(6): 465-469.
- [3] 高胜东,郭思琪,王洪森.超声雾化制备高性能球形金属微粉的研究进展[J].材料导报,2020,34(23):23131-23137.
- GAO Shengdong, GUO Siqi, WANG Hongmiao. Research progress on producing fine spherical metal powder by ultrasonic atomization[J]. Materials Reports, 2020, 34(23): 23131-23137.
- [4] SHEMYAKINAO A, SHEIKHALIEVAZ I, SHEIKHALIEVS M. Obtaining solder powders by centrifugal atomization of melt[J]. Russian Journal of Non-Ferrous Metals, 2010, 51: 250-254.
- [5] NIE Y, TANG J J, YANG B B, et al. Comparison in characteristic and atomization behavior of metallic powders produced by plasma rotating electrode process[J]. Advanced Powder Technology, 2020, 31(5): 2152-2160.
- [6] KONITZER D G, WALTERS K W, HEISER E L, et al. Rapidly solidified prealloyed powders by laser spin atomization[J]. Metallurgical Transactions B, 1984, 15: 149-153.
- [7] ALAVI S H, HARIMKAR S P. Ultrasonic vibration-assisted laser atomization of stainless steel[J]. Powder Technology, 2017, 321: 89-93.
- [8] YILBAS B S. Laser ablation of phosphor bronze for superhydrophobic surface[J]. Surface Engineering, 2016, 32(12): 885-892.
- [9] PATEL D N, SINGH R P, THAREJA R K. Craters and nanostructures with laser ablation of metal/metal alloy in air and liquid[J]. Applied Surface Science, 2014, 288: 550-557.
- [10] ZHANG J M, CLAVERIE J, CHAKER M, et al. Colloidal metal nanoparticles prepared by laser ablation and their applications[J]. Chem Phys Chem, 2017, 18(9): 986-1006.
- [11] SAPKOTA D, LI Y L, MUSAEV O R, et al. Effect of electric fields on tin nanoparticles prepared by laser ablation in water[J]. Journal of Laser Applications, 2017, 29(1): 012002.
- [12] PHIPPS C R Jr, HARRISON R F, SHIMADA T, et al. Enhanced vacuum laser-impulse coupling by volume absorption at infrared wavelengths[J]. Laser and Particle Beams, 1990, 8(1-2): 281-298.

Characteristic of Sn-Cu Powder Fabricated by Laser Shock-Centrifugal Atomization

ZHAO Xingke^{1,2}, XING Desheng², ZHAO Zenglei¹

(1. Shunde Graduate School, University of Science and Technology Beijing, Foshan 528399, China;

2. School of Materials Science and Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

[ABSTRACT] High-performance metal powder is an important support for the development of metal additive manufacturing technology. A new method of laser shock-centrifugal atomization was used to prepare tin-copper alloy powder. The influence of process parameters on the morphology of metal powders was studied. The results show that the metal powder particle is spherical with smooth surface, and is mainly distributed in range of 1-20 μ m. A higher laser energy density input is beneficial to obtain metal powders with a narrower particle size distribution. The ration mechanism of laser atomized powder is discussed preliminarily.

Keywords: Metallic powder; Powder morphology; Laser; Centrifugal atomization; Powder making process; Sn-Cu alloy

(责编 雷松)

引文格式: 陈国庆, 张戈, 刘政, 等. 固溶强化镍基高温合金及其与异种材料焊接研究进展 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 20-27.

CHEN Guoqing, ZHANG Ge, LIU Zheng, et al. Research progress on joining of solid solution strengthened nickel-based superalloy and its welding with dissimilar materials[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 20-27.

固溶强化镍基高温合金及其与异种材料焊接研究进展*

陈国庆¹, 张戈¹, 刘政², 树西¹, 张秉刚¹

(1. 哈尔滨工业大学先进焊接与连接国家重点实验室, 哈尔滨 150001;
2. 西安航天发动机有限公司, 西安 710100)

[摘要] 固溶强化镍基高温合金服役温度高, 抗高温氧化和抗腐蚀能力好, 被广泛用于制造航空发动机以及超临界发电站等高温零部件。相比于沉淀强化镍基高温合金, 固溶强化镍基高温合金焊接性相对较好, 通过调整焊接工艺和合金成分即可避免焊接裂纹的形成。随着固溶强化镍基高温合金应用范围的不断扩大, 高温合金与异种材料的焊接展现出巨大的研究价值。因此, 综述了固溶强化镍基高温合金及其与异种材料焊接技术的研究进展, 主要涉及氩弧焊、激光焊接、电子束焊接以及钎焊、扩散焊和摩擦焊接方法, 并对固溶强化镍基高温合金焊接研究进行了展望。

关键词: 固溶强化镍基高温合金; 氩弧焊; 电子束焊; 扩散焊; 钎焊

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.020



陈国庆

副教授, 主要从事电子束增材制造、新材料及异种材料电子束焊接研究。

固溶强化镍基高温合金是以 Ni 作为基体元素, 通过添加固溶强化元素对 γ 奥氏体基体进行强化的一类镍基合金。固溶强化镍基高温合金的使用温度通常在 800℃ 以下, 但在一些对高温耐腐蚀性要求较高的场合, 其使用温度可达到 1200℃^[1]。由于这类合金具有组织稳定性好, 服役温度高等优势, 因而在航空航天、石油化工以及核工业领域得到了广泛的应用^[2-3]。

高温合金使用条件极为严苛, 结构零件通常较为复杂, 如涡轮叶片、涡轮盘等, 这些结构的连接离不开焊接技术的支持^[4]。近年来, 针对固溶强化镍基高温合金焊接, 国内外学者在焊接工艺优化、焊缝组织转变等方

面开展了大量的研究工作。因此, 本文将根据不同的焊接方法对固溶强化镍基高温合金及其与异种材料的焊接研究进行综述。

固溶强化镍基高温合金焊接性研究

固溶强化镍基高温合金加入了诸如 Cr、Mo、W、Nb 等合金元素, 使合金具有优异的耐腐蚀性能及高温性能并得到广泛的应用, 因而开展固溶强化镍基高温合金焊接性的研究就显得尤为重要。

固溶强化镍基高温合金的焊接性与合金化学成分以及焊接方法密切相关, 其焊接过程中常出现焊接裂纹和气孔等缺陷, 表 1 列出了几

* 基金项目: 国家自然科学基金(51774106)。

种典型固溶强化高温合金存在的焊接缺陷^[5-8]。对于合金化程度较高的合金,焊接时易出现凝固裂纹,因此需合理调整焊接工艺。而采用高能束焊接方法对固溶强化镍基高温合金进行焊接时,由于焊缝冷却速度极快,焊接时易产生气孔缺陷。Lippold等^[9]借助可变拘束法研究了Inconel 617, Inconel 625以及Haynes 230W固溶强化镍基高温合金填充金属的凝固裂纹敏感性,表2详细罗列了这3种合金的化学成分。617合金和Haynes 230W合金中含有较多的高熔点元素,如Mo、W,有利于提高接头的高温强度。同时,二者的凝固范围小,焊缝由单一 γ 相组成,裂纹敏感性较低,耐腐蚀性能好。对于625合金,由于含有较多Nb元素,焊缝内出现了NbC和Laves相,焊缝凝固温度范围扩大,会增大接头的裂纹敏感性。然而,当拘束度较低时,焊缝凝固后期,焊缝中大量富铌的液态金属会通过反填促进“裂纹愈合”,因此表现出较低的裂纹敏感性,但在晶界区域出现了Nb元素的富集,导致晶内和晶界成分差异大而恶化接头的耐腐蚀性能。

固溶强化镍基高温合金焊接研究现状

固溶强化镍基高温合金焊接广泛采用氩弧焊、激光焊、电子束焊以及钎焊、扩散焊、摩擦焊等焊接方法。随着固溶强化镍基高温合金应用需求的提高以及焊接技术的不断发展,关于固溶强化镍基高温合金焊接的研究也逐渐由同种金属焊接向异种合金焊接扩展,目前已取得了一定的成果。

1 氩弧焊

氩弧焊是一种应用广泛的电弧焊接方法,由于采用惰性气体进行保护,其焊缝成形质量好,成本低,易于实现自动化,因此受到工业生产领域的青睐。

Sharma等^[10]采用钨极氩弧焊方法对C-276固溶强化镍基高温合金及Grade 321不锈钢进行了钨极氩弧焊接。研究结果显示,两种材料焊接性较好,焊缝中出现了富Mo析出相,接头强度较高,拉伸时断裂于不锈钢母材金属一侧。Perricone等^[11]采用Fe-Ni-Cr-Mo和Ni-Cr-Mo系固溶强化高温合金填充金属对AL-6XN合金进行钨极氩弧焊时

也观察到了这种脆性相。他们指出,焊缝冷却过程中Mo元素会发生偏析,在较低温度下促使焊缝中分别形成 γ/σ 和 γ/P 脆性金属间化合物共晶相,如图1^[11]所示。

Wang等^[12]开展了GH99高温合金TIG焊接试验,对接头显微组织及力学性能进行了详细研究。结果显示,焊接电流增大导致熔池中的热输入增大,熔深熔宽也相应增大。但当焊接电流过大时,焊缝中缺陷增多,同时过热区内析出的脆性相数量也相应增多。

Ghasemi等^[13]采用钨极氩弧焊方法对Hastelloy X合金进行焊接并研究了接头组织与力学性能的联系。试验结果显示,钨极氩弧焊方法热输入大,导致焊接热影响区 M_6C 碳化物出现液化。同时,在焊缝内部晶界区域出现了 σ 脆性相以及凝固微裂纹,对接头性能产生不良影响。

Kangazian等^[14]研究了焊接电流模式对UNS S32750不锈钢和UNS N08825镍基高温合金焊接接头组织以及耐腐蚀性的影响。采用连续电流焊接时,焊缝组织存在明显的织构,而采用脉冲电流时则不存在明显织构,如图2^[14]所示。正是由于

表1 典型固溶强化高温合金常见焊接缺陷

Table 1 Common welding defects of typical solution strengthened superalloys

合金牌号	焊接方法	焊接缺陷	缺陷形成特点
GH3535	激光焊	气孔	激光焊接产生的等离子气体难以逸出,在焊缝内形成气孔缺陷
HR-160	氩弧焊	凝固裂纹	Si元素偏析导致焊缝凝固后期产生凝固裂纹
Hastelloy X	激光焊	凝固裂纹	焊缝凝固后期残余液膜在热应力作用下被撕裂
C-276	电子束焊	气孔	尺寸极小的微孔

表2 617、625、Haynes 230W高温合金化学成分(质量分数)

Table 2 Chemical composition of 617, 625, Haynes 230W superalloys (mass fraction)

%

合金牌号	Ni	Cr	Fe	Mo	Co	W	Nb	Ti	Al	Si	C
617	56.48	21.4	0.38	8.91	11.03	—	—	0.3	1.2	0.03	0.06
625	63.9	22.1	0.9	8.98	0.04	—	3.21	0.24	0.2	0.06	0.01
Haynes 230W	60.58	21.9	0.8	1.58	0.5	13.78	—	0.01	0.41	0.42	0.07

焊缝组织随机的晶粒取向,采用脉冲电流焊接时,接头的耐腐蚀性能也显著提高。

综上所述,高温合金氩弧焊灵活性较强,但由于氩弧焊方法焊接热输入大,热影响区大,焊接接头冷却速度慢,易导致焊缝凝固裂纹和热影响区液化裂纹的产生,同时也会导致焊缝金属偏析,对接头耐腐蚀性产生不良影响。因此有必要进一步开展相关研究,以克服上述问题。

2 激光焊

激光焊是以高能激光束作为焊接热源对工件进行加热,实现快速焊接的方法。激光焊接能量密度高,自动化水平高,焊接变形小,可用于复杂零件的焊接。

玉昆^[15]对GH3535高温合金进行激光焊接,研究了不同工艺参数对焊缝成形的影响。结果表明,采用连续激光模式易产生焊接气孔,随着功率的增大,气孔率逐渐减小。而采用

脉冲激光模式时,焊缝成形明显改善且气孔率大幅减小,当脉冲频率达到30Hz时,气孔率仅有0.238%,对接头性能几乎没有影响。

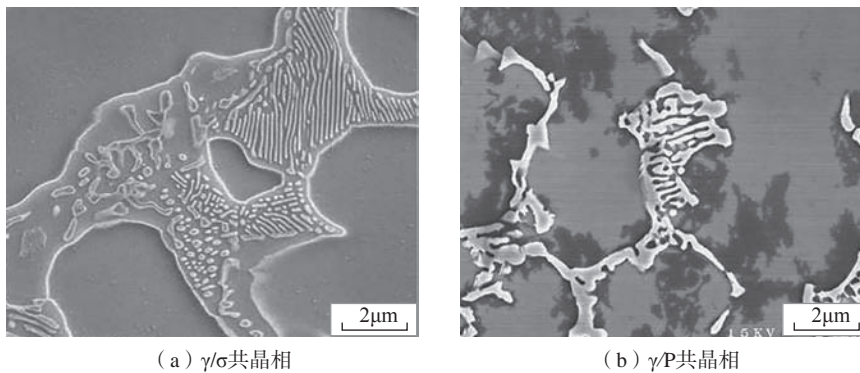
Pakniat等^[7]研究了脉冲激光焊接对Hastelloy X合金焊接裂纹的影响。结果显示,采用脉冲模式焊接时焊缝内易产生凝固裂纹,随着脉冲频率和脉冲持续时间的增加,焊接热裂纹形成趋势逐渐降低,但是裂纹依然存在。而采用连续激光焊接时,凝固裂纹可完全消除。

沈丽霞^[16]采用光纤激光器实现了GH3030高温合金的激光焊接。研究结果表明,焊接热输入过大会导致焊缝严重下塌。当激光功率为3kW,焊接速度为3m/min时,接头成形良好,焊缝组织由胞状晶和树枝晶组成,接头平均抗拉强度为640.324MPa,可达到母材强度的97%。

为揭示焊接热循环对于Inconel 690镍基高温合金焊缝显微组织及接头抗晶间腐蚀性能的影响, Lee等^[17-18]开展了Inconel 690合金的激光焊接研究。结果显示,焊接时焊缝冷却速度极快,可达到212.6℃/s,导致焊缝冷却过程中Cr元素来不及向晶界析出,在晶界区域形成富Cr碳化物沉淀相,同时也避免了晶内贫Cr区的生成,因而相比于弧焊接接头表现出更好的抗晶间腐蚀能力,图3^[18]所示为经过腐蚀测试后的焊缝显微组织,焊缝组织未表现出明显的晶间腐蚀迹象。

冯威琦等^[19]针对发动机水冷壁T型结构进行了GH3128/06Cr19Ni10异种材料焊接。试验结果显示, GH3128/06Cr19Ni10异种材料焊接时易在焊缝区和热影响区形成裂纹。采用连续激光焊接时,焊接过程更加稳定,当焊接速度小于2.0m/min,激光功率在1000W附近且配合间隙小于0.2mm时能够克服焊接裂纹,实现两种材料的无裂纹焊接。

综合上述研究结果可知,激光焊

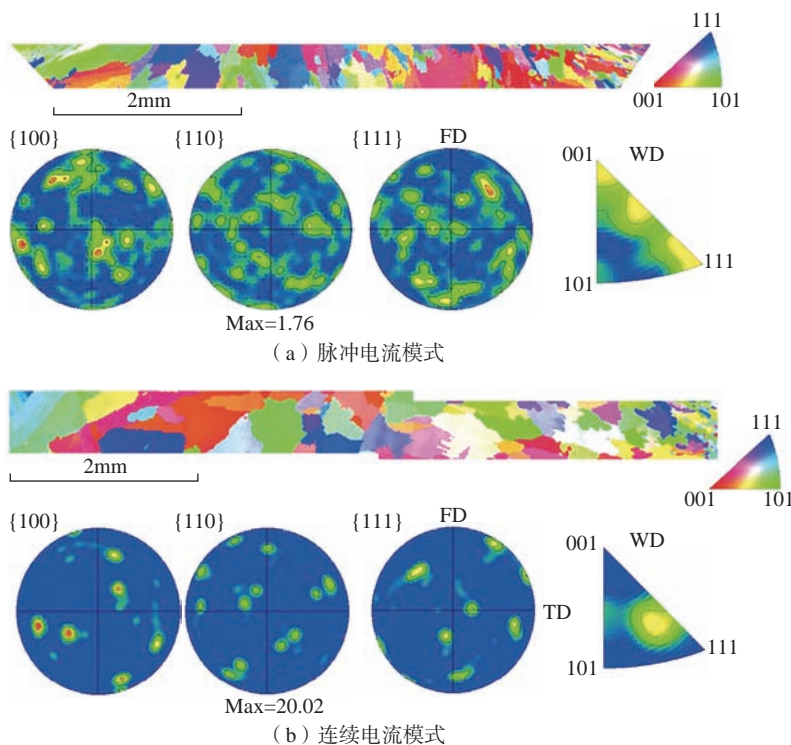


(a) γ/σ 共晶相

(b) γ/P 共晶相

图1 焊缝共晶相

Fig.1 Eutectic phase in weld



(a) 脉冲电流模式

(b) 连续电流模式

图2 不同电流模式下焊缝金属极图与反极图

Fig.2 Pole diagram and reverse pole diagram of the weld under different current modes

接方法灵活性较高,可适应多种工况。但是,激光焊接时易产生等离子气体,加之镍基高温合金焊接时液态金属黏性大、流动性较差,且焊缝冷却速度快,这些气体在焊缝中极易形成气孔缺陷,对焊接接头性能产生不良影响。

3 电子束焊接

电子束焊接方法与激光焊接方法类似,也属于高能束焊接方法。相比于传统的熔化焊接和激光焊接,电子束焊接能量利用率高,熔深大,熔宽小,具有真空保护,非常适合厚板焊接以及精度要求较高的焊接。由于高温合金多用于制造发动机叶片等精度要求较高的零部件,因此非常适合采用电子束焊接方法。

Ahmad 等^[8]采用电子束焊接方法对 Hastelloy C-276 镍基高温合金进行电子束焊接,结果显示焊缝晶粒发生明显细化,接头硬度相比于与母材金属提高了 35%,同时焊接缺陷如气孔和微裂纹数量大大减少,但仍有小尺寸气孔存在。

蔡宏中等^[20]对铂基合金和 GH3128 镍基高温合金开展了电子束焊接研究。结果显示,二者焊接性良好,并未出现焊接裂纹及气孔缺陷,焊缝平均硬度值达到 371.8HV,高于铂基合金母材和 GH3128 母材,且焊缝断口位于铂基母材一侧,断口由细小韧窝组成,为典型的韧性断裂。Sang 等^[21]采用真空电子束焊接方法对熔点相差巨大的 GH3128 合金和 Ta 进行了焊接研究。试验结果表明,当电子束偏向 Ta 侧 0.5mm 时,可有效抑制焊接裂纹,接头最高抗拉强度可达 277MPa。

为克服 Nb 与 GH3128 异种材料熔化焊接难题,本文作者对 Nb/GH3128 异种材料进行了电子束焊接研究。结果显示,直接焊接时,由于 Nb 母材金属熔化量较大,在焊缝内部形成了大量富 Nb 脆性相,导致焊接接头发生开裂。当采用偏束焊

接时,将电子束偏向 GH3128 母材金属一侧可减少 Nb 母材金属的熔化,形成类熔钎焊接头,实现了 Nb/GH3128 异种材料的无裂纹焊接,如图 4 所示。

综上可见,固溶强化镍基高温合金与异种材料电子束焊接时,由于两种母材金属冶金相容性差,易生成脆性金属间化合物导致接头开裂。通过电子束偏移,可以有效控制两种母材金属的熔化量,避免大量脆性相的生成,实现无裂纹焊接。

与激光焊接相比,电子束焊接方法由于具有真空保护,冷却速度极快,焊接热影响区小,非常适合于高温合金与异种材料的连接,尤其是高温合金与高熔点金属的连接。但由上述研究可知,由于电子束能量密度大,冷却速度快,仍会有小尺寸的气孔存在。因此,固溶强化镍基高温合金电子束焊接工艺还有待进一步优化。

4 钎焊

钎焊是一种采用熔点比母材金属低的材料作为钎料,将被焊金属加热至高于钎料熔点而低于母材熔点的温度,使钎料在母材金属表面润湿铺展,并与母材金属发生一定的物理化学反应实现二者可靠连接的焊接方法。由于钎焊时母材金属不发生熔化,非常适合于异种金属的连接,因此也成为镍基高温合金与其他材料连接的重要方法。

Yang 等^[22]采用 Ag-Cu-Ti 钎料对 SiC_f/SiC 和 GH536 合金进行钎焊连接,该钎料能够与复合材料基体发生充分反应,实现其与 GH536 合金的有效连接。在焊接温度为 1050℃,保温时间为 10min 时,接头最高剪切强度达到 36MPa。

李铎等^[23]采用 BNi82CrSiB 钎料对 GH3128 高温合金进行焊接,通过改变钎焊温度,保温时间以及钎料类型研究了焊接工艺对接头组织性

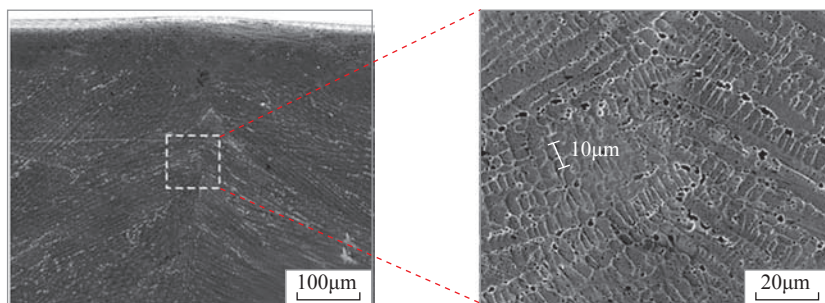


图3 腐蚀测试后的焊缝显微组织形貌

Fig.3 Microstructure of weld after corrosion test

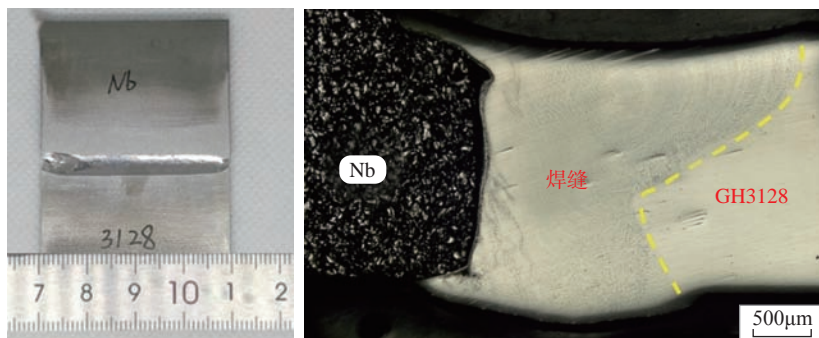


图4 Nb/GH3128 电子束焊接接头形貌

Fig.4 Morphology of electron beam welded Nb/GH3128 joint

能的影响。研究结果显示,钎焊温度以及保温时间的增加有利于钎料向母材内部扩散,并且采用非晶态钎料更有利于细化晶粒,提高接头力学性能。采用非晶钎料在 1250℃保温 30min 时,接头的最高抗拉强度可达到 691MPa。

杨斯楠等^[24]采用 Ni-Cr-Fe 基钎料开展了 Hastelloy X 镍基高温合金的钎焊连接研究。根据接头显微组织特征差异,焊接接头可分为凝固区、扩散区和基体区 3 部分,如图 5^[24]所示。凝固区主要由 γ 基体相和 M3B2 析出相组成,而扩散区则由 γ 基体相以及 3 种不同形态的析出相组成。凝固区和扩散区的析出相均为脆性相,其最大硬度为 406HV。

胡胜鹏等^[25]采用非晶态的 BNi-2 钎料对高铌 TiAl 合金和 GH3536 合金开展了钎焊研究。结果显示,钎焊接头形成过程可分为固相扩散、液相生成、等温扩散凝固以及残余液相析出 4 个阶段,如图 6^[25]所示。随着钎焊温度的升高,接头抗剪强度呈现先升高后降低的趋势,接头最大室温抗剪强度为 106.8MPa,断口呈现出典型的脆性断裂特征。Simões 等^[26]采用 Ag-Cu 钎料对 γ -TiAl 合金及 Hastelloy 镍基合金进行钎焊研究,在焊接温度为 980℃,保温时间为 10min 时实现了二者的无裂纹连接,避免了钎缝内部粗大金属间化合物颗粒的生成。

由此可见,由于焊接温度低于母材金属熔点,钎焊连接接头焊接残余应力小,可大幅降低固溶强化镍基高温合金接头的裂纹敏感性。但是,钎焊连接存在接头强度低,接头高温性能差的问题。因此,急需开发新型高温钎料,提高接头强度及高温性能。

5 扩散焊

扩散焊是在一定高温条件下对焊接表面施加法向压力,使待焊工件接触面发生一定程度的变形,形成瞬时液相,通过接触面原子间的相互扩

散实现材料的可靠连接的焊接方法。扩散焊接温度低于母材熔点,采用整体加热,焊接残余应力小,广泛应用于异种材料焊接。

柏洪武等^[27]对 TC4/Inconel 625 异种材料开展了真空扩散连接,研究了不同保温时间对接头组织和力

学性能的影响。当保温时间为 3min 时,扩散连接界面生成了 Ti_2Ni 、 $TiNi$ 和 $TiNi_3$ 金属间化合物反应层,当保温时间延长至 5min 时,反应层的厚度也由 3 μm 扩展至 6 μm ,导致接头力学性能大幅下降。在保温时间为 3min 时,接头具有最佳力学性能,其

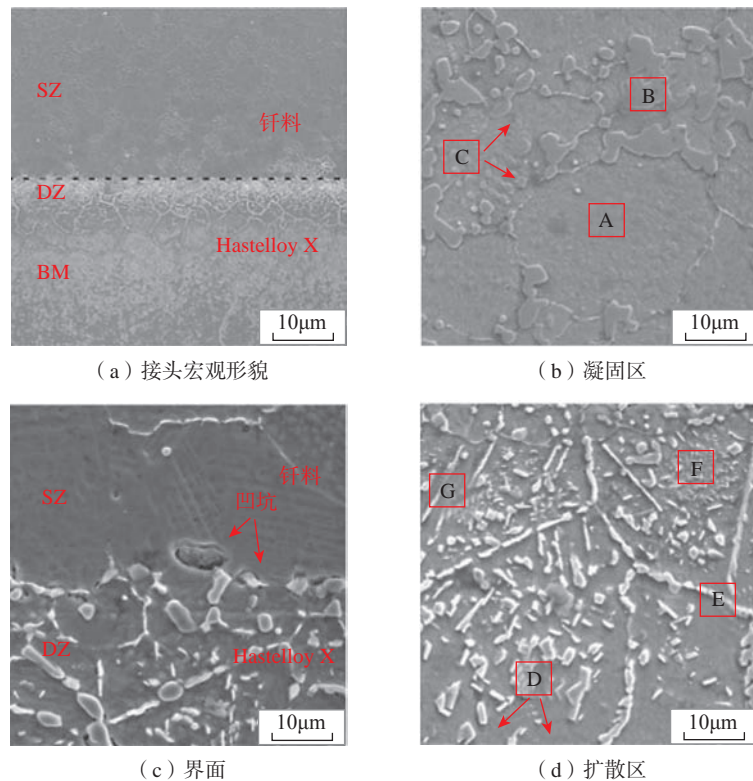


图 5 钎焊接头形貌

Fig.5 Morphology of brazed joint

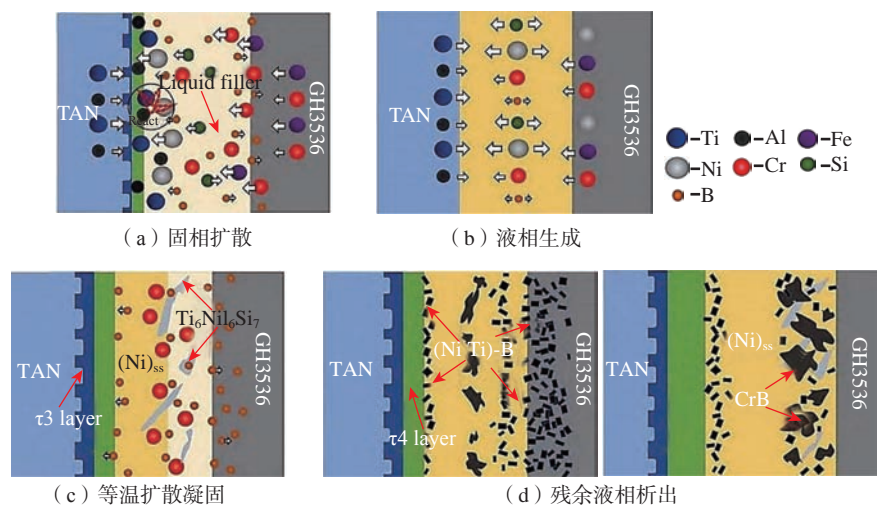


图 6 高铌 TiAl/GH3536 钎焊接头形成示意图

Fig.6 Formation of high Nb containing TiAl / GH3536 brazed joint

强度可达到 580MPa。

为了降低 GH3128 和 TC4 异种材料连接温度, Zhang 等^[28-29]采用置氢扩散连接方法对 GH3128/TC4 异种材料连接进行了研究。结果表明, 置氢处理能够促进界面原子间的相互扩散, 在 TC4 合金中置氢 0.3% 时便可使反应层厚度增大 33%, 但接头最高剪切强度仅有 92MPa。为实现二者的高强连接, 作者采用 Nb/Ni 复合中间层对 GH3128/TC4 异种金属进行扩散连接, 在 860℃ /100min/10MPa 条件下接头最高抗剪强度达到了 245MPa。

固溶强化镍基高温合金扩散焊接由于采用整体加热方式, 相比于熔化焊接, 接头的残余应力小, 裂纹敏感性低。现有研究结果显示, 焊接接头室温性能较好, 但其高温性能依然有待提高, 同时由于焊缝组织分布不均匀, 其高温组织稳定性仍需进一步改善。

6 摩擦焊

摩擦焊是利用材料接触面间的相互摩擦或焊具与工件之间摩擦产生的热量作为焊接热源, 使工件在一定压力作用下发生塑性变形, 实现可靠连接的焊接方法。摩擦焊焊接速度快, 效率高, 且能够避免母材金属的熔化, 非常适合异种材料的连接。

Song 等^[30]采用搅拌摩擦焊接方法对 Inconel 600 高温合金和 SS 400 不锈钢搭接接头进行焊接, 获得了无裂纹、无孔洞缺陷的焊接接头。焊接接头 Inconel 600 焊核区晶粒显著细化, 晶粒平均尺寸由母材金属的 20μm 降至 8.5μm, 接头机械性能得到有效提高。

Kangazian 等^[31]采用搅拌摩擦焊接方法成功实现了 Incoloy 825 和 2507 双相不锈钢的无裂纹焊接。由于焊后焊缝晶粒细化, 焊核区硬度高于母材金属, 且接头抗拉强度与 Incoloy 825 母材金属相当, 接头断裂模式为典型的韧性断裂。

Ma 等^[32]采用不同工艺对 GH3044 固溶强化镍基高温合金进行线性摩擦焊接, 焊接过程中, 焊缝组织经历了动态再结晶过程, 促使焊缝晶粒发生细化, 焊接接头显微硬度及拉伸力学性能均高于母材金属。

综上所述, 摩擦焊接适合于高温合金及其与异种材料的连接, 由于焊接过程中母材金属不发生熔化, 可避免焊缝内脆性金属间化合物的生成, 因而有利于焊接裂纹的控制。同时, 由于机械摩擦过程中焊缝区域发生了动态再结晶过程, 有利于焊缝力学性能的提高。但是, 摩擦焊接会受到接头形式的制约, 同时焊接区域易产生氧化夹杂, 对焊缝性能产生不良影响。

7 复合焊接方法

复合焊接方法是将两种或多种物理性质和能量传递形式完全不同的热源复合在一起共同作为焊接热源, 充分发挥不同热源的优势, 实现可靠连接的焊接方法。目前, 关于固溶强化镍基高温合金焊接的研究多采用单一热源, 涉及复合焊接热源的研究极少, 现有文献包含激光-电弧复合焊接以及激光辅助搅拌摩擦焊接。

Liu 等^[33]采用激光-电弧复合热源对大厚度 GH909 合金板材进行焊接, 在适当工艺条件下实现了 GH909 厚板单面焊双面成形, 并且得到了理想的酒杯状焊缝截面形貌。但是由于焊缝中存在气孔缺陷, 接头抗拉强度也因此受到一定程度的影响, 达到母材金属的 76.84%。

Song 等^[34]采用激光辅助搅拌摩擦焊方法实现了 Inconel 600 固溶强化镍基高温合金的高强焊接。使用 YAG 激光作为预热源有效地提高了焊接速度, 焊缝晶粒尺寸显著细化, 接头显微硬度增大至 250HV, 接头最高抗拉强度也达到了 758MPa, 焊接接头的机械性能得到了明显改善。

复合焊接方法能够充分发挥不同焊接方法的优势, 并克服其缺点, 在固溶强化高温合金焊接研究中展现出较高的应用价值。但类似激光-电弧复合焊接仍存在焊接气孔问题。因此, 有必要进一步开展高温合金复合热源焊接的相关研究, 使高温合金复合热源焊接工艺更加成熟可靠。

结论与展望

固溶强化镍基高温合金在航空航天及核工业等领域展现出广阔的应用前景。目前, 国内外学者对固溶强化高温合金焊接开展了大量的研究, 并在固溶强化镍基高温合金焊接裂纹形成机理、工艺优化方面取得了一定的成果。不可否认的是固溶强化镍基高温合金的焊接仍存在一些问題, 如氩弧焊接焊缝组织偏析, 接头裂纹敏感性较高, 耐腐蚀性较差; 高能束焊接气孔缺陷仍未解决; 钎焊、扩散焊接头强度较低, 有待进一步开发新型钎料及中间金属等。针对上述问题, 固溶强化镍基高温合金焊接后续研究可从如下 4 方面进行突破。

(1) 针对焊缝组织偏析问题, 可在焊接过程中引入磁场, 改善液态金属的成分均匀性, 同时可采取一定措施提高焊缝冷却速度, 如随焊急冷法, 改善焊缝组织偏析问题, 提高接头耐腐蚀性能。

(2) 固溶强化镍基高温合金高能束焊接时, 可开展类似脉冲激光-电弧复合焊接工艺, 充分发挥二者的优势, 减少焊接气孔的生成。高温合金电子束焊接时可引入脉冲及电子束扫描, 改善液态金属的流动性, 减少气孔生成。

(3) 高温合金钎焊扩散焊接可开发新型耐高温钎料及中间层金属, 如高熵合金钎料及高熵合金中间层金属, 改善焊缝高温性能, 提高接头强度。

(4) 高温合金摩擦焊接时可引

人与氧亲和力较高且能够起到一定强化作用的合金元素,如 Hf,改善氧化物夹杂对接头性能的影响。

参考文献

- [1] 吴祖乾,张晨,虞茂林,等.镍基合金焊接冶金和焊接性[J].机电一体化,2014,20(4):2.
- WU Zuqian, ZHANG Chen, YU Maolin, et al. Welding metallurgy and weldability of nickel-base alloys[J]. Mechatronics, 2014, 20(4): 2.
- [2] FINK C, ZINKEM, KEILD. Evaluation of hot cracking susceptibility of nickel-based alloys by the PVR test[J]. Welding in the World, 2012, 56(7-8): 37-43.
- [3] WHITE H, SANTELLA M, SPECHT E D. Weldability of HAYNES 282 alloy for new fabrications and after service exposure[J]. Energy Materials, 2009, 4(2): 84-91.
- [4] 曲仲,李英,倪建成,等.航空发动机先进焊接技术应用[J].航空制造技术,2015,58(20):53-55.
- QU Shen, LI Ying, NI Jiancheng, et al. Application of advanced welding technology in aeroengine[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2015, 58(20): 53-55.
- [5] YU K, JIANG Z G, LI C W, et al. Microstructure and mechanical properties of fiber laser welded GH3535 superalloy[J]. Journal of Materials Science & Technology, 2017, 33(11): 1289-1299.
- [6] DUPONT J N, MICHAEL J R, NEWBURY B D. Welding metallurgy of alloy HR-160[R]. Sandia National Laboratories (SNL), Albuquerque, NM, and Livermore, CA, 1999.
- [7] PAKNIAT M, GHAINI F M, TORKAMANY M J. Hot cracking in laser welding of Hastelloy X with pulsed Nd: YAG and continuous wave fiber lasers[J]. Materials & Design, 2016, 106: 177-183.
- [8] AHMAD M, AKHTER J I, AKHTAR M, et al. Microstructure and hardness studies of the electron beam welded zone of Hastelloy C-276[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2005, 390(1-2): 88-93.
- [9] LIPPOLD J C, SOWARDS J W, MURRAY G M, et al. Weld solidification cracking in solid-solution strengthened Ni-base filler metals[M]. Hot Cracking Phenomena in Welds II. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008: 147-170.
- [10] SHARMA S, TAIWADE R V, VASHISHTHA H. Effect of pulsed current gas tungsten arc process on the dissimilar weldments between nickel-based superalloy/austenitic stainless steel[J]. ISIJ International, 2017, 57(6): 1080-1086.
- [11] PERRICONE M J, DUPONT J N. Effect of composition on the solidification behavior of several Ni-Cr-Mo and Fe-Ni-Cr-Mo alloys[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2006, 37(4): 1267-1280.
- [12] WANG Q, SUN D L, NA Y, et al. Effects of TIG welding parameters on morphology and mechanical properties of welded joint of Ni-base superalloy[J]. Procedia Engineering, 2011, 10: 37-41.
- [13] GHASEMI A, KOLAGAR A M, POURANVARI M. Microstructure-performance relationships in gas tungsten arc welded Hastelloy X nickel-based superalloy[J]. Materials Science and Engineering: A, 2020, 793: 139861.
- [14] KANGAZIAN J, SHAMANIAN M. Micro-texture and corrosion behavior of dissimilar joints of UNS S32750 stainless steel/UNS N08825 Ni-based superalloy[J]. Materials Characterization, 2019, 155: 109802.
- [15] 玉昆. GH3535 合金激光焊接接头组织性能演变及腐蚀行为研究[D].上海:中国科学院大学(中国科学院上海应用物理研究所),2018.
- YU Kun. Microstructure and mechanical properties evolution and corrosion behavior of laser welds in GH3535 alloy[D]. Shanghai: University of Chinese Academy of Sciences (Shanghai Institute of Applied Physics, Chinese Academy of Sciences), 2018.
- [16] 沈利霞. 镍基高温合金激光焊接接头组织与力学性能研究[J].应用激光,2015,35(2):192-195.
- SHEN Lixia. Research on microstructure and mechanical properties of laser welded joint in nickel-based superalloy[J]. Applied Laser, 2015, 35(2): 192-195.
- [17] LEE H T, WU J L. The effects of peak temperature and cooling rate on the susceptibility to intergranular corrosion of alloy 690 by laser beam and gas tungsten arc welding[J]. Corrosion Science, 2009, 51(3): 439-445.
- [18] LEE H T, WU J L. Correlation between corrosion resistance properties and thermal cycles experienced by gas tungsten arc welding and laser beam welding Alloy 690 butt weldments[J]. Corrosion Science, 2009, 51(4): 733-743.
- [19] 冯威琦,张云丰,陶汪,等.高温合金/不锈钢异种材料T型接头激光穿透焊工艺研究[J].中国激光,2012,39(10):46-52.
- FENG Weiqi, ZHANG Yunfeng, TAO Wang, et al. Dissimilar metals combination of superalloy/stainless steel in T-shape by laser penetration welding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2012, 39(10): 46-52.
- [20] 蔡宏中,易健宏,吴霁,等.铂基合金与GH3128合金电子束焊接接头组织与性能研究[J].贵金属,2018,39(S1):32-35.
- CAI Hongzhong, YI Jianhong, WU Fei, et al. Microstructure and properties of electron beam welded joints of platinum based alloy and GH3128 alloy[J]. Precious Metals, 2018, 39(S1): 32-35.
- [21] SANG S, LI D, WANG C R, et al. Microstructure and mechanical properties of electron beam welded joints of tantalum and GH3128[J]. Materials Science and Engineering: A, 2019, 768: 138431.
- [22] YANG J, ZHANG X Y, MA G L, et al. Microstructural evolution and mechanical property of a SiCf/SiC composite/Ni-based superalloy joint brazed with an Au-Cu-Ti filler[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2021, 41(4): 2312-2322.
- [23] 李铎,白洁,蔺晓超,等.采用BNi82CrSiB钎焊GH3128的接头组织及性能研究[C]//中国航天第三专业信息网第三十九届技术交流会暨第三届空天动力联合会议论文集.洛阳,2018.
- LI Duo, BAI Jie, LIN Xiaochao, et al. Study on the structure and properties of brazing joints of GH3128 with BNi82CrSiB[C]// Proceedings of the 39th Technology Exchange Meeting and the 3rd Aerospace Power Joint Meeting of China Aerospace Third Professional Information Network. Luoyang, 2018.
- [24] 杨斯楠,刘岩,丁坤英,等. Hastelloy X 高温合金活性扩散钎焊接头的微观结构[J].焊接,2019(12):22-26,31,66.
- YANG Sinan, LIU Yan, DING Kunying, et al. Microstructure of Hastelloy X superalloy's joints by activated diffusion brazing[J]. Welding & Joining, 2019(12): 22-26, 31, 66.
- [25] 胡胜鹏,李文强,付伟,等. BNi-2 非晶钎料钎焊高铌 TiAl 合金与 GH3536 合金接头组织与性能[J].航空学报,2021,42(3):423-434.

HU Shengpeng, LI Wenqiang, FU Wei, et al. Interfacial microstructure and mechanical properties of high Nb containing TiAl alloy and GH3536 superalloy brazed using amorphous BNi-2filler[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2021, 42(3): 423–434.

[26] SIMÕES S, TAVARES C J, GUEDES A. Joining of γ -TiAl alloy to Ni-based superalloy using Ag-Cu sputtered coated Ti brazing filler foil[J]. Metals, 2018, 8(9): 723.

[27] 柏洪武, 白莉, 刘蒙恩. TC4/Inconel 625 真空扩散连接接头微观组织及力学性能研究[J]. 热加工工艺, 2015, 44(15): 209–211.

BAI Hongwu, BAI Li, LIU Meng' en. Study on microstructure and mechanical properties of vacuum diffusion bonded joint between TC4 and Inconel 625 super alloy[J]. Hot Working Technology, 2015, 44(15): 209–211.

[28] ZHANG L X, SUN Z, SHI J M, et al. Low-temperature direct diffusion bonding of hydrogenated TC4 alloy and GH3128 superalloy[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2019, 44(7): 3906–3916.

[29] ZHANG L X, CHANG Q, SUN Z, et al. Diffusion bonding of hydrogenated TC4 alloy and GH3128 superalloy using composite interlayers[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 274: 116266.

[30] SONG K H, KIM W Y, NAKATA K. Evaluation of microstructures and mechanical properties of friction stir welded lap joints of Inconel 600/SS 400[J]. Materials & Design, 2012, 35: 126–132.

[31] KANGAZIAN J, SHAMANIAN M. Microstructure and mechanical characterization of Incoloy 825 Ni-based alloy welded to 2507 super duplex stainless steel through

dissimilar friction stir welding[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2019, 29(8): 1677–1688.

[32] MA T J, TANG L F, LI W Y, et al. Linear friction welding of a solid-solution strengthened Ni-based superalloy: Microstructure evolution and mechanical properties studies[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2018, 34: 442–450.

[33] LIU T, YAN F, LIU S, et al. Microstructure and mechanical properties of laser-arc hybrid welding joint of GH909 alloy[J]. Optics & Laser Technology, 2016, 80: 56–66.

[34] SONG K H, TSUMURA T, NAKATA K. Development of microstructure and mechanical properties in laser-FSW hybrid welded inconel 600[J]. Materials Transactions, 2009, 50(7): 1832–1837.

Research Progress on Joining of Solid Solution Strengthened Nickel-Based Superalloy and Its Welding With Dissimilar Materials

CHEN Guoqing¹, ZHANG Ge¹, LIU Zheng², SHU Xi¹, ZHANG Binggang¹

(1. State Key Laboratory of Advanced Welding and Joining, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China;

2. Xi'an Space Engine Co., Ltd. Xi'an 710100, China)

[ABSTRACT] Solid solution strengthened nickel-based superalloy has high service temperature, good high temperature oxidation resistance and corrosion resistance, and is widely used in the manufacture of high temperature parts such as aero-engine and ultra-supercritical power station. Compared with precipitation strengthened nickel-based superalloy, the weldability of solid solution strengthened nickel base superalloy is relatively better, and the formation of welding cracks can be avoided by adjusting welding process and alloy composition. With the increasing application of solid solution strengthened nickel-based superalloys, the welding of superalloys and dissimilar materials shows great research value. Therefore, the research progress of solid solution strengthened nickel-based superalloy and its welding technology with dissimilar materials is reviewed in this paper, which mainly involves argon arc welding, laser welding, electron beam welding, brazing and diffusion bonding, and the research prospect of solid solution strengthened nickel-based superalloy welding is also discussed.

Keywords: Solid solution strengthened nickel-based superalloy; Argon arc welding; Electron beam welding; Diffusion bonding; Brazing

(责编 雷松)



激光加工

Laser Processing

激光加工的特点在于激光易于控制，将激光加工系统、机器人系统与数控技术等相结合，有助于提高柔性化程度、加快加工速度、提高生产效率、缩短产品生产周期，具有广阔的发展前景。



引文格式: 夏佩云, 孟遥, 沈浩然, 等. 铝合金-聚醚醚酮异种材料激光连接工艺特性 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 30-35, 46.
XIA Peiyun, MENG Yao, SHEN Haoran, et al. Process characteristics of laser direct joining of PEEK to aluminum alloy[J].
Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 30-35, 46.

铝合金-聚醚醚酮异种材料 激光连接工艺特性*

夏佩云^{1,2}, 孟遥², 沈浩然², 吕红亚², 刁磊², 封小松², 王春明¹, 尹玉环²

(1. 华中科技大学材料成形与模具技术国家重点实验室, 武汉 430074;

2. 上海航天设备制造总厂有限公司国防科技工业特种焊接技术创新中心, 上海 200245)

[摘要] 采用激光连接技术实现了2mm厚2195铝锂合金与3mm厚聚醚醚酮(PEEK)搭接,对比分析了铝合金焊前表面未处理与磷酸阳极氧化处理两种情况,不同工艺参数条件下接头外观成形、连接界面的微观形貌以及抗拉剪切破坏力情况。结果表明,2195-PEEK异质接头的PEEK一侧可见“弧形”熔融区,对于表面磷酸阳极氧化处理的接头,该线形包络内可见大量尺寸不一的微小气孔,连接界面原始间隙消除形成有效连接;磷酸阳极氧化处理可显著提升接头结合强度,在激光功率1400W、扫描速度3mm/s时,可达到最大抗拉剪切破坏力4479N(PEEK试片宽度30mm),失效位置位于PEEK一侧,界面未被破坏;磷酸阳极氧化处理2195-PEEK激光直接接头界面形成了4 μ m厚度的过渡层,过渡层的厚度与磷酸阳极氧化膜厚度基本一致,Al、C元素浓度形成渐变过渡,推测该过渡层内形成“Al-O-PEEK”化学键,这是提高接头连接强度的重要原因。

关键词: 激光直连; 异质接头; 拉剪力; 磷酸阳极氧化; 化学键

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.030



夏佩云

高工, 博士研究生, 主要从事激光制造、特种焊接技术开发与应用工作。

金属与塑料的复合结构逐渐成为工业领域轻量化制造的重要解决手段^[1]。金属-塑料常见的连接方法有胶接、机械连接。胶接方法存在效率低、对环境敏感、耐久性差等缺点^[1-3]。机械连接破坏了结构的完整性,易引起应力集中问题^[4]。而激光连接凭借其非接触、高效率、振动应力小优势,在塑料-金属的连接领域具有良好的应用前景^[5]。现有研究表明,利用激光透射焊接可实现透光性较好的材料如聚丙烯(PP)^[6]、聚乙烯对苯二甲基(PET)^[7]、聚酰胺(PA)^[8]、聚甲基丙烯酸甲酯

(PMMA)^[9]与金属的连接,甚至玻璃纤维增强的复合材料^[10-11]与金属。近年来,为了克服激光透射连接技术只适用于透光塑料的连接的局限性,国内外学者开展了激光直接连接技术研究,除了可实现前述的透光材料^[12-13],还可以实现碳纤维复合材料^[14-16]等不透光材料的连接。目前对于塑料-金属的激光连接存在的主要问题为连接强度低,为了提高塑料-金属的连接强度,主要采用金属表面微构化预处理增加机械咬合力^[17-18],其次通过过渡层使之形成化学键^[16,19]。

* 基金项目: 上海市工业强基项目(GYQJ-2019-1-32)。

聚醚醚酮(PEEK)树脂是一种新型高性能热塑性聚合物,具有优异的耐热性,可在200℃下长期使用^[20],可望取代热固性树脂作为高性能复合材料的基体材料,在航空航天领域已有大量应用^[21]。目前对于PEEK与金属的连接研究成果未见任何报道。本文采用激光焊接方法进行PEEK-2195铝合金连接试验,对比铝合金表面未处理和阳极氧化处理对异质接头强度的影响,进而分析PEEK-2195连接区域的微观形貌,分析异质材料的连接机理。

试验与材料

1 试验材料

聚醚醚酮(PEEK)板材规格有两种,分别为20mm×10mm×3mm、100mm×30mm×3mm,拉伸强度115MPa,密度1.3g/cm³。2195铝锂合金成分见表1,有两种规格:20mm×10mm×2mm、100mm×30mm×2mm。

2 试验方法

试验采用Rofin 4000W光纤激光器,聚焦光斑直径为0.4mm,波长为1070nm。为了降低试样加工对接头的破坏,金相分析试样和拉剪试样均采用整件式小规格试样进行试验。图1(a)为金相分析试样激光连接示意图,图1(b)为拉剪试样激光连接示意图,均采用铝合金置于PEEK板材上方,激光直接照射铝合金,使得铝合金形成熔池,热量以热传导的形式传递到铝合金与热塑复合材料的连接界面,界面处的铝合金未熔化,但界面处热塑复合材料表层的树脂达到熔融状态,在力与热的作用下与金属连接。采用的焊接工艺参数见表2,铝合金表面为未处理和磷酸阳极氧化处理两种状态。

金相试样连接后不进行分切制样操作,先进行试样镶嵌,后直接磨抛起头端,磨削量为1~3mm。拉伸试样连接后直接进行拉剪切试验。

利用Olympus-MPG3型光学显微镜(OM)观察接头微观组织,拉剪破坏采用XYB305C万能试验机,拉伸速率为10mm/min。

结果与讨论

1 2195-PEEK激光直连接头外观成形

图2为表面未处理铝合金-聚醚醚酮激光连接试样表面照片。当功率增加或速度降低时,容易在结束端形成焊瘤、烧穿。这是由于随着焊接热量的积累,塑料-金属的界面温度升高,在结束端热量积累最大,并且端面的散热条件最差,导致塑料分解出大量气体,气体的爆炸式压力促使铝合金熔池形成飞溅或烧穿。焊后的接头试样除编号11和15外,连

接试样均在焊后自然脱开。典型脱开试验的连接界面如图3所示,在铝合金界面未发现粘连塑料材料,说明在这些参数条件下,铝合金与聚醚醚酮并未形成有效连接。

图4为表面磷酸阳极氧化的铝合金-聚醚醚酮激光连接试验的表面照片。2195铝合金表面的焊缝成形良好,在个别参数的条件下的收尾段存在微小鼓包(编号21),所有的焊缝相对于表面未处理的试样来说,成形有所改善。铝合金焊缝的成形改善与界面形成有效连接相关。界面的有效连接减小了界面的热阻,减小了热量的积累效应,从而改善了焊缝结束端的爆炸烧穿。对于表面处理的接头,焊后所有试样在自然状态下均未发生脱开。因此,相对于未表

表1 2195铝锂合金化学成分(质量分数)

Table 1 Chemical composition of 2195 alloy (mass fraction) %

Cu	Li	Mg	Zr	Ag	Al
4.0	1.0	0.25	0.11	0.27	余量

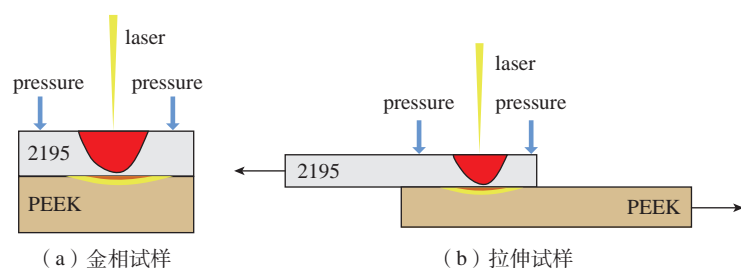


图1 聚醚醚酮-铝合金激光直连示意图

Fig.1 Diagram of laser direct joining of PEEK to aluminum

表2 试验采用的焊接工艺参数

Table 2 Welding parameters used in experiments

序号	激光功率 / W	焊接速度 / (mm·min ⁻¹)	离焦量	铝合金表面状态与编号	铝合金表面状态与编号
1	1300	3	0	未处理 11	磷酸阳极氧化 21
2	1300	4	0	未处理 12	磷酸阳极氧化 22
3	1300	5	0	未处理 13	磷酸阳极氧化 23
4	1400	3	0	未处理 14	磷酸阳极氧化 24
5	1400	4	0	未处理 15	磷酸阳极氧化 25
6	1400	5	0	未处理 16	磷酸阳极氧化 26



图2 2195 铝合金(表面未处理)- 聚醚醚酮激光连接试样
Fig.2 Laser direct joints of aluminum (surface untreated) and PEEK

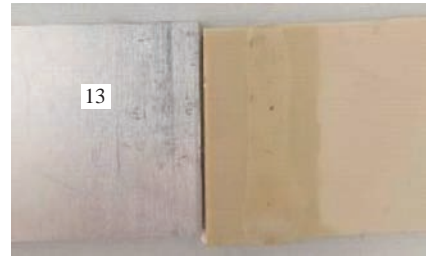


图3 直接脱开的连接接头(试样编号 13)
Fig.3 Specimen with low adhesion (sample 13)

面处理的接头,表面处理有利于改善异质界面的有效连接。

2 Al-PEEK 异质界面连接微观形貌

图5为典型磷酸阳极氧化2195铝锂合金-聚醚醚酮激光连接接头横截面金相。塑料一侧可见“弧形”熔融区域,在铝合金熔池正下方熔融深度最大,分别向两侧厚度减小。铝合金熔池是塑料-铝合金界面热量的来源,熔池壁相当于等温面呈放射状进行热传递,以致形成树脂弧形熔融区域。树脂熔融区域存在大小不一、分散状的气孔,靠近铝合金焊缝处其气孔数量更多、尺寸更大。焊缝中心线附近的树脂熔融区距离等温面更近,温度更高并且高温区域停留时间更长,热分解程度更大,与文献[8]中提到塑料热分解规律的结果一致。

图6为不同焊接参数下磷酸阳极氧化铝合金-聚醚醚酮激光连接接头横截面。随着激光功率的增加或焊接速度降低,铝合金熔池深度明显增加,面积增大,界面处塑料熔融区域变大,气孔尺寸变大,数量变多。图7为表面未处理Al-PEEK激光连接接头横截面。同样存在弧形连接区域,但区域内未见气孔。这是由于在未处理的2195-PEEK界面,2195铝锂合金本身与PEEK表面能相差较大,熔融树脂对Al的润湿性不足,导致界面热阻增大,传递至树脂一侧的热量更少,界面处树脂温度更低,从而减少了树脂的热分解,避免了气孔的形成。同样由于2195铝合金、PEEK润湿性不足和化学性

质差异大,很难形成化学键合,此类接头更多为物理连接(范德华力、机械咬合),结合强度较低,容易失效。因此,在界面处存在明显间隙(图7

因此,在界面处存在明显间隙(图7



图4 铝合金(表面磷酸氧化)- 聚醚醚酮激光连接试样
Fig.4 Laser direct joints of PEEK to Al (surface phosphoric acid oxidation)

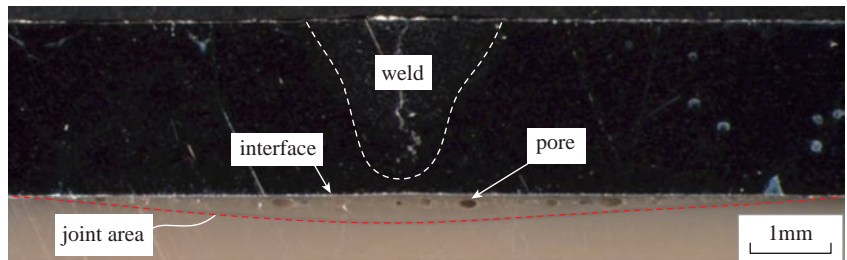


图5 典型铝合金-聚醚醚酮激光直接接头横截面
Fig.5 Cross section of laser direct joints of PEEK and Al (surface phosphoric acid oxidation)

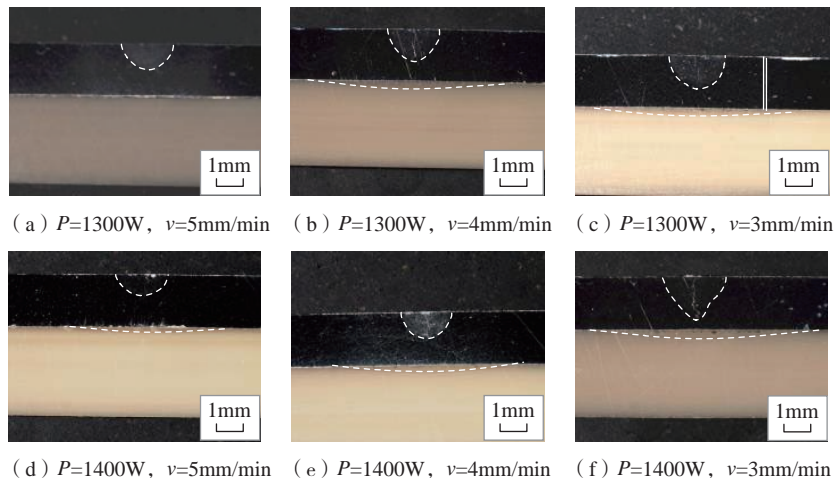


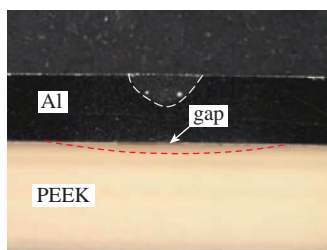
图6 不同参数条件磷酸阳极氧化Al-PEEK激光连接接头横截面
Fig.6 Cross section of laser direct joints of PEEK and Al (surface phosphoric acid oxidation) under different parameters

(a)),甚至完全脱开(图7(b)),应为连接的强度不足,导致在制样过程中接头脱开。

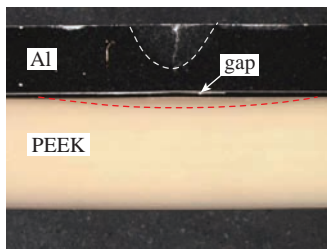
3 Al-PEEK 异质接头拉剪切破坏力

图8为不同参数条件下未脱开的试样的抗拉剪切破坏力情况。未处理的铝合金-聚醚醚酮接头的最大抗拉剪切破坏力为2825N(试样11)、2510N(试样15),均破坏于连接界面。破坏后的界面如图9所示,铝合金一侧可见粘连的塑料,塑料一侧可见近似高斯形的粘连区域。黏结区域宽度起焊处最小,随着焊接行进,粘连宽度迅速增大,然后保持相对稳定,在结尾处由于端面散热条件变差和热积累等情况,宽度有一定的增加。

磷酸阳极氧化处理的2195-PEEK接头试样编号21、25,抗拉剪切破坏力分别为3744N和3520N,失效于连接界面。破坏后的连接界面如图10(a)所示,铝合金表面仅在起头和结尾处有少量塑料粘连,连接区域轮廓呈高斯形,与未处理接头的连接区域形状一致。编号22、23、24、26试样断裂在塑料一侧,界面未失效,从断裂走向来看,近似高斯形状的一侧轮廓(图10(b)和(c))。因



(a) 试样11

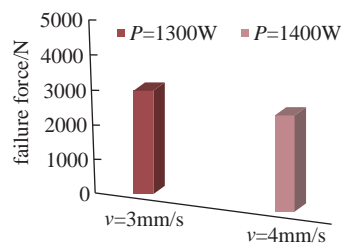


(b) 试样15

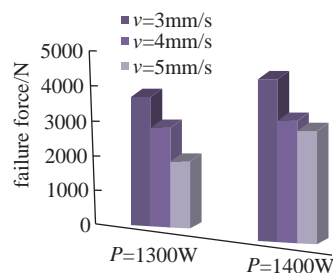
图7 表面未处理 Al-PEEK 连接接头横截面
Fig.7 Cross section of laser direct joints of PEEK and Al (surface untreated)

此认为,拉剪破坏的位置接近连接区域的边缘。试样22、23、24、26接头抗拉剪破坏力差别较大,最大为4479N(试样24:1400W、3mm/min),最小为2100N(试样23:1300W、5mm/min),存在较大波动。若通过塑料母材的横截面积计算,抗拉强度为23.33~49.77MPa,远小于母材抗拉强度(115MPa)。

磷酸阳极氧化处理2195铝锂合金-聚醚醚酮接头抗拉剪切破坏力波动,一方面是由于焊接装配时塑料与铝合金的装配不平行;另一方面则可能是拉剪切破坏试验方法的局限性导致。若铝合金与聚醚醚酮焊接装配时存在一定的不平行度(图11),拉伸时施加的平行载荷,那么A点受载情况更为恶劣,导致提



(a) 未处理铝合金-聚醚醚酮



(b) 磷酸阳极氧化铝合金-聚醚醚酮

图8 不同参数条件下接头抗拉剪切破坏力
Fig.8 Tensile shear force of joints under different parameters



(a) 试件编号21和25

(b) 试件编号24和26

(c) 试件编号22和23

图10 磷酸阳极氧化铝合金-聚醚醚酮接头破坏情况
Fig.10 Joints of Al (surface phosphoric acid oxidation) and PEEK after tension test

前失效。复核了试样23、22,的确存在装配不平行问题,破坏力分别为2100N、2750N,低于其他试样。在试样焊接时平行度较好的情况下,连接界面有效连接强度较高时,接头的失效示意图如图12所示。接头连接区域边缘的A、B两点是应力集中点,但A点承力的基体为树脂材料,B点承力的基体为铝合金材料,由于树脂基体强度远低于铝合金基体,因此A点成了失效的高风险点。由于有效连接区域的存在限制了A点(有效连接区域的边缘)左侧的PEEK的变形,导致A点存在应力集中和弯曲载荷,因此失效时的载荷远远低于塑料母材抗拉强度。有效连接区域的轮廓因工艺参数的不同而不同,从而导致了塑料应力集中的情况不一致,因此接头抗拉剪切破坏力存在一定的波动。从失效的试样24、试样26断裂位置来看,失效的位置与有效连接区域的边缘基本吻合,基本呈高斯形状轮廓,从而证实了上述分析的准确性。

4 异质界面连接机理

图13为2195-PEEK激光连接接头横截面微观形貌与元素分析。

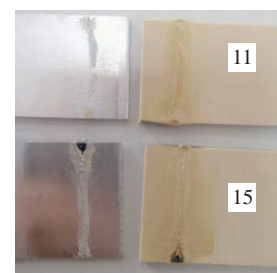


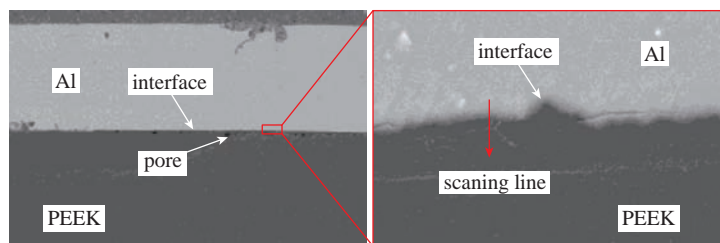
图9 破坏后的铝合金(表面未处理)-聚醚醚酮连接接头

Fig.9 Joints of Al (surface untreated) and PEEK after tension test

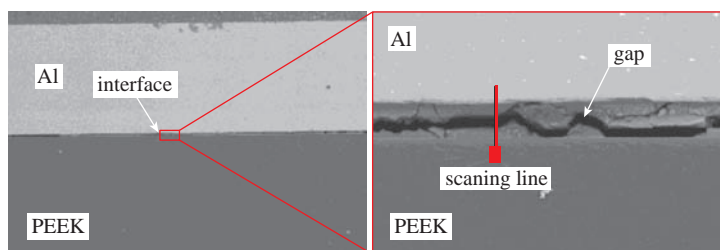
磷酸阳极氧化处理 2195-PEEK 接头界面间隙已经完全消除,连接界面处存在波浪形的过渡区,树脂与铝合金相互咬合。铝合金磷酸阳极氧化后表面呈凹凸不平的多孔结构,据有关研究表明表面磷酸阳极氧化处理可大幅降低表面能^[22],因此改善了熔融的 PEEK 树脂的润湿性。部分 PEEK 树脂进入了氧化膜的空隙内,从而形成界面相互“咬合”的效果。界面附近可见颜色渐变的过渡层,Al 和 C 元素浓度梯度变化,趋势正好相反(图 13 (c))。过渡区的厚度为 4 μm ,与磷酸阳极氧化膜的厚度基本一致。过渡区内磷酸阳极氧化膜层与树脂形成了结合,Al 和 C 化学成分发生梯度变化。由于铝合金磷酸阳极氧化处理后,表面生成了极性的氧化物 $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$,极性的氧化物可以提高其在角接界面上与树脂的色散力和范德华力,同时可与聚合物中的极性团形成共价键^[23],因此推测本文中的 Al-PEEK 中形成类似“Al-O-PEEK”的共价键。同样,在已有文献中发现铝合金表面阳极氧化膜可与 PA6 形成“Al-O-PA6”化学键^[17]。而表面未处理的 2195-PEEK 连接界面上存在锯齿状的间隙,Al、C 元素发生浓度有断层现象,未形成有效连接。一方面由于 2195 铝合金表面能高,熔融树脂在其表面无法良好润湿铺展;另一方面,树脂材料在热力作

用下,与 2195 铝合金表面互相贴合,两者之间存在范德华力、氢键的吸附

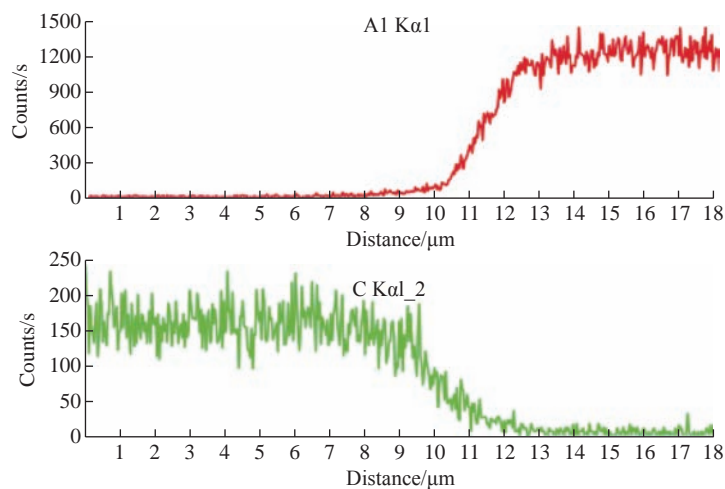
力,结合强度低,在后期磨抛试样时吸附界面失效,形成锯齿间隙。



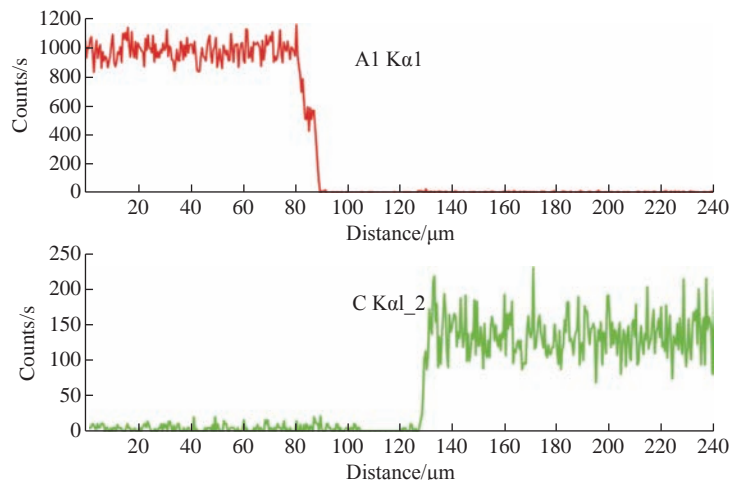
(a) 磷酸阳极氧化处理



(b) 表面未处理



(c) 磷酸阳极氧化处理元素分布



(d) 表面未处理元素分布

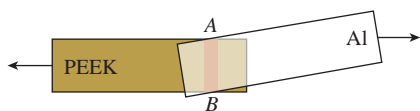


图 11 2195-PEEK 装配不平行的连接试样示意图

Fig.11 Schematic diagram of 2195-PEEK joints nonparallel assembled

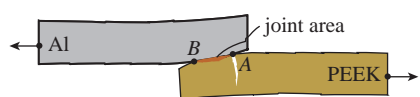


图 12 拉伸剪切失效示意图

Fig.12 Schematic diagram of tensile shear failure in 2195-PEEK joints

图 13 磷酸阳极氧化 Al-PEEK 连接界面微观形貌与元素分布
Fig.13 Microstructure and element distribution of joints of Al-PEEK

结论

(1) 2195-PEEK 激光连接接头的树脂一侧形成弧形熔融区。磷酸阳极氧化处理的接头区域内可见大小不一、分散状气孔,中心位置气孔尺寸更大、更为密集,界面处未发现间隙。表面未处理 2195-PEEK 激光连接接头区域内未见气孔、界面处存在间隙。

(2) 磷酸阳极氧化处理 2195-PEEK 激光连接接头最大破坏力达到 4479N,抗拉剪破坏失效位置在塑料一侧。表面未处理 2195-PEEK 接头最大抗拉剪破坏力达到 2825N,失效于连接界面。铝合金表面磷酸阳极氧化处理可提高 2195-PEEK 激光连接接头强度至少 58% 以上。

(3) 不同参数条件下磷酸阳极氧化处理 2195-PEEK 激光连接接头抗拉剪破坏力存在波动性,与试样装配平行度以及连接接头应力集中有关。装配平行度较差时,可导致低应力下失效;在装配平行度良好的情况下,接头失效于连接区域边缘的 PEEK 基体一侧,与异质接头拉剪试验方法条件下低强度材料一侧应力集中有关。

(4) 磷酸阳极氧化处理 2195-PEEK 激光直接接头界面处存在约 4 μm 的过渡层,与磷酸阳极氧化膜厚度一致,推测过渡层存在 Al-O-PEEK 化学键,对提高接头的连接强度有重要作用。

参考文献

[1] AMANCIO-FILHO S T, DOS SANTOS J F. Joining of polymers and polymer-metal hybrid structures: Recent developments and trends[J]. *Polymer Engineering & Science*, 2009, 49(8): 1461-1476.

[2] FINK A, CAMANHO P P, ANDRÉS J M, et al. Hybrid CFRP/titanium bolted joints: Performance assessment and application to a spacecraft payload adaptor[J]. *Composites Science and Technology*, 2010, 70(2): 305-317.

[3] JUNG K W, KAWAHITO Y, TAKAHASHI M, et al. Laser direct joining of carbon fiber reinforced plastic to zinc-coated steel[J]. *Materials & Design*, 2013, 47: 179-188.

[4] 金峻峰. 金属/复合材料机械连接热

接触效应研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2015.

JIN Junfeng. Study on thermal contact effect of metal/composite mechanical connection[D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2015.

[5] 焦俊科, 王强, 管少平, 等. 碳纤热塑复合材料激光连接技术研究进展[J]. *航空制造技术*, 2016, 59(19): 24-29.

JIAO Junke, WANG Qiang, ZAN Shaoping, et al. Research progress on CFRTP laser joining technology[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2016, 59(19): 24-29.

[6] GHORBEL E, CASALINO G, ABED S. Laser diode transmission welding of polypropylene: Geometrical and microstructure characterisation of weld[J]. *Materials & Design*, 2009, 30(7): 2745-2751.

[7] 黄磊, 陈希章, 郑怀忠. 304 不锈钢与 PET 激光焊接性能研究[J]. *上海交通大学学报*, 2016, 50(S1): 121-124.

HUANG Lei, CHEN Xizhang, ZHENG Huaizhong. Laser welding performance of 304 stainless steel and PET[J]. *Journal of Shanghai Jiao Tong University*, 2016, 50(S1): 121-124.

[8] 夏佩云, 李颖, 张婧, 等. 聚酰胺-不锈钢激光透射焊接工艺特性[J]. *中国激光*, 2020, 47(6): 155-161.

XIA Peiyun, LI Ying, ZHANG Jing, et al. Characteristics of laser transmission welding polyamide-stainless steel[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2020, 47(6): 155-161.

[9] BAUERNHUBER A, MARKOVITS T, TRIF L, et al. Adhesion of steel and PMMA by means of laser radiation[J]. *Materials Science Forum*, 2017, 885: 61-66.

[10] RODRIGUEZ-VIDAL E, SANZ C, LAMBARRI J, et al. Experimental investigation into metal micro-patterning by laser on polymer-metal hybrid joining[J]. *Optics & Laser Technology*, 2018, 104: 73-82.

[11] JAESCHKE P, WIPPO V, SUTTMANN O, et al. Advanced laser welding of high-performance thermoplastic composites[J]. *Journal of Laser Applications*, 2015, 27(S2): S29004.

[12] KATAYAMA S, KAWAHITO Y. Laser direct joining of metal and plastic[J]. *Scripta Materialia*, 2008, 59(12): 1247-1250.

[13] MIYASHITA Y, TAKAHASHI M, TAKEMI M, et al. Dissimilar materials micro welding between stainless steel and plastics by using pulse YAG laser[J]. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, 2009, 3(2): 409-415.

[14] JUNG K W, KAWAHITO Y, TAKAHASHI M, et al. Laser direct joining of carbon fiber reinforced plastic to zinc-coated steel[J]. *Materials & Design*, 2013, 47(9): 179-188.

[15] JUNG K W, KAWAHITO Y, TAKAHASHI M, et al. Laser direct joining of carbon fiber reinforced plastic to aluminum alloy[J]. *Journal of Laser Applications*, 2013, 25(3): 530-533.

[16] 谭向虎, 单际国, 任家烈. 镀 Cr 层对低碳钢/CFRP 激光连接接头剪切强度及界面结合特征的影响[J]. *金属学报*, 2013, 49(6): 751-756.

TAN Xianghu, SHAN Jiguo, REN Jialie. Effects of Cr plating layer on shear strength and interface bonding characteristics of mild steel/cfrp joint by laser heating[J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2013, 49(6): 751-756.

[17] RAUSCHENBERGER J, CENIGAONAINDIA A, KESEBERG J, et al. Laser hybrid joining of plastic and metal components for lightweight components[C]// SPIE LASE. Proc SPIE 9356, High-Power Laser Materials Processing: Lasers, Beam Delivery, Diagnostics, and Applications IV, San Francisco, 2015.

[18] ROESNER A, OLOWINSKY A, GILLNER A. Long term stability of laser joined plastic metal parts[J]. *Physics Procedia*, 2013, 41: 169-171.

[19] ZHANG Z, SHAN J G, TAN X H, et al. Effect of anodizing pretreatment on laser joining CFRP to aluminum alloy A6061[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2016, 70: 142-151.

[20] ATTWOOD T E, DAWSON P C, FREEMAN J L, et al. Synthesis and properties of polyaryletherketones[J]. *Polymer*, 1981, 22(8): 1096-1103.

[21] 张照. 碳纤维织物增强聚醚醚酮基(CFF/PEEK)航空复合材料的制备及其界面改性[D]. 上海: 东华大学, 2017.

ZHANG Zhao. Preparations and interface modifications for carbon fiber fabrics reinforced polyetheretherketone (CFF/PEEK) aeronautical composites[D]. Shanghai: Donghua University, 2017.

[22] OOSTING R. Towards a new durable and environmentally compliant adhesive bonding process for aluminium alloys[J]. *Material Protection*, 2014, 47(8): 59-61.

[23] 祝萌, 朱光明, 徐博. 磷酸阳极化工艺对铝合金胶接性能的影响[J]. *材料保护*, 2014, 47(8): 59-62, 8.

ZHU Meng, ZHU Guangming, XU Bo. Effect of phosphoric acid anodizing on adhesive bonding of aluminum alloys—A review[J]. *Materials Protection*, 2014, 47(8): 59-62, 8.

通讯作者: 王春明, 教授, 博士, 研究方向为激光加工技术。

(下转第 46 页)

引文格式: 陈健, 姚喆赫, 姚建华, 等. 超声振动辅助激光熔覆技术研究进展综述 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 36-46.

CHEN Jian, YAO Zhehe, YAO Jianhua. State-of-art review on ultrasonic vibration-assisted laser cladding[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 36-46.

超声振动辅助激光熔覆技术研究进展综述*

陈健^{1,2,3}, 姚喆赫^{1,2,3}, 姚建华^{1,2,3}, 刘焱⁴

(1. 浙江工业大学激光先进制造研究院, 杭州 310023;

2. 高端激光制造装备省部共建协同创新中心, 杭州 310023;

3. 浙江工业大学机械工程学院, 杭州 310023;

4. 国网宁夏电力有限公司检修公司, 银川 750011)

[摘要] 基于激光熔覆的高效表面改性与成形优势, 引入超声能场克服其快速凝固导致的缺陷, 已成为当前国内外的研究热点。研究表明, 在施加超声振动后, 激光熔覆层晶粒细化且可形成等轴晶, 同时微裂纹及气孔缺陷显著抑制, 硬度、耐磨性和抗氧化性等性能均得到改善。结合本课题组在超声振动辅助激光熔覆(ULC)技术领域的研究工作, 考虑超声振动的特性, 综述了国内外 ULC 技术的研究现状, 重点分析了 ULC 技术原理、ULC 技术中的超声振动装置与超声施加方式、ULC 熔覆层的微观组织特征及性能表征, 并展望了 ULC 技术的应用前景。

关键词: 激光熔覆; 超声振动; 熔覆层; 缺陷; 性能

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.036



陈健

博士研究生, 主要研究方向为能场辅助激光制造。

激光熔覆因能获得硬度分布均匀的熔覆层和产生较低的孔隙率等优势, 已广泛应用于航空制造领域^[1-4]。利用激光熔覆对关键零部件进行表面处理、修复和再制造, 能避免资源浪费, 大幅度延长关键零部件的服役寿命^[5-7]。但由于激光熔覆过程金属的快速凝固, 在极大的温度梯度和冷却速度下, 熔覆层易产生气孔^[8]和微裂纹^[9], 严重制约了高质量激光熔覆层的制备。为解决激光熔覆易产生缺陷的问题, 国内外学者尝试在激光熔覆过程中引入外加能场^[10-13]来实现熔覆层的质量改善。其中, 超

声振动已广泛应用于铸造^[14]和焊接^[15]领域, 并在缺陷抑制方面取得了显著的效果^[16-17], 因此将超声振动引入激光熔覆, 有望实现抑制熔覆层的缺陷, 提升熔覆层的性能。

近年来, 国内外学者针对 Ti 基^[18]、Ni 基^[19]、Fe 基^[20]等多种金属材料, 开展了超声振动辅助激光熔覆(ULC)的理论^[18-20]与试验^[10, 21-22]研究工作, 揭示了不同功率及频率下的超声振动对晶粒形态与尺寸、枝晶生长方向、析出相等微观组织方面的作用效果^[10, 18-22]。同时, 基于超声振动的机械效应和热效应对熔体的作

* 基金项目: 国家自然科学基金(51705460); 浙江省重点研发计划(2019C04004); 浙江省属高校基本科研业务费专项资金(RF-B2020002)。

用机制,研究了激光熔覆过程中超声振动加速熔池流动的声-流耦合机理^[18];考虑超声振动对过冷度及形核率的影响,揭示了超声振动对柱状晶向等轴晶转变(CET)的作用机制^[19-20]。

基于本课题组近年来在 ULC 领域的研究工作,结合文献调研,本文从 ULC 技术原理、超声振动装置与超声施加形式、ULC 熔覆层的微观组织特征及性能表征等方面进行综述,并对 ULC 技术的应用前景进行了展望。

ULC 技术原理

ULC 技术原理如图 1 所示。ULC 技术将激光和超声作为能量源,粉末/丝材材料与部分基体在激光束的辐射下熔化形成熔池,超声振动和激光热源耦合作用于熔池流动和凝固结晶过程,从而形成高质量激光熔覆层和良好的冶金结合,实现高质量表面改性、增材制造与再制造。

超声振动在金属熔体中具有多种增益效应,包括声空化、机械效应、声流效应等。声空化的形成与溃灭将对熔池内部瞬时压强产生剧烈影响,而超声在熔池内部产生的声流与机械效应可加速熔池流动。在超声振动多种效应的共同作用下,达到超声辅助组织和性能调控的显著效果^[23-24]。

ULC 技术中超声振动装置与超声施加形式

超声振动装置是 ULC 技术中的核心,结构需紧凑且适合整体装配,与激光熔覆设备配合,实现激光复合制造。超声振动装置包括超声发生器、换能器、变幅杆等元件,一般通过超声变幅杆放大并传递超声,并实现超声振动与激光熔覆的耦合。为了实现超声的有效施加,国内外学者设计了多种超声施加形式:(1)固定接触式^[25-26],将待熔覆的基体直接或通过夹具固定在超声变幅杆末端;(2)非固定接触式^[27],超声变幅杆末

端以一定的预压力接触基体;(3)非接触式^[28],超声变幅杆与基体保持一定距离。ULC 技术中的超声施加形式示意图如图 2 所示。

采用固定接触式时,超声振动从基体底部传递至熔池,基体与变幅杆之间通常采用螺钉等紧固件连接,超声振动将在紧固件与变幅杆/基体结合面处发生衰减,因而紧固件的连接可靠性成为超声有效传递的关键;采用非固定接触式时,超声振动从基体侧边传递,变幅杆与基体间的有效接触为超声引入基体的关键;采用非接触式时,由于超声波在空气中衰减较大,变幅杆末端与熔池间的距离是影响超声与熔池耦合的主要因素。

超声振动装置与激光熔覆设备

集成时,需兼顾两者的工作稳定性,同时应避免两者之间的干涉。对于接触式的超声施加型式,熔覆过程造成基体短时局部的大量热量将传递至超声振动模块,因而超声振动模块易出现失效报警,目前通常采用在超声振动模块内部设计散热^[29]或降温装置^[30]的措施来解决上述问题。

在考虑 ULC 中的超声与激光束的耦合时,需要对工艺参数进行匹配。通常在最优激光工艺参数下^[10,21,27],即激光熔覆设备提供的激光功率、光斑直径和扫描速度等处于最佳匹配状态时,同步或提前开启超声振动模块,通过调节超声振动频率、功率和振幅等超声参数,确定合适的 ULC 工艺窗口,实现超声振

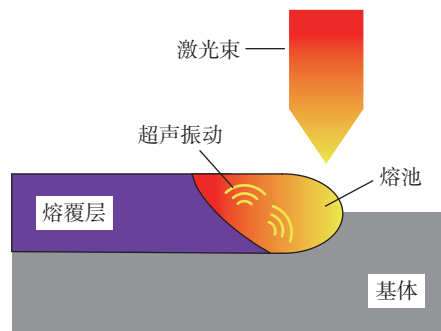


图 1 ULC 技术原理

Fig.1 Mechanism of ultrasonic vibration-assisted laser cladding

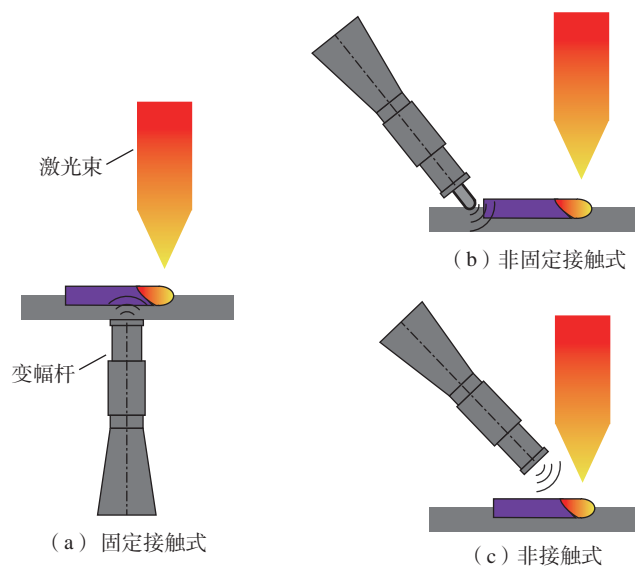


图 2 ULC 技术中的超声施加形式

Fig.2 Diagram of ultrasonic applying modes in ULC

动的传递与激光熔覆过程的耦合。

ULC 熔覆层的微观组织特征

1 微观组织形貌

在超声振动的作用下, ULC 熔覆层中的晶粒形态与尺寸、枝晶生长、析出相等微观组织发生显著

变化。

(1) 熔覆层晶粒细化: Ma 等^[21]采用超声辅助激光熔覆制备陶瓷/金属复合熔覆层, 发现在超声作用下熔覆层的晶粒尺寸显著减小, 超声振动作用下的激光熔覆层晶粒细化效果亦在文献 [26, 31-33] 中有报道。

(2) 熔覆层枝晶形貌变化: 激光熔覆层组织主要为外延生长的柱状晶, 且具有显著的取向性, 在超声振动的作用下, 柱状晶生长向各个方向延展, 取向性减弱^[26] (图 3^[26]); 而在大功率超声作用下, 可实现 CET 转变^[10] (图 4^[10])。

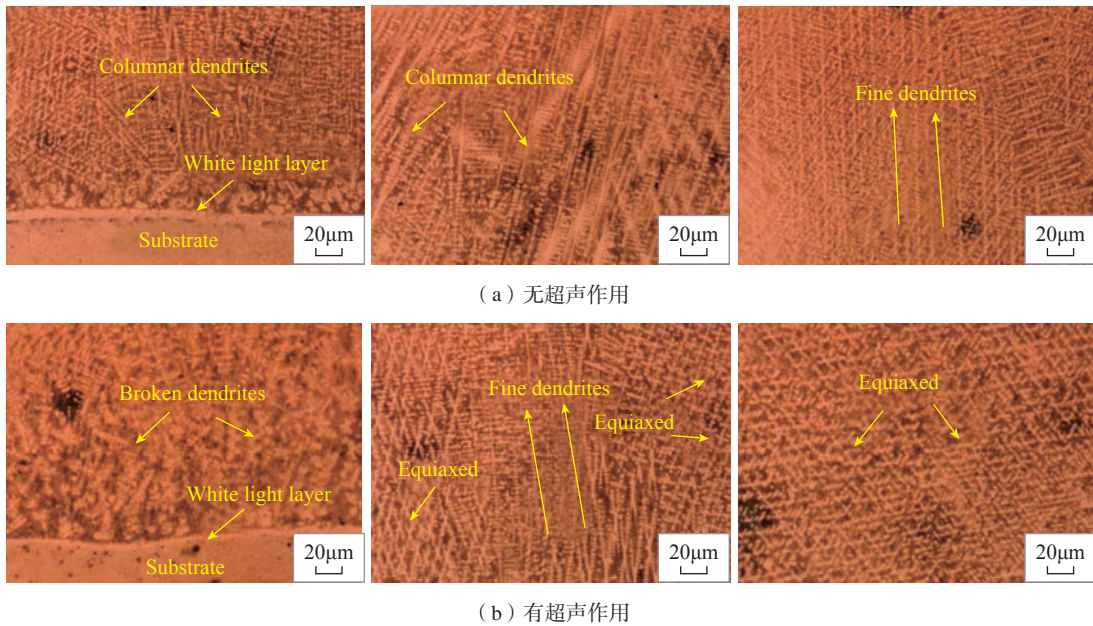


图 3 超声振动对晶粒生长方向的影响

Fig.3 Effect of ultrasonic vibration on grain growth direction

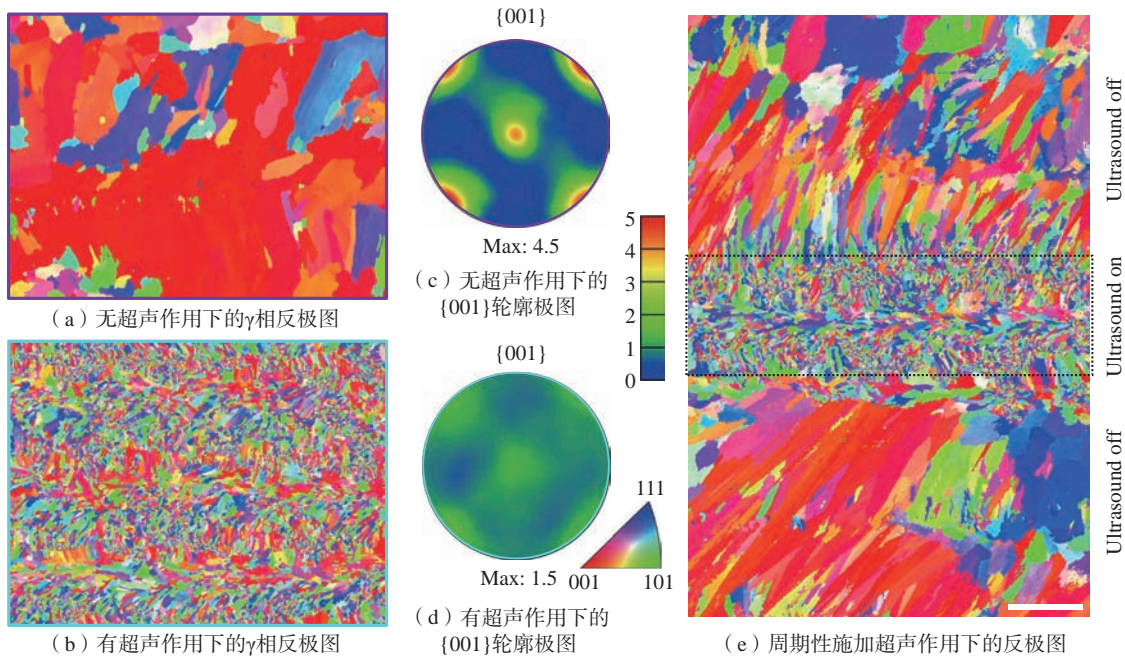


图 4 周期性施加超声振动时的微观组织

Fig.4 Microstructure of periodically applied ultrasonic vibration

(3) 二次相析出降低: Zhang 等^[34]通过在激光熔覆原位制备 NiTi 合金过程中引入超声振动,使得 NiTi 合金组织变得更加均匀细小且减少了二次相的析出。

(4) 颗粒分布均匀化: Li 等^[35-36]发现在引入超声振动后,硬质相 WC 颗粒的分布变得更加均匀; Zhang 等^[37]也发现由于超声振动促进了熔池的传热传质从而使得熔覆过程中添加的陶瓷颗粒分布更加均匀。

上述研究显示了超声振动对微观组织的作用效果,同时,学者们也针对超声振动参数对微观组织的影响开展了量化研究,通过探究超声工艺参数对 ULC 的作用规律来实现最优的 ULC 加工方案。Ma 等^[21,31]采用不同超声功率(0、200W、300W 和 500W)的超声辅助激光熔覆制备金属-陶瓷熔覆层,研究发现晶粒细化结果随超声功率的增加而愈加显著,且界面处从无超声辅助时的连续整条带状结构转变成 500W 超声作用时的分散块状结构; Wang 等^[22]开展了超声频率(0、25kHz、33kHz 和 41kHz)对微观组织的影响研究,结果表明,33kHz 和 41kHz 的频率下能产生比 25kHz 时更细的晶粒组织,同时超声振动改变了各区域的 Laves 相形状与分布,不同超声频率下各区域的 Laves 相分布如图 5^[22]所示,除此之外,超声振动使长棒状 Laves 相变短,分布更加均匀,且该效果随着频率的增加变得更加显著,当频率在 33kHz 时,熔覆层已开始析出颗粒状 Laves 相。

ULC 熔覆层微观组织变化的机理主要为超声的空化效应及声流效应。(1)熔覆层晶粒细化、枝晶生长方向变化、CET 转变及二次相析出减少主要由于超声空化效应:超声振动作用下将产生空化泡,空化泡在经历周期振荡后溃灭,并产生微射流来破碎柱状枝晶,断裂的柱状枝晶可以成为新的形核中心,在凝固前沿

继续长成新的生长方向不同的枝晶;同时超声空化效应下,气泡崩溃时将改变局部平衡条件,产生的瞬态高压将导致合金熔点升高,促使液相过冷度增加,从而促进了晶粒的固相成核,抑制了二次相的析出^[38-42]。(2)熔覆层中颗粒分布变得更加均匀主要由于声流效应:在声流作用下,熔

池将发生强烈的对流,从而硬质相颗粒分布变得更加均匀^[40,42-43]。超声功率或频率的增加将引起熔池内产生更加剧烈的空化效应及声流效应,仅对微观组织而言,更剧烈的微射流及声流搅拌能起到改善作用,因而能在匹配最佳工艺参数时获得理想的熔覆层^[44]。但超声强度过高将对熔

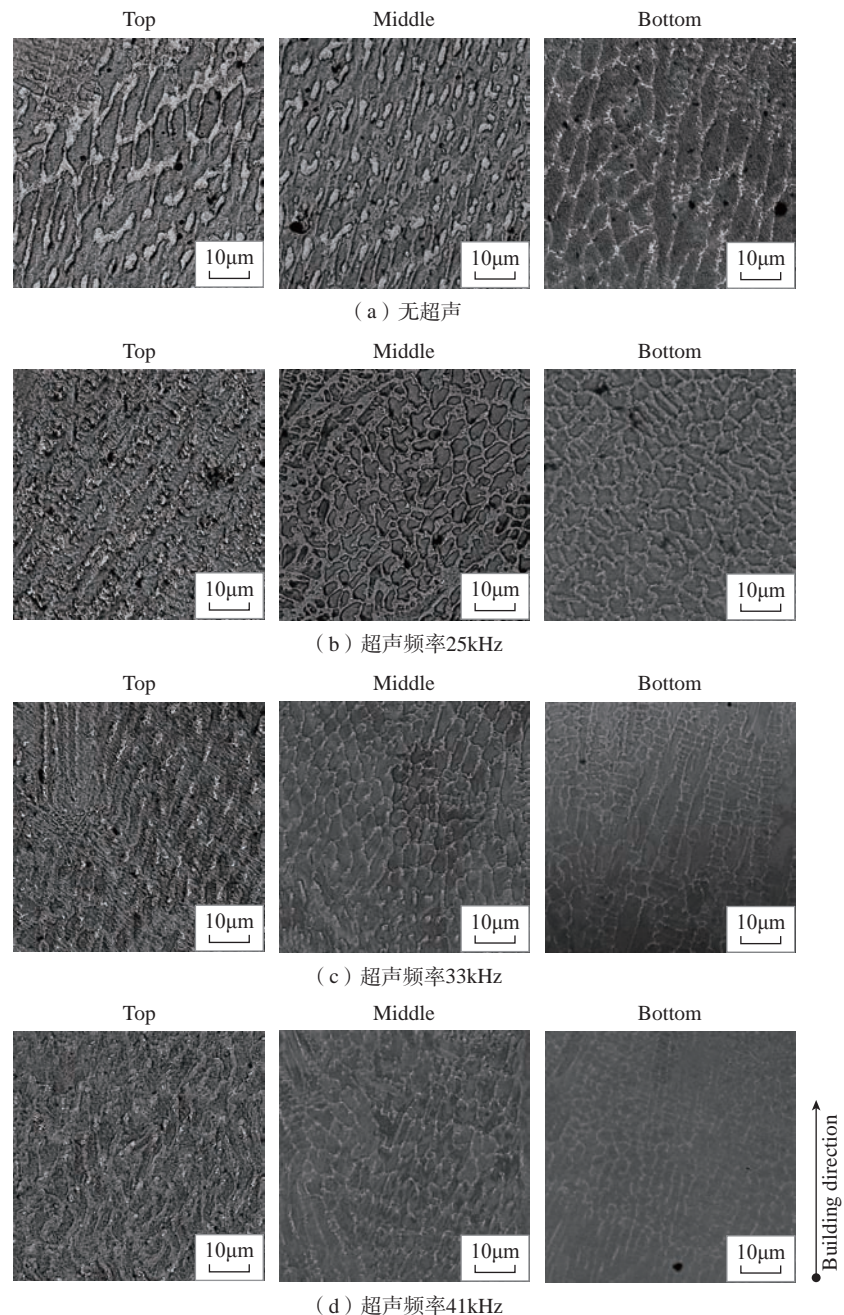


图 5 不同超声频率下各区域的 Laves 相析出形貌的比较

Fig.5 Comparisons on precipitated morphology of Laves phase in different zones with different ultrasonic frequencies

覆层宏观形貌产生不利影响,超声参数与激光参数的优化匹配有待进一步深入的理论和试验研究。

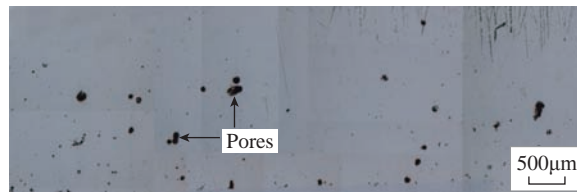
2 微裂纹与气孔缺陷

微裂纹及气孔是激光熔覆中常见的缺陷,在激光熔覆过程中引入超声振动,能实现气孔和裂纹等缺陷的抑制。王维等^[18]在激光熔覆中引入超声振动,获得了致密的组织,将气孔率从无超声时的2.4%降低到0.75%。Li等^[36]在激光熔覆Ni-WC-La₂O₃复合熔覆层时,发现由于硬质相WC的存在,熔覆层易出现裂纹,但在引入超声振动后,裂纹的产生受到抑制。申井义等^[45]基于最优激光熔覆工艺参数,并引入空载式超声振动来辅助激光熔覆,获得了无明显裂纹及气孔等缺陷的熔覆层。为量化探究超声振动对缺陷影响效果,学者们开展了超声振动参数对缺陷的作用规律研究。Cong等^[22,46]发现在超声作用下,由于超声振动产生的声流效应和空化效应,减少甚至抑制了熔覆层中微裂纹和气孔的产生,同时发现减少及抑制缺陷存在最优的超声频率(25kHz),提高或降低频率都将使得气孔抑制效果受到削弱,不同频率下的气孔抑制效果如图6^[22]所示。Zhang等^[37]研究表明,当超声功率为100W、200W、300W时,施加超声振动抑制裂纹,但当超声功率增加到400W时,抑制裂纹效果消失,同时萌发出微裂纹。

超声振动对熔覆层缺陷抑制的作用机理为超声空化效应和声流效应的综合作用。激光熔覆的凝固阶段为快速凝固的过程,由于快速冷却导致试样顶部极易因局部的熔池收缩和表面张力驱动的对流流动而形成孔洞,同时,底部因应力集中而易产生微裂纹^[47]。在超声振动的两种效应下,气液界面发生改变,使得产生的孔隙破碎,促进熔体中的未溶解的气体溢出,熔体整体更加紧密,避免因快速冷却导致气体无法逸出而

产生孔洞情况的发生;同时超声的声流效应将影响金属熔体的马兰戈尼效应,促进整个熔池更加均匀地流动,降低了熔池整体的温度梯度,能减少因较大温度梯度而导致的过大内部应力,从产生根源上消除易在底部形成的微裂纹^[46,48-53]。不同于超声参数对微观组织形貌的影响效果,超声功率或频率过高甚至可能对裂纹和气孔抑制起到反作用,其原因可

能为在过高的功率或频率时,熔池内将因更剧烈的空化效应及声流效应而呈现复杂的变化过程,内部的气体在逃逸出熔池过程中可能被熔池流动再次卷入,而过多因空化产生的局部高温可能导致局部温度梯度变化,从而诱导裂纹的萌发。针对该方面的研究,原位实时观察^[54]能给出最直观的解释,但目前相应技术因多种客观因素而尚未被运用于ULC。



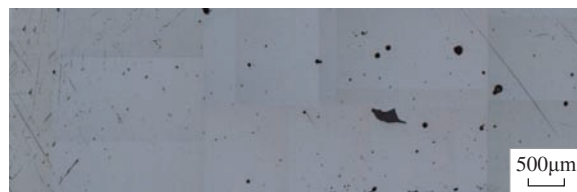
(a) 无超声作用下的显微组织



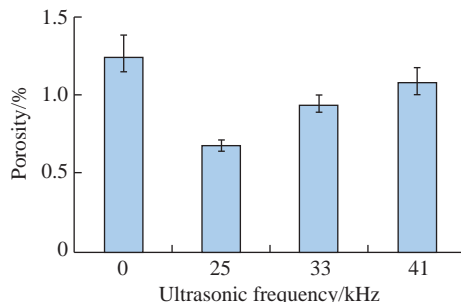
(b) 超声频率25kHz下的显微组织



(c) 超声频率33kHz下的显微组织



(d) 超声频率41kHz下的显微组织



(e) 不同超声频率下的孔隙率

图6 超声频率对气孔的影响

Fig.6 Effects of ultrasonic frequency on porosity

超声振动对熔覆层微观组织形貌及缺陷的影响概述于表 1 中。

ULC 熔覆层的性能特征

1 硬度和拉伸强度

超声振动可提升 ULC 熔覆层的硬度,并使硬度的分布变得平缓,同时拉伸性能得到明显改善。徐家乐等^[26]在超声辅助激光熔覆下制备的

熔覆层的硬度和弹性模量分别增长了 15.7% 和 4.9%; Zhang 等^[34]采用超声振动辅助 NiTi 合金激光熔覆,提高了 NiTi 合金的显微硬度和杨氏模量; Wen 等^[27]制备的高熵合金熔覆层的硬度在超声振动辅助下发生了明显变化,显著优于基体,约为基体的 2 倍; Todaro 等^[10]发现在超声施加后,由于晶粒细化,试样的屈

服强度和抗拉强度均提高了约 12%; Ma 等^[21]发现当增加超声输出功率时,熔合区的显微硬度过渡更加平缓化,由指数分布逐渐转变为线性分布,如图 7^[21]所示。

超声振动提升熔覆层硬度和拉伸性能的主要原因是超声振动改变了熔覆层的微观组织。硬度与晶粒大小有关,通常晶粒越小,相应的硬度越大,超声振动通过细化晶粒组织从而实现硬度的提升。超声振动工艺参数的变化影响晶粒细化的结果,进而改变熔覆层硬度。而拉伸性能提高的原因主要是超声振动抑制了应力诱发的马氏体相变,同时超声振动也减少了熔覆层制造缺陷^[34]。

2 耐磨性

超声振动的引入对 ULC 熔覆层

表 1 超声振动对熔覆层宏微观形貌组织及缺陷的影响

Table 1 Effects of ultrasonic vibration on microstructure and defects of cladding layer

类别	影响结果
微观组织	晶粒细化 ^[10, 21, 26, 31] ; 晶粒结构发生变化 ^[10] ; 晶粒生长方向转变 ^[26] ; 添加的强化颗粒分布均匀 ^[35-36] ; 析出相的形状、分布改变 ^[22, 34]
裂纹	抑制裂纹 ^[22, 36-37, 45, 46] , 超声功率过大将重新萌发裂纹 ^[37]
气孔	减少或消除气孔 ^[18, 22, 37, 45, 46]

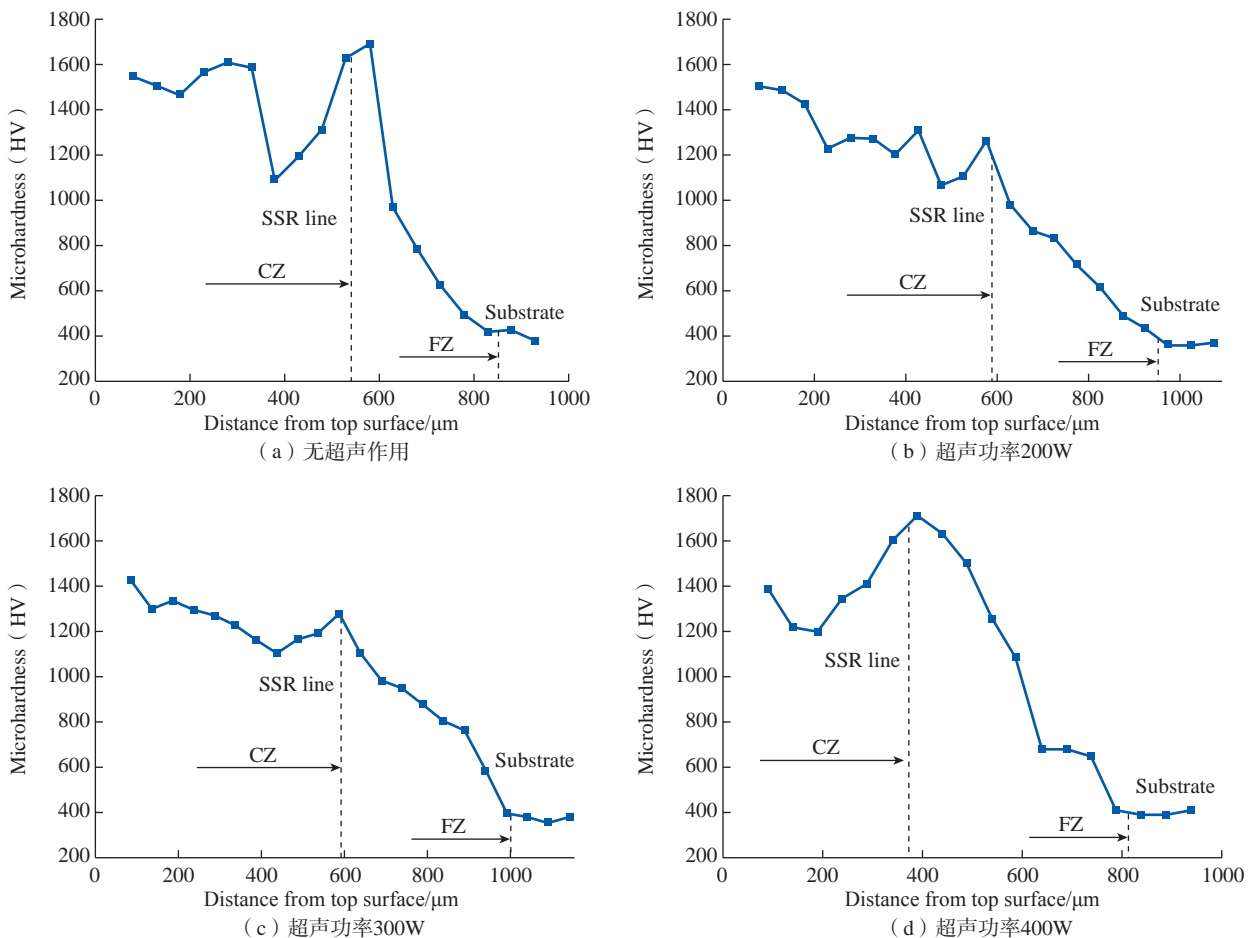


图 7 不同超声功率熔覆层的显微硬度分布

Fig.7 Microhardness distribution of coatings with different ultrasonic power

的磨损机理无影响,但将显著降低熔覆层的摩擦系数,从而提升得到熔覆层的耐磨性。Ma 等^[21]发现超声的施加没有改变熔覆层的磨损机理,但施加超声后熔覆层的摩擦系数明显降低,表明熔覆层的摩擦性能得到了改善;徐家乐等^[26]在超声辅助激光熔覆下制备的熔覆层的摩擦系数较基底降低了 18.5%,相对耐磨系数提升为基底的 47.1 倍;Li 等^[35]发现引入超声后,由于晶粒细化、WC 相弥散强化以及固溶强化,磨损试验中的磨损量最大降低了 80%,摩擦系数显著下降了约 17%;Wen 等^[27]制备的高熵合金熔覆层的常温(25℃)和高温(600℃)耐磨性在超声振动辅助下发生了明显变化,性能显著优于基底;Sourabh 等^[25]发现超声振动作用下形成的表面织构能使表面润湿性增加,表面摩擦系数显著降低。适当的超声功率和振幅才能获得最优的耐磨性能;Li 等^[36]在开展超声功率(0、600W、700W、800W 和 900W)的影响研究时,分析结果表明,随着超声功率的增加,熔覆层的

耐磨性性能先增强后减弱,800W 为最优的超声功率,不同超声功率下的熔覆层的磨损形貌如图 8^[36]所示;聂学武等^[55]分析了不同超声振幅(0、16μm、22μm 和 28μm)下激光熔覆陶瓷硬化复合熔覆层的性能变化,在振幅为 22μm 时所获得的熔覆层的硬度和高温磨损性能最佳。

超声振动提升熔覆层耐磨性是多方面的结果,一方面是由于耐磨性与硬度有关,超声振动提升了熔覆层硬度从而使得熔覆层更加耐磨;同时超声振动使得熔覆层表面粗糙度降低,改善熔覆层耐磨性;而且超声振动使得添加的硬质相分布更加均匀后,将降低熔覆层的摩擦系数,改善耐磨性能;耐磨性也受缺陷等影响,因而存在最优的超声振动功率及振幅。

3 抗氧化性和耐腐蚀性

抗氧化性和耐腐蚀性是评价熔覆层质量的重要指标,在超声振动作用下,熔覆层的抗氧化性和耐腐蚀性可显著提升。徐家乐等^[56]开展了熔覆层抗高温氧化性能研究,结果表明

在超声振动作用下,熔覆层表面将形成更加致密的氧化膜来抵抗高温氧化,同时表面无剥落且未产生氧化破裂;Zhang 等^[37]研究了在不同超声振动功率作用下的熔覆层的高温氧化性,对比了基体与不同功率下的氧化动力学特征,结果如图 9^[37]所示,表明超声振动功率的增加能使得熔覆层的氧化率降低,从而提升熔覆层的致密性,但当超声功率为 400W 时,熔覆层的氧化性由于裂纹的萌生而降低,超声功率为 300W 时熔覆层呈现最佳氧化性;Wen 等^[27]制备的高熵合金熔覆层的耐腐蚀性在超声振动辅助下发生了明显变化,自由腐蚀电流密度及自由腐蚀电位分别降低了 51% 和 92%,性能显著优于基底。

超声振动提升熔覆层抗氧化性能和耐腐蚀性能是由于在超声空化效应及声流效应作用下的晶粒细化及 Cr 元素均匀分布,促进了连续、致密及较小尺寸的氧化膜在晶界表面处形成;裂纹的产生将破坏氧化膜,因而当在较高超声功率诱发裂纹萌

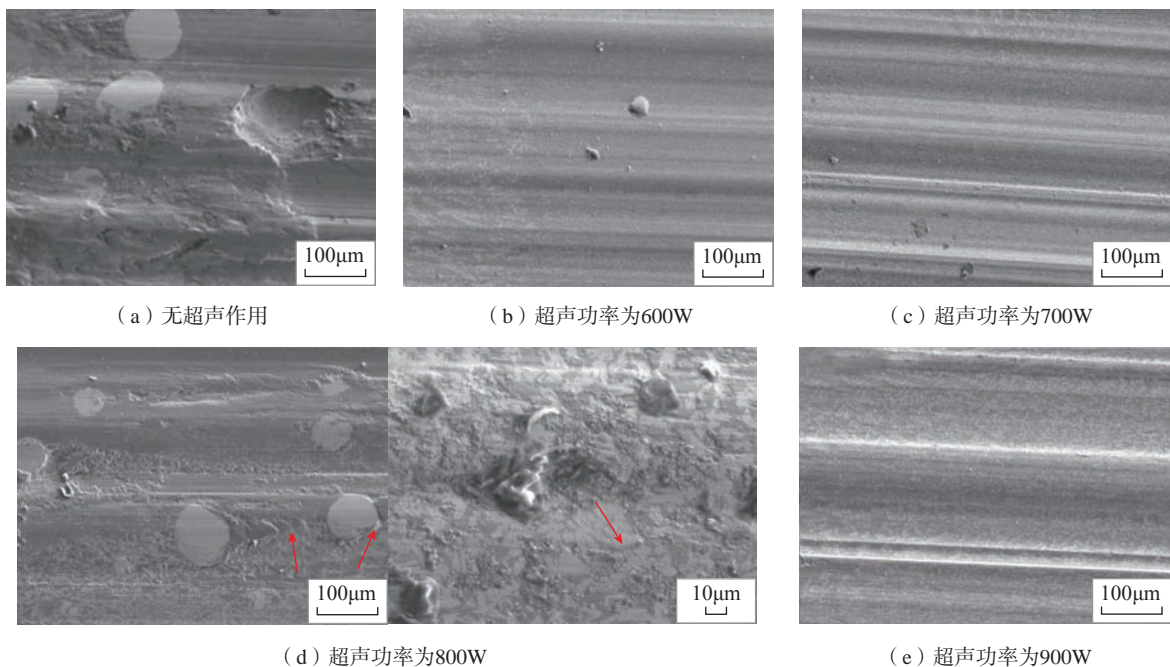


图 8 不同超声功率下的熔覆层的磨损形貌

Fig.8 Wear morphology of cladding layer with different ultrasonic power

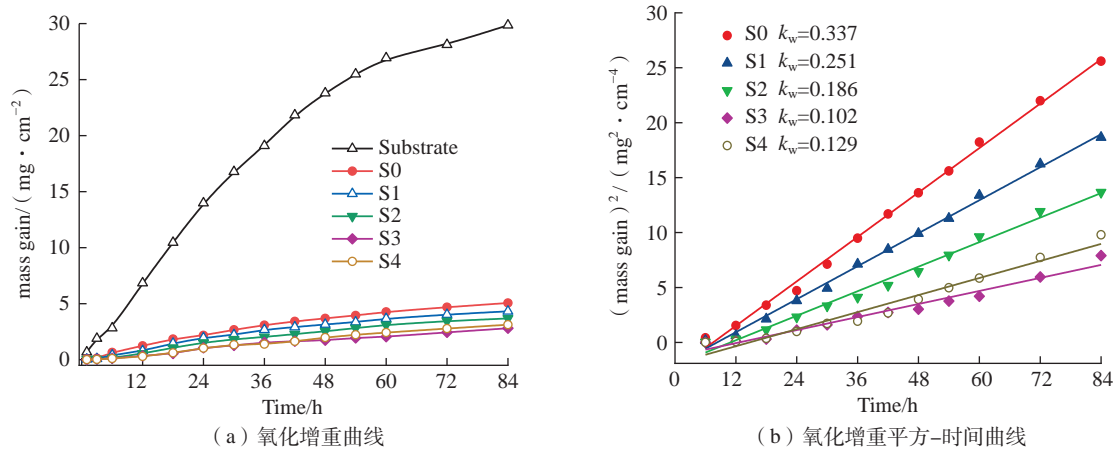


图9 基体和熔覆层的氧化动力学特征

Fig.9 Oxidation kinetic features of substrate and coatings

发的情况下,熔覆层的抗氧化性呈现降低倾向。

超声振动对熔覆层性能的影响概述于表2中。

ULC 技术的优缺点及其应用前景

ULC 技术能够实现激光熔覆层的微观组织调控,促进熔覆层组织细化,抑制二次相的析出,并使得强化颗粒的分布更加均匀,抑制孔洞和裂纹等缺陷,从而提升熔覆层的硬度、耐磨性和抗氧化性等性能。基于上述优势,ULC 技术可用于要求严格的关键部件高质量激光熔覆与增材制造/再制造;另一方面,超声的引入使得工艺复杂性增大、装备与工艺成本提升,因此当前 ULC 技术不适

于低端部件的激光熔覆成形。

ULC 技术为激光熔覆技术的高质量发展提供解决方案,有望应用于航空航天、能源动力、海洋装备等高端装备领域的表面改性再制造。以“两机”装备部件的激光增材修复为例,由于苛刻的质量要求,单一激光熔覆技术难以满足高温合金修复的质量需求,而 ULC 技术的缺陷抑制能力将为高温合金的高质量修复提供可能。

为实现 ULC 技术的推广应用,当前仍存在以下问题亟须解决:(1) 超声振动在激光熔覆熔池中的多种效应的耦合机理有待明确;(2) ULC 过程的精确数值模拟技术;(3) 超声振动模块的集成化设计与高效耦合;(4) 基于 ULC 技术的工

艺设计与优化。

参考文献

- [1] 张安峰,李涤尘,梁少端,等.高性能金属零件激光增材制造技术研究进展[J].航空制造技术,2016,59(22):16-22.
ZHANG Anfeng, LI Dichen, LIANG Shaoduan, et al. Development of laser additive manufacturing of high-performance metal parts[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2016, 59(22): 16-22.
- [2] 李嘉宁,陈传忠.激光熔覆技术在航空领域中的研究现状[J].航空制造技术,2010,53(5):51-54.
LI Jianing, CHEN Chuazhong. Research situation of laser cladding technology in aviation manufacturing[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2010, 53(5): 51-54.
- [3] 李兴,管迎春.浅述几种典型激光加工技术在航空制造领域的应用现状[J].航空制造技术,2019,62(Z2):38-45,65.
LI Xing, GUAN Yingchun. Study on typical laser processing technologies and applications in aeronautical manufacturing[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2019, 62(Z2): 38-45, 65.
- [4] 姚喆赫,姚建华,向巧.激光再制造技术与应用发展研究[J].中国工程科学,2020,22(3):63-70.
YAO Zhehe, YAO Jianhua, XIANG Qiao. Development of laser remanufacturing technology and application[J]. Strategic Study of Chinese Academy of Engineering, 2020, 22(3): 63-70.
- [5] 刘海涛,司超阳,霍登平,等.激光熔覆修复 15-5PH 不锈钢的拉伸性能及组织

表2 超声振动对熔覆层性能的影响

Table 2 Effects of ultrasonic vibration on properties of cladding layer

性能	影响效果
硬度	硬度增加 ^[26-27, 34, 55] , 硬度分布更加平缓 ^[21]
拉伸强度	拉伸性能增强 ^[10, 26]
屈服强度	屈服强度增加 ^[10]
刚度	杨氏模量增加 ^[34]
耐磨性	摩擦系数降低 ^[25-26, 35] , 常温、高温耐磨性增强 ^[25-27, 55]
抗氧化性	高温氧化性增强 ^[37, 56]
耐腐蚀性	耐腐蚀性提高 ^[27]

研究[J]. 航空制造技术, 2017, 60(10): 86-90.

LIU Haitao, SI Chaoyang, HUO Dengping, et al. Study on tensile property and microstructure of laser cladding repaired of 15-5PH stainless steel[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017, 60(10): 86-90.

[6] 于新年, 孙福权, 刘新宇, 等. 钛合金表面缺陷的激光熔覆修复研究[J]. 航空制造技术, 2011, 54(16): 116-118.

YU Xinnian, SUN Fuquan, LIU Xinyu, et al. Research on laser cladding repairing for defect on titanium alloy surface[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2011, 54(16): 116-118.

[7] 夏国俊, 姚喆赫, 陈健, 等. 激光增材再制造 IN939 修复区显微组织与拉伸性能研究[J]. 表面技术, 2021, 50(2): 277-286.

XIA Guojun, YAO Zhehe, CHEN Jian, et al. Microstructure and tensile properties of IN939 repaired zone by laser additive remanufacturing[J]. Surface Technology, 2021, 50(2): 277-286.

[8] SOLA A, NOURI A. Microstructural porosity in additive manufacturing: The formation and detection of pores in metal parts fabricated by powder bed fusion[J]. Journal of Advanced Manufacturing and Processing, 2019, 1(3): e10021.

[9] 于承雪, 景财年, 李怀学. 激光熔覆裂纹的形成机理及控制方法[J]. 航空制造技术, 2012, 55(4): 75-79.

YU Chengxue, JING Cainian, LI Huaixue. Forming mechanism and controlling method of laser cladding crack[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2012, 55(4): 75-79.

[10] TODARO C J, EASTON M A, QIU D, et al. Grain structure control during metal 3D printing by high-intensity ultrasound[J]. Nature Communications, 2020, 11(1): 142.

[11] HU Y, WANG L, YAO J H, et al. Effects of electromagnetic compound field on the escape behavior of pores in molten pool during laser cladding[J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 383: 125198.

[12] FARAHMAND P, LIU S, ZHANG Z, et al. Laser cladding assisted by induction heating of Ni-WC composite enhanced by nano-WC and La₂O₃[J]. Ceramics International, 2014, 40(10): 15421-15438.

[13] YAO Z H, YU X W, NIE Y B, et al. Effects of three-dimensional vibration on laser cladding of SS316L alloy[J]. Journal of Laser Applications, 2019, 31(3): 032013.

[14] PUGA H, BARBOSA J, MACHADO J M, et al. Ultrasonic grain refinement of Die

cast copper alloys[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 263: 336-342.

[15] 张新华, 曾元松, 王东坡. 超声喷丸强化搅拌摩擦焊接接头性能[J]. 航空制造技术, 2010, 53(1): 87-90.

ZHANG Xinhua, ZENG Yuansong, WANG Dongpo. Properties of friction stir welding joint by ultrasonic shot peening[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2010, 53(1): 87-90.

[16] CHEN R R, ZHENG D S, MA T F, et al. Effects of ultrasonic vibration on the microstructure and mechanical properties of high alloying TiAl[J]. Scientific Reports, 2017, 7: 41463.

[17] LEI Z L, BI J, LI P, et al. Melt flow and grain refining in ultrasonic vibration assisted laser welding process of AZ31B magnesium alloy[J]. Optics & Laser Technology, 2018, 108: 409-417.

[18] 王维, 郭鹏飞, 张建中, 等. 超声波对 BT20 钛合金激光熔覆过程的作用[J]. 中国激光, 2013, 40(8): 0803004.

WANG Wei, GUO Pengfei, ZHANG Jianzhong, et al. Ultrasonic effect on laser cladding BT20 titanium alloy process[J]. Chinese Journal of Lasers, 2013, 40(8): 0803004.

[19] ZHU L D, YANG Z C, XIN B, et al. Microstructure and mechanical properties of parts formed by ultrasonic vibration-assisted laser cladding of Inconel 718[J]. Surface and Coatings Technology, 2021, 410: 126964.

[20] TODARO C J, EASTON M A, QIU D, et al. Grain refinement of stainless steel in ultrasound-assisted additive manufacturing[J]. Additive Manufacturing, 2021, 37: 101632.

[21] MA G Y, YAN S, WU D J, et al. Microstructure evolution and mechanical properties of ultrasonic assisted laser clad yttria stabilized zirconia coating[J]. Ceramics International, 2017, 43(13): 9622-9629.

[22] WANG H, HU Y B, NING F D, et al. Ultrasonic vibration-assisted laser engineered net shaping of Inconel 718 parts: Effects of ultrasonic frequency on microstructural and mechanical properties[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2020, 276: 116395.

[23] 鞠增业, 李晓谦, 蒋日鹏. 超声在铝合金半连铸中搅拌作用的数值模拟[J]. 特种铸造及有色合金, 2012, 32(11): 1045-1048.

JU Zengye, LI Xiaoqian, JIANG Ripeng. Numerical simulation of the stirring action of ultrasound in the process of semi-continuous

casting aluminum alloy[J]. Special Casting & Nonferrous Alloys, 2012, 32(11): 1045-1048.

[24] NAGIRA T, NAKATSUKA N, YASUDA H, et al. Impact of melt convection induced by ultrasonic wave on dendrite growth in Sn-Bi alloys[J]. Materials Letters, 2015, 150: 135-138.

[25] BISWAS S, ALAVI S H, SEDAI B, et al. Effect of ultrasonic vibration-assisted laser surface melting and texturing of Ti-6Al-4V ELI alloy on surface properties[J]. Journal of Materials Science & Technology, 2019, 35(2): 295-302.

[26] XU J L, ZHOU J Z, TAN W S, et al. Ultrasonic vibration on wear property of laser cladding Fe-based coating[J]. Surface Engineering, 2020, 36(12): 1261-1269.

[27] WEN X, CUI X F, JIN G, et al. Design and characterization of FeCrCoAlMn0.5Mo0.1 high-entropy alloy coating by ultrasonic assisted laser cladding[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2020, 835: 155449.

[28] JIANG F L, LI C, WANG Y L, et al. Effect of applied angle on the microstructure evolution and mechanical properties of laser clad 3540 Fe/CeO₂ coating assisted by in situ ultrasonic vibration[J]. Materials Research Express, 2019, 6(8): 0865h6.

[29] 麻磊磊. 高密度散热复合压电超声换能器[D]. 金华: 浙江师范大学, 2020.

MA Leilei. High-density heat-dissipating composite piezoelectric ultrasonic transducer[D]. Jinhua: Zhejiang Normal University, 2020.

[30] 卢习江. 超声辅助激光再制造 IN939 高温合金组织调控及性能研究[D]. 杭州: 浙江工业大学, 2020.

LU Xijiang. Microstructure regulation and performance studies on ultrasonic assisted laser remanufacturing of IN939 superalloy[D]. Hangzhou: Zhejiang University of Technology, 2020.

[31] WU D J, GUO M H, MA G Y, et al. Dilution characteristics of ultrasonic assisted laser clad yttria-stabilized zirconia coating[J]. Materials Letters, 2015, 141: 207-209.

[32] 王潭, 张安峰, 梁少端, 等. 超声振动辅助激光金属成形 IN718 沉积态组织及性能的研究[J]. 中国激光, 2016, 43(11): 104-109.

WANG Tan, ZHANG Anfeng, LIANG Shaoduan, et al. Microstructure and properties of as deposited IN718 by ultrasonic vibration assisted laser metal forming[J]. Chinese Journal

of Lasers, 2016, 43(11): 104–109.

[33] 张安峰, 付涛, 王潭, 等. 超声振动对激光熔覆及固溶时效 Ti6Al4V 合金组织和性能的影响 [J]. 中国激光, 2018, 45(12): 1202004.

ZHANG Anfeng, FU Tao, WANG Tan, et al. Effect of ultrasonic vibration on microstructure and properties of laser cladded and solution-aging treated Ti6Al4V alloys[J]. Chinese Journal of Lasers, 2018, 45(12): 1202004.

[34] ZHANG D Z, LI Y Z, WANG H, et al. Ultrasonic vibration-assisted laser directed energy deposition in situ synthesis of NiTi alloys: Effects on microstructure and mechanical properties[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 60: 328–339.

[35] LI M Y, HAN B, WANG Y, et al. Investigation on laser cladding high-hardness nano-ceramic coating assisted by ultrasonic vibration processing[J]. Optik, 2016, 127(11): 4596–4600.

[36] LI M Y, ZHANG Q, HAN B, et al. Microstructure and property of Ni/WC/La₂O₃ coatings by ultrasonic vibration-assisted laser cladding treatment[J]. Optics and Lasers in Engineering, 2020, 125: 105848.

[37] ZHANG M, ZHAO G L, WANG X H, et al. Microstructure evolution and properties of in situ ceramic particles reinforced Fe-based composite coating produced by ultrasonic vibration assisted laser cladding processing[J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 403: 126445.

[38] HUNT J D, JACKSON K A. Nucleation of solid in an undercooled liquid by cavitation[J]. Journal of Applied Physics, 1966, 37(1): 254–257.

[39] WANG B, TAN D Y, LEE T L, et al. Ultrafast synchrotron X-ray imaging studies of microstructure fragmentation in solidification under ultrasound[J]. Acta Materialia, 2018, 144: 505–515.

[40] SRIVASTAVA N, CHAUDHARI G P, QIAN M. Grain refinement of binary Al–Si, Al–Cu and Al–Ni alloys by ultrasonication[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 249: 367–378.

[41] WANG S, KANG J, ZHANG X, et al. Dendrites fragmentation induced by oscillating cavitation bubbles in ultrasound field[J]. Ultrasonics, 2018, 83: 26–32.

[42] WANG G, CROAKER P, DARGUSCH M, et al. Evolution of the as-cast grain

microstructure of an ultrasonically treated Al–2Cu alloy[J]. Advanced Engineering Materials, 2018, 20(11): 1800521.

[43] CHANKITMUNKONG S, ESKIN D G, LIMMANEEVICHITR C. Structure refinement, mechanical properties and feasibility of deformation of hypereutectic Al–Fe–Zr and Al–Ni–Zr alloys subjected to ultrasonic melt processing[J]. Materials Science and Engineering: A, 2020, 788: 139567.

[44] KOMAROV S V, KUWABARA M, ABRAMOV O V. High power ultrasonics in pyrometallurgy: Current status and recent development[J]. ISIJ International, 2005, 45(12): 1765–1782.

[45] 申井义, 林晨, 姚永强, 等. 超声振动对激光熔覆涂层组织与性能的影响 [J]. 表面技术, 2019, 48(12): 226–232.

SHEN Jingyi, LIN Chen, YAO Yongqiang, et al. Effect of ultrasound vibration on microstructure and properties of laser cladding coatings[J]. Surface Technology, 2019, 48(12): 226–232.

[46] CONG W L, NING F D. A fundamental investigation on ultrasonic vibration-assisted laser engineered net shaping of stainless steel[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2017, 121: 61–69.

[47] CHEN S L, HSU L L. In-process vibration-assisted high power Nd: YAG pulsed laser ceramic-metal composite cladding on Al-alloys[J]. Optics & Laser Technology, 1998, 30(5): 263–273.

[48] XU Z W, YAN J C, ZHANG B Y, et al. Behaviors of oxide film at the ultrasonic aided interaction interface of Zn–Al alloy and Al₂O₃/p/6061Al composites in air[J]. Materials Science and Engineering: A, 2006, 415(1–2): 80–86.

[49] WANG G, WANG Q, BALASUBRAMANI N, et al. The role of ultrasonically induced acoustic streaming in developing fine equiaxed grains during the solidification of an Al–2 pct Cu alloy[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2019, 50(11): 5253–5263.

[50] 李德英, 赵龙志, 张坚, 等. 超声振动对激光熔覆 TiC/FeAl 复合涂层温度场的影响 [J]. 金属热处理, 2015, 40(3): 190–194.

LI Deying, ZHAO Longzhi, ZHANG Jian, et al. Influence of ultrasonic vibration on temperature field of TiC/FeAl composite coating in laser cladding[J]. Heat Treatment of Metals, 2015, 40(3): 190–194.

[51] 李德英, 张坚, 赵龙志, 等. 超声作用下激光熔覆 SiC/316L 复合涂层残余应力数值模拟 [J]. 复合材料学报, 2016, 33(10): 2270–2276.

LI Deying, ZHANG Jian, ZHAO Longzhi, et al. Numerical simulation of residual stress in SiC/316L composite coating by ultrasonic aided laser cladding[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(10): 2270–2276.

[52] 李德英, 张坚, 赵龙志, 等. 超声辅助激光熔覆 SiC/316L 温度场和应力场分析 [J]. 焊接学报, 2017, 38(5): 35–39, 130.

LI Deying, ZHANG Jian, ZHAO Longzhi, et al. Analysis on temperature and stress of SiC/316L coating by ultrasonic-assisted laser cladding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2017, 38(5): 35–39, 130.

[53] 陈畅源, 邓琦林, 宋建丽. Ni 含量及超声振动对激光熔覆中裂纹的影响 [J]. 南京航空航天大学学报, 2005, 37(S1): 44–48.

CHEN Changyuan, DENG Qilin, SONG Jianli. Influence of Ni content and ultrasonic vibration to cracks in process of laser cladding[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2005, 37(S1): 44–48.

[54] ESKIN D G, TZANAKIS I, WANG F, et al. Fundamental studies of ultrasonic melt processing[J]. Ultrasonics Sonochemistry, 2019, 52: 455–467.

[55] 聂学武, 周建忠, 徐家乐, 等. 超声振幅对激光熔覆 WC/IN718 复合涂层组织及性能的影响 [J]. 表面技术, 2020, 49(9): 206–214.

NIE Xuewu, ZHOU Jianzhong, XU Jiale, et al. Effect of ultrasound amplitude on microstructure and properties of laser cladding WC/IN718 composite coatings[J]. Surface Technology, 2020, 49(9): 206–214.

[56] 徐家乐, 周建忠, 谭文胜, 等. 超声振动辅助激光熔覆钴基合金涂层的抗高温氧化性能 [J]. 中国激光, 2019, 46(1): 122–130.

XU Jiale, ZHOU Jianzhong, TAN Wensheng, et al. High-temperature oxidation resistance of Co-based alloy coatings by ultrasonic vibration assisted laser cladding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2019, 46(1): 122–130.

通讯作者: 姚建华, 教授, 博士, 主要研究方向为激光先进制造技术。

State-of-Art Review on Ultrasonic Vibration-Assisted Laser Cladding

CHEN Jian^{1,2,3}, YAO Zhehe^{1,2,3}, YAO Jianhua^{1,2,3}, LIU Yan⁴

(1. Institute of Laser Advanced Manufacturing, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023, China;

2. Collaborative Innovation Center of High-End Laser Manufacturing Equipment, Hangzhou 310023, China;

3. College of Mechanical Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023, China;

4. Maintenance Company of State Grid Ningxia Electric Power Co., Ltd., Yinchuan 750011, China)

[ABSTRACT] Ultrasonic vibration-assisted laser cladding (ULC), based on the advantages of efficient surface modification and forming of laser cladding, applies ultrasonic energy field to overcome the defects caused by rapid solidification. ULC has become a research hotspot at home and abroad. The research shows that after the application of ultrasonic vibration, the grains of the laser cladding layer are refined and equiaxed grains are able to be formed. Meanwhile, the microcracks and porosity defects are significantly inhibited, and the hardness, wear resistance and oxidation resistance are improved. Combined with the research results of our group in the field of ULC and considering the characteristics of ultrasonic vibration, the research status of ULC technology at home and abroad is reviewed. The principle of ULC technology, the ultrasonic vibration device and ultrasonic applying mode in ULC technology, the microstructure characteristics and performance of ULC cladding layer are analyzed emphatically. Furthermore, the application of ULC technology is prospected.

Keywords: Laser cladding; Ultrasonic vibration; Cladding coating; Defects; Properties

(责编 阳光)

(上接第 35 页)

Process Characteristics of Laser Direct Joining of PEEK to Aluminum Alloy

XIA Peiyun^{1,2}, MENG Yao², SHEN Haoran², LÜ Hongya², DIAO Lei², FENG Xiaosong²,
WANG Chunming¹, YIN Yuhuan²

(1. State Key Laboratory of Materials Processing and Die & Mould Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China;

2. SASTIND Spacial Welding Technology Innovation Center, Shanghai Aerospace Equipments Manufacturer Co., Ltd., Shanghai 200245, China)

[ABSTRACT] 2mm-thick aluminum alloy 2195 with phosphate anodizing pretreated and no pretreatment were joined to 3mm-thick PEEK (Poly ether-ether-ketone) by laser direct joining process, the differences of joint appearance, microstructure of interface and tensile shear force were analyzed under different process parameters. The results show that Al-PEEK dissimilar joint has an arc shaped melted zone in side of PEEK. Compared to Al-PEEK joints without pretreatment, there are dispersed pores with different size in melted zone but no visible gap at interface for anodized Al-PEEK dissimilar joints. Anodizing pretreatment could remarkably strengthen Al-PEEK dissimilar joints. The maximum tensile shear force could reached 4479N (PEEK with width of 30mm), when laser power at 1400W, welding speed at 3mm/s, while failure position is in PEEK with interface not separated. There is a transition layer between Al and PEEK about thickness of 4 μ m, the same with anodizing film. In this transition layer, it is speculated that chemical bonding of "Al-O-PEEK" may be formed, according to the variation trend of element Al and O concentration, which is the main reason for improving the joints strength.

Keywords: Laser direct joining; Hybrid joints; Tensile shear force; Phosphoric acid anodization; Chemical bond

(责编 阳光)

引文格式: 赵念友, 程晗, 胡永祥. 激光喷丸工艺参数对水约束层动态响应的影响[J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 47-52, 69.

ZHAO Nianyou, CHENG Han, HU Yongxiang. Process effect on dynamic response behavior of water confining layer in laser peening[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 47-52, 69.

激光喷丸工艺参数对水约束层 动态响应的影响*

赵念友, 程 晗, 胡永祥

(上海交通大学机械与动力工程学院, 机械系统与振动国家重点实验室, 上海 200240)

[摘要] 研究激光冲击作用下水约束层的动态响应过程, 对于提高冲击效应的稳定性和可靠性具有重要意义。通过建立激光冲击作用下水约束层动态响应的试验观测系统, 分析不同脉冲能量和出水水压作用下水约束层动态响应时间和冲击效应的影响规律。研究表明, 一定压力下的喷嘴圆柱射流在工件表面会形成一层稳定的水膜, 能够满足激光冲击水约束层需求; 在高能激光诱导等离子体冲击波作用下, 水约束层爆炸飞溅并产生大量水雾, 但连续水射流作用能够使得水约束层快速恢复, 水雾也逐渐消散; 不同脉冲能量和出水水压对水约束层动态响应时间和冲击效应无显著影响, 水约束层恢复时间为 4~18ms, 水雾持续时间为 30~50ms, 允许激光器最大出光频率可达 20Hz 以上。

关键词: 激光喷丸; 水约束层; 动态响应时间; 水雾; 高速相机

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.047



赵念友

硕士研究生, 研究方向为激光喷丸强化。

激光喷丸是一种新型的表面强化工艺, 具有引入残余压应力幅值高、工艺可控性强、靶材表面质量好等突出工艺特点, 在航空航天、国防装备制造等领域有着广泛的应用前景^[1-2]。由于主要应用对象为航空发动机叶片、航空整体构件等高附加值零件, 且一般是零件制造最后一道关键工序, 激光喷丸对其工艺稳定性和可靠性要求较高。

在激光喷丸过程中, 通过高能激光诱导等离子体对靶材产生冲击效应进而强化零件, 在零件表面覆盖约束层是提升激光喷丸有效冲击效应的重要工艺方法。20 世纪 70 年代,

Anderholm 和 O'keefe 等^[3-4]发现在工件表面增加透明约束层, 可以大幅度提高冲击压力和冲击变形效果, 从而发展出了激光喷丸工艺方法。1997 年, 李志勇等^[5]研究发现当采用 K9 玻璃作为约束层时, 获得的冲击波峰压的大小可以提高到无约束层时的 8.74 倍。2002 年, 江苏大学周建忠等^[6]采用光学玻璃和有机硅凝胶作为约束层, 研究了约束层厚度对激光喷丸效果的影响, 发现靶材的激光喷丸效果随着约束层厚度的增加而提高。然而, 由于玻璃等介质的约束层容易因冲击爆炸而碎裂, 无法进行持续多次冲击并且不便于清理

* 基金项目: 国家自然科学基金(51922069); 国家“高档数控机床与基础制造装备”重大科技专项(2018ZX04005001)。

更换,难以满足实际工程应用。相比于玻璃等固态介质,液态介质水具有击穿阈值高、可自动恢复、可控性强以及成本低等优点,流动水膜已经发展成为一种常用约束层^[7]。1996年,Berthe等^[8-9]研究了采用水约束层的激光冲击过程中等离子体行为和击穿现象。2011年,中国航空制造技术研究院曹子文等^[10]研究了测量和调控水膜厚度的方法。目前,国内外对激光喷丸水约束层动态响应过程的研究较少,激光喷丸工艺物理过程复杂,激光冲击作用下水约束层响应容易受到脉冲能量等工艺参数的影响,掌握激光冲击作用下水约束层的动态响应特性对于提高激光喷丸工艺稳定性和改善工艺过程控制有着重要作用。

为了研究激光冲击作用下水约束层的动态响应过程与冲击效应以及工艺参数对两者的影响,建立了约束层高速动态响应过程试验观测系统;试验研究了不同工艺参数下,水约束层动态响应过程的变化特性,分析了冲击作用下水约束层响应时间以及出水水压对冲击效应的影响。

激光喷丸工艺原理

图1为激光喷丸原理示意图。高能(GW/cm^2 量级)短脉冲(ns量级)激光束穿过透明水约束层而辐射靶材表面吸收层。吸收层吸收激光能量使得温度急剧升高而迅速气化,并电离形成高温高压等离子体,由于继

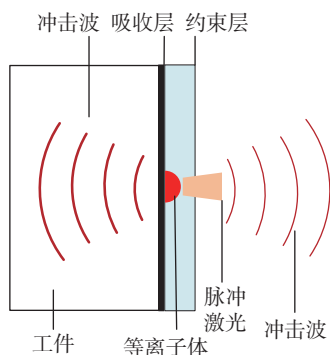


图1 激光喷丸工艺原理

Fig.1 Schematic of laser peening process

续吸收激光能量,等离子体温度将继续升高,并离开靶面运动向外膨胀。由于等离子体膨胀受到水约束层的限制,产生瞬时高幅值冲击压力,压力幅值可达到数个GPa,持续时间约100ns。高幅值等离子体冲击压力作用下,靶材表层短时间内发生局部高应变率塑性形变,产生有益的残余压应力,提高工件抗疲劳性能^[11]。

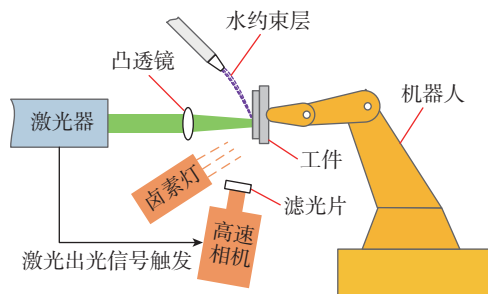
考虑激光冲击过程瞬态特性,水约束层由于受到等离子体冲击压力快速膨胀的作用,难以保持其稳定的流动特性,在激光冲击作用区域会发生飞溅效应。这一方面需要通过连续水流在激光冲击作用区域恢复完整的水膜以保障下一次冲击效果。另一方面,水约束层的飞溅会在激光传输光路中形成水雾,可能会影响下一个脉冲激光能量的传输。这两方面的因素,都可能对激光喷丸工艺过程的稳定性和可靠性产生影响。

试验方法

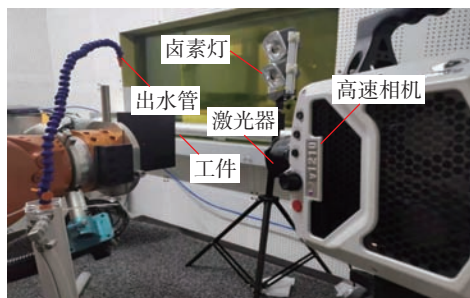
激光诱导等离子体冲击波压力幅值高、持续时间短,导致水约束层

的动态响应十分剧烈,水膜从飞溅到恢复的过程响应时间很短(ms量级)。因此,研究水约束层的动态响应过程需要建立一套高帧率的动态观测系统。试验采用的观测系统如图2所示。试验系统主要包括激光器、机器人、观测模块等。激光光源采用调Q型Nd:YAG固体激光器,激光波长1064nm,脉冲能量输出范围是1~13J,激光脉宽14.3ns,能量稳定度 $\leq 1\%$,重复频率1~5Hz分级可调,并且配有激光出光信号输出接口。平板试样装夹在机器人末端,通过直线移动实现多次在不同位置的激光冲击。激光冲击过程中,施加水约束层的水流出水水压由水阀阀门开口大小进行控制,经由圆孔出水管流出形成圆柱射流撞击到平板上,在脉冲激光作用位置形成约束层水膜。

观测模块包括高速相机、滤光片、卤素灯等。高速相机采用Phantom V1210型号高速相机,光敏传感器是SR-CMOS,像素 1280×800 ,最大拍摄速度为12700帧/s。考虑到激光喷丸试验中激光功率密度大,强光对



(a) 示意图



(b) 实物图

图2 水约束层观测试验装置

Fig.2 Experimental device for water confining layer observation

高速相机中感光元件造成损伤,故在镜头上配置通光波段 400~950nm 的滤光片来过滤 1064nm 激光以达到保护相机的目的。另外,由于试验环境光照强度不足,需要采用辅助光源进行照明。卤素灯频闪很小,光线稳定性较好,选用卤素灯作为高速相机的辅助光源。考虑到激光冲击过程瞬态特性,人的反应速度难以准确控制高速相机及时拍摄激光冲击水约束层响应全过程,因此需要建立激光器出光与高速相机拍摄之间的同步控制机制。试验采用通过激光器输出的 TTL 出光信号触发高速相机拍摄的方法,完成采集单次激光冲击水约束层动态响应过程图像。

试验工件材料选用 2024-T3 铝合金平板,厚度 3mm,加工尺寸为 100 mm × 100mm。在激光喷丸过程中,脉冲能量选择 7J、9J、11J、12J、13J 作为试验能量变量。考虑到施加水约束层的稳定性,选取水压 0.01MPa、0.02MPa、0.03MPa、0.04MPa、0.05MPa 作为试验水压变量。采用的试验参数总结如表 1 所示。每组试验重复 4 次,获取试验结果平均值分析水约束层响应时间和冲击效应。激光喷丸后会在平板上形成相互独立的冲击微坑阵列。微坑的几何形貌与冲击效应直接相关,采用 KS-1100 三维形貌仪对微坑进行扫描,扫描分辨率为 20 μ m,绝对精度 4 μ m,扫描结束后测量微坑的直径和深度^[12]。

结果与讨论

1 约束层动态响应过程

图 3 所示为在出水水压 0.05MPa 条件下高速相机拍摄的倾斜射流撞壁形成的水膜特征。激光喷丸过程中,圆孔喷嘴出水口形成的圆柱射流以一定倾斜角度撞击平板面后,形成以撞击点为中心向四周铺开的撞击射流。在水表面张力和黏性的作用下,在水膜边缘形成跃起区域。水流在流入边缘跃起区域后,继续向下流

动,然后逐渐汇集^[13-14]。如图 3 所示,射流撞壁形成的水膜按照其特征可分为薄膜区、射流撞壁区、以及边缘跃起区。水膜边缘跃起与板面之间的分界线可视为水膜的外边界,而薄膜区与射流撞壁区之间分界线可以视为水膜的内边界。整个薄膜区近似一个椭圆,薄膜区水膜厚度均匀稳定。激光喷丸过程中,一般选择薄膜

区作为激光喷丸激光冲击作用区域。水压大小会影响水膜特征,水压越大,射流速度越大,水膜整体铺展面积也越大。调节出水水压从 0.05MPa 变动到 0.01MPa,如图 4 所示,薄膜区椭圆离心率在变大,而覆盖面积先变大后变小,在水压 0.04MPa 时达到最大。这是由于当水压较大时,比如 0.05MPa,虽然整体水膜覆盖面积

表 1 激光喷丸试验参数

Table 1 Parameters of laser peening

试验参数	数值
激光波长 /nm	1064
激光脉宽 /ns	14.3
光斑直径 /mm	4
脉冲能量 /J	7、9、11、12、13
高速相机两帧时间间隔 /ms	0.25
出水水压 /MPa	0.01、0.02、0.03、0.04、0.05

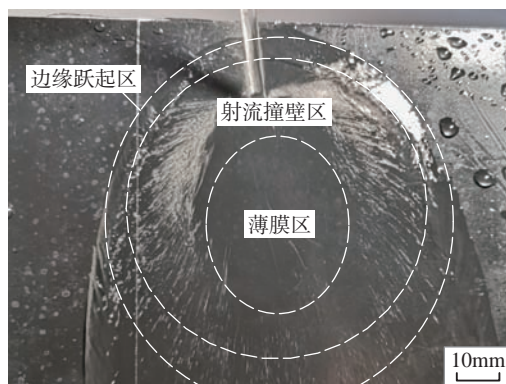


图 3 水膜特征(水压 0.05MPa)

Fig.3 Water film characteristic (water pressure 0.05MPa)

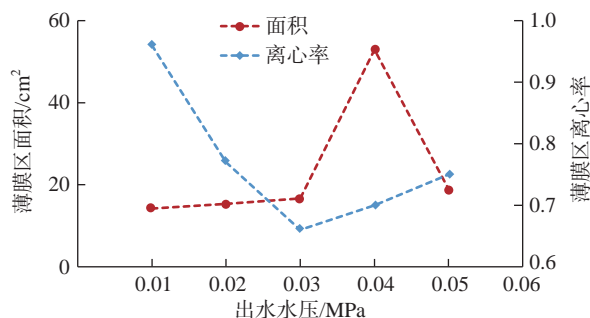


图 4 水压对薄膜区的影响

Fig.4 Effect of water pressure on film region

变大,但是射流与平板之间的撞击剧烈,导致射流撞壁区变大,薄膜区面积反而减小。当水压较小时比如0.01MPa,射流速度较小,在平板上铺展开的整体水膜面积都较小;当出水水压0.04MPa形成的水膜薄膜区面积达到最大值。

图5所示为单个激光冲击周期内高速相机拍摄的水约束层动态响应过程典型照片,工艺条件为出水水压0.03MPa,激光能量13J。图5(a)为激光冲击作用后0.25ms的照片,可以看到在激光冲击作用位置高温高压等离子体迅速膨胀,形成直径10mm左右的圆强光。在等离子体膨胀作用下约束层膨胀飞溅并产生大量水雾,整个水雾覆盖区域近似一个圆锥体。在激光冲击作用后0.5ms时刻,等离子体冲击波均匀将水约束层排开,在激光冲击作用位置形成一个无水膜的圆区域,如图5(b)所示,此圆直径大小主要取决于冲击波传播距离大小。由于此刻相当于无水约束层工艺条件,如果继续激光冲击会极大削弱冲击效应。随着水膜飞溅效应的快速衰减,连续水流迅速向下覆盖无水膜区域,在7ms时刻恢复水约束层,水膜重新覆盖激光冲击位置,如图5(c)所示。同时,在冲击波不断膨胀压缩空气的作用下,使得水雾渐渐朝着远离工件的方向消散开。水雾弥散在激光传输光路中会吸收下个脉冲激光能量,削弱冲击效应,因此需要等待水雾最终完全消失才能进行下个激光冲击。水雾消散时间可借助激光指示光在穿过水雾时产生的色散物理现象持续时间来判断,在47ms时色散现象已经完全消失,图5(d)所示时刻可认为水雾完全消散时刻。

2 约束层恢复时间

图6展示了脉冲能量和出水水压对水约束层恢复时间的影响。如图6(a)中所示,在试验脉冲能量范围内,水约束层恢复时间均分布在

4~7ms之间,且总体上随着激光脉冲能量的增加,约束层恢复需要的时间逐渐增加。这是由于激光冲击后等离子体冲击波传播速度和衰减速度很快,只持续很短的时间,当等离子体冲击波压强衰减到水流向下的压强,水流会向下迅速恢复约束层,因此水约束层恢复时间总体较短。并且,随着脉冲能量增加,使得等离子体冲击波压强变大,衰减时间更长,

冲击产生的无水圆形区域面积更大,因此水约束层恢复时间也有所延长。如图6(b)所示,在试验出水水压范围内,水约束层恢复时间均分布在4~18ms之间,且随着出水水压的增加,水流流速变大,等离子体冲击波压强提前衰减到水流向下的压强,继而迅速恢复约束层,因此随着出水水压的增加,水约束层恢复需要的时间逐渐缩短。综合以上分析,水约束

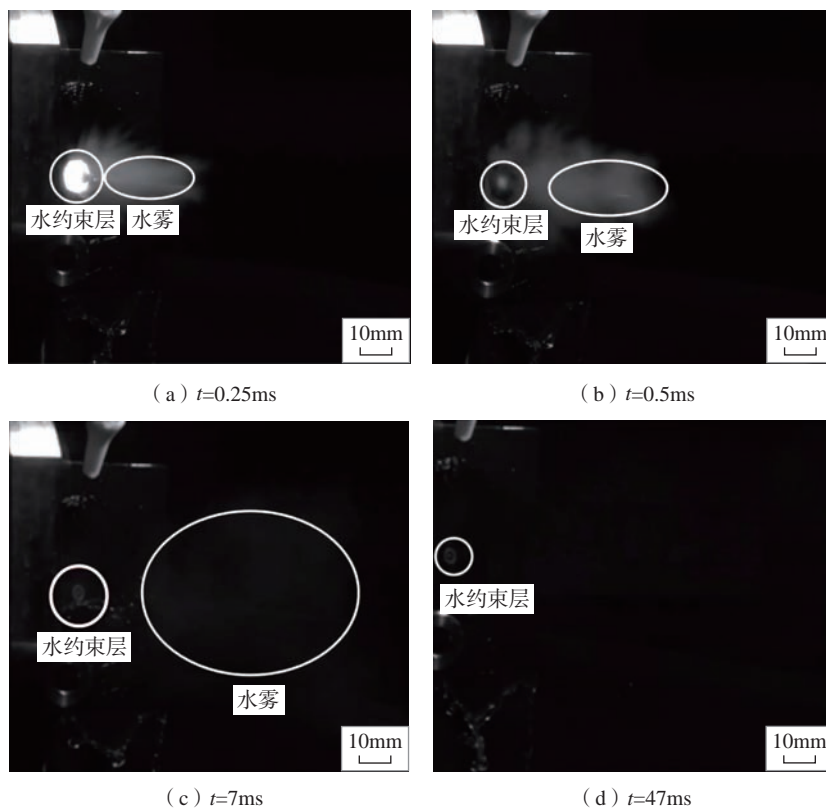


图5 水约束层动态响应过程(水压0.03MPa,能量13J)

Fig.5 Dynamic response process of water confining layer (water pressure 0.03MPa, energy 13J)

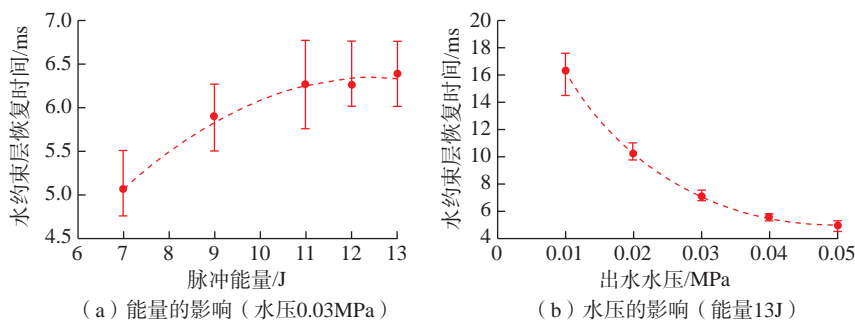


图6 水约束层恢复时间

Fig.6 Recovery time of water confining layer

层恢复时间均在 4~18ms 范围之内,如果不考虑水雾对激光冲击效果的影响,允许激光器最大出光频率为 55Hz。

3 水雾消散时间

图 7 展示了脉冲能量和出水水压对水雾消散时间的影响。如图 7 (a) 所示,在试验脉冲能量范围内,激光诱导等离子体瞬间将冲击作用位置的水约束层全部爆炸开,脉冲能量的提高并未明显增加水雾量,反而由于能量的增强,冲击波膨胀压缩空气的作用力变大,使得水雾朝着远离工件方向的消散速度变快。能量为 7~13J,水雾消散时间变化范围在 30~50ms 之间,平均消散时间从 45.7ms 缩短到 39.3ms,允许激光器最大出光频率为 20Hz。从图 7 (b) 可见,在相同大小的冲击波作用下,在试验出水水压范围内,随着出水水压的增加,水膜厚度变大,激光冲击作用后产生的水雾量稍许增多,消散时间有所延长。出水水压从 0.01MPa 变动到 0.05MPa,水雾消散时间变化范围同样在 30~50ms 之间,平均消散时间从 38.3 延长到 45.8ms。

综合以上分析,在激光冲击水约束层完整动态响应过程中,可以发现水雾消散时间 30~50ms 远大于水约束层恢复时间 4~18ms,因而允许激光器出光最大频率主要取决于水雾消散时间。考虑水雾消散对激光冲击效果的影响,如果不采取及时消除水雾措施,允许激光器最大出光频率为 20Hz。

4 冲击效应

微坑的几何形貌与激光冲击效应直接相关。出水水压 0.03MPa,脉冲能量 13J 下的微坑几何形貌如图 8 所示。可见,微坑几何形貌近似呈碗状,这是由于激光光斑中心区域能量呈现平顶分布,边缘能量较低,使得微坑底部几近平直,侧壁倾斜。另外,由于材料塑性流动导致微坑边缘呈现近似火山口的凸起特征。微坑直

径和深度测量方式如图 8 (c) 所示,此条件下的微坑深度是 19.33 μm ,直径是 3.76mm。

出水水压对微坑直径和深度的影响如图 9 所示。可见,在试验出水水压范围内,单脉冲能量 13J 的

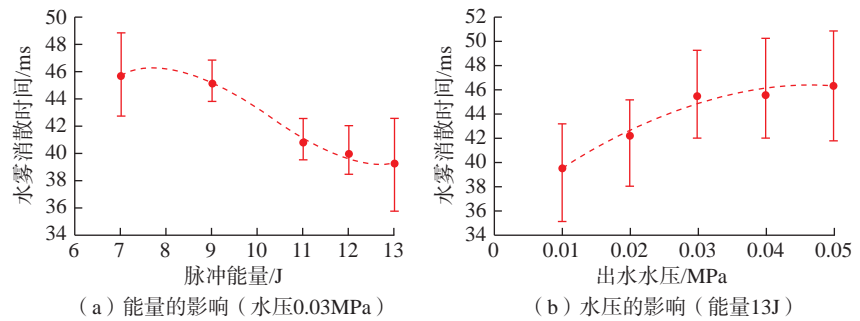


图 7 水雾消散时间
Fig.7 Dissipation time of water mist

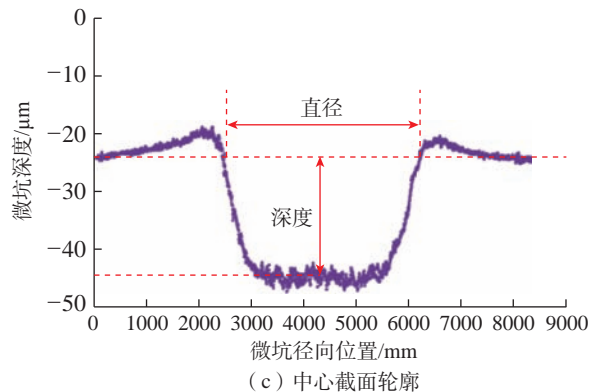
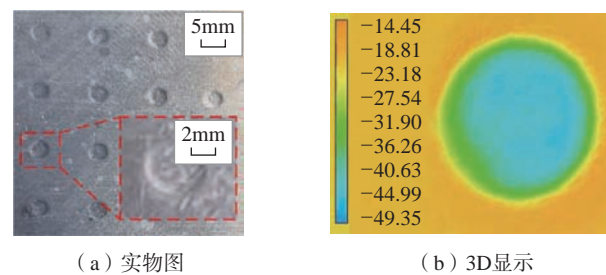


图 8 微坑几何形貌(水压 0.03MPa, 能量 13J)
Fig.8 Geometry of micro dimple (water pressure 0.03MPa, energy 13J)

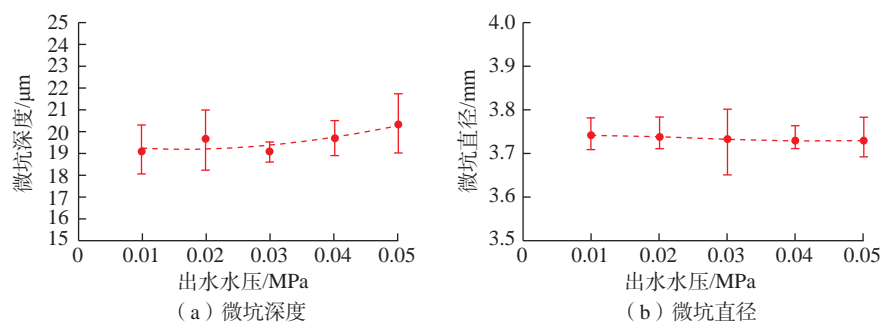


图 9 冲击效果(能量 13J)
Fig.9 Shock effect (energy 13J)

冲击作用下,微坑直径和深度均在 3.65~3.8mm 和 18~22 μ m 范围之间,每个水压变量试验结果波动范围也基本重合,平均微坑直径和深度均在 3.74mm 和 20 μ m 左右。试验结果表明出水水压对微坑直径和深度的影响并不显著。

结论

(1) 一定压力下的喷嘴圆柱射流在工件表面可以形成稳定的薄膜区,薄膜区形状近似一个椭圆,厚度均匀稳定,能够满足激光冲击水约束层需求。随着出水水压的增大,薄膜区覆盖面积先变大后变小,水压为 0.04MPa 时达到最大。

(2) 采用高速相机拍摄方法能清楚观察到激光冲击作用下水约束层动态响应全过程。在激光冲击诱导等离子体冲击波作用下,水约束层爆炸飞溅形成无水圆形区域,并产生大量水雾,但在连续水射流作用下水约束层快速恢复,水雾也逐渐消散。

(3) 脉冲能量和出水水压对水约束层动态响应时间无显著影响。水雾消散时间 30~50ms 远大于水约束层恢复时间 4~18ms,因而为了保证激光喷丸工艺稳定和有效冲击效应,水约束层动态响应时间主要取决于水雾消散时间,允许激光器最大出光频率可达 20Hz 以上。

(4) 在试验工艺条件下,出水水压的变化对微坑直径和深度影响不显著。因而,在实际激光喷丸中,出水水压的选择只需要保证能形成足够面积的水薄膜区即可。

为了保证激光喷丸工艺稳定和有效冲击效应,通过合理调整工艺条件,允许激光器最大出光频率可达 20Hz。但是由于试验激光器最高频率只有 5Hz,以后试验条件具备的情况下,可对 20Hz 等高激光出光频率下水约束层动态响应和冲击效应进行研究验证。

参考文献

- [1] 杨启,付雪松,周文龙. 激光喷丸表面强化技术的研究综述[J]. 航空制造技术, 2020, 63(12): 14-22.
- [2] 张兴权,周建忠,王广龙,等. 激光喷丸技术及其应用[J]. 制造业自动化, 2005, 27(10): 26-28.
- [3] ANDERHOLM N C. Laser-generated stress waves[J]. Applied Physics Letters, 1970, 16(3): 113-115.
- [4] O'KEEFE J D, SKEEN C H. Laser-induced stress-wave and impulse augmentation[J]. Applied Physics Letters, 1972, 21(10): 464-466.
- [5] 李志勇,朱文辉,周光泉,等. 实验研究有机玻璃约束层对激光冲击波的影响[J]. 中国激光, 1997, 24(2): 23-27.
- [6] 周建忠,周明,肖爱民,等. 约束层的厚度和柔性对激光冲击强化效果的影响[J]. 应用激光, 2002, 22(1): 7-9, 6.
- [7] COLVIN J D, AULT E R, KING W E, et al. Computational model for a low-temperature laser-plasma driver for shock-processing of metals and comparison to experimental data[J]. Physics of Plasmas, 2003, 10(7): 2940-2947.
- [8] BERTHE L, FABBRO R, PEYRE P, et al. Laser shock processing of materials: Study of laser-induced breakdown in water confinement regime[J]. High-Power Lasers: Applications and Emerging Applications, 1996, 2789: 246-253.
- [9] BERTHE L, FABBRO R, PEYRE P, et al. Shock waves from a water-confined laser-generated plasma[J]. Journal of Applied Physics, 1997, 82(6): 2826-2832.
- [10] 曹子文,邹世坤,车志刚,等. 航空发动机叶片激光冲击处理过程控制研究[J]. 航空发动机, 2011, 37(1): 60-62, 59.
- [11] 杜建钧,周建忠,张兴权,等. 金属板料的机械喷丸成形与激光喷丸成形技术[J]. 电加工与模具, 2006(1): 4-8.
- [12] 李康妹,胡永祥,姚振强. 高应变率激光冲击微坑几何形貌研究[J]. 新型工业化, 2012, 2(9): 53-62.
- [13] 唐亮,李平,周立新,等. 倾斜射流撞壁形成的液膜外形的理论建模[J]. 推进技术, 2021, 42(2): 327-334.
- [14] WANG R X, HUANG Y, FENG X, et al. Semi-empirical model for the engine liquid fuel sheet formed by the oblique jet impinging onto a plate[J]. Fuel, 2018, 233: 84-93.

通讯作者: 胡永祥,教授,博士,研究方向为激光喷丸、激光驱动微滴增材制造。

(下转第 69 页)

引文格式: 刘玉璠, 焦俊科, 徐子法, 等. 激光熔覆制备 TiC 增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料的组织与性能研究 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 53-60.

LIU Yufan, JIAO Junke, XU Zifa, et al. Microstructures and properties of TiC reinforced Ni-30Fe-20Al composite prepared by laser cladding[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 53-60.

激光熔覆制备 TiC 增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料的组织与性能研究*

刘玉璠^{1,2}, 焦俊科³, 徐子法², 欧阳文泰², 张咪娜², 刘政¹, 管少平², 张文武²

(1. 江西理工大学, 赣州 341000;

2. 中国科学院宁波材料技术与工程研究所, 宁波 315201;

3. 扬州大学, 扬州 225127)

[摘要] 为研究激光熔覆制备 TiC 增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料的组织和力学性能, 探索 TiC 含量对复合材料性能的影响规律, 利用激光熔覆技术分别制备了 TiC 质量分数为 0、10%、20% 的陶瓷颗粒增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料, 并对复合材料的宏观形貌、微观组织、物相组成、显微硬度等进行了表征分析。结果表明, 熔覆层与基板形成了良好的冶金结合; TiC 颗粒大部分以 TiC 相的形式存在且弥散分布在熔覆层内; 有部分 TiC 颗粒重熔形成了不同原子比例的新相, 使熔覆层的硬度进一步提升; 随着加入 TiC 粉末比例的增加, 熔覆层硬度呈增大趋势。

关键词: 激光熔覆; TiC 增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料; 物相组成; 显微硬度

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.053



刘玉璠

硕士研究生, 研究方向为激光增材复合制造。

镍基合金具有较高的强度、抗氧化性和抗热腐蚀性等优异的综合性能, 广泛应用于航天、航空、海洋、环保、能源等领域, 被用来制造航空发动机和工业燃气轮机的热端部件。镍铝合金作为一种航空高温结构材料和功能材料, 具有密度低、抗氧化性好、熔点高、屈服强度高的优点^[1-3]。Guha 等^[4-6]发现, 在镍铝合金中添加适量铁元素, 金属原子含量比例为 Ni-30Fe-20Al 时, 合金表现出良好的室温韧性和屈服强度特性。在 Ni-30Fe-20Al 合金中加入陶瓷颗粒, 可以使其硬度、耐磨性、耐腐蚀性等得到进一步提高, 从而满足极端环

境的工作要求。常见的金属基陶瓷复合材料的制备方法有合金冶炼和粉末冶金, 但这两种工艺面临着陶瓷颗粒分布不均、应力集中、低温塑性差等一系列问题。激光熔覆技术具有快熔快冷的特点, 可以解决陶瓷颗粒在熔融过程中颗粒分布不均、偏析等问题, 在金属基陶瓷复合材料的制备上优势显著。

国内外学者对激光熔覆制备金属陶瓷涂层展开了一些研究。赵庆宇等^[7-10]分别在 Q235 钢、27SiMn 钢和 45 钢表面采用激光熔覆技术制备了金属复合涂层, 研究表明涂层显微组织更加细小均匀, 且熔覆层表

* 基金项目: 中国科学院重点部署项目(ZDRW-CN-2019-01); 浙江省重点研发计划择优项目(2020C01036); 宁波市科技创新 2025 重大专项(2019B10074、2018B10059); 浙江省基金(LY18E050027); 国家自然科学基金“两化融合”重点项目(U1609208); 中国科学院青年创新促进会资助(2017343); 宁波市自然科学基金(2019A610168)。

现出较优的耐磨性、热磨损性和耐腐蚀性。陈瑶等^[11-13]研究了激光熔覆不同含量 TiC 对硬质合金熔覆层的显微组织及力学性能的影响,发现其耐磨性能随着 TiC 质量分数的增加而提高,当 TiC 质量分数达到一定值时,熔覆层硬度及耐磨性可达到最大。李刚等^[14]利用激光熔覆技术在 40Cr 基体上制备了以铬铁原矿粉为掺杂组元的高熵合金涂层,结果表明掺入铬铁原矿粉后,提高了高熵合金涂层的硬度与耐磨性。赵欣鑫等^[15-16]分别在 TC4 钛基体和 45 钢基体轴面利用激光熔覆技术制备金属复合涂层,发现与基体相比涂层的硬度和耐磨性显著提高。Xu 等^[17-20]采用激光熔覆技术修复 Inconel718 裂纹,详细研究了修复区涂层的显微组织和力学性能,结果表明,涂层组织的显微硬度和拉伸强度较基体得到明显提高。Sahoo 等^[21-23]通过激光熔覆技术分别制备了 TiC-Ni-CaF₂、TiB₂-TiC-Al₂O₃ 和 Stellite-6/WC 复合涂层,并对其微观结构和磨损行为进行了研究。Ali 等^[24-25]对激光熔覆过程中激光参数对 TiC 形态以及金属基陶瓷复合材料中的 TiC 的分解行为进行了研究。

上述研究说明了利用激光熔覆技术进行陶瓷颗粒增强金属基复合材料制备的可行性,但针对特定比例 TiC 陶瓷颗粒增强 Ni-30Fe-20Al 合金激光熔覆制备的研究还未见报道。本文采用激光熔覆技术,针对不同比例 TiC 粉末增强 Ni-30Fe-20Al 合金的组织性能进行研究,探索 TiC 粉末加入比例对合金质量的影响规律,为制备高质量的金属基陶瓷复合材料奠定理论和工艺基础。

试验设计

1 激光熔覆试验系统

熔覆试验系统由 XYZ 运动系统、1 台 500W 光纤激光器(最大功率 500W,波长 1064nm,调制频率 0~

10kHz)、激光焊接头、惰性气体氛围控制装置和工装等组成。其中,激光焊接头聚焦激光光斑直径为 150 μ m,聚焦镜焦距为 125mm。

决定熔覆质量的关键环节之一为惰性气氛控制。图 1 为自主设计的惰性气体保护装置可避免熔覆层氧化。该装置由透明亚克力材料粘接而成,上部激光透射窗口为直径 80mm 的高透石英玻璃。熔覆过程中,不断通入高纯氩气以保证熔覆试样始终处于惰性气体氛围内,激光束透过石英玻璃透射窗口对试样进行加工。激光功率、扫描速度、激光调制频率以及离焦量等工艺参数的适当取值可优化熔覆质量,各参数可选范围如表 1 所示。由前期研究可知^[22],影响熔覆质量的各因素中,频率影响程度相对较小,因此设定激光调制频率为 1000Hz。

2 试验材料

试验中使用的镍、铁、铝和碳化钛陶瓷粉末颗粒平均粒径均小于 45 μ m。在 1000 倍的扫描电子显微镜(SEM)下,对四种粉末的微观形貌进行了观测,如图 2 所示。可以看出,镍、铝粉末颗粒平均粒径略大于铁和碳化钛粉末,其中铁粉和镍粉呈规则的球状,流动性较好,而铝粉和碳化钛粉末形状不规则。基板材料

为工程中较为常见的轧制 304# 不锈钢,厚度为 2mm,长度和宽度分别为 50mm 和 25mm。试验之前,采用 600# 砂纸打磨后用无水乙醇清洗,去除基板表面残存的氧化物、油污等杂质。铺粉方式采用预置粉末法,粉厚为 0.5mm。为保证熔覆过程的稳定性和熔覆层的纯度,铺粉过程中未添加黏结剂。

3 试验参数

在激光熔覆过程中,单道熔覆工艺是实现高质量面熔覆的基础,为了便于研究不同比例 TiC 粉末对熔覆质量的影响规律,本文针对单道熔覆的情况展开研究。试验过程中,激光束在不锈钢基板宽度方向上朝同一个方向进行扫描。铺粉宽度为 16mm,相邻熔覆道之间的距离为 10mm,熔覆路径如图 3 所示。

Ni、Fe、Al 3 种金属粉末按原子百分比含量 Ni-30Fe-20Al 进行质量换算后,按照质量比 Ni-33Fe-10Al 进行混合,并按照质量分数 0、10% 和 20% 的比例掺入 TiC 粉末。根据激光工艺参数对熔覆层宏观形貌和微观组织的影响规律,熔覆过程中激光离焦量固定为 -5mm^[26-28],激光功率设为 389W 和 316W,扫描速度设为 4mm/s 和 8mm/s,具体工艺参数见表 2。

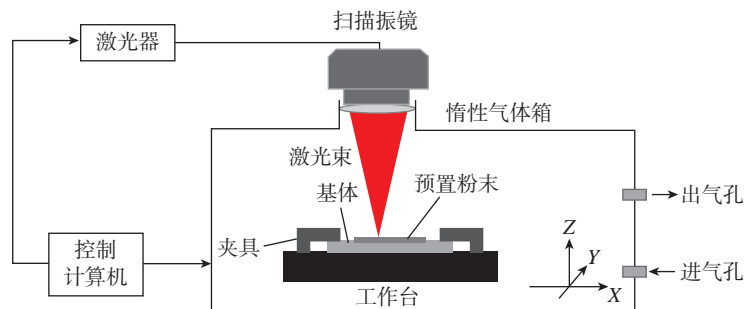


图 1 试验装置原理图

Fig.1 Schematic diagram of experimental setup

表 1 工艺参数可调范围表

Table 1 Adjustable range of process parameters

工艺参数	激光功率 / W	扫描速度 / (mm · s ⁻¹)	激光频率 / Hz	离焦量 / mm
调整范围	≤ 500	≤ 30	500~10000	-20~20

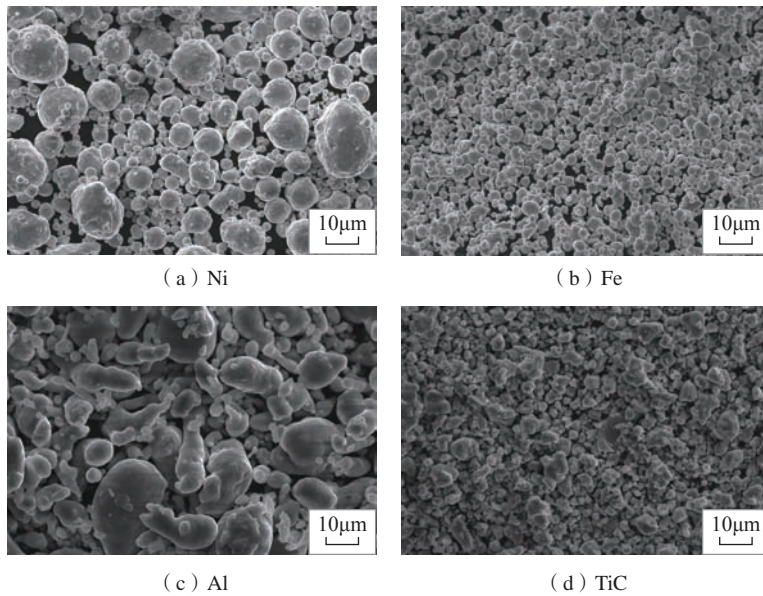


图2 粉末形貌
Fig.2 Morphology of powder

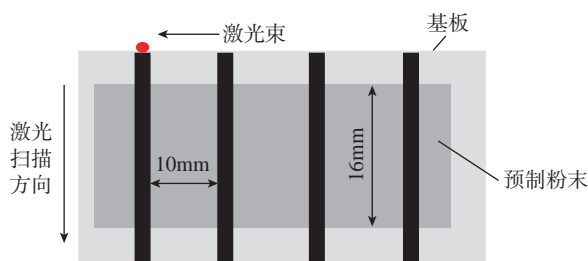


图3 激光熔覆路径
Fig.3 Laser cladding path

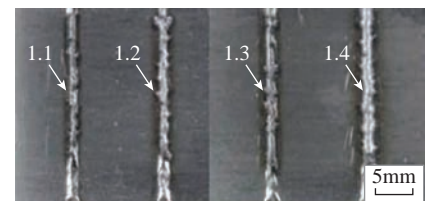
表2 试样对应的熔覆工艺参数
Table 2 Corresponding parameters of cladding process of samples

组数	TiC 质量分数 / %	试样编号	扫描速度 / (mm · s ⁻¹)	激光功率 / W
1	0	1.1	4	389
		1.2	8	389
		1.3	4	316
		1.4	8	316
2	10	2.1	4	389
		2.2	8	389
		2.3	4	316
		2.4	8	316
3	20	3.1	4	389
		3.2	8	389
		3.3	4	316
		3.4	8	316

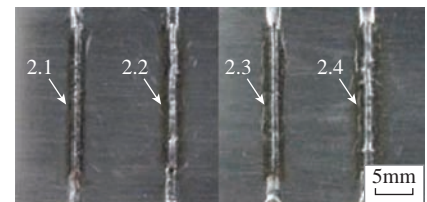
结果与讨论

1 熔覆工艺参数及结果

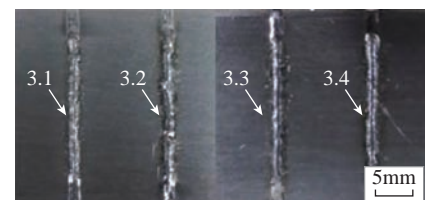
根据表2的工艺参数,利用光纤激光熔覆系统对镍、铁、铝和碳化钛4种混合粉末进行熔覆试验,熔覆层的整体形貌如图4所示。可以看出,混合粉末在不锈钢基板上可形成连续的熔覆层,但随着TiC粉末的加入,熔覆层会出现宽度不一、表面凹凸不平的现象。当TiC粉末含量相同时,激光功率为389W,扫描速度为4mm/s时熔覆条形貌较好,如图4中试样1.1、2.1和3.1熔覆条表面情况所示。为了进一步分析TiC粉末对Ni-30Fe-20Al合金性能影响规律,选择表面相貌较好的熔覆条,固定激光熔覆工艺参数,采用激光共聚焦显微镜在200×的放大倍数下,对不同TiC含量的试样1.1、2.1和3.1表面形貌进行了观测(图5)。从图5(a)可以看出,在没有添加TiC粉末的情况下,熔覆层表面光洁,有明显的金属亮色。添加TiC粉末后(图



(a) 0 TiC



(b) 10% TiC



(c) 20% TiC

图4 单道熔覆形貌

Fig.4 Single path cladding morphology

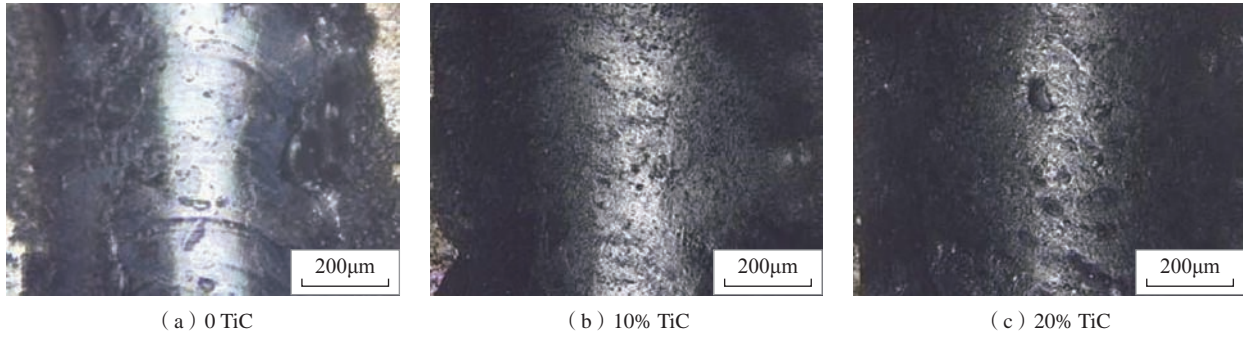


图5 不同 TiC 含量下的熔覆层表面形貌
Fig.5 3D morphology of cladding with deference TiC contents

5 (b) 和(c)),熔覆层表面将呈现出一些凸起和凝固纹。TiC 陶瓷熔点较高,在熔覆过程中将先凝固为硬质增强相,随后冷却凝固的金属收缩量较大,随着 TiC 粉末的加入量增高,凸起的体积也会随之增大。

2 显微组织和熔覆质量分析

为进一步明晰 TiC 粉末对熔覆层质量的影响规律,利用 SEM 对熔覆层微观组织进行观测,利用 XRD 对熔覆层的相成分进行检测。图 6~8 分别给出了 TiC 添加比例 0、10% 和 20% 熔覆层的微观组织,可以看出, TiC 加入量对熔覆层微观组织影响显著。

当 TiC 粉末质量分数为 0,即 Ni-30Fe-20Al 三粉熔覆时,形成的组织主要为柱状晶和等轴晶组织(图 6)。由于在熔池冷却的过程中,与熔池接触的空气和不锈钢基板的导热系数不同,此时,熔池的温度梯度方向不同,熔覆的合金液体会沿着温度下降最快的方向结晶,导致形成的组织在结晶方向上会有所不同。

当 TiC 粉末质量分数为 10% 和 20% 时,熔覆层的微观组织较未加入 TiC 粉末时发生了明显的变化。从图 6 和图 7 的对比中可以发现,加入 TiC 粉末后原 Ni-30Fe-20Al 复合材料的晶粒得到细化(图 7)且组织致密,可获得组织晶粒细小的合金。另外,从图 7 和图 8 的对比可以发现,随着 TiC 质量分数的增大,熔

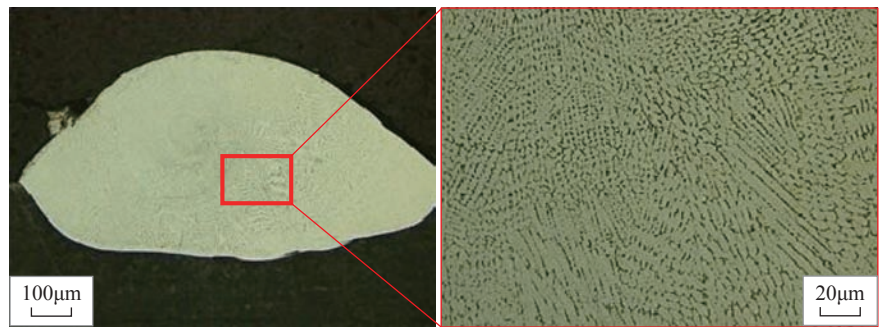


图6 试样 1.1 组织
Fig.6 Observation for metallographic structure of sample 1.1

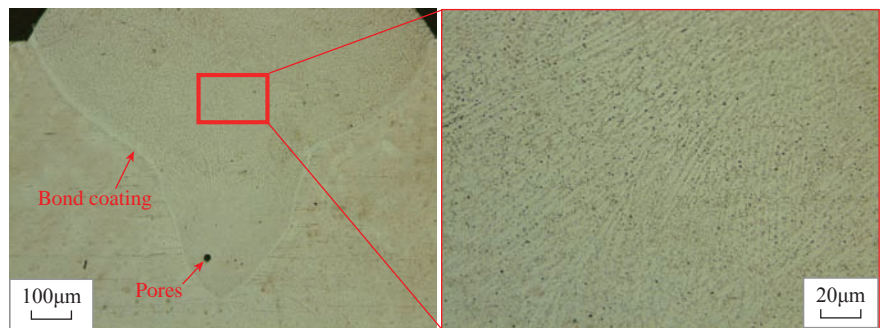


图7 试样 2.1 组织
Fig.7 Observation for metallographic structure of sample 2.1

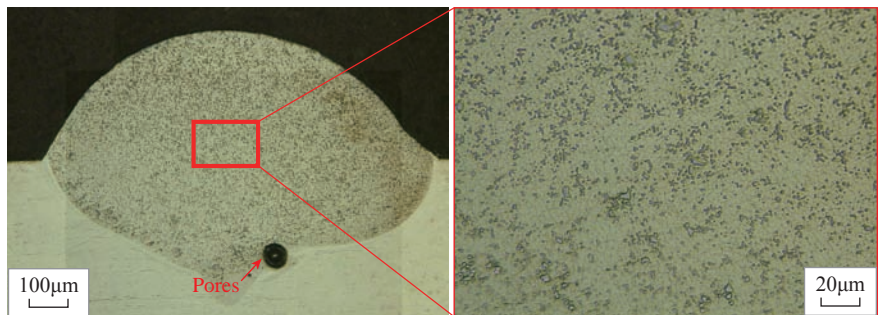


图8 试样 3.1 组织
Fig.8 Observation for metallographic structure of sample 3.1

覆层晶粒逐渐增大,并可观察到黑色晶粒(图8),此现象与文献[12]表述一致。从图8中可知,试样3.1组织晶粒较大,这是因为TiC含量添加到一定程度时,激光不能将TiC完全分解,未分解的TiC对激光进行了反射,因此,未分解的TiC含量越高,激光的吸收率越低,反而降低了细化晶粒的作用^[29]。

在激光熔覆混合粉末过程中,熔覆层与基体材料形成了良好的冶金结合。由图7可看出熔覆层与基板间存在晶粒较细的结合层,且颜色与基板奥氏体不锈钢组织和熔覆层柱状晶组织不同,说明在结合处形成了一个稳定的冶金结合区域。熔覆层质量良好,无明显裂纹,熔覆粉末之间的合金组织稳定,证明了通过激光熔覆技术进行冶金加工的可行性。然而,熔覆层与基板结合处存在单个较大的气孔(图7和图8),对熔覆层与基体的结合强度有一定程度的影响。该气孔形成原因可能是基板与粉末、粉末与粉末之间存在一定孔隙且粉末颗粒中存在一定量的气孔,因此在结合处容易产生较大体积的气孔。

3 EDS能谱检测

稀释率是表征激光熔覆质量的一个关键物理量,利用EDS能谱测量仪对试样1.1、2.1和3.1的元素含量进行检测,以检测基板对金属基陶瓷复合材料熔覆层的稀释情况。去除微量元素后的检测结果与各个元素在加入的粉末中含量对比见表3。

试验过程中,熔覆层粉末Ni-30Fe-20Al的质量百分比为57:33:10,TiC粉末按照与总粉末质量的百分比加入,即100g粉末中Ni、Fe、Al、TiC 4种粉末的质量在试样1.1、2.1和3.1中分别为57g、33g、10g、0和51.3g、29.7g、9g、10g以及45.6g、26.4g、8g、20g。因此计算基板对熔覆层的稀释程度,可通过加入粉末与实际粉末的质量比对比计算。

对比熔覆层与基板元素,可以发

现熔覆元素中独有的只有Al和Ti,而Cr是基板稀释后引入到熔覆层的,因此判断基板金属的掺入量可按照Cr元素在熔覆层中的含量计算。Cr元素在基板中的质量分数为17.71%,在试样1.1、2.1和3.1中的质量分数分别为5.59%、9.84%和9.83%,按照式(1)近似计算。

$$S = \frac{Cr_x}{Cr_0} \quad (1)$$

其中, S 为基板融入熔覆层中比例; Cr_x 为熔覆层中Cr的含量; Cr_0 为Cr在基板中的含量。计算得试样1.1中 S 为31.564%,而试样2.1和3.1中 S 为55.367%。由稀释率定义可得,融入熔覆层中基板所占比例为熔覆稀释率

$$\theta = \frac{W_b}{W_d} = \frac{W_b}{W_b + W_w} \quad (2)$$

其中, θ 为稀释率; W_d 为熔覆层质量; W_b 为熔覆层中基板的质量; W_w 为熔覆层中熔覆材料的质量。在该熔覆层条件下计算可得,熔覆过程中试样1.1的稀释率约为31.564%,试样2.1和3.1的稀释率约为55.367%。由此可说明在熔覆过程中,熔覆层中引入了部分基板金属元素,使熔覆层元素的特定配比受到了影响,其力学性能将会降低;相对于未加入TiC的试样1.1,添加TiC的试样2.1和3.1的稀释率较高,也可以说明TiC陶瓷的加入对试样的稀释率有一定的影响。

4 显微硬度检测

为了研究所得熔覆层的组织性能,使用MVS-1000D1显微硬度测试仪测量熔覆层的截面硬度分布情况,加载砝码200g,保荷15s,以第2组试样为例,采用GB/T 4342—1991《金属显微维氏硬度测试方法》对含不同TiC粉末(0TiC、10%TiC和20%TiC)的熔覆层和不锈钢基板进行显微硬度检测。在显微硬度测量过程中,对不同TiC含量的试样1.1、2.1和3.1的熔覆层分别从横向和纵向进行硬度测试,测量硬度的取点情况如图9所示,横向和纵向硬度值分布规律如图10所示。

由图10可知,每个试样横向和纵向的硬度分布并没有特别明显的规律,四周硬度略低于中心部分,熔覆层内部的硬度总体上分布均匀。均匀的硬度分布说明熔覆层组织分布均匀,各方向力学性能相同。对比3个试样的横向和纵向显微硬度曲线可发现,随着合金中TiC质量分数的增加,试样熔覆层的显微硬度增大,当TiC质量分数为20%时,熔覆层横向显微硬度达到最大。相对于未添加TiC的熔覆层,TiC硬质相粒子的添加提高了熔覆层硬度,由于添加TiC后,熔覆层晶粒更为细小,组织更加致密,还生成了更多的其他硬质相,但TiC含量增多也会引起组织晶粒长大,使得整体组织变得更为粗大,因而硬度达到一定值后不再上升。

表3 能谱检测(质量分数)

Table 3 Energy spectrum testing (mass fraction)

%

元素	基板	试样 1.1		试样 2.1		试样 3.1	
		溶覆层	粉末	溶覆层	粉末	溶覆层	粉末
Fe K	69.31	41.84	33	47.05	29.7	43.80	26.4
Ni K	7.58	38.42	57	25.66	51.3	22.89	45.6
C K	5.40	8.05	0	8.58	2	12.95	4
Cr K	17.71	5.59	0	9.84	0	9.83	0
Ti K	0	0	0	3.24	8	7.05	16
Al K	0	6.11	10	5.63	9	3.48	8

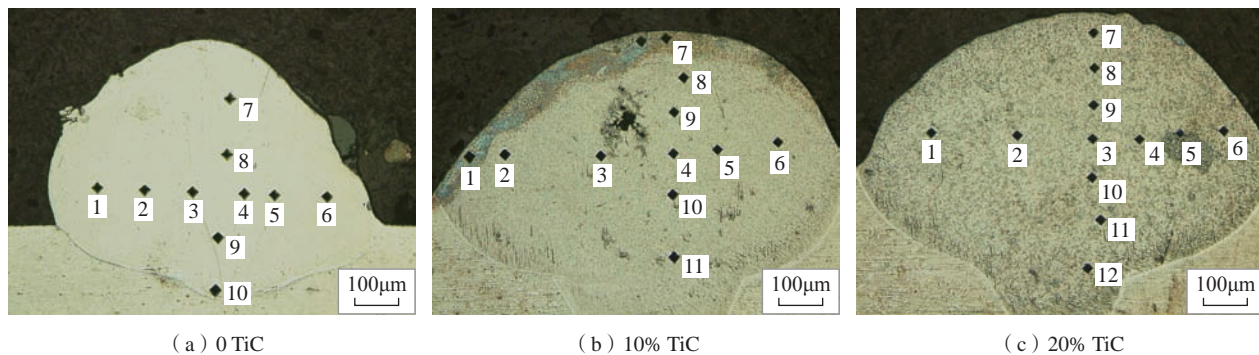
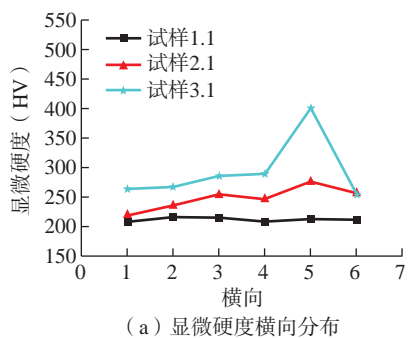
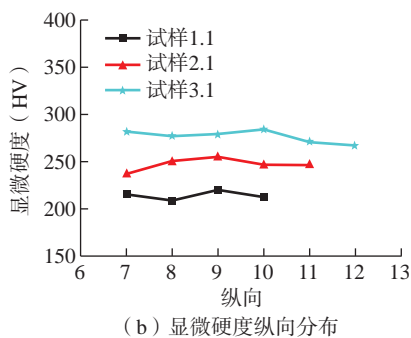


图9 不同 TiC 含量下的熔覆层硬度取点位置

Fig.9 Selected hardness points in cladding layer for deferent TiC contents



(a) 显微硬度横向分布



(b) 显微硬度纵向分布

图10 横向和纵向硬度分布规律

Fig.10 Transverse and longitudinal hardness distribution

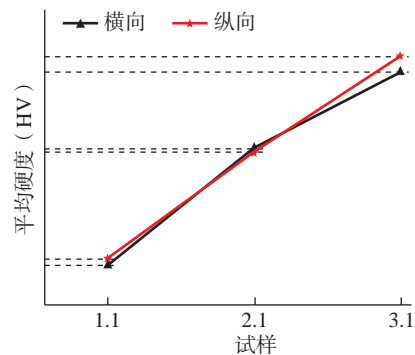


图11 平均硬度分布

Fig.11 Average hardness distribution

图 11 为熔覆层截面硬度平均值的规律。可知,熔覆层的硬度随 TiC 粉末含量的增加逐渐升高,且横向平均值与纵向平均值基本相同。试样 1.1、2.1 和 3.1 熔覆层硬度的平均值分别为 212.83HV、247.56HV 和 274.35HV,除试样 1.1 (未加入 TiC) 的熔覆层硬度低于基板硬度 220.6HV 外(熔覆层属于重铸层,且基板对熔覆层有稀释作用,因此硬度有所降低),其他试样的熔覆层硬度均高于基板,且随着 TiC 含量的增加而提高。其中,试样 3.1 (加入 20%TiC 粉末)的熔覆层硬度较基板平均值提高了 50HV 左右,该试样硬度平均值为 274.35HV。这说明基板对熔覆层的稀释对熔覆层的力学性能产生了一定的影响,但是在加入了 TiC 粉末后,熔覆层的性能仍得到了一定程度的提高。

5 X 射线衍射分析

为了进一步研究熔覆层中物相

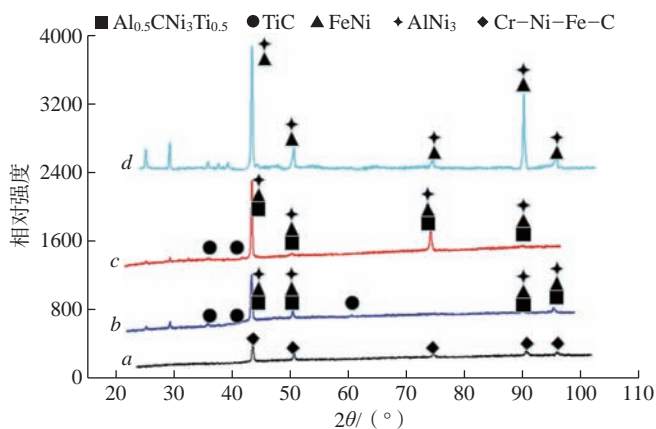


图12 试样和基板物相检测

Fig.12 X-ray Diffraction result of samples and substrate

组成较基板的变化情况,分析熔覆层硬度提高的原因,对基板和试样 1.1、2.1、3.1 分别进行了 X 射线衍射检测试验,检测结果如图 12 所示。

图 12 中 a、b、c、d 分别表示基板、试样 3.1、2.1 和 1.1 的 X 射线衍射曲线。对 XRD 检测结果分析可以得出,基板主要为奥氏体组织。熔覆层中

各种成分以及部分基板元素在熔覆过程中激烈反应,主要物相为 {Ni, Al} (包括 AlNi₃) 和 {Fe, Ni} (包括 Fe₃Ni₂、Fe_{0.64}Ni_{0.36}) 相。加入 TiC 粉末试样的衍射峰较低,这是因为 TiC 陶瓷粉末颗粒加入后,虽在熔覆层中检测到了 TiC 增强相,但加入的 TiC 颗粒含量较低,且散布于熔覆层中,

因此衍射峰较低。检测过程中发现,熔覆层中可能存在新的 {Ti, C} 陶瓷增强相(如 Ti_8C_5) 以及 $Al_{0.5}CNi_3Ti_{0.5}$ 相,说明在激光高温下部分 TiC 陶瓷粉末发生了分解化合,且部分陶瓷相与金属相发生了固溶。镍铝化合物是一种性能较高的化合物,经铁元素固溶后会提高材料的室温塑性。添加 TiC 陶瓷颗粒后熔覆层内产生了新的碳化物增强相,可进一步提升了复合材料的力学性能,所以含 TiC 陶瓷颗粒熔覆层的硬度要比 Ni-30Fe-20Al 复合材料熔覆层的硬度高。

结论

为探索激光熔覆 TiC 增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料工艺,分析 TiC 含量对复合材料性能的影响规律,利用激光熔覆技术分别制备了 TiC 含量为 0、10%、20% 的陶瓷颗粒增强 Ni-30Fe-20Al 复合材料,并对复合材料的宏观形貌、微观组织、物相组成、显微硬度等进行了表征分析。

(1) 加入 TiC 后可使原有晶粒得到细化,其中 10%TiC 熔覆层组织晶粒细小且致密,当熔池中有过量的 TiC 颗粒后,熔覆组织晶粒逐渐增大,并可观察到明显的碳化物析出。

(2) 当 Ni-30Fe-20Al 合金粉末中加入 TiC 后,激光熔覆层不仅存在 TiC 化合物,还生成了 Ti_8C_5 、 $Al_{0.5}CNi_3Ti_{0.5}$ 等新物相。

(3) 部分 TiC 颗粒与金属颗粒固溶形成了不同原子比例的新相,在一定程度上提高了 Ni-30Fe-20Al 合金熔覆层的硬度,熔覆层金属硬度随着加入 TiC 粉末比例提高而增高,在 TiC 质量分数为 20% 时达到最大,其平均硬度值为 274.35HV,较基板平均值提高了 22.4%。

参考文献

[1] NOEBE R D, BOWMAN R R, NATHAL M V. Physical and mechanical properties of the B2 compound NiAl[J]. International

Materials Reviews, 1993, 38(4): 193-232.

[2] 郭建亭. 有序金属间化合物镍铝合金[M]. 北京: 科学出版社, 2003.

GUO Jianting. Ordered intermetallic compound alloy[M]. Beijing: Science Press, 2003.

[3] MIRACLE D B. The physical and mechanical properties of NiAl[J]. Acta Metallurgica et Materialia, 1993, 41(3): 649-684.

[4] GUHA S, BAKER I, MUNROE P R. Elevated temperature deformation behaviour of multi-phase Ni-20 at % Al-30 at % Fe and its constituent phases[J]. Journal of Materials Science, 1996, 31(15): 4055-4065.

[5] GUHA S, BAKER I, MUNROE P R. The microstructures of multiphase Ni-20Al-30Fe and its constituent phases[J]. Materials Characterization, 1995, 34(3): 181-188.

[6] 陈兴, 杨城笑, 严彪. 金属基陶瓷颗粒增强复合材料的制备方法[J]. 上海有色金属, 2008, 29(1): 27-31.

CHEN Xing, YANG Chengxiao, YAN Biao. Preparation of composite reinforced with metal matrix ceramic particles[J]. Shanghai Nonferrous Metals, 2008, 29(1): 27-31.

[7] 赵庆宇, 万焱, 秦坤. 激光熔覆 Ti-BN/Co 基复合涂层微观组织和耐磨性能研究[J]. 宽厚板, 2020, 26(6): 25-31.

ZHAO Qingyu, WAN Yan, QIN Kun. Investigation on microstructure and wear resistance of Ti-BN/Co-based composite coatings by laser cladding[J]. Wide and Heavy Plate, 2020, 26(6): 25-31.

[8] 李鹏辉, 李波, 张群莉, 等. 超音速激光沉积与激光熔覆 WC/SS316L 复合沉积层显微组织与性能的对比如研究[J]. 中国激光, 2016, 43(11): 76-83.

LI Penghui, LI Bo, ZHANG Qunli, et al. Comparative study on microstructure and performance of WC/SS316L composite coatings prepared by supersonic laser deposition and laser cladding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2016, 43(11): 76-83.

[9] 马植甄, 张晖, 唐昊. 高合金含量对激光熔覆高速钢涂层组织与性能的影响[J/OL]. [2021-02-26]. 热加工工艺, <https://doi-org-443.webvpn.las.ac.cn/10.14158/j.cnki.1001-3814.20182920>.

MA Zhizhen, ZHANG Hui, TANG Hao. Effects of high alloying content on microstructure and properties of laser clad high-speed steel coating[J/OL]. [2021-02-26]. Hot Working Technology, <https://doi-org-443.webvpn.las.ac.cn/10.14158/j.cnki.1001-3814.20182920>.

[10] 田玉亮, 李杰. Cr 含量对铁基激光熔覆层组织与性能的影响[J]. 矿业, 2020, 29(6): 74-79.

TIAN Yuliang, LI Jie. Effect of Cr content on the structure and properties of Fe-based laser cladding layers[J]. Mining and Metallurgy, 2020, 29(6): 74-79.

[11] 陈瑶, 王华明. 激光熔覆 TiC 增强 FeAl 金属间化合物基复合材料涂层磨损性研究[J]. 稀有金属材料与工程, 2003, 32(10): 840-843.

CHEN Yao, WANG Huaming. Wear resistance of laser clad TiC reinforced FeAl intermetallic matrix composite coatings[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2003, 32(10): 840-843.

[12] 陈向文, 庄哲峰, 孟素各. 激光熔覆不同 TiC 含量硬质合金层的组织与性能[J]. 机电技术, 2015, 38(6): 115-118.

CHEN Xiangwen, ZHUANG Zhefeng, MENG Suge. Microstructure and properties of laser cladding cemented carbide coatings with different TiC content[J]. Mechanical and Electrical Technology, 2015, 38(6): 115-118.

[13] 杨光, 王向明, 王维, 等. 激光熔覆制备 TiC 颗粒增强涂层的组织和性能[J]. 红外与激光工程, 2014, 43(3): 795-799.

YANG Guang, WANG Xiangming, WANG Wei, et al. Microstructure and property of laser cladding TiC reinforced composition coating[J]. Infrared and Laser Engineering, 2014, 43(3): 795-799.

[14] 李刚, 刘国, 常雷明, 等. 铬铁原矿粉掺杂制备 CrFeNiSiAl_{0.5} 高熵合金涂层及其组织性能[J]. 表面技术, 2021, 50(2): 271-276, 370.

LI Gang, LIU Jian, CHANG Leiming, et al. Preparation of CrFeNiSiAl_{0.5} high entropy alloy coating by doping chromite powder and its microstructure and properties[J]. Surface Technology, 2021, 50(2): 271-276, 370.

[15] 赵欣鑫, 肖华强, 游川川, 等. TC4 表面激光熔覆 TiAl 合金涂层的工艺和组织性能[J/OL]. [2021-02-25]. 激光技术, <https://kns-cnki.webvpn.s.ac.cn/kcms/detail/51.1125.TN.20210111.1736.002.html>.

ZHAO Xinxin, XIAO Huaqiang, YOU Chuanchuan, et al. Process and microstructure properties of laser cladding TiAl alloy coating on TC4 surface[J/OL]. [2021-02-25]. Laser Technology, <https://kns-cnki.webvpn.s.ac.cn/kcms/detail/51.1125.TN.20210111.1736.002.html>.

[16] 吴军, 朱冬冬, 杨日初, 等. 45 钢轴面激光熔覆 Ni60AA 涂层工艺参数优化

及摩擦磨损性能研究[J/OL]. [2021-02-25]. 激光与光电子学进展, <https://kns-cnki-net.webvpn.las.ac.cn/kcms/detail/31.1690.tn.20210108.0918.006.html>.

[16] WU Jun, ZHU Dongdong, YANG Richu, et al. Parameters optimization of coating technique and wear properties for laser cladding Ni60AA on 45 steel shaft surface[J/OL]. [2021-02-25]. Laser & Optoelectronics Progress, <https://kns-cnki-net.webvpn.las.ac.cn/kcms/detail/31.1690.tn.20210108.0918.006.html>.

[17] XU Z F, OUYANG W T, JIA S H, et al. Cracks repairing by using laser additive and subtractive hybrid manufacturing technology[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2020, 142(3): 1-13.

[18] OUYANG W T, XU Z F, LIU Y F, et al. Effect of non-contact electrostatic field on controlling the microstructure of 316L during laser additive manufacturing process[C]//24th National Laser Conference & Fifteenth National Conference on Laser Technology and Optoelectronics. Shanghai, 2020.

[19] XU Z F, OUYANG W T, LIU Y F, et al. Effects of laser polishing on surface morphology and mechanical properties of additive manufactured TiAl components[C]//24th National Laser Conference & Fifteenth National Conference on Laser Technology and Optoelectronics. Shanghai, 2020.

[20] XU Z F, OUYANG W T, LIU

Y F, et al. Effects of laser polishing on surface morphology and mechanical properties of additive manufactured TiAl components[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2021, 65: 51-59.

[21] SAHOO C K, MASANTA M. Microstructure and tribological behaviour of TiC-Ni-CaF₂ composite coating produced by TIG cladding process[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 243: 229-245.

[22] MASANTA M, SHARIFF S M, ROY CHOUDHURY A. Microstructure and properties of TiB₂-TiC-Al₂O₃ coating prepared by laser assisted SHS and subsequent cladding with micro-/nano-TiO₂ as pre-cursor constituent[J]. Materials & Design, 2016, 90: 307-317.

[23] BARTKOWSKI D, BARTKOWSKA A. Wear resistance in the soil of Stellite-6/WC coatings produced using laser cladding method[J]. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2017, 64: 20-26.

[24] EMAMIAN A, CORBIN S F, KHAJEPOUR A. The influence of combined laser parameters on in situ formed TiC morphology during laser cladding[J]. Surface and Coatings Technology, 2011, 206(1): 124-131.

[25] MUVVALA G, PATRA KARMAKAR D, NATH A K. Online assessment of TiC decomposition in laser cladding of metal matrix composite coating[J]. Materials & Design, 2017, 121: 310-320.

[26] 管少平, 焦俊科, 张文武. 316L 不

锈钢粉末激光熔覆工艺研究[J]. 激光与光电子学进展, 2016, 53(6): 223-230.

ZAN Shaoping, JIAO Junke, ZHANG Wenwu. Study on laser cladding process of 316L stainless steel powder[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2016, 53(6): 223-230.

[27] 管少平, 焦俊科, 王强, 等. 镍铁铝混合粉末的激光熔覆冶金研究[J]. 激光技术, 2018, 42(1): 131-135.

ZAN Shaoping, JIAO Junke, WANG Qiang, et al. Study on laser cladding metallurgy of Ni-Fe-Al mixed powder[J]. Laser Technology, 2018, 42(1): 131-135.

[28] 管少平. 激光熔覆 TiC 增强 Ni-Fe-Al 材料的组织和性能研究[D]. 北京: 中国科学院大学, 2017.

ZAN Shaoping. Study on microstructure and properties of TiC reinforced Ni-Fe-Al by laser cladding[D]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2017.

[29] 夏思海, 武美萍, 马毅青, 等. TiC 含量对 TC4 合金激光熔覆层组织和性能的影响[J]. 金属热处理, 2020, 45(6): 212-215.

XIA Sihai, WU Meiping, MA Yiqing, et al. Effect of TiC content on microstructure and properties of laser clad layer on TC4 alloy[J]. Heat Treatment of Metals, 2020, 45(6): 212-215.

通讯作者: 焦俊科, 教授, 博士, 研究方向为激光先进制造技术。

Microstructures and Properties of TiC Reinforced Ni-30Fe-20Al Composite Prepared by Laser Cladding

LIU Yufan^{1,2}, JIAO Junke³, XU Zifa², OUYANG Wentai², ZHANG Mina²,
LIU Zheng¹, ZAN Shaoping², ZHANG Wenwu²

(1. Jiangxi University of Science and Technology, Ganzhou 341000, China;

2. Ningbo Institute of Materials of Technology and Engineering, Chinese Academy of Sciences, Ningbo 315201, China;

3. Yangzhou University, Yangzhou 225127, China)

[ABSTRACT] The TiC reinforced Ni-30Fe-20Al composite layer with different TiC mass fractions (0, 10% and 20%) was prepared on the stainless steel by laser cladding technology using fiber laser cladding system to investigate the microstructure and mechanical properties and the influence of the TiC content on the composite properties. The macro-morphology, microstructure, phase and micro-hardness of the composites were characterized. The results show that the cladding layer has a good metallurgical combination with the substrate. Most of the TiC particles existed as the TiC compounds, which distributed uniformly in the cladding layer. Some TiC particles remelting formed new phases with different atomic ratios, which further improved the hardness of cladding layer. With the increase of the proportion of TiC powder, the hardness of the cladding layer increases.

Keywords: Laser cladding; TiC reinforced Ni-30Fe-20Al composite; Phase composition; Micro-hardness

(责编 阳光)

引文格式: 张景祺, 林健, 雷永平, 等. 栅格结构激光焊接失稳有限元分析[J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 61-69.

ZHANG Jingqi, LIN Jian, EI Yongping, et al. Application of instability numerical model in preparation of grid structure by laser welding[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 61-69.

栅格结构激光焊接失稳有限元分析*

张景祺^{1,2}, 林健¹, 雷永平¹, 肖荣诗¹, 李龙³, 宋征³

(1. 北京工业大学, 北京 100124;

2. 太原航空仪表有限公司, 太原 030006;

3. 首都航天机械有限公司, 北京 100076)

[摘要] 基于薄板激光焊失稳数值分析理论, 建立了矩形栅格结构的激光点焊仿真模型, 通过提取超薄板十字交叉结构激光点焊后固有应变的分布, 在栅格结构面外失稳变形模型中计算得到十字交叉接头第一阶正特征值屈曲模态, 表现为偏转变形。随着热输入的增大, 接头的面外变形量明显增加, 且偏转方向改变。对两种焊接顺序下的栅格结构进行特征值屈曲变形分析, 发现焊接顺序 1 条件下第 1 层薄板接头处有明显的向下偏移, 变形挠度为 27 μm 。焊接顺序 2 下薄板的屈曲特征值较小, 此时薄板的整体挠度增大。焊点个数的增多导致失稳变形更容易发生, 具体表现为薄板的屈曲特征值持续下降, 焊点附近屈曲变形的相互耦合作用会使栅格结构在中间层的面外变形量相比顶部和底部区域有明显增大。

关键词: 激光焊; 超薄板; 栅格结构; 失稳变形; 焊接顺序

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.061



张景祺

硕士, 就职于航空工业太原航空仪表有限公司, 从事设计研发工作。

准直器是航天探测活动中卫星望远镜的关键器件, 其作用是调整空间射线的传播方向, 为其他光学设备提供平行光源^[1-2]。典型准直器的基本结构单元是由超薄金属板相互交叉组合成的栅格通孔, 其制备过程中的关键工序为对两薄板十字交叉处进行的激光点焊连接。受卫星空间资源约束, 由超薄金属板(厚度 < 0.1mm) 对插点焊而形成的中能准直器的占空比需大于 90%。而由于薄板刚度较小, 在焊接制造过程中易产生失稳变形, 严重影响了其制造精度^[3-4]。目前, 针对此类焊接变形问题的相关研究大多通过试验和数值

模拟两种途径来开展。闫俊霞等^[5]将二维热-弹-塑性数值模拟与三维薄板模型的屈曲分析方法相结合, 通过弹性屈曲计算, 求出焊接后薄板的失稳变形量, 并讨论了减少薄板结构焊后失稳变形的措施。季良等^[6]通过试验方法研究了由厚度仅为 0.07mm 的超薄金属板组成的十字交叉结构的激光点焊工艺范围, 研究表明当激光脉冲宽度为 8ms, 功率为 0.2~0.32kW 时十字交叉结构的焊点成型良好。Wang 等^[7]对船体薄板焊接结构中的典型接头进行了焊接仿真与试验验证, 根据计算得到的固有变形作为弹性有限元分

* 基金项目: 北京市自然科学基金(3212001); 国家重点研发计划(2017YFB1104803); 国家自然科学基金(51005004)。

析的基本输入,预测了有横纵向加筋的薄板结构的面外变形与其临界失稳条件。曹政等^[8]通过搭建专用装置,模拟了有密集焊缝的薄壁结构在高频随焊冲击作用下的光纤激光焊制造过程,结果显示随焊冲击作用可大幅降低 06Cr19Ni10 材质圆筒形薄壁构件在多道焊接制造后的尺寸收缩量,其值由 0.95mm 可减小到 0.29mm。目前的研究中对金属超薄板组装结构的焊接变形,尤其是对激光点焊引起的超薄板失稳变形的仿真研究还较少。

本研究借助 ABAQUS 有限元计算工具,提取激光点焊热-力耦合数值模型中焊后残存的固有应变,作为特征值屈曲分析以及后屈曲分析的位移载荷,对两种激光点焊热输入下超薄板十字交叉接头的失稳变形模式进行了分析,在此基础上又研究了焊接顺序,焊点个数对整体栅格结构激光点焊屈曲变形的影响。该数值模型的应用对于揭示栅格结构在点焊装配过程中面外变形的发展规律,优化栅格结构的制造工艺,降低试验成本具有一定的指导意义。

数值模型

1 有限元模型

某种小视场准直器由 4 块横向排列(Z向)的薄板和 4 块纵向排列(Y向)的薄板对插点焊形成,总共由 9 个矩形栅格组成^[9]。十字交叉点焊接头是此栅格结构的基本单元,首先建立了由长度均为 68mm,宽度分别为 4.68mm 和 1.17mm 的两块厚度为 0.07mm 薄板中心交叉形成的十字点焊接头有限元模型,如图 1 所示,ABAQUS 中采用壳单元 S4R 模拟该模型,网格总数为 7164,节点总数为 5332。由于模型整体较长,仅在点焊端附近采用了较密的网格划分方式,将模型材料设定为参数随温度非线性变化的 316L 不锈钢^[10]。模型的边界条件位于底部十字交叉

点处,将其全约束来阻止模型的位移或旋转。在模型上取 A~E 作为数据提取路径 ABC 和 ADE 线段的端点。

以薄板十字交叉点焊模型为基础,继续建立了用于对整个栅格结构进行全过程屈曲分析的模型,如图 2 所示,模型中 Y 方向 4 个金属薄片排列间隔为 1.17mm, Z 方向 4 个金属薄片排列间隔为 4.68mm,4 个纵向构件和 4 个横向构件相互交叉固定,形成 9 个长 × 宽为 1.17mm × 4.68mm 的长方形栅格,模型中网格总数为 183224,节点总数为 113714。边界条件设定在栅格结构底面边缘处的 4 个薄板交叉顶角点处施加的全约束。有限元计算假设母材及焊缝为连续固体,在固体力学范畴内进行分析。塑性区材料行为服从塑性

流动法则和硬化法则。

2 激光点焊热源模型

根据薄板激光焊接功率密度高、能量集中、焊缝成型窄的特点,模拟中焊接热源模型采用半球状热源模型,如图 3 所示,半椭球热源中任意一点的功率密度:

$$q(x, y, z) = \frac{6\eta\beta P}{\pi abc\sqrt{\pi}} \exp\left(\frac{-3x^2}{a^2} + \frac{-3y^2}{b^2} + \frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (1)$$

其中, η 为吸收率; a 、 b 、 c 分别为半椭球的形状参数; P 为功率; β 为占空比系数,根据试验中点焊熔池测量数据和仿真计算结果,两种典型激光加热功率的热源参数设定如表 1 所示。

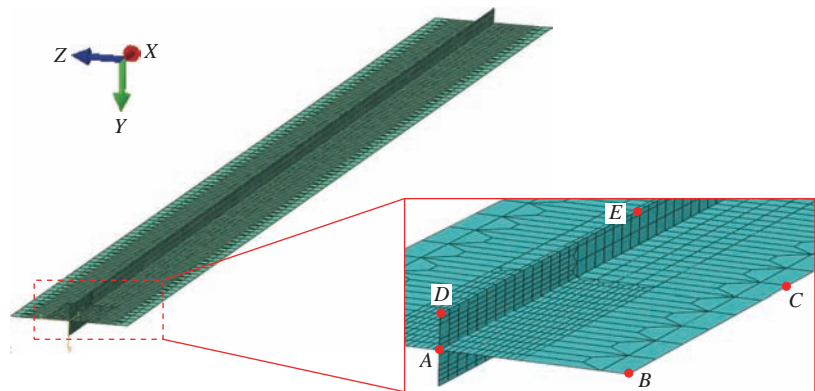


图 1 薄板十字交叉点焊结构数值模型
Fig.1 Numerical model of cross spot welding structure of thin plate

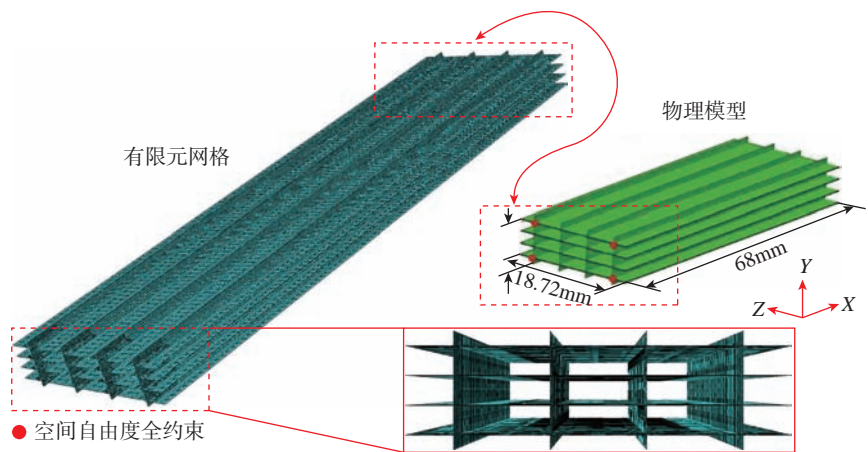


图 2 准直器栅格结构示意图
Fig.2 Schematic diagram of grid structure of collimator for medium energy telescope

3 十字交叉模型激光点焊后固有应变的提取

在较低点焊功率(200W)和较高点焊功率(320W)参数下热-力耦合模拟激光点焊得到的十字交叉薄板结构附近的残余压缩塑性应变场进行固有应变提取^[11],如图4所示,观测了平行于激光束方向(过两薄板交点沿热-力耦合模型Z向)的纵向压缩塑性应变和薄板横截面方向垂直于激光束方向的横向压缩塑性应变的分布。可见随着点焊功率的增大,固有应变分布的深度和宽度有所拓宽,但整体分布形态基本一致,整个压缩固有应变区主要存在于焊点附近宽约2mm、深约1mm的位置。

简化热-力耦合模拟所得残余压缩固有应变在屈曲模型中的分布,如图5所示,焊点处的固有应变区域可以近似认为是由几个关于激光束所在直线轴对称分布的矩形带状区域组成,所以可将薄板面内的横向和纵向塑性应变所在区域分别由绿色区和蓝色区标识,红色数字代表高热输入下的应变分布尺寸,黑色数字代表低热输入下的应变分布尺寸。对单个焊点附近的纵向压缩应变和横向压缩应变的值进行积分汇总,求出均值,如表2所示。

从表2数据可知,高热输入算例其纵向压缩残余应变值是低热输入算例纵向应变值的2倍多。而对于薄板十字交叉形成的点焊结构,其板内残余应变场分布具有绕点焊激光束旋转90°重合的特点,将接头附近区域材料在模型纵向(X)和横向(Y或Z)上的固有应变均值设置为热膨胀系数,再在模型中相应位置施加单位负温度载荷,实现交叉点的收缩位移边界条件来进行以固有应变为输入载荷的特征值屈曲分析,屈曲分析以固有应变区域的热膨胀系数和尺寸来区分为低热输入和高热输入两个算例^[12]。

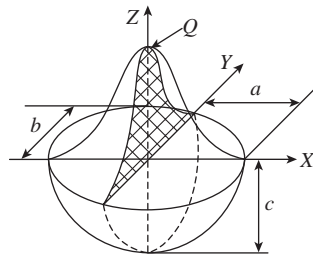


图3 半球体热源模型

Fig.3 Hemispherical heat source model

表1 热源模型参数

Table 1 Parameters of heat source

热源参数	0.2kW	0.32kW
a	0.15	0.165
b	0.15	0.165
c	0.38	0.68
吸收率 η	0.35	0.525

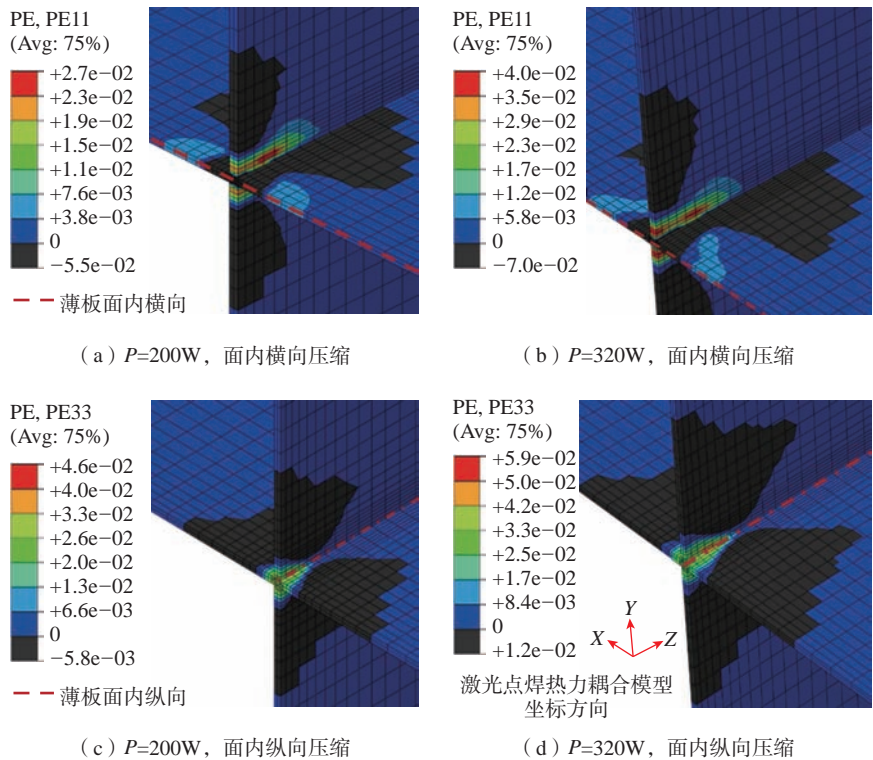


图4 低热输入与高热输入下超薄板激光点焊接头的固有应变分布

Fig.4 Schematic diagram of grid structure of collimator for medium energy telescope

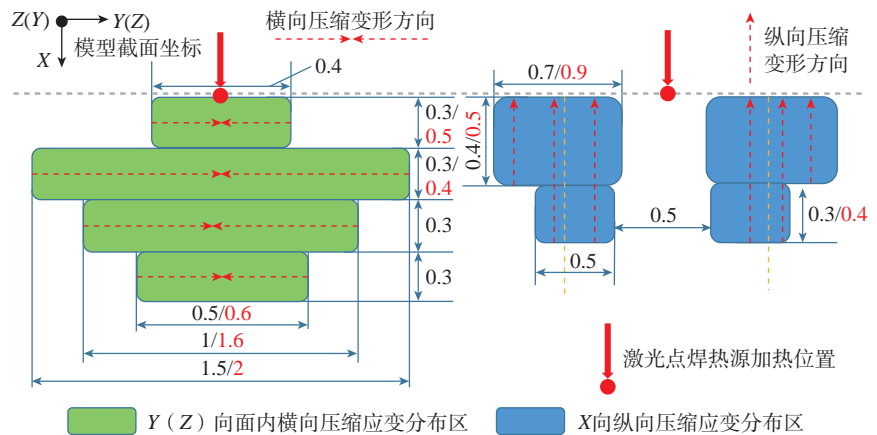


图5 十字点焊接头固有应变的分布简化图 (mm)

Fig.5 Simplified distribution diagram of inherent strain of cross spot welded joint

激光点焊屈曲变形的分析结果

1 十字交叉结构的点焊屈曲变形

首先运用特征值计算方法得到了较低热输入下屈曲变形在两块交叉薄板 U_2 (屈曲模型坐标轴 Y 向) 和 U_3 方向 (屈曲模型坐标轴 Z 向) 的分布, 如图 6 所示, 可见首阶正特征值所对应的两块薄板上的面外变形模态总有一种处于主导状态 (即云图中最大位移分量为 1.0), 而另一种则较微弱。从位移分量来看, 较长薄板的面外变形幅度大约是较短薄板的 3.5 倍。

在较高热输入下的两交叉薄板的首阶正特征值所对应的屈曲模态也表现为在焊点两侧分布有一侧上凸, 一侧下凹的偏转变形, 如图 7 所示, 相比于低热输入下的算例, 此时两薄板的面外偏转方向正好相反。且其屈曲特征值较小, 约为低热输入下的 1/3, 而点焊结构中较长薄板的面外变形幅度是较短薄板的 3 倍。

以第一阶正特征屈曲模态作为初始变形加载于模型, 对十字交叉薄板结构进行后屈曲变形分析来获得具体的面外变形量与分布, 发现交叉薄板点焊模型的后屈曲变形基本上维持了初始的偏转变形模式, 如图 8 所示, 高热输入激光点焊模型中凸起区域面积略大于凹下区域, 而凸起变形极值小于凹下变形极值。

沿图 1 中位于薄板模型边缘的 ABC 折线段路径提取后屈曲模型 U_2 方向的变形, 沿 ADE 折线段路径提取模型 U_3 方向的变形。对 320W 和 200W 两种热输入下交叉薄板在两个方向的面外变形分布进行了对

表 2 激光焊点附近压缩塑性应变均值
Table 2 Mean compressive plastic strain near laser solder joint

塑性应变	200W	320W
横向	-1.39×10^{-2}	-1.72×10^{-2}
纵向	-9.69×10^{-4}	-2.13×10^{-3}

比分析, 如图 9 所示。可见两种热输入下接头处的屈曲变形都呈现随距焊点距离增大先增加后减小的趋势, 高热输入试样 U_2 方向变形最

大值为 $7.48\mu\text{m}$, U_3 方向变形最大值为 $-2.88\mu\text{m}$ 。低热输入试样 U_2 方向变形最大值为 $-5.56\mu\text{m}$, U_3 方向变形最大值为 $1.53\mu\text{m}$ 。从面外变形的分布

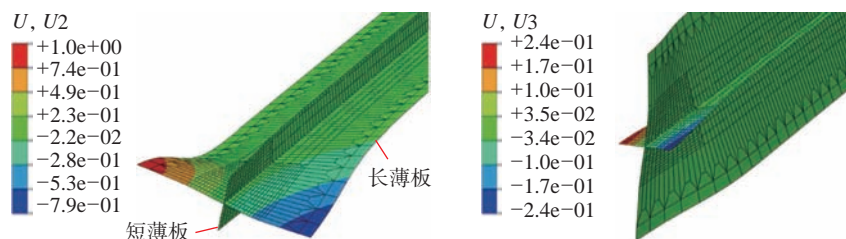


图 6 低热输入下两块薄板的面外屈曲变形 (特征值分析结果)

Fig.6 Out-of-plane buckling deformation of two thin plates under low heat input

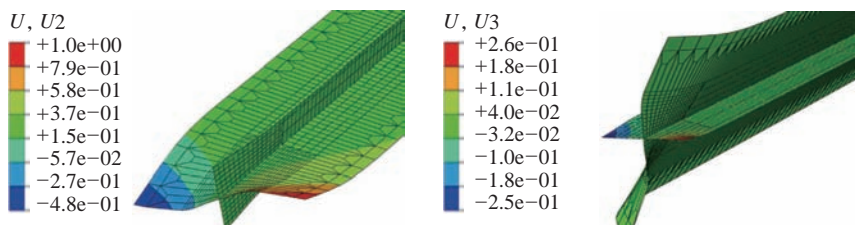


图 7 高热输入下两块薄板的面外屈曲变形 (特征值分析结果)

Fig.7 Out-of-plane buckling deformation of two thin plates under high heat input

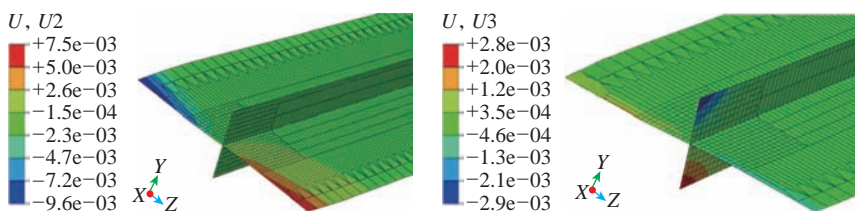


图 8 后屈曲分析得到的交叉点处薄板的面外变形 ($P=320\text{W}$)

Fig.8 Out-of-plane deformation of thin plate at intersection obtained by post-buckling analysis ($P=320\text{W}$)

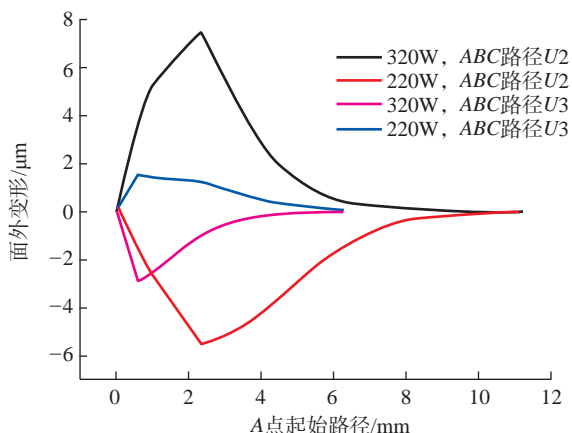


图 9 后屈曲分析得到的沿两条路径薄板的面外变形值对比

Fig.9 Comparison of out-of-plane deformation values of thin plates along two paths obtained by post-buckling analysis

范围来看,较宽薄板上的面外变形在距接头 7mm 深处消失,较窄薄板上的面外变形在距接头 6mm 深处消失。

对 0.07mm 超薄板十字交叉结构进行相应参数的激光点焊试验,从激光束入射方向观察该结构的面外变形,如图 10 所示,其中图 10(a)为较高热输入下的点焊试样,图 10(c)为较低热输入下的点焊试样,图 10(b)和(d)分别为对图 10(a)和(c)中焊点附近面外变形的简化描述,红色虚线代表薄板初始位,蓝色实线代表激光点焊后薄板变形位。高热输入下两块交叉薄板在焊点附近区域都出现了偏转形式的面外屈曲变形,而低热输入下的薄板变形主要发生在交叉薄板中的一块上,也表现为偏转变形,且变形方向与高热输入相反,综上可知模拟与试验结果中薄板结构变形的趋势相同。

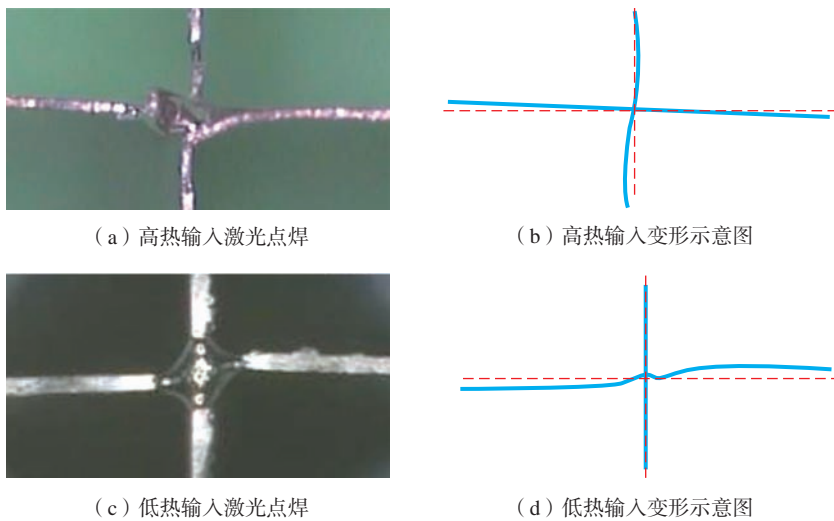


图 10 不同激光热输入下的焊接面外变形

Fig.10 Out-of-plane deformation of welding under different laser heat input

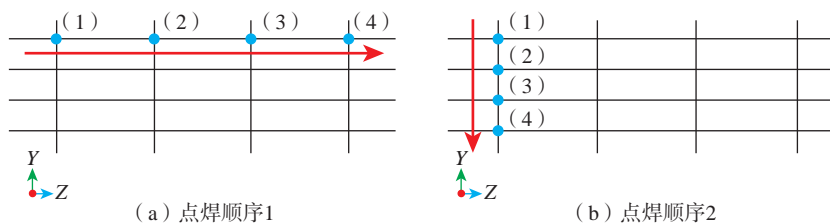


图 11 4 种不同点焊顺序后的焊点分布情况

Fig.11 Solder joint distribution after four different spot welding sequences

2 焊接顺序对栅格结构屈曲变形的影响

薄板栅格中多个交叉点处的激光焊是按一定顺序进行的,尽管最终焊点的位置已经确定,但不同的焊接顺序改变了点焊过程中的焊点分布,使各个固有应变区的相互作用方式改变,进而通过影响焊接过程中出现的局部屈曲变形分布也最终改变了整体结构的失稳变形。首先将栅格结构 16 个焊点中的前 4 个焊点的分布方式作为变量,如图 11 所示,点焊顺序 1 中 4 个焊点沿 Z 方向直线分布,点焊顺序 2 中 4 个焊点沿 Y 方向直线分布。

在 4 个焊点分布位置添加相应的固有应变载荷进行特征值屈曲变形分析。因为栅格结构的 Y 向和 Z 向的面外变形对准直器的占空比有较大影响,重点关注在这两个方向的

屈曲变形。两种焊接顺序下的临界特征值(EV)和其对应的首阶正特征值屈曲模态如图 12 所示,发现栅格结构的面外变形主要位于沿 Y 向排列的金属薄片上,表现为以沿 Z 向排列的薄板为边界的小范围内的鼓凸和凹陷变形,两者在焊点分布方向交错出现。

对焊点分布位置 1 的模型以第 5 阶屈曲模态即首阶正特征值屈曲模态为初始变形进行了后屈曲变形计算,得到实际面外变形量如图 13(a),可见此时面外鼓凸变形量最大可以达到 $5.7\mu\text{m}$ 左右,第一层薄板接头处有明显的整体向下偏移。以主要面外变形方向上的最大正位移减去最大负位移作为栅格的失稳挠度,此算例的失稳挠度为 $27\mu\text{m}$ 。从上至下分别在 4 块横向薄板边缘建立数据取点路径 a-d,得到面外变形量随 4 条路径的变化曲线如图 13(b)所示,可见此时在上两层薄板分布着较为明显的大波浪变形,而底部两层薄板也有较小的面外变形分布,且两者的变形趋势相反。

同理,对焊点分布位置 2 的模型的失稳变形量进行了计算。如图 14(a)所示,此时栅格的失稳挠度较上个算例变大,约为 $35\mu\text{m}$ 。由于各焊点固有应变作用区的距离较为接近,局部区域产生了较大的压应力,使变形量加大。在之前建立的路径 a-d 上提取 Y 方向的变形数据 U2,并在 4 个焊点所在的纵向薄板的边缘处取点建立的沿 Y 方向的直线路径 e 上提取 Z 方向的变形数据 U3,如图 14(b)所示。可以看出,此时沿 Y 向分布的第 1 层和第 4 层的薄板变形方向相反,而变形趋势相同。随着 4 个焊点在 Y 向的布置,相应薄板的 Z 方向出现了波浪状的起伏变形,凸起变形量略大于凹下变形量。

3 焊点数量对栅格结构屈曲变形的影响

由上节可知,第 1 种点焊顺序

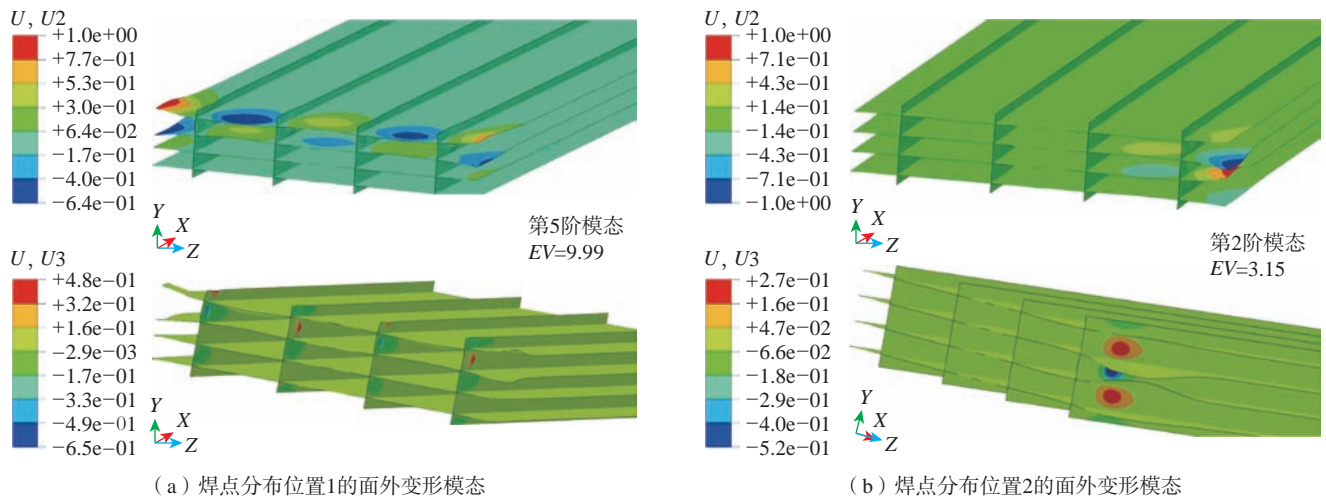


图 12 两种焊点分布对变形模式的影响
Fig.12 Influence of two kinds of solder joint distribution on deformation mode

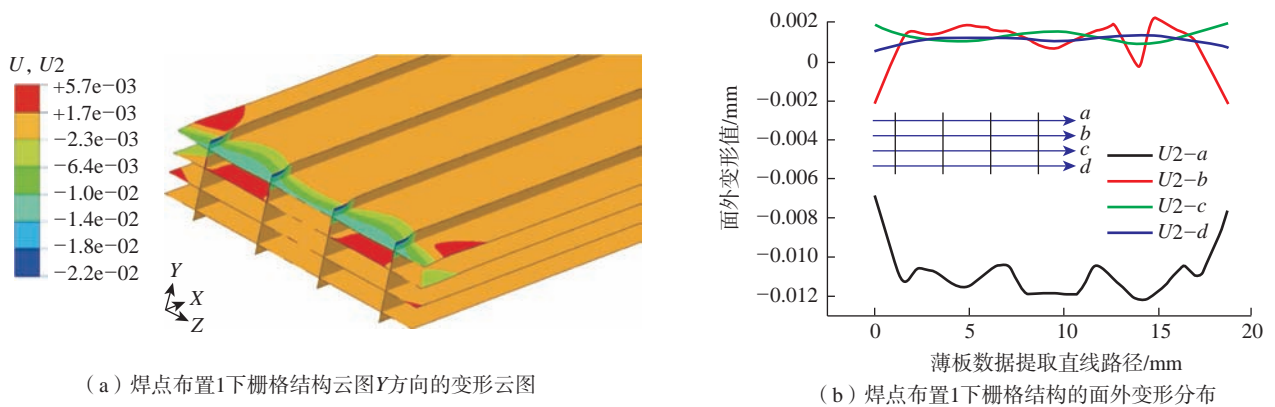


图 13 焊点布置 1 可能引起的薄板栅格失稳变形
Fig.13 Grid instability deformation of thin plate caused by solder joint arrangement 1

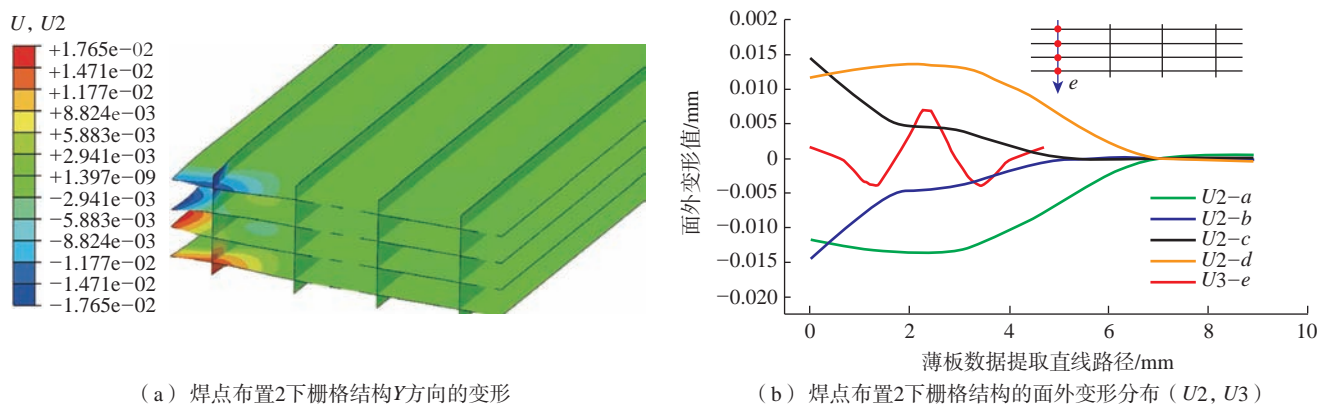


图 14 焊点布置 2 可能引起的薄板栅格失稳变形
Fig.14 Possible grid instability deformation of thin plate caused by solder joint arrangement 2

下(焊点沿模型 Z 向直线分布)栅格结构的变形量较小,整体失稳挠度可以控制在 $28\mu\text{m}$ 左右,以此为基本的焊接顺序,设定了对 16 个薄板交叉处的激光点焊的具体顺序如图 15 所示,依次完成构件的最终点焊固定连接。栅格结构中的焊点个数会随着焊接的进行而逐渐增多,使处于各个阶段的栅格内部的固有应变载荷量不同,不同点焊阶段的屈曲变形模式也会有差异。

设定点焊功率为 320W ,在各阶段所对应的焊点附近加载该热输入

下的固有应变参数,进行多个特征值屈曲计算,结果如图 16 所示,其中图 16 (a)为完成 2 个焊点后的屈曲模态,图 16 (b)为 6 个焊点时的屈曲模态,图 16 (c)为 8 个焊点时的屈曲模态,图 16 (d)为 16 个焊点即焊接完成时的屈曲模态。随着固有应变区域的累加,不同焊接阶段的失稳模态出现改变,当焊接阶段进行到第 4 步时,屈曲变形已经拓展到接头附近的所有区域。此时结构的屈曲变形主要发生在沿 y 向分布的 4 块薄板的中间两块薄板位置,对于悬空的

薄板空间,屈曲变形的发展趋势具有随机性,多个焊点附近屈曲变形的相互耦合作用会使栅格结构在中间区域的面外变形量相比顶部和底部区域有明显增大。

继续计算处于各点焊阶段之间多个焊点个数下栅格结构的首阶正屈曲特征值,并记录了其所对应的屈曲模态阶数,如表 3 所示,焊点个数的增多使结构整体的固有应变增加,屈曲特征值持续下降,失稳变形也会更易发生。如图 17 所示,该栅格结构的屈曲特征值 λ 随焊点个数 b 增加而变化的规律可由波尔兹曼函数进行拟合。

$$\lambda = 3.11 + 7.29 / (1 + e^{\frac{b-6.29}{1.07}}) \quad (2)$$

结论

(1) 对热-力耦合模拟得到的单个焊点附近的纵向压缩应变和横向压缩应变的值进行积分汇总,得出十字接头横向塑性应变平均值在 200W 时为 -1.39×10^{-2} ,在 320W 时为 -1.72×10^{-2} ,纵向塑性应变在

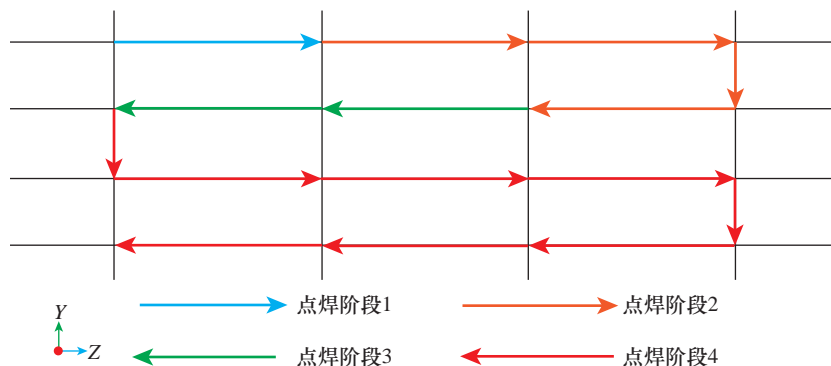


图 15 包含焊点个数不同的 4 个点焊阶段

Fig.15 Four spot welding stages with different number of solder joints

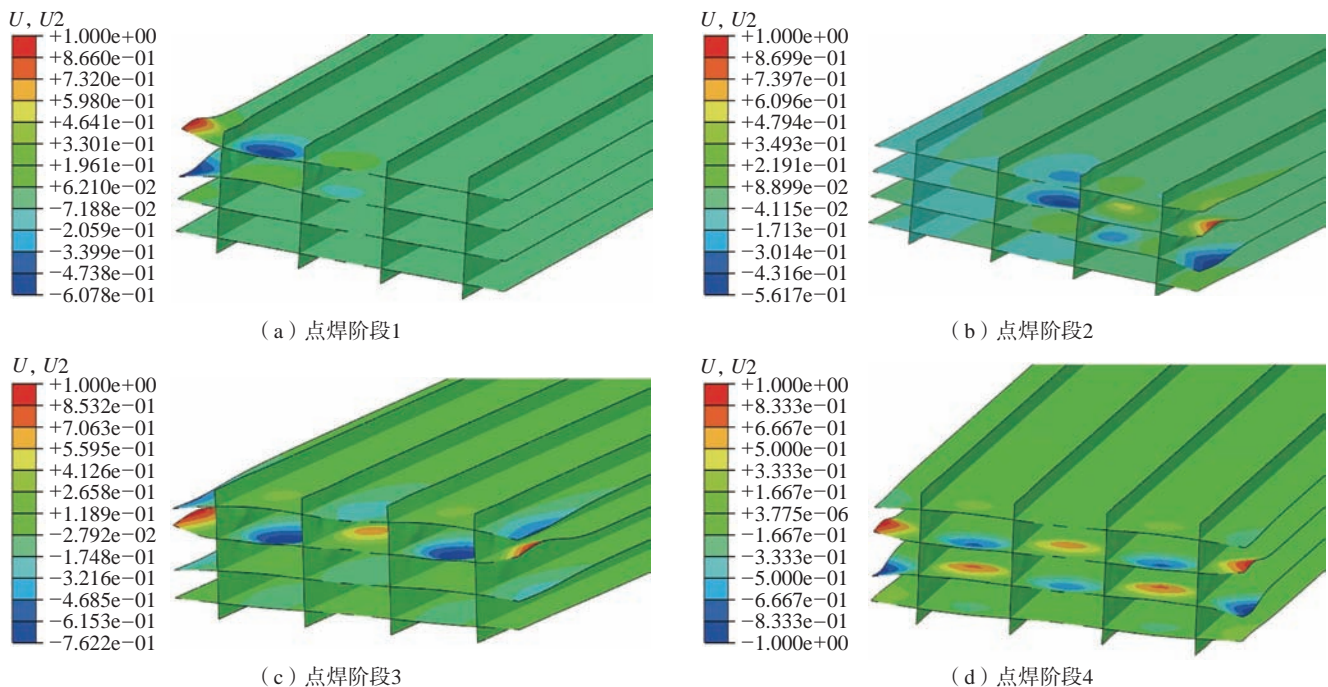


图 16 薄板栅格在各点焊阶段所出现的屈曲模态

Fig.16 Buckling modes of thin plate grid in each spot welding stage

表 3 不同点焊阶段栅格结构的屈曲特征值

Table 3 Buckling eigenvalues of grid structures in different spot welding stages

点焊阶段	屈曲特征值	失稳模态阶数
1 (2点)	10.03	3
1~2 (4点)	9.99	5
2 (6点)	7.00	8
3 (8点)	4.55	5
3~4 (10点)	3.28	3
4 (16点)	3.05	3

200W 时为 -9.69×10^{-4} , 在 320W 时为 -2.13×10^{-3} , 可进行以固有应变为输入载荷的特征值屈曲分析。

(2) 两交叉薄板的点焊屈曲模态表现为在焊点两侧, 一侧上凸, 一侧下凹的偏转变形, 较高热输入算例相比于低热输入算例, 两薄板的面外偏转方向正好相反。高热输入试样 U_2 方向变形最大值为 $7.48\mu\text{m}$ 。低热输入试样 U_2 方向变形最大值为 $-5.56\mu\text{m}$ 。较宽薄板上的面外变形在距接头 7mm 深处消失, 较窄薄板上的面外变形在距接头 6mm 深处消失, 模拟与试验结果具有相同的变形趋势。

(3) 采用焊点沿模型 Z 向直线分布的焊接顺序进行点焊时栅格结构的失稳变形量较少, 对该种模型以第 5 阶屈曲模态为初始变形进行了后屈曲变形计算, 此时面外鼓凸变形量最大可以达到 $5.7\mu\text{m}$ 。随着固有应变区域的累加, 不同焊接阶段的失稳模态出现改变, 最终多个焊点附近屈曲变形的相互耦合作用会使栅格结构在中间区域的面外变形量相比顶部和底部区域有明显增大。

参考文献

[1] 李刚, 谢斐, 张娟, 等. 准直型空间 X 射线望远镜本底研究概述 [J]. 天文学进展, 2015, 33(2): 233-249.
 LI Gang, XIE Fei, ZHANG Juan, et al. Introduction to the background study for X-ray collimated telescope[J]. Progress in Astronomy,

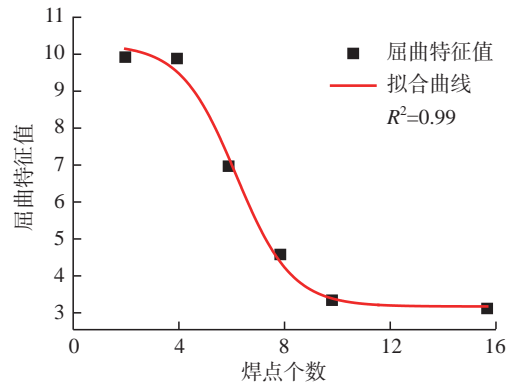


图 17 栅格结构屈曲特征值与焊点个数的关系

Fig.17 Relationship between buckling eigenvalues of grid structures and number of solder joints

2015, 33(2): 233-249.

[2] 贾辉, 姚勇, 施伟杰. 机械准直器的发展 [J]. 光学技术, 2007, 33(S1): 182-184.

JIA Hui, YAO Yong, SHI Weijie. The development of mechanical collimator[J]. Optical Technique, 2007, 33(S1): 182-184.

[3] WANG J C, YIN X Q, MURAKAWA H. Experimental and computational analysis of residual buckling distortion of bead-on-plate welded joint[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(8): 1447-1458.

[4] 黄业文, 刘方军, 许海鹰, 等. 多束流电子束薄板焊接应力变形数值模拟 [J]. 焊接学报, 2018, 39(3): 52-56, 131.

HUANG Yewen, LIU Fangjun, XU Haiying, et al. Numerical simulation of thin plates on welding stress and distortion of EBW with multibeam[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2018, 39(3): 52-56, 131.

[5] 闫俊霞, 霍立兴, 张玉凤, 等. 焊接薄板失稳变形预测方法 [J]. 焊接学报, 2005, 26(6): 50-53.

YAN Junxia, HUO Lixing, ZHANG Yufeng, et al. Prediction method of instability deformation of welded thinplate [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2005, 26(6): 50-53.

[6] 季良, 杨武雄, 肖荣诗. 高精度卫星准直器钽箔构件激光点焊工艺研究 [C]// 第 15 届全国特种加工学术会议论文集 (下). 南京, 2013.

JI Liang, YANG Wuxiong, XIAO Rongshi. Study on laser spot welding technology of tantalum foil components of high precision satellite collimator[C]//The 15th National Conference on Special Processing. Nanjing, 2013.

[7] WANG J C, YI B, ZHOU H. Framework of computational approach based on inherent deformation for welding buckling investigation during fabrication of lightweight ship panel[J].

Ocean Engineering, 2018, 157: 202-210.

[8] 曹政, 姜仁杰, 杜伟哲, 等. 薄壁结构激光焊接随焊高频冲击变形控制 [J]. 中国激光, 2020, 47(9): 88-93.

CAO Zheng, JIANG Renjie, DU Weizhe, et al. Distortion control by in-site high frequency peening in laser welding of thin-walled structures[J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(9): 88-93.

[9] 曹学蕾, 姜维春, 张万昌, 等. 硬 X 射线调制望远镜卫星中能望远镜设计与验证 [J]. 航天器工程, 2018, 27(5): 127-133.

CAO Xuelei, JIANG Weichun, ZHANG Wanchang, et al. Design and verification of medium energy telescope onboard HXMT satellite[J]. Spacecraft Engineering, 2018, 27(5): 127-133.

[10] DONG P. Residual stress analyses of a multipass girth weld: 3-D special shell versus axisymmetric models[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2001, 123(2): 207-213.

[11] 许海亮. 超薄金属材料激光微焊接温度场及变形研究 [D]. 北京: 北京工业大学, 2019.

XU Hailiang. Study on temperature field and deformation of micro-laser welding of ultra-thin metal materials[D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2019.

[12] 张景祺, 林健, 雷永平, 等. 316L 超薄板激光焊接的失稳变形规律 [J]. 材料工程, 2020, 48(12): 126-134.

ZHANG Jingqi, LIN Jian, LEI Yongping, et al. Instability deformation analysis of laser welded joint of 316L ultra-thin plate[J]. Journal of Materials Engineering, 2020, 48(12): 126-134.

通讯作者: 林健, 教授, 硕士研究生导师, 博士, 研究方向为微电子组装材料及结构可靠性和汽车车身的轻量化。

Application of Instability Numerical Model in Preparation of Grid Structure by Laser Welding

ZHANG Jingqi^{1,2}, LIN Jian¹, LEI Yongping¹, XIAO Rongshi¹, LI Long³, SONG Zheng³

(1. Beijing University of Technology, Beijing 100124, China;

2. Taiyuan Aero-Instruments Co., Ltd., Taiyuan 030006, China;

3. Capital Aerospace Machinery Corporation Limited, Beijing 100076, China)

[ABSTRACT] Based on the numerical analysis theory of laser welding instability of thin plate, the simulation model of external instability deformation of rectangular grid structure was established by extracting the inherent strain distribution of ultra-thin plate cross structure after laser spot welding. The first positive eigenvalue buckling mode of the cross joint was calculated, which was shown as deflection deformation. With the increase of heat input, the out-of-plane deformation of the joint increases obviously, and the deflection direction changes. Based on the eigenvalue buckling deformation analysis of the grid structure under two kinds of welding sequence, it was found that there is an obvious downward deviation at the joint of the first thin plate under the condition of welding sequence 1, and the deformation deflection was 27 μ m. Under the welding sequence 2, the buckling eigenvalue of the thin plate was smaller, and the overall deflection of the thin plate increased. With the increase of the number of solder joints, the instability deformation is more likely to occur, which is shown by the continuous decrease of the buckling characteristic value of the thin plate. The coupling of buckling deformation near the solder joint will significantly increase the out-of-plane deformation of the grid structure in the middle layer compared with the top and bottom areas.

Keywords: Laser welding; Ultra-thin plate; Grid structure; Instability deformation; Welding sequence

(责编 阳光)

(上接第 52 页)

Process Effect on Dynamic Response Behavior of Water Confining Layer in Laser Peening

ZHAO Nianyou, CHENG Han, HU Yongxiang

(State Key Laboratory of Mechanical System and Vibration, School of Mechanical Engineering,
Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

[ABSTRACT] It is important to research the dynamic response process of water confining layer under laser shock to improve the stability and reliability of shock effect. By establishing the experimental system for observing the dynamic response process of water confining layer under laser shock, the influence of pulse energy and water pressure on dynamic response time and shock effect are analyzed. The results show that a stable water film is formed on the workpiece surface by the cylindrical jet. Under the action of high energy laser-induced plasma shock wave, water confining layer bursts and produces a lot of water mist. And then under the action of continuous jet, water confining layer quickly recovers and water mist gradually dissipates. Pulse energy and water pressure have minor effect on the dynamic response time of water confining layer and shock effect. The recovery time of water confining layer range from 4 milliseconds to 18 milliseconds and water mist lasts for 30–50 milliseconds. By adjusting the process conditions reasonably, the maximum output frequency of the laser can reach 20Hz.

Keywords: Laser peening; Water confining layer; Dynamic response time; Water mist; High speed camera

(责编 阳光)

锲而不舍追求技术创新 脚踏实地促进成果转化

——走进广州市非传统制造技术及装备重点实验室

Persevere for Technology Innovation and Firmly Promote the Transformation of Achievements

[编者按] 广州市非传统制造技术及装备重点实验室于2016年批准组建,2019年通过广州市科技局验收,目前是华南地区唯一成规模的特种加工专业实验室。实验室针对航空航天、海工装备等国家重大产业需求、面向大湾区国民经济主战场,在激光、超声、电解、电火花加工等方向开展新理论、新技术、新装备的研究,近年来开辟了海工装备、微流控芯片研究新领域。实验室致力于创建良好学术氛围,培养理论基础扎实、实践经验丰富的高素质人员,为国家和大湾区经济发展提供技术和人才支持。

实验室概况

实验室依托广东工业大学机电工程学院,是省部共建精密电子制造技术与装备国家重点实验室的重要组成部分。近年来,在广东省政府高水平大学建设经费的支持下,购置了价值3千余万元的高档仪器设备,如国内高校中唯一的大功率激光冲击强化设备,各类飞秒、纳秒激光器,高精度微细电火花机床,六轴数控电火花机床,三菱慢走丝线切割机床,多台套自制多轴数控电解和超声加工机床等,实验室场地面积1000平方米。

实验室现有人员18人,包括博士生导师4人,硕士生导师14人,其中广东省特支计划教学名师1人,青年拔尖人才1名,珠江科技新星1人,实验室主任为张永俊教授。成员90%以上有国外留(访)学经历,均具有博士学位。实验室张永康教授是现任机电学院院长,长期致力于抗

疲劳制造研究,曾获国家技术进步奖一等奖1项、国家技术进步奖二等奖1项、中国专利金奖等10余项奖励。实验室近5年承担国家自然科学基金项目15项,其他省部级项目20余项,总经费超4000万元,发表SCI论文70余篇,出版专著1部,授权发明专利300余件,获得广东省科技进步奖一等奖、中国机械工业科学技术奖一等奖、中国好设计金奖、日内瓦国际发明展最高级别奖项“特别嘉许金奖”等。

研究项目及课题

近年来,针对国家和大湾区经济发展的需求,实验室开展了一系列原创性的研究。

(1)激光锻造增材制造、激光微纳加工。提出的双束激光锻造增材制造新工艺,改善了抗疲劳性能,获得了第一个国家自然科学基金资助,获批了第一个国内发明专利和第一个美国专利,经同行专家鉴定:研制

的双屏显示变脉冲宽度单纵模固体激光器(14.5~26.2ns, 10J, 10Hz)属于我国首台多功能双激光冲击锻造增材制造成套装备;采用飞秒、纳秒激光器开展硬脆材料激光精细加工基础理论与方法研究,解决了电子制造领域的光电材料和器件加工难题。

(2)海工装备研究。作为实现“碳达峰、碳中和”的重要途径之一,海上风能受到世界各国高度重视。针对风大、浪高、水急深水区运输和安装大型风机的世界级难题,提出了安装平台抗疲劳结构设计及拓扑优化新方法;攻克了巨型桩腿失稳、平稳自升降失控、叶片吊装失准三大世界性难题;研制出作业水深45米、55米和80米等系列安装平台,被国际海洋工程领导者比利时DEME公司等行业巨头评为世界上最先进的海上风电安装船。创新成果与产品在我国、英国、丹麦、德国等国内外著名海上风电场已开展大规模应用,不

断创新了海上风机安装的世界纪录,2016年在英国完成世界首批32台8MW风机安装。工程应用入选央视和英国BBC联合摄制纪录片《改变地球的一代人》。同时开展了轻量化焊接成形制造部件的海洋腐蚀机理及环境敏感断裂机理研究,开发了环保高效的船体表面磨料水射流除漆、除锈、防锈一体化装备。

(3) 电解加工新方法研究。针对航空发动机核心复杂构件、医疗和新能源汽车关键零部件的精密、高效、低成本加工需求,发明了全新电解铣削新工艺,揭示了新工艺中电解液流变规律及其产物输运特点,探究了电解铣削表面微观组织结构的演变过程及控制方法,实现加工效率和精度跨越式提高,尤其是实现了普适应用,可以解决离心叶轮、扩压器、传动轴内齿和其他航空零件加工中高工具损耗难题,也为医疗器械微细异形结构提供了唯一解决方案。针对航空、兵器工业需求,提出了深窄槽的管电极电解铣削新技术,突破了困扰行业的技术瓶颈。

(4) 金属基复合材料电解电火花复合加工。碳化硅颗粒增强铝基复合材料是第三代电子封装材料的代表,针对大体积分数颗粒增强金属基复合材料增强相体积分数大,硬度、熔点高,导电性差等导致的加工精度和表面质量差,加工效率低以及电极损耗大等问题,重点完成了加工过程的理论建模、加工机理分析、装备研制、高精度打孔以及三维复合放电铣削等工艺研究;解决了新型电极研制、多能量协同作用等关键问题,取得了重要理论及实验成果,加工效率是电火花加工同类材料的10~20倍,加工尺寸精度达到 $\pm 5\mu\text{m}$,表面粗糙度 R_a 达到 $0.2\mu\text{m}$,工具损耗为现有电化学放电加工的七分之一以下。

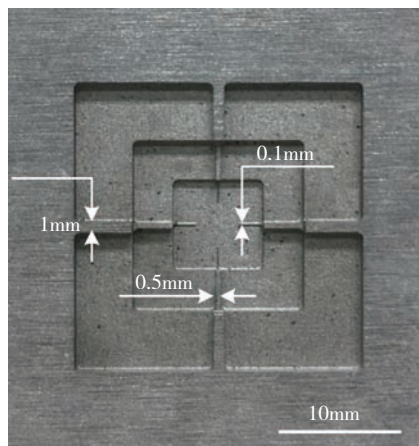
(5) 超声加工研究。早在2006年,在广州市科技计划项目资金的资

助下开展了超声加工基础理论和技术的研究,提出并完善了自己的超声振子设计方法,开发的近百套超声磨削装置在企业陆续投入应用,获得用户高度认可。独创的引线键合超声振子结构,端部能实现复杂微轨迹运动,性能超越现有产品。多年来,在超声加工领域申请了系列核心发明专利,全部超声零部件和电源均自主设计与制造。

(6) 专用电火花线切割机床和专机研制。开发了用于裂解连杆应力槽加工的双向同步电火花线切割机床,为企业减少直接投入近千万元;配套研制的连杆裂解加工机床,具有低成本、高效率、易维护等优点,在广东、江苏企业生产线上稳定运行;首创的多槽同步电火花线切割机床,可用于航空、汽车等领域环形工件的分块切割,配套开发了分时输出脉冲电源,建立了相关的控制模型,实际加工效率提高3倍,内应力变形大幅减少。

(7) 自动化焊接工艺和设备研究。2017年,为行业内唯一上市公司——湖南泰嘉新材料科技股份有限公司开发“硬质合金带锯条全自动精密电阻焊装备”,形成了年产30万米硬质合金带锯条的生产能力,比较现有带锯条生产模式,柔性化生产线固定资产投资降低74%,材料成本下降80%。项目成果对促进我国带锯条行业的发展和推广异种金属焊接技术应用于实际工程具有深远的意义。

(8) 声流体学和微流控芯片技术的研究。开展声流体学研究,通过设计、加工、组装精密的超声微机械系统,实现高效的声镊技术;同时通过建立声流体数学物理模型,探究微腔道内的声流体效应及其影响规律、揭示微纳颗粒的声学动力学机理,最终实现无接触和无创的颗粒/细胞操控。开发了基于微流控芯片的系列检测设备,并进入市场销售。



复合电加工高体积分数颗粒增强金属基复合材料(70%)精密三维结构

对外交流与合作

实验室对外交流频繁,先后与英国诺丁汉、瑞士联邦理工、日本东京农工、比利时鲁汶大学等高校建立了联系,接待和派遣师生进行交流。积极参加国内外学术会议,掌握学科前沿动态。

实验室成立之初确定了求真、务实宗旨,从工艺提出到设备研制,核心硬件自行开发,强调成果转化;地处国内经济最发达地区之一的大湾区,产业需求旺盛,有利于成果的落地;主要负责人来自国内航空院校,对军民融合技术情有独钟,热切期待着能与科研院所开展实质性的合作。

未来规划和研究重点

实验室将持续强化基础创新研究,尤其鼓励年轻人提出从无到有的原创性思想;对初获证明的新工艺抓紧投入应用,早日创造价值;不断拓展特种加工技术新应用,同时在中应用中发现新课题,使项目研究“顶天立地”;瞄准国家重大产业需求开展研究工作,争取5年内产生2项标志性高水平研究成果并得到应用;培养2~3名具有国际视野、专业能力强、乐于奉献的青年拔尖人才,通过5~10年建设,使实验室成为国内外有一定影响力的高水平研究基地。

(采访 雪松)

引文格式:高凯,王振忠,孔刘伟,等.基于增减材复合制造的中空离心叶轮工艺设计[J].航空制造技术,2021,64(12):72-79,84.

GAO Kai, WANG Zhenzhong, KONG Liuwei, et al. Process design of hollow centrifugal impeller based on additive-subtractive hybrid manufacturing[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 72-79, 84.

基于增减材复合制造的中空离心叶轮工艺设计

高凯,王振忠,孔刘伟,孔洋波,侯亮

(厦门大学航空航天学院机电工程系,厦门361000)

[摘要] 小型涡喷发动机主要零部件满足性能要求情况下,实现适量减重对提高发动机推重比有着积极意义。分析小型涡喷发动机空间结构,选择整体式叶轮进行轻量化设计,给出初步的中空结构方案并进行增减材复合工艺探索。以中空离心叶轮为研究对象,基于增减材复合制造工艺,设计了中空离心叶轮完整工艺流程及检测方案,使用Powermill软件对工艺流程进行了运动仿真验证并优化了增减材复合制造路径,通过增减材复合加工试验验证了整体工艺的可行性,对完成加工的中空离心叶轮进行在机检测,验证了加工精度。增减材复合制造工艺的应用对复杂结构的工艺设计有积极的意义。

关键词:增减材复合制造;叶轮加工;激光近净成形;3D打印;工艺方案

Process Design of Hollow Centrifugal Impeller Based on Additive-Subtractive Hybrid Manufacturing

GAO Kai, WANG Zhenzhong, KONG Liuwei, KONG Yangbo, HOU Liang

(Department of Mechanical and Electrical Engineering, School of Aerospace Engineering, Xiamen University, Xiamen 361000, China)

[ABSTRACT] When the main components meet the performance requirements, weight reduction is of positive significance to increase the thrust-to-weight ratio of small turbojet engines. Analyzing the space structure of the small turbojet engine, choosing the integral impeller for lightweight design, and giving a preliminary hollow structure plan. Based on the additive-subtractive hybrid manufacturing, this paper designed the complete process and testing plan of the hollow centrifugal impeller, using Powermill software to verify the process and optimize the additive-subtractive hybrid manufacturing. The feasibility of the overall process is verified through the additive-subtractive hybrid manufacturing, and the machining accuracy of the hollow centrifugal impeller is inspected to verify the machining accuracy. The application of the additive-subtractive hybrid manufacturing has positive significance for the process design of complex structures.

Keywords: Additive-subtractive hybrid manufacturing; Impeller machining; Laser engineered net shaping; 3D printing; Process planning

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.072

增材制造技术目前备受瞩目,与传统减材制造相比具有广泛的应用前景和优势,目前国内外基于金属增材制造的研究和应用进展迅速,取得了丰硕的成果。针对航空航天、汽车和模具等行业部件结构和形状越来越复杂、材料越来越难加工的技术需求,增材制造+铣削加工(减材制造)的增减材复合式加工解决方案应运而生。

将增材制造与减材制造两者有机地集成,使增减材复合制造技术不仅融合增材制造与减材制造两者的优势,同时相互弥补了各自的不足,对于各类复杂部件的加工具有更大的弹性。这项技术具备了潜在颠覆性技术特征,将是下一步制造业关注的重点与热点,它的进一步推广与应用必将促使相关产业迎来新的飞跃。增减

材复合加工的概念自 20 世纪 90 年代被提出以后^[1],各商业公司和研究机构陆续开展相关仪器设备和平台的开发。国外对于增减材复合加工装备的研究开始较早,2013 年美国 Hybrid Manufacturing Technology 公司推出 AMBIT 激光堆焊头^[2]。德国 DMG MORI 公司基于原有五轴机床开发出 Lasertec 65 3D 增减材复合加工中心^[3]。2014 年日本 Mazak 公司基于 AMBIT 堆焊头开发出堆焊铣削复合加工机床 INTEGREGX i-400 AM^[4]。2015 年德国哈默以 C40U 五轴机床为基础研发了 Hermle MPA 40 立式增减材复合铣床^[5]。奥地利 WFL 公司开发出以 Millturn800 为基础的车铣复合增减材加工机床^[6],最大部件尺寸可以达到 $\phi 1000 \times 4500\text{mm}$ 。近年来,国内增减材复合制造机床迅速发展,相继开发出多款增减材复合制造机床,2016 年大连三垒研制了 SVW80C-3D^[7] 机床,该机床复合了 3D 打印与五轴减材。2016 年湖南大学联合大族激光研制出了一款激光复合制造装备^[8],开展了轴流风机叶片、复杂燃料容器、耐磨模具的修复等应用。2018 年北京机电院机床有限公司开发出增减材复合机床 XKR40-Hybrid^[9]。当前国外顶级机床制造商相继推出的增减复合制造装备,价格昂贵;国内研制的增减复合装备仍处于工艺探索阶段并未有成熟的加工应用。目前针对增减材复合制造的相关方法、原理、工艺等研究较少,还处于起步阶段,美国、英国、德国、日本处于领先地位。英国巴斯大学学者针对激光增减材复合制造工艺概念,分析了增减材复合制造工业前景,并指出增减材复合制造技术能够突破增材制造零件尺寸和形状精度低的瓶颈,也可以解决复杂结构受传统减材工艺的限制问题^[10]。德国 DMG MORI 公司和美国加利福尼亚大学合作,研究了增减材复合制造工艺的合理工艺条件,并对 SUS 316 和 Inconel 625 材料增材成形件进行拉伸性能试验,结果指出 SUS 316 增材成形件工艺参数合理,屈服强度达到锻件水平^[11]。大连理工大学张璧教授团队采用增减材复合制造技术,制备了具有复杂结构的马氏体时效钢零件,该零件具有较高的致密度、表面质量、形状和尺寸精度,同时其微观组织精细,硬度高且分布均匀^[12]。

航空发动机在人类工业体系发展过程中占有极其重要的地位,由于其高精密性和复杂性,被称为“工业皇冠上的明珠”^[13]。随着国内外航空发动机性能要求不断提升,小型涡喷发动机研发技术也朝着高转速、轻质量的方向发展^[14],而对小型涡喷发动机的轻量化设计优化是最大程度提升小型涡喷发动机推重比的主要途径之一。小型涡喷发动机的结构设计几乎到达传统工艺制造的极限,气动优化对推重比提升效果甚微。增减材复合制造技术的飞速发展使得传统工艺无法实现的结构得以成

型,小型涡喷发动机轻量化设计也出现了新的可能性。

本文针对小型涡喷发动机的核心零件整体式叶轮,在满足主要零部件性能要求的前提下,设计了一种实现轻量化目的的中空结构,针对经结构优化设计的中空离心叶轮进行工艺分析。Powermill 是 Autodesk 公司出品的功能强大,加工策略丰富的数控加工编程软件系统,使用 Powermill 软件对叶轮加工进行路径规划及仿真验证,设计出合理科学高效的基于增减材复合制造的工艺流程,完成了加工及检测,可以为复杂结构件的增减材复合制造工艺提供一定的参考。

1 中空叶轮增减材结构分析

整体式离心叶轮是涡喷发动机核心零部件,主要由叶轮的轮毂、叶片、包覆面及叶根圆角等部分组成。本文设计了基于增减材复合制造工艺设计优化的中空离心叶轮,减重的主要方式为轮毂部分材料去除(图 1)。

中空离心叶轮部件结构特点是轮毂部分为中空结构,中空内腔侧壁较薄,叶片部分为复杂曲面,需使用五轴联动加工方式。中空离心叶轮整体加工难度高,为满足性能要求,叶片皆为弯曲弧度较大的复杂曲面,且叶片间隙十分小;叶轮流道窄小,叶片曲率较大,刀具难以加工到轮毂表面;叶片间隙小,加工相邻叶片时容易出现干涉,且需用直径较小的刀具,刀具易折断;叶片弧度较大,加工过程中极易出现干涉、碰撞现象;中空离心叶轮其轮毂内部呈空心结构,内腔难以使用减材方式加工。传统的减材加工工艺无法完成该中空离心叶轮的加工,需设计增减材复合制造工艺完成该叶轮的加工。

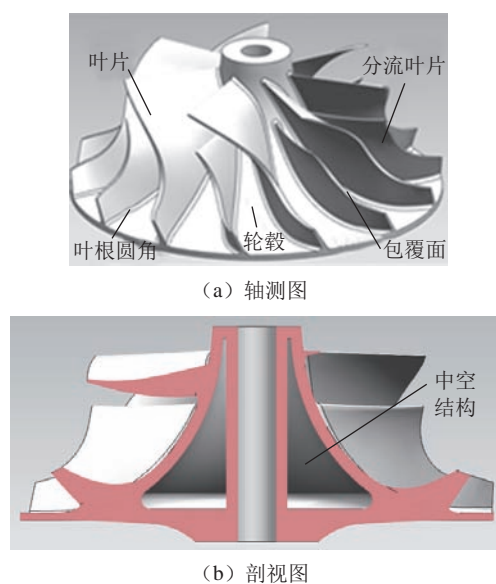


图 1 中空叶轮结构图

Fig.1 Impeller structure diagram

2 增减材复合加工工艺规划

中空离心叶轮的轮毂内部为完全封闭的中空内腔(图1),传统减材加工方式难以实现该结构,故采用“边增边减”的增减材复合加工方式对其进行工艺设计(图1(b)),针对外壁为曲面特征,内壁为垂向特征结构,采用增减材复合加工方式完成,对于无悬垂结构部分采用三轴增材方式完成,回转轴无需运动,熔覆头扫描路径简单且增材过程平稳、扫描速度稳定。轮毂外侧属于曲面结构,通过五轴联动增材方式使其加工方向始终垂直于增材表面,可有效避免由于熔池流动产生的变形,为避免由于增材实际尺寸过大造成的干涉、碰撞以及完成中空结构内壁加工,将轮毂部分分为多段加工,每层轮毂外壁、内壁增材完成后,对其表面进行减材处理后再进行下一层增材加工,直至中空轮毂封顶。如图2所示,

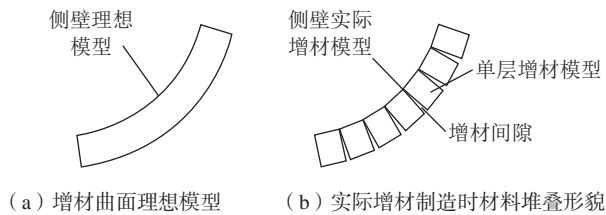


图2 曲面增材示意

Fig.2 Surface additive schematic

由于增材制造本身特点,对曲面进行五轴方式增材加工时,沉积材料在熔池中具有流动性,因此当曲面出现角度变化时,熔融状态的材料会向倾斜的一侧沉积,导致增材曲面出现向内倾斜的现象,倾斜角度与理想模型有误差。中空离心叶轮的空心结构轮毂外壁为角度不断变化的曲面,因此需将叶轮模型尺寸进行相应的增大,以应对其可能出现的变形。

轮毂实际加工过程为增减材复合的过程,对其进行分段逐层加工,增减材复合加工主要是为了保证轮毂增材过程中下一层加工基准面光整以及修整中空结构中后续难以加工到的内表面。叶片加工必须采用五轴联动策略,因此将以轮毂为基体,编辑叶片加工路径,由于增减材复合加工中心增材加工所使用的激光头尺寸较大,且叶片曲面弧度较大,叶片间隙较小,因此需考虑其实际加工过程中的干涉问题,可根据实际情况,对叶片采取分层加工的方式。激光近净成形后的工件表面粗糙且加工尺寸大于设定值,因此还需对其进行减材加工,对中空离心叶轮的减材修整主要集中在叶轮的叶片及轮毂上,为保证修整轮毂时刀具与叶片不产生干涉,需要首先对叶轮叶片进行精加工,之后再对轮毂进行精加工。增减材复合加工工艺流程如图3所示。

叶轮底部属于倒扣面,难以增材,故将其倒扣悬空部分先全部增材,待部件上表面完全增减材后再翻面加

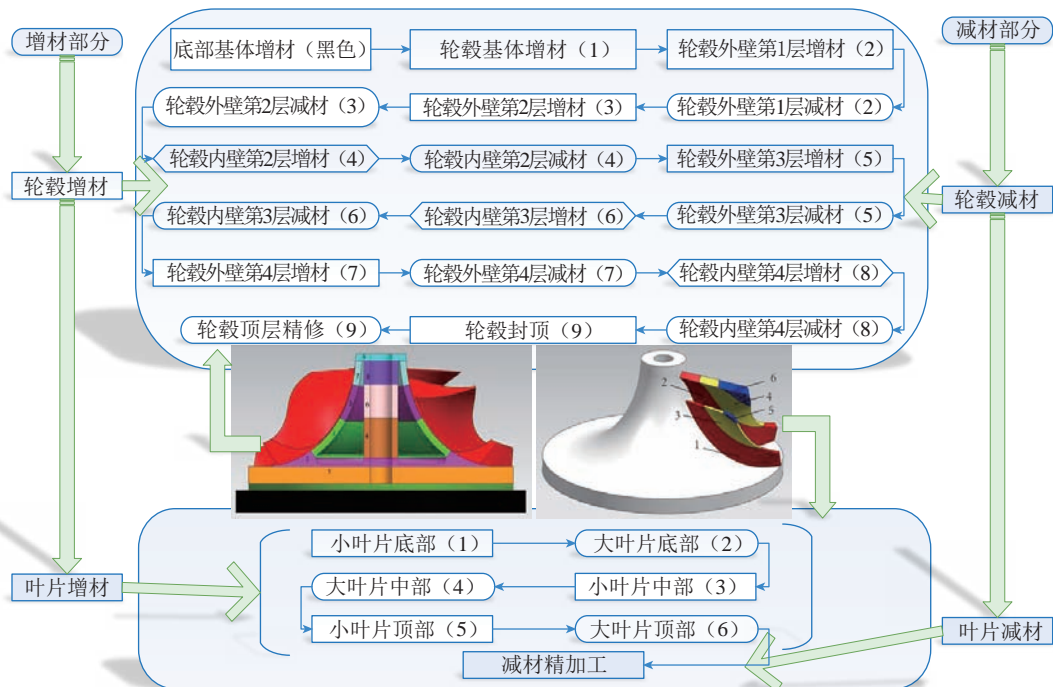


图3 增减材复合加工工艺规划

Fig.3 Process planning of additive-subtractive hybrid manufacturing

工。中空离心叶轮增材可分为垂向切片增材和曲面增材两个部分。垂向特征采用三轴增材策略,成形简单、灵活、高效;曲面增材部分包括轮毂的外侧壁和 14 个大小叶片,需要借助曲面切片法进行增材。叶轮基体部分可采用三轴策略完成。该叶轮叶片属于变截面尺寸叶片,角度与厚度变化大,增材加工过程中,单道扫描后的金属沉积宽度是固定的,且曲率过大部位会使得熔覆头减速,出现堆积材料过多现象,如按照实际模型规划增材工艺,无法得到理想叶片,因此采用完全包裹实际叶片的等厚度叶片作为规划增材路径模型,使得叶片增材成型质量提升,本文所加工中空离心叶轮叶片分布密集,考虑到加工过程干涉问题,所有叶片均采用三段式增减材复合加工,如图 3 所示,依次完成所有叶片底部、中部、顶部加工,并控制增材角度,使其增材路径始终与增材表面尽可能垂直。

激光近净成形的叶轮表面粗糙、加工余量大,在完整增材中空叶轮后还需对轮毂和叶片进行最终精加工,以达到良好的表面质量。增材后的多余材料均集中在叶轮叶片和轮毂上,进行完整增材后先对叶轮进行叶片精加工再对轮毂进行精加工,这种工艺路线可以保证加工轮毂时刀具与叶片不干涉,有效地避免了碰撞。

复杂的结构使中空离心叶轮的加工十分困难,

因此在正式加工之前需对加工路径进行仿真,防止在实际加工过程中可能出现的干涉、过切等问题,并且可以以较高效率优化加工工艺参数。

3 增减材复合加工试验

本研究采用厦门大学航空航天学院研制开发的 LV650C 型增减材复合五轴加工中心,增材方式为激光近净成形,机床转台直径为 600mm,最大纵、横、垂向行程为 700mm × 500mm × 500mm,主轴转速最高为 15000r/min。根据前文对中空离心叶轮的工艺规划,设计的中空离心叶轮增减材复合加工试验流程如图 4 所示。

3.1 增材加工部分

增材加工时采用定制的 316L 不锈钢板作基体增材,按照预设的路径和参数进行增材加工,试验流程如图 5 所示。

中空结构的增材面临结构的密封问题以及中空腔内材料的残留问题。增材时可交替进行侧壁的分段增材,在中空结构封闭前清除切屑和粉末,实现中空结构的闭合。增材加工时,轮毂外侧壁属于曲面增材,增材时加工角度不断变化,层与层之间存在间隙,导致侧壁向内倾斜,侧壁倾斜角度发生变化。为实现中空结构完

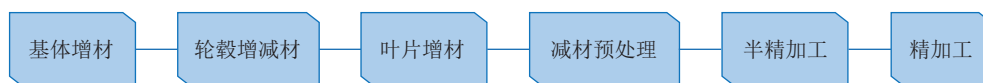


图 4 增减材复合加工试验流程

Fig.4 Test procedure of additive-subtractive hybrid manufacturing

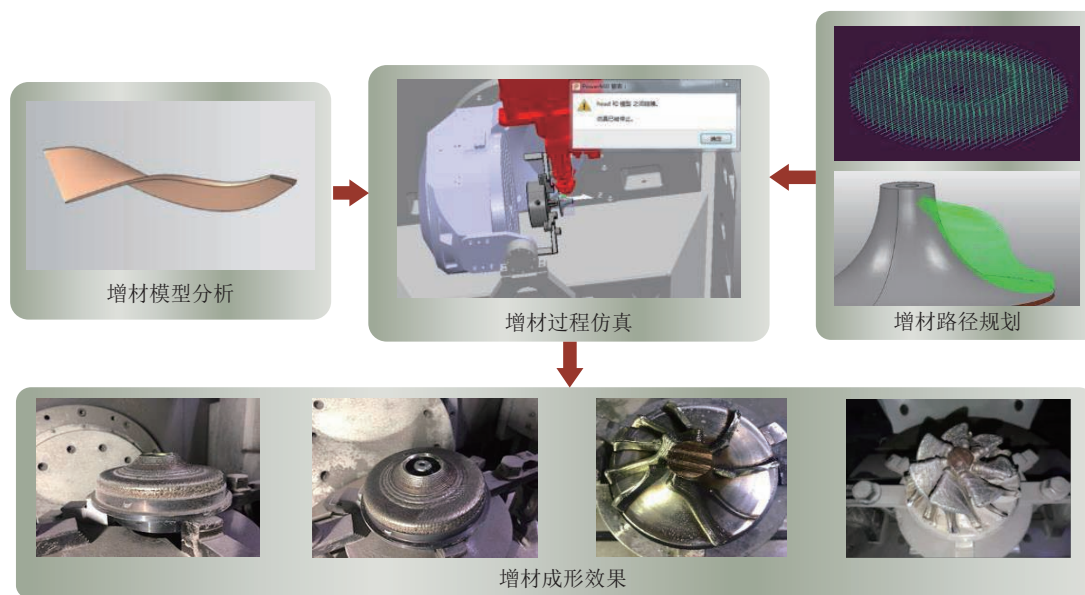


图 5 增材加工试验

Fig.5 Additive processing test

整增材,将增材时可能出现的变形考虑进去,对增材模型进行预处理,将模型外侧壁厚增加 1mm,并按照相同的参数进行加工。最终增材实际效果如图 5 所示。叶片既是薄壁结构,又属于变截面曲面特征,同一轮毂上分布 14 个大小叶片,存在曲面截面厚度变化大、叶片密集和叶片较高等加工难题,采用平均轮毂法线的刀具矢量方向生成加工路径。增材加工工艺参数如表 1 所示。

观察最终得到的增材模型,可明显看出基于相同加工参数进行加工的叶片,第 2 段的宽度小于第 1 段,第 3 段小于第 2 段,造成该现象的原因是热积累,在增减材复合制造过程中,减材加工后零件处于完全冷却状态,且存在切削液残留现象,切换为增材加工后,激光产生的热量一部分被基体及零件吸收、传导而消耗,一部分被用于蒸发残留在表面的切削液,致使实际加工热量小于设定值,故增材尺寸也受到影响。

3.2 减材加工部分

增材加工后的叶轮尺寸大于理论值,且表面粗糙,因此后续进行减材加工对其尺寸及外表面精加工处理,减材加工试验流程如图 6 所示。

叶片增材加工后的尺寸较设计尺寸要大很多,为防

止加工过程中可能出现的干涉现象,对叶轮进行预处理,减少加工余量,主要处理位置为叶片顶部和侧面的多余材料。预处理之后便进行叶轮的半精加工,该过程需对模型进行快速减材,处理多余的材料,仅预留最终精加工的余量,主要加工部位为叶轮叶片部分。半精加工之后,需对叶轮轮毂及叶片部分进行最后的精加工处理,精加工为叶轮增减材复合加工的最后一步,减材加工工艺参数如表 2 所示。

4 检测及数据分析

中空离心叶轮整体加工完成后,对其进行在机检测,检测流程如图 7 所示。

本文对离心叶轮叶片表面的自动测量过程,本质上就是探针按照设定的位姿,同时按照后处理程序对应的路线运动,完成对各截面线上点的测量过程,具体策略如图 8 所示。

检测时将雷尼绍测头安装在增减材复合加工中心主轴上对中空离心叶轮表面选点测量,测量部位主要为大叶片截面线上的叶盆段、前缘段和叶背段(各对应 3 条截面线),如图 9 和 10 所示。

表 1 增材加工工艺参数

Table 1 Additive processing parameters

部位	激光功率/W	送粉速率/(g·min ⁻¹)	送粉盘转速/(r·min ⁻¹)	扫描速度/(mm·min ⁻¹)	扫描步距/mm	扫描层高/mm
叶轮底部	1600	12	1	400	1.2	1.6
轮毂部分	1600	12	1	400	1.2	1.6
叶片部分	1600	12	1	400	1.2	1.2

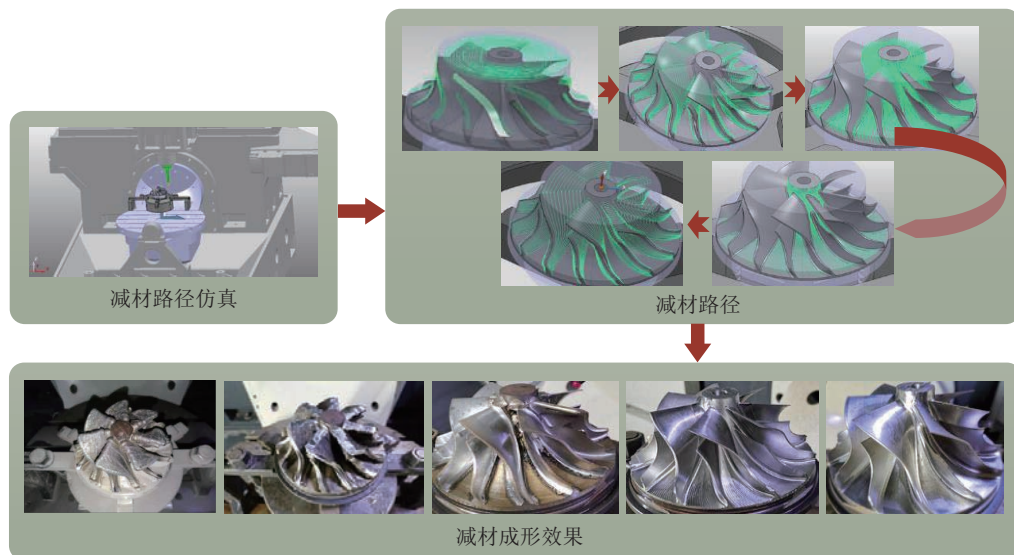


图 6 减材加工试验

Fig.6 Subtractive processing test

表 2 减材加工工艺参数
Table 2 Subtractive processing parameters

项目	刀具	主轴转速 / (r · min ⁻¹)	进给速度 / (mm · min ⁻¹)	步距 /mm	余量 /mm
减材预处理	D10 端铣刀	3000	500	0.2	0.1
	R5 球头刀	2000	500	0.2	0.06
叶片半精加工	R3 球头刀	6000	1000	0.2	0.06
轮毂半精加工	R2 球头刀	6000	800	0.2	0.06
叶轮精加工	R2 球头刀	6500	800	0.1	0

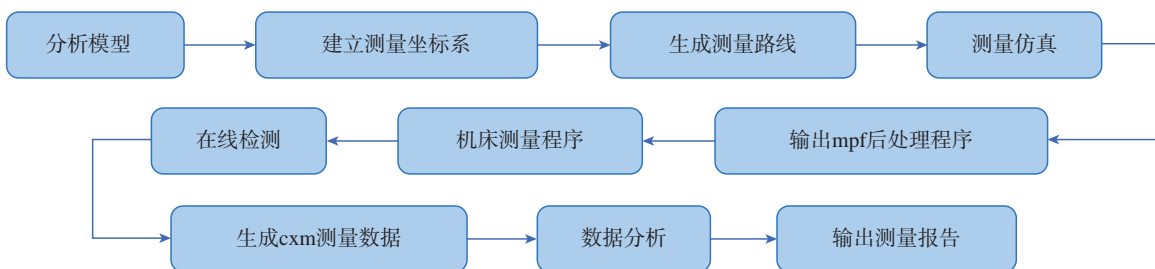
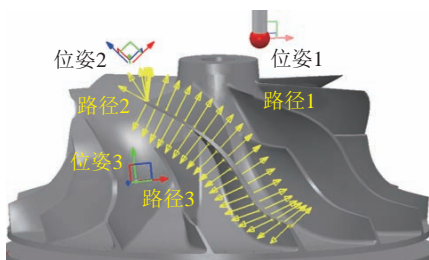
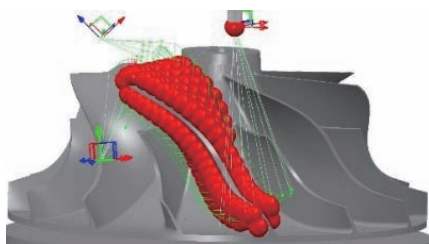


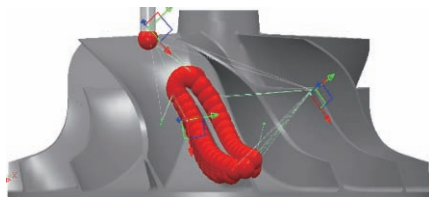
图 7 检测流程
Fig.7 Inspection process



(a) 无碰撞检测路径



(b) 大叶片检测路径



(c) 小叶片检测路径

图 8 中空离心叶轮检测策略
Fig.8 Impeller inspection strategy



图 9 叶片检测区域
Fig.9 Blade detection area



(a) 叶盆段测量 (b) 前缘段测量 (c) 叶背段测量

图 10 中空离心叶轮检测过程
Fig.10 Impeller inspection process

为分析加工的叶轮叶片轮廓与理论模型的偏差,在大叶片截面线1叶盆段采集约20个点,在前缘段采集约10个点,在叶背段采集约20个点。将测点数据与理论值进行对比分析,计算出各测点在X、Y和Z方向的偏差(dX、dY、dZ)以及总偏差dL,如图11所示。

为更直观地表达检测各点的偏差,分别提取大、小叶片各截面线上的测量点偏差值绘制图12所示的测点

偏差图。

对大、小叶片的3组测点数据偏差平均值及标准差进行计算,得到表3所示数据。

从图11中可以看到,大小叶片的3组截面线叶盆-前缘-叶背的测点偏差值均呈现相同的变化趋势。

离心叶轮叶片轮廓误差产生的原因存在于加工与检测过程的每个环节中,比如刀具磨损和环境温度变化

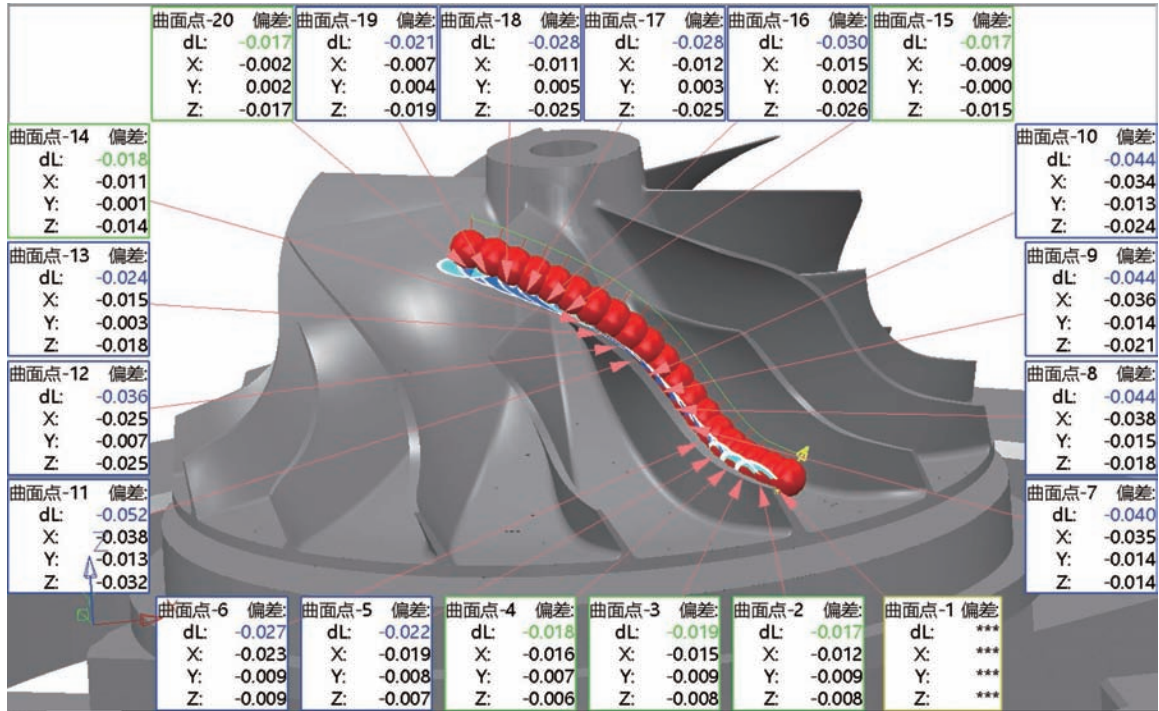


图 11 测点偏差示意图

Fig.11 Schematic diagram of measuring point deviation

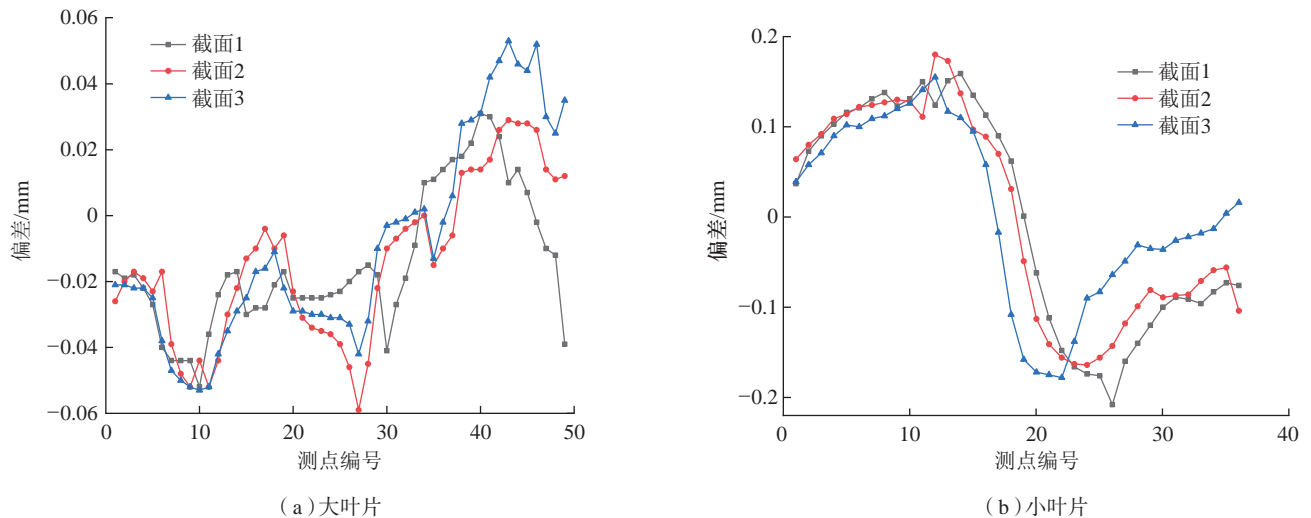


图 12 截面线测点偏差

Fig.12 Measuring point deviation of section line

表3 大、小叶片3组截面线测点偏差

Table 3 Measuring point deviation of three sets of section lines of large and small blades mm

叶片	截面线	1组	2组	3组
大叶片	偏差的均值	-0.014	-0.013	-0.08
	偏差的标准差	0.021	0.023	0.031
小叶片	偏差的均值	-0.008	0.011	-0.005
	偏差的标准差	0.118	0.131	0.098

等都是测点误差产生的来源。结合测量数据分析产生误差最可能的原因及其对应的处理方案如下:

(1) 机床五轴联动的误差。从大叶片测量的3条截面线数据,叶盆测点的偏差值大部分在 $-50\sim 10\mu\text{m}$ 范围内,叶背测点的偏差值大部分在 $5\sim 55\mu\text{m}$ 范围内。由于叶盆段和叶背段分别对应不同的探针位姿,可以初步得出,机床BC轴在不同的摆角下五轴联动的误差不同。本机床目前仅完成了X、Y、Z、B和C各轴单方向的直线运动精度验证,后期完成对五轴联动控制精度进一步修正,是降低机床五轴联动误差的有效方式。

(2) 加工误差。叶轮减材工艺加工路径是在Powermill软件中将一定数量点拟合成曲线,与实际模型点会有 $0\sim 10\mu\text{m}$ 的误差,在后期规划中通过采用尽可能多的点去拟合加工路径,能一定程度的减少加工误差。

5 结论

增减材复合制造工艺能够完成一些传统加工方式难以加工的复杂结构,由于其工艺特性,增减材复合制造能大幅提升加工效率,提升材料的利用率,同时能够保证足够的加工精度,综合了增材、减材两种工艺的优点。本文对中空离心叶轮的增减材复合制造设计了合理的工艺流程,并通过运动仿真验证优化了增减材路径,通过机理分析针对增材加工工艺进行进一步的优化,后续通过增减材复合加工试验验证了整体工艺的可行性,在完成中空离心叶轮的加工后,对其进行在机检测,验证加工精度,结果表明增减材复合加工工艺可以实现中空离心叶轮的完整加工,整体加工精度可通过后续对机床以及工艺参数的优化进一步提高。增减材复合制造工艺的应用对于复杂结构部件的加工具有一定指导意义。

针对存在复杂曲面、中空结构零件,采用增减材复合制造工艺时需注意以下5点:

(1) 零件设计阶段需尽可能避免大曲率结构,大曲率会造成增材阶段零件尺寸大于设计尺寸,甚至由于材料积累出现较大凸起,易产生干涉,为应对增材制造中

可能出现的形变,减少使机床进给速度出现骤变的结构,设计工艺时可将增材制造部分尺寸进行适当的放大,通过减材制造完成最终需要的精度。

(2) 增减材复合制造过程伴随着复杂的材料形态变化,材料微观组织特征对零件力学性能有较大的影响,还需对增减材复合制造过程中激光、熔池、粉末、基体、刀具、切削液等因素的相互作用及其影响进行研究,保证最终零件的性能满足使用要求。

(3) 增材制造时可能出现零件表面质量不佳、内部出现微缺陷、部分结构形变等问题,因此需设计合理的工艺参数,保证增减材复合制造能够有序进行。

(4) 增减材复合制造是增材制造与减材制造交替进行的过程,工艺规划时需考虑温度场、应力场及每种工艺所产生的表面状态。为避免热影响造成的加工误差,可适当在增材制造与减材制造交替过程中预留一定的使工件冷却的时间。

(5) 对于易产生干涉,空间狭小,形貌复杂的结构,分层、分区的加工方式能够有效地解决此类结构的工艺规划。如本文中离心叶轮排布紧密的大小叶片,将其按照底部、中部和顶部位置进行分层,并依次完成增减材复合制造,有效地降低了整体工艺难度。

参考文献

- [1] WEISS L, PRINZ F, NEPLOTRNIK G, et al. Shape deposition manufacturing of wearable computers[C]//Proceedings of the 1996 International Solid Freeform Fabrication Symposium. Austin, 1996.
- [2] 姚建华. 激光复合制造技术研究现状及展望[J]. 电加工与模具, 2017(S1): 4-11.
- [3] YAO Jianhua. Research progress and future prospect of laser hybrid manufacturing technology[J]. Electromachining & Mould, 2017(S1): 4-11.
- [4] 张军涛, 张伟, 李宇佳, 等. 基于DMG MORI LASERTEC 65 3D加工中心的不锈钢粉末激光沉积增/减材复合制造[J]. 粉末冶金材料科学与工程, 2018, 23(4): 368-374.
- [5] ZHANG Juntao, ZHANG Wei, LI Yujia, et al. Laser deposition additive/subtractive hybrid manufacturing process for stainless steel powder based on DMG MORI LASERTEC 65 3D[J]. Materials Science and Engineering of Powder Metallurgy, 2018, 23(4): 368-374.
- [6] FLYNN J M, SHOKRANI A, NEWMAN S T, et al. Hybrid additive and subtractive machine tools—Research and industrial developments[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2016, 101: 79-101.
- [7] HOSOKAWA A, UEDA T, ONISHI R, et al. Turning of difficult-to-machine materials with actively driven rotary tool[J]. CIRP Annals, 2010, 59(1): 89-92.
- [8] YAMAZAKI T. Development of A hybrid multi-tasking machine tool: Integration of additive manufacturing technology with CNC machining[J]. Procedia CIRP, 2016, 42: 81-86.

(下转第84页)

引文格式: 史建猛, 李宾良, 张海宝. 基于正交试验法的 7055T7751 铝合金时效蠕变性能研究 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 80-84.

SHI Jianmeng, LI Binliang, ZHANG Haibao. Orthogonal experimental study on creep aging behavior of 7055T7751 aluminum alloy[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 80-84.

基于正交试验法的 7055T7751 铝合金时效蠕变性能研究

史建猛, 李宾良, 张海宝

(中航西安飞机工业集团股份有限公司, 西安 710089)

[摘要] 基于正交试验方法设计了 7055T7751 铝合金的单向拉伸时效蠕变试验, 应用正交多项式回归方法对试验结果进行分析, 得到了 7055T7751 铝合金经时效蠕变后的屈服强度与预应力、时效温度和时效时间的经验公式, 并分析了上述 3 个工艺参数对 7055T7751 铝合金经蠕变后的屈服强度的影响规律。

关键词: 正交试验法; 7055T7751 铝合金; 时效蠕变; 屈服强度; 时效成形; 飞机整体壁板

Orthogonal Experimental Study on Creep Aging Behavior of 7055T7751 Aluminum Alloy

SHI Jianmeng, LI Binliang, ZHANG Haibao

(AVIC Xi'an Aircraft Industrial Group Company Ltd., Xi'an 710089, China)

[ABSTRACT] This paper presents an orthogonal experimental design on the creep aging test for 7055T7751 aluminum alloy by uniaxial stretch. An empirical formula on calculating the yield strength from the prestress, aging temperature and aging duration after creep aging is obtained by analyzing the experimental results using the orthogonal polynomial regression method. In addition, the effects of the three process parameters on the yield strength of 7055T7751 aluminum alloy after creep aging are investigated.

Keywords: Orthogonal experiment; 7055T7751 aluminum alloy; Creep aging; Yield strength; Age forming; Integral aircraft panel

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.080

时效成形是利用材料蠕变与应力松弛特性, 使待成形零件的弹性预应变在一定的温度下, 经过一定的时间部分转化为塑性应变, 从而实现零件成形的一种工艺方法, 具有零件残余应力小、工艺可重复性好、能够提高可时效铝合金的抗疲劳性能等优点^[1]。已有的研究往往忽略了升温速率波动对成形件塑性应变量的影响, 而在生产过程中利用热压罐加热大型模具和飞机整体壁板时, 升温速率波动是不可避免的^[2]。对于解决大尺寸、变厚度、内部结构复杂的大型机翼整体壁板成形制造问题, 时效成形技术是一个重要的研究方向。由于时效成形机理尚不明确、壁板零件形状复杂、成形工艺参数多以及成形过程的非线性, 使得时效应力松弛成形工艺参数难以准确确定、时效应力松弛成形过程难以描述, 所以需要大量的基础试验, 才能找出时效应力松弛成形的优化成形条件^[3]。

7055 铝合金是在 7050 和 7150 的基础上进一步提高 Zn 的含量发展起来的, 其锻件、厚板和挤压件主要用于抗压结构^[4]。本文选取飞机壁板广泛采用的 7055T7751 铝合金, 以预应力、时效温度和时效时间对 7055T7751 铝合金时效蠕变的力学性能的影响作为研究对象, 设计单向拉伸时效蠕变的正交试验, 通过统计方法处理试验数据进而分析上述工艺参数对 7055T7751 铝合金力学性能的影响规律。

1 正交试验方案设计

1.1 试验材料

本文以 7055T7751 铝合金为研究对象, 对其进行单向拉伸时效蠕变试验, 试件按 GB/T2039—1997^[5] 规定设计, 形状和尺寸如图 1 所示。时效后的拉断试件按图 2 进行铣削加工(单位 mm), 试件厚度介于 2.0~2.3mm

之间。

1.2 试验流程

1.2.1 蠕变试验

试验前首先检测并启动计算机和保温炉。然后按以下步骤控制蠕变过程：

(1) 准备——首先对 7055T7751 铝合金试件(图 1)进行打磨,并测量截面的面积;

(2) 安装——将试件装夹好,完成试验参数的设置;

(3) 加热——升高炉内温度,升温速率 $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$,使得炉内温度稳定在目标温度范围内,(根据蠕变或应力松弛试验标准,温度偏差在 $\pm 3^{\circ}\text{C}$ 以内);

(4) 加载——采用应力控制进行加载,通过试验机横梁移动将试件应力由 0 加载到目标应力值;

(5) 保温——试验过程中保持应力不变,记录应变随时间的变化过程;

(6) 降温——在蠕变结束后对试件进行降温处理,降温速率 $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$,使得温度由给定的时效温度降为室温,同时保持应力不变;

(7) 卸载——保温炉温度降为室温后,通过力控制对试件进行卸载,存储试验数据;

(8) 数据处理——处理试验数据并进行初步分析。

1.2.2 拉断试验

将经时效蠕变后的试件按图 2 所示的尺寸进行铣削加工,然后在电子万能拉伸机上进行拉断试验,记录材料的弹性模量和屈服强度等力学性能指标。

1.2 正交试验设计

本试验主要研究预应力、时效温度和时效时间对材料力学性能的影响规律,试验因素为预应力、时效温度

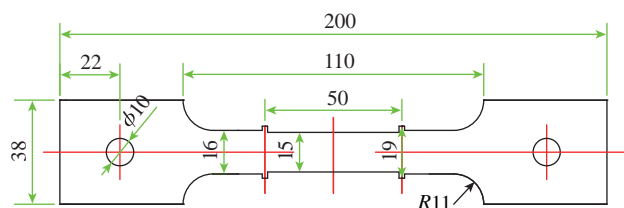


图 1 单向拉伸试件平面图

Fig.1 Drawing of specimen for uniaxial stretch

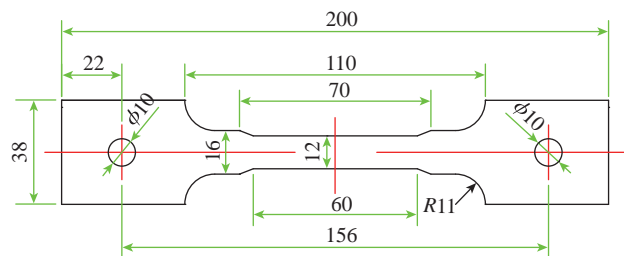


图 2 拉断试件平面图

Fig.2 Drawing of stretched specimen

和时效时间,主要衡量指标有屈服强度和弹性模量。该试验属于多因素和因素多水平问题,如果对每个因素不同水平的相互搭配进行全面试验的话,工作量将会很庞大,故可采用正交试验方法设计试验,并应用统计方法分析试验结果,可通过少量的试验获得较多的信息以得到上述 3 个工艺参数对材料弹性模量和屈服强度的影响规律,正交试验法的相关知识请参阅文献 [6]。

为节省试验成本,对每个因素取 3 个水平察看 3 个因素对衡量指标的影响规律,见表 1。不考虑因素间的交互作用,选取 $L_9(3^4)$ 正交表,试验方案见表 2。

2 试验结果分析

2.1 试验结果

根据表 1、2 的方案进行 7055T7751 铝合金薄板件的单向拉伸时效蠕变试验,其中第 9 组试件在蠕变时效过程中发生失效破坏,其蠕变应变曲线如图 3 所示,说明材料在 170°C 、预应力为 280MPa 的条件下进行蠕变时,经过第 II 阶段的稳定蠕变期后快速进入失效破坏阶段,导致变形突然增大,最终断裂破坏,破坏后的试件如图 4 所示。

试验得到材料的弹性模量和屈服强度见表 3,同等

表 1 单向拉伸时效蠕变试验参数

Table 1 Experimental parameters in creep age test by uniaxial stretch

因素	水平		
	1	2	3
初始应力 A/MPa	120	200	280
时效温度 $B/^{\circ}\text{C}$	120	145	170
时效时间 C/h	8	12	16

表 2 单向拉伸时效蠕变试验方案

Table 2 Experimental design of uniaxial stretch creep age test

序号	A	B	C	4
	1	2	3	
S1	1	1	1	1
S2	1	2	2	2
S3	1	3	3	3
S4	2	1	2	3
S5	2	2	3	1
S6	2	3	1	2
S7	3	1	3	2
S8	3	2	1	3
S9	3	3	2	1

条件下未经蠕变试验的 7055T7751 铝合金的参数为弹性模量 70.4GPa,屈服强度 614MPa。

从表 3 中可以初步看出,时效蠕变前后,材料弹性模量变化很小,所以本节以屈服强度作为材料力学性能的评价指标,对数据进行统计分析。

2.2 正交多项式回归分析

便于计算分析,把表 3 的屈服强度减去 500MPa,然

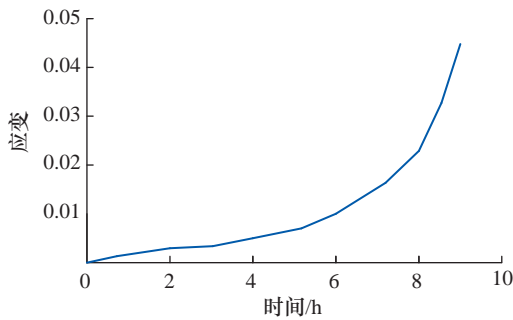


图 3 时效蠕变试验 S9 试件蠕变曲线

Fig.3 Creeping curve of S9 sample from creep aging test

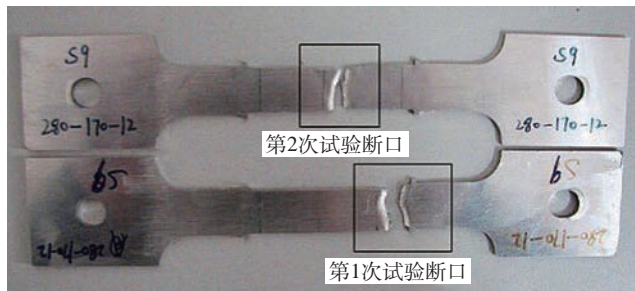


图 4 试验组 S9 试件

Fig.4 Experimental group S9 sample

表 3 试验结果记录

Table 3 Experimental results

序号	A	B	C	4	屈服强度 σ / MPa	弹性模量 / GPa
	1	2	3			
S1	1	1	1	1	595	71.4
S2	1	2	2	2	542	70.7
S3	1	3	3	3	435	72.9
S4	2	1	2	3	605	71.4
S5	2	2	3	1	550	71.7
S6	2	3	1	2	460	70.4
S7	3	1	3	2	590	73.9
S8	3	2	1	3	570	71.2
S9	3	3	2	1	—	—

注:由于蠕变过程中发生蠕变破坏,所以试验编号 S9 数据空缺。

后填入正交表 2 右侧,分别计算各列 1、2、3 水平的数据之和 I、II、III,数据总和 T 及总平均值 μ ,填入正交表,见表 4 (S9 试件在蠕变过程中失效破坏,为了保证数据的完整性,以 450MPa 代替该试验条件下的屈服强度)。

正交表的均衡搭配性质保证了对某一因子的效应及变动计算完全可以像单因子一样进行。对于因子 A (预应力),设效应函数(描述一个因子取某一水平时,使得指标相对总平均的偏差量)具有正交多项式的形式,即:

$$\varphi(A') = \tilde{a}_0 + \tilde{a}_1 P_1(A') + \tilde{a}_2 P_2(A') \quad (1)$$

由于只有 3 个水平,至多可以展至二次正交多项式。根据文献 [5] 计算得因子 A (预应力)、因子 B (时效温度)和因子 C (时效时间)对应的正交多项式及其变动分别为:

$$\tilde{a}_0 = 0, \tilde{a}_1 = \frac{19}{3}, \tilde{a}_2 = -8$$

$$\tilde{b}_0 = 0, \tilde{b}_1 = -\frac{445}{6}, \tilde{b}_2 = -31.5$$

$$\tilde{c}_0 = 0, \tilde{c}_1 = -\frac{25}{3}, \tilde{c}_2 = 1$$

$$S_{\tilde{a}_1} = 240.67, S_{\tilde{a}_2} = 128$$

$$S_{\tilde{b}_1} = 33004, S_{\tilde{b}_2} = 1984.5$$

$$S_{\tilde{c}_1} = 416.67, S_{\tilde{c}_2} = 2$$

由正交表 4 的第 4 列计算出误差的变动和自由度为:

表 4 试验结果及数据处理

Table 4 Experimental results and data processing

序号	A	B	C	4	$\sigma-500\text{MPa}$
	1	2	3		
S1	1	1	1	1	95
S2	1	2	2	2	42
S3	1	3	3	3	-65
S4	2	1	2	3	105
S5	2	2	3	1	50
S6	2	3	1	2	-40
S7	3	1	3	2	90
S8	3	2	1	3	70
S9	3	3	2	1	-50
I	72	290	125	95	$T=297$ $\mu=33$
II	115	162	97	92	
III	110	-155	75	110	

$$S_{\text{误}} = S_4 = 62, f_4 = 3 - 1 = 2$$

则误差的平均变动为:

$$\frac{S_4}{f_4} = \frac{62}{2} = 31$$

比较所有因子的效应函数各系数的变动与 S_4/f_4 的大小,发现 $S_{\tilde{c}_2} < S_4/f_4$,则应将其并入误差变动,最后得误差的变动和自由度为:

$$S_{\text{误}} = S_4 + S_{\tilde{c}_2} = 62 + 2 = 64, f_{\text{误}} = f_4 + 1 = 3$$

正交试验表中通常用 F 值与临界值比较判断来检验各因素影响的显著性,因子 F 值表达式为:

$$F = \frac{S_{\text{因}}/f_{\text{因}}}{S_{\text{误}}/f_{\text{误}}} \sim F_{\alpha}(f_{\text{因}}, f_{\text{误}}) \quad (2)$$

根据式(2)计算得到各因子效应函数的系数显著性见表5。

综上,可得到3个影响因子A、B、C的效应函数分别是:

$$\phi(A) = 6.33 \times \left(\frac{A-40}{80} - 2 \right) - 8 \times \left(\left(\frac{A-40}{80} - 2 \right)^2 - \frac{2}{3} \right)$$

$$\phi(B) = -74.17 \times \left(\frac{B-95}{25} - 2 \right) - 31.5 \times \left(\left(\frac{B-95}{25} - 2 \right)^2 - \frac{2}{3} \right)$$

$$\phi(C) = -8.33 \times \left(\frac{C-4}{4} - 2 \right)$$

则当因子A、B、C任意取一个水平时,可用下式估计材料的屈服强度。

$$\sigma_s = \phi(A) + \phi(B) + \phi(C) + 33 + 500 \quad (3)$$

其误差为:

$$S_{\sigma_s} = \sqrt{\frac{64}{3}} = 4.62 \text{ 的 } 2 \text{ 倍, 即 } 9.24 \text{MPa。}$$

为了更直观、定量地分析上述3个因素对屈服强度的影响,绘出了不同时效时间下屈服强度与时效温度的

表5 正交多项式系数的显著性

Table 5 Significance of orthogonal polynomial coefficients

方差来源	变动	自由度	F 值	显著性
\tilde{a}_1	240.67	1	11.28	*
\tilde{a}_2	128	1	6	o
\tilde{b}_1	33004	1	1547.06	**
\tilde{b}_2	1984.5	1	93.02	**
\tilde{c}_1	416.67	1	19.53	*
误差	64	3	—	—

注: $F_{0.10}(1,3)=5.54$, $F_{0.05}(1,3)=10.13$, $F_{0.01}(1,3)=34.12$; “**”显著水平为1%，“*”显著水平为5%，“o”显著水平为10%。

关系曲线,如图5所示。可以得出以下结论:

(1)通过正交多项式回归分析估计的屈服强度与试验值相差很小。如时效时间为8h(图5(a)),预应力为120MPa,时效温度为120℃时,试验值为595MPa,通过正交多项式预估为596.33MPa;时效时间为16h(图5(c)),预应力为200MPa,时效温度为145℃时,试验值为550MPa,通过正交多项式预估为551.33MPa。

(2)在同一时效时间下,材料的屈服强度随时效温度的升高显著下降。时效温度由120℃升高到170℃,材料的屈服强度由600MPa降为450MPa左右;

(3)在同一时效时间下,预应力对材料的屈服强度影响较小。当预应力从120MPa增大到200MPa时,材料的屈服强度增大20MPa左右,预应力增大到280MPa时,屈服强度变化不大。

3 结论

(1)7055T7751 铝合金在时效蠕变前后,弹性模量变化不大。

(2)时效温度对7055T7751 铝合金屈服强度的影响最为显著,随着时效温度的升高,材料的屈服强度显著下降。

(3)预应力和时效时间对7055T7751 铝合金屈服强度的影响较小,随着时效时间的延长,材料的屈服强度逐渐降低,而初始应力对屈服强度的影响很小。

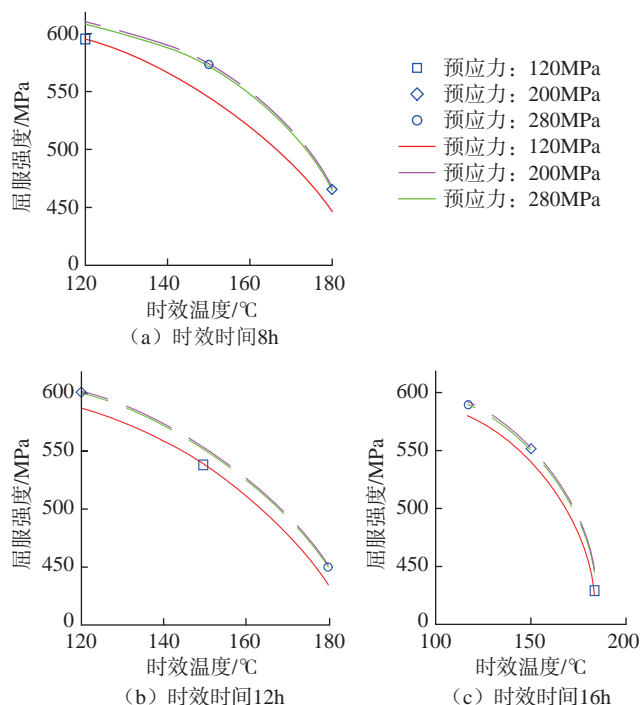


图5 屈服强度与时效温度的关系

Fig.5 Relationship between yield strength and aging temperature

参考文献

[1] 曾元松, 黄遐, 黄硕. 蠕变时效成形技术研究现状与发展趋势[J]. 塑性工程学报, 2008, 15(3): 1-8.
 ZENG Yuansong, HUANG Xia, HUANG Shuo. The research situation and the developing tendency of creep age forming technology[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2008, 15(3): 1-8.

[2] 吕源. 2124 铝合金时效成形保温工艺优化方法[J]. 现代制造技术与装备, 2018(6): 91-92.
 LÜ Yuan. Optimization method of thermal insulation process for 2124 aluminum alloy aging forming[J]. Modern Manufacturing Technology and Equipment, 2018(6): 91-92.

[3] 黄晓婧. 双曲率铝合金薄板件的时效应力松弛变形规律研究[D]. 西安: 西北工业大学, 2010.
 HUANG Xiaojing. Research on aging stress relaxation deformation law of double curvature aluminum alloy sheet[D]. Xi'an: Northwest University of Technology, 2010.

[4] 李平. 7055 铝合金热处理的研究[D]. 沈阳: 东北大学, 2005.
 LI Ping. Research on heat treatment of 7055 aluminum alloy[D]. Shenyang: Northeast University, 2005.

[5] 国家技术监督局. 金属拉伸蠕变及持久试验方法: GB/T 2039—1997[S]. 北京: 中国标准出版社, 1997.
 The State Bureau of Quality Technical Supervision. Creep and stress rupture test method for metals: GB/T 2039—1997[S]. Beijing: Standards Press of China, 1997.

[6] 北京大学数学力学系概率统计组. 正交设计法[M]. 北京: 石油化学工业出版社, 1976.
 Probability and Statistics Group, Department of Mathematical Mechanics, Peking University. Orthogonal design method[M]. Beijing: Petrochemical Industry Press, 1976.

[7] 刘大海, 谢永鑫, 黎俊初, 等. 7075 铝合金蠕变时效成形工艺参数对回弹的影响[J]. 机械工程材料, 2015, 39(12): 5-8, 70.
 LIU Dahai, XIE Yongxin, LI Junchu, et al. Influences of process parameters on springback of 7075 aluminum alloy during creep age forming[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2015, 39(12): 5-8, 70.

[8] 湛利华, 杨有良. 大型构件蠕变时效成形技术研究[J]. 航空制造技术, 2016, 59(13): 16-22.
 ZHAN Lihua, YANG Youliang. Research on creep aging forming technology of large components[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2016, 59(13): 16-22.

[9] 任巍巍, 邹林池, 张兴峰, 等. 7050 铝合金时效成形中应力松弛行为与回弹方程[J]. 2016, 44(9): 89-95.
 REN Weiwei, ZOU Linchi, ZHANG Xingfeng, et al. Stress relaxation behavior and springback equation in aging forming of 7050 aluminum alloy[J]. 2016, 44(9): 89-95.

[10] 马振武, 童国权, 徐宝林. 蠕变时效成形回弹预测及工装型面优化[J]. 航空制造技术, 2017, 60(1/2): 66-70.
 MA Zhenwu, TONG Guoquan, XU Baolin. Springback prediction and tooling surface optimization of creep aging forming[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017, 60(1/2): 66-70.

[11] 甘忠, 张尧, 冯爽, 等. 蠕变时效成形工艺参数多目标优化[J]. 机械科学与技术, 2017, 36(7): 1116-1122.

GAN Zhong, ZHANG Yao, FENG Shuang, et al. Multi objective optimization of creep aging process parameters[J]. Mechanical Science and Technology, 2017, 36(7): 1116-1122.

[12] 马振武, 童国权, 陈峰, 等. LY12 蠕变时效成形机制及回弹规律研究[J]. 航空制造技术, 2017, 57(5): 67-71.
 MA Zhenwu, TONG Guoquan, CHEN Feng, et al. Investigation of the creep age forming mechanism and springback behavior of LY12[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017, 57(5): 67-71.

通讯作者: 史建猛, 高级工程师, 研究方向为对材料加工、零件成形、部件装配等飞机制造过程的控制。

(责编 阳光)

(上接第 79 页)

[7] 大连企业研发出结合 3D 打印技术的五轴联动机床[J]. 机械, 2016, 43(1): 19.
 Dalian enterprises have developed a five-axis linkage machine tool combined with 3D printing technology[J]. Machinery, 2016, 43(1): 19.

[8] 郭观林. 金属激光增减材复合工艺及整机结构 CAE 分析[D]. 长沙: 湖南大学, 2017.
 GUO Guanlin. Metal laser hybrid additive and subtractive manufacturing processes and the CAE analysis of the machine structure[D]. Changsha: Hunan University, 2017.

[9] 彭伟, 王宝和, 邵璟. 增减材复合机床开发及应用研究项目[J]. 世界制造技术与装备市场, 2018(4): 47-50.
 PENG Wei, WANG Baohe, SHAO Jing. Development and application of the additive and subtractive materials compound machine tool[J]. World Manufacturing Engineering & Market, 2018(4): 47-50.

[10] ZHU Z C, DHOKIA V, NASSEHI A, et al. Investigation of part distortions as a result of hybrid manufacturing[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2016, 37: 23-32.

[11] HANSEL A, MORI M, FUJISHIMA M, et al. Study on consistently optimum deposition conditions of typical metal material using additive/subtractive hybrid machine tool[J]. Procedia CIRP, 2016, 46: 579-582.

[12] DU W, BAI Q, ZHANG B. A novel method for additive/subtractive hybrid manufacturing of metallic parts[J]. Procedia Manufacturing, 2016, 5: 1018-1030.

[13] 朱剑英. 研发航空制造的先进理念与创新技术[J]. 机械制造与自动化, 2016, 45(2): 1-4, 24.
 ZHU Jianying. Advanced idea and innovative technologies for R & D of aviation manufacturing[J]. Machine Building & Automation, 2016, 45(2): 1-4, 24.

[14] 张绍基. 航空发动机控制系统的研发与展望[J]. 航空动力学报, 2004(3): 375-382.
 ZHANG Shaoji. A review of aeroengine control system[J]. Journal of Aerospace Power, 2004(3): 375-382.

通讯作者: 王振忠, 副教授, 博士, 研究方向为精密加工装备及工艺技术、光机电一体化。

(责编 阳光)

引文格式: 高学敏, 闫路, 何娅梅, 等. 基于拉剪复合载荷下钛合金螺栓力学性能的试验研究 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 85-89.

GAO Xuemin, YAN Lu, HE Yamei, et al. Experimental research on mechanical properties of titanium alloy bolt under tension-shear combined load[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 85-89.

基于拉剪复合载荷下钛合金螺栓力学性能的试验研究*

高学敏^{1,2}, 闫路³, 何娅梅⁴, 冯德荣^{1,2}, 冯韶伟³

(1. 河南航天精工制造有限公司, 信阳 464000;

2. 河南省紧固连接技术重点实验室, 信阳 464000;

3. 北京宇航系统工程研究所, 北京 100076;

4. 航空工业成都飞机设计研究所, 成都 610000)

[摘要] 加工了拉伸-剪切复合载荷的测试装置, 并开展了钛合金螺栓在纯拉伸、纯剪切、拉伸-剪切耦合等受力状态下的力学试验, 分析了拉应力与螺栓轴线角度变化对试验结果的影响及其相应变化的规律。研究表明, 一是加工的拉伸-剪切复合载荷的测试装置可以准确满足纯拉伸、纯剪切、拉伸-剪切等单一载荷与复合载荷不同受力状态的力学性能测试; 二是钛合金螺栓在拉应力和切应力耦合作用下的力学性能指标较纯拉性能明显下降, 降幅最高达 40%。

关键词: 螺栓; 钛合金; 拉伸; 剪切; 复合载荷

Experimental Research on Mechanical Properties of Titanium Alloy Bolt Under Tension-Shear Combined Load

GAO Xuemin^{1,2}, YAN Lu³, HE Yamei⁴, FENG Derong^{1,2}, FENG Shaowei³

(1. Henan Aerospace Precision Machining Co., Ltd., Xinyang 464000, China;

2. Henan Key Laboratory of Fastening Connection Technology, Xinyang 464000, China;

3. Beijing Institute of Aerospace Systems Engineering, Beijing 100076, China;

4. AVIC Chengdu Aircraft Design and Research Institute, Chengdu 610000, China)

[ABSTRACT] A testing device for tension-shear combined load was processed, and mechanical properties tests were carried out under pure tension, pure shear, tension-shear combined load. The influence of tensile stress and bolt axis angle on the test results and the corresponding variation law were analyzed. The results show that the mechanical properties of titanium alloy bolts under the tensile and shear combined load are obviously lower than those under pure tensile load, with a maximum decrease of 40%.

Keywords: Bolt; Titanium alloy; Tensile; Shear; Composite load

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.085

一代材料决定一代装备, 武器装备性能的提高越来越依赖于先进材料和先进工艺。其中钛合金材料由于其重量轻、韧性好、强度高、耐腐蚀等特点, 广泛运用于

航空航天领域。同时航空航天型号上的机械连接也大量采用钛合金紧固件, 使用量少则上万件, 多则百万件, 以“数以万计、类以群分、连结构、接系统”, 形成紧固连

* 基金项目: 中国科协青年托举人才工程资助项目(2017QNRC001)。

接系统,铸就型号的钢筋铁骨,保障了装备型号的质量可靠性。但在紧固件服役过程中,损伤和失效并非都是由单一载荷引起,经常是由多重载荷共同作用引起,而拉伸-剪切复合载荷就是其受力形式之一,随着新材料的广泛使用,复合载荷的测试变得越来越重要^[1-3]。

1729年,根据杠杆原理制成的第一台材料力学测试试验机在法国问世,而我国的力学性能测试起步比较晚,1930年北洋大学教授邓曰研制出我国第一台材料力学性能测试装置。随着科学技术的不断发展,我国的试验机技术与国外的差距不断缩小,力学性能测试理论方面也进行了大量的研究。其中拉伸性能测试作为最早和最典型的测试手段^[4-7]被广泛应用,叶丽燕等^[8]研究了拉伸速率对不锈钢材料拉伸性能的影响,分析了马氏体转变与拉伸速率的关系;孙瑞雪等^[9]开展了不同热处理状态下应变速率对铝合金的行为研究,得出5083铝合金在低应变速率条件下以剪切断裂为主,高应变速率条件下以穿晶断裂为主。另外剪切试验也是作为材料评估的一种重要手段,西北工业大学吴建军等^[10]开展了金属材料剪切试验方法研究,概述了各种剪切试验的试验方法、优缺点及应用现状;长安大学杜强等^[11]开展了复合板材双剪切试验方法与装置研究,研究了复合板材双剪试验方法,设计了双剪试验装置,并进行了双剪试验,分析了破坏形态和力学性能。

可见,国内学者在对材料在受单一载荷下(拉伸、剪切等)的分析与研究做了大量的工作,并建立了理论公式与分析模型,但对材料在受拉伸-剪切复合载荷下的试验方法和失效模式研究较少。本文将采用电子万能试验机对国家某重点型号用螺栓在受拉伸-剪切复合载荷下的试验方法和失效特性进行研究,并建立剪切过程失效的分析模型,其研究成果不仅保障国家型号飞机用紧固件的质量可靠性,也具有重要学术理论价值和广泛的应用前景。

1 试验理论模型

1.1 拉伸理论分析

拉伸试验是材料力学性能试验最基本的试验方法,典型塑性金属材料拉伸过程可以分为弹性、屈服、强化、局部变形4个阶段,通过测试材料的应力-应变曲线(图1),获得材料基本的力学性能指标,并作为后续结构设计时选材和强度计算的主要依据。

材料的力学性能指标与试样标距 L_0 和原始截面积 A 有关,为了消除试样尺寸对材料力学性能的影响,引入了应力 σ 和应变 ε 两个参数,便可以得到与标距 L_0 和原始截面积 A 无关的应力 σ 、应变 ε 关系及曲线图。应力 σ 和应变 ε 可分别由式(1)、式(2)求得。

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (1)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L} \quad (2)$$

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (3)$$

其中, F 为作用在试样上的拉伸力; ΔL 为试样标距的伸长量; E 为试样材料的弹性模量,是材料的固有特性,即为 σ - ε 曲线(图1)中弹性阶段直线的斜率。

1.2 剪切理论分析

剪切试验,即在静压压缩或拉伸力作用下,通过剪切试验装置使试件垂直于其纵轴的一个或两个横截面受剪切直至断裂,以测定其抗剪性能的试验。常用的试验方法有双剪、单剪等,如图2和3所示。

材料的剪切性能与试样的剪切面积 A 有关,在单剪试验中,由受力平衡可知,剪切面 m - m 上的剪切力 $F_Q=F$;在双剪试验中,剪切面 m - m 上的剪切力 $F_Q=F/2$ 。

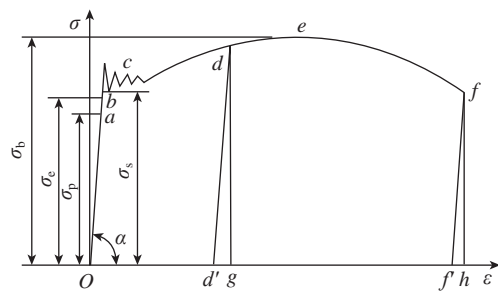
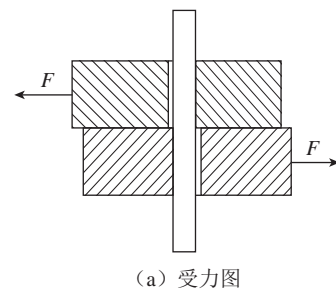
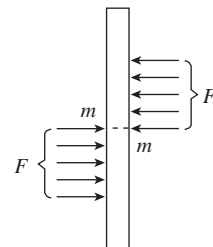


图1 典型塑性材料的应力应变曲线图
Fig.1 Stress-strain curves of typical plastic materials



(a) 受力图



(b) 受力分析图

图2 单剪试验受力模型

Fig.2 Stress model of single shear test

则剪切应力 τ 为:

$$\tau = \frac{F_Q}{A} \quad (4)$$

1.3 拉伸-剪切理论分析

拉伸-剪切复合载荷通过垂直加载使力施加于试样之上。本课题是将试样两端固定夹持,试样两端相当于各有一个限制 5 个自由度的约束,在 X 方向自由度不受限,可以产生拉伸和压缩力,受力如图 4 所示。

如图 4 (b),在试样中心附近有两组对称的均布力,在小变形情况下,均布力简化为在 $m-m$ 剪切面上的一对对称力和一个力偶。

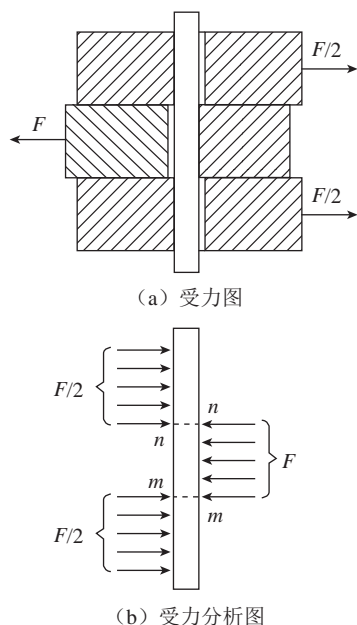


图 3 双剪试验受力模型

Fig.3 Stress model of double shear test

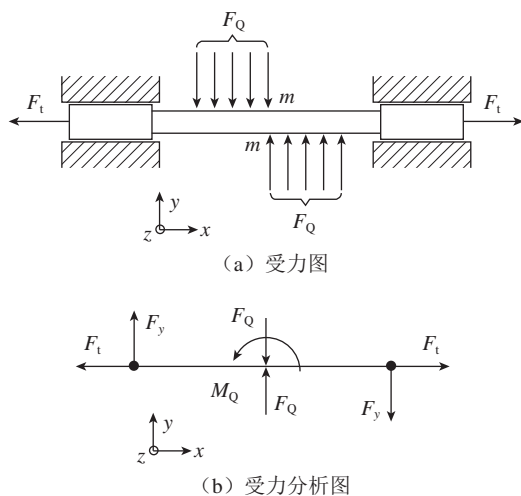


图 4 拉剪复合载荷试验受力模型

Fig.4 Stress model of double shear test

2 试验方法与材料

2.1 试验方法

拉伸-剪切试验装置如图 5 所示,试验装置由两个紧固加载单元组成,用于配合使用以对钛合金螺栓试样进行拉剪复合试验,各紧固加载单元分别包括一个转接杆、一个紧固夹块和在前后方向上间隔布置的两个连接侧板,紧固夹块上设有试样穿孔,用于紧固穿装钛合金螺栓试样,所述紧固夹块与两个连接侧板紧固装配,转接杆与两连接侧板连接,以使得转接杆的加载施力方向指向钛合金螺栓试样的轴线;各紧固加载单元中,紧固夹块与相应的两连接侧板可拆紧固装配。在各紧固加载单元中,紧固夹块和相应的两连接侧板可拆紧固装配,这样可以不同规格类型的螺栓选取不同的紧固夹块,只要更换夹块即可,不需要更换整个紧固加载单元,可以有效降低成本。

试验装置通过连接微机控制电子万能试验机施加力,变换转接杆与侧板孔位置,获得拉应力与螺栓轴线不同角度的测试数据。转接杆与侧板通过销连接,侧板(图 6)连接孔与螺栓轴线角度分别加工为 0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° 、 90° ,拉伸-剪切复合载荷角度为 0° 时,试样受纯拉伸力;角度为 90° 时,试样受纯剪切力;角度为 15° 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° 时受拉伸-剪切复合载荷。

2.2 试验设备

试验设备采用微机控制电子万能试验机(图 7 (a)),设备精度 1 级,主要用于金属材料的拉伸、压缩、弯曲、剪切等试验;拉伸-剪切试验装置实物如图 7 (b) 所示。

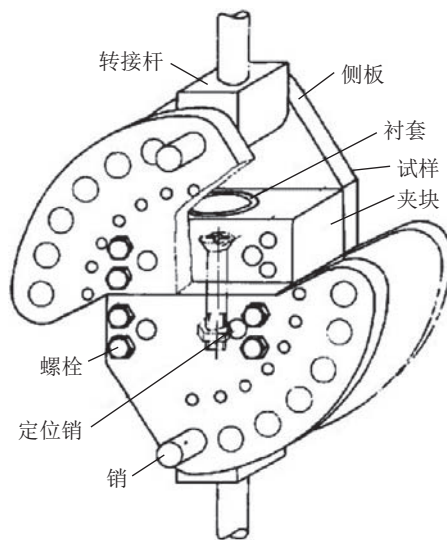


图 5 拉伸-剪切试验装置

Fig.5 Tension-shear experimental device

2.3 试验材料

试验采用的螺栓材料为国产钛合金 TC4,规格为 MJ6 × 1,头型为六角头,螺纹精度为 4h6h,强度等级为 1100MPa,表面状态为涂覆二硫化钼 + 涂十六醇,采用不同角度状态各 3 件进行试验。

3 试验结果与分析

纯拉伸、纯剪切、拉伸 - 剪切 3 种状态分别拉至破坏,破坏拉力结果见表 1。

侧板连接孔与螺栓轴心角度为 15°、30°、45°、60°、75° 时试样受拉伸 - 剪切复合载荷;角度为 0 时试样受纯拉伸力;角度为 90° 时试样受纯剪切力。试验结果平均值见表 2。

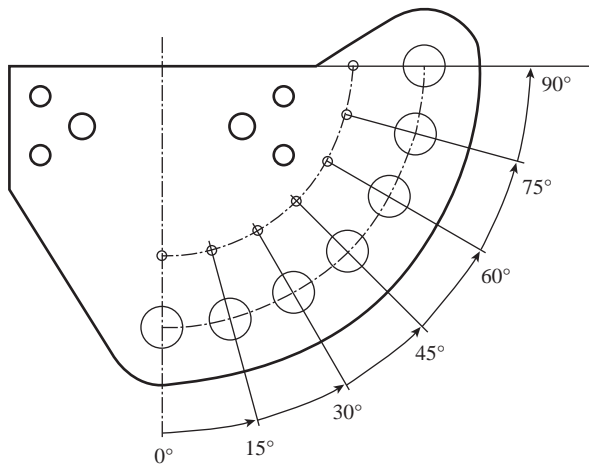


图 6 侧板工装图

Fig.6 Side plate tooling diagram



(a) 试验设备



(b) 试验装置

图 7 试验设备及试验装置

Fig.7 Experimental equipment and experimental device

随着拉应力与螺栓轴线角度的增大,钛合金螺栓在拉应力和切应力耦合作用下的破坏载荷值逐渐降低,拉应力与螺栓轴线角度为 75° 时,降幅最大,较纯拉力时低 40%。拉应力与螺栓轴线角度为 90° 时试样受纯

表 1 试验结果

Table 1 Results of experimental

组号	序号	角度 / (°)	受力状态	试验结果 /kN
1	1	0	纯拉伸力	24.73
	2	0	纯拉伸力	26.00
	3	0	纯拉伸力	26.50
2	1	15	拉剪力	22.57
	2	15	拉剪力	22.08
	3	15	拉剪力	21.45
3	1	30	拉剪力	16.84
	2	30	拉剪力	19.20
	3	30	拉剪力	22.90
4	1	45	拉剪力	18.37
	2	45	拉剪力	15.56
	3	45	拉剪力	16.83
5	1	60	拉剪力	16.23
	2	60	拉剪力	15.43
	3	60	拉剪力	15.52
6	1	75	拉剪力	14.90
	2	75	拉剪力	14.64
	3	75	拉剪力	15.26
7	1	90	纯剪切力	15.83
	2	90	纯剪切力	15.09
	3	90	纯剪切力	14.93

表 2 各角度试验结果平均值

Table 2 Mean value of experimental results

序号	角度 / (°)	受力状态	试验均值 /kN
1	0	纯拉伸力	25.74
2	15	拉剪力	22.04
3	30	拉剪力	19.65
4	45	拉剪力	16.92
5	60	拉剪力	15.73
6	75	拉剪力	14.93
7	90	纯剪切力	15.28

剪切力,破坏载荷稍有提升。

如图8所示,以纵坐标为拉伸载荷,以横坐标为剪切载荷,将试验平均载荷标注在试验角度分度线上,绘制复合载荷图,连接图上各平均载荷点,并适当修正,得到平滑的复合载荷图。随着拉应力与螺栓轴线角度的增大,钛合金螺栓所受拉应力在逐渐变小,切应力在逐渐增大。

4 结论

结合钛合金螺栓在拉应力和切应力耦合作用的受力特点,加工了拉伸-剪切复合载荷的测试装置,测试装置结构参照美国军用标准《NASM1312—2 紧固件试验方法 复合载荷》,能够准确测试紧固件在拉伸-剪切复合载荷状态下的力学性能,得到了钛合金螺栓在纯拉伸、纯剪切、拉伸-剪切等力状态下的力学性能参数,以及拉应力与螺栓轴线角度变化对试验结果的影响,得到如下结论:

钛合金螺栓在拉应力和切应力耦合作用下的力学性能指标明显较纯拉力性能明显下降,降幅最高达40%,因此针对型号用钛合金螺栓受拉-剪复合载荷的特殊环境,应根据安装与拉伸角度的不同,合理考虑设计安全余量。

参考文献

- [1] 李英亮. 紧固件概论[M]. 北京:国防工业出版社,2014.
LI Yingliang. Fasteners basics[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2014.

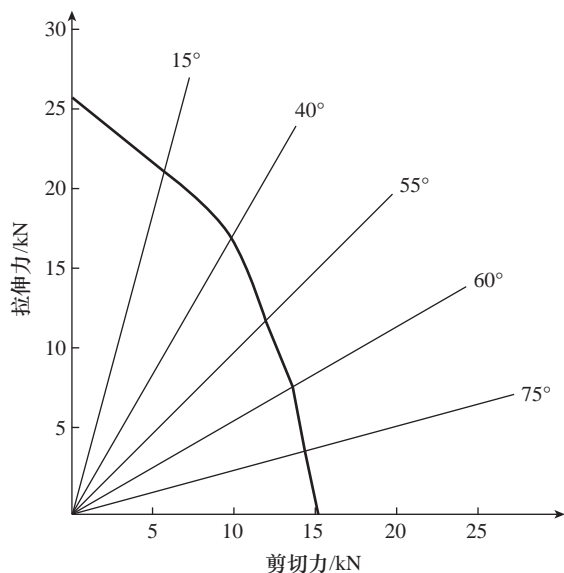


图8 复合载荷图
Fig.8 Compound load

- [2] 《紧固件连接设计手册》编写委员会. 紧固件连接设计手册[M]. 北京:国防工业出版社,1990.

Editorial Committee of Fastener Connection Design Manual. Fastener connection design manual[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1990.

- [3] 王先逵,李旦. 机械加工工艺手册[M]. 北京:机械工业出版社,2007.

WANG Xiankui, LI Dan. Manual of machining technology[M]. Beijing: China Machine Press, 2007.

- [4] 林金保,王心怡,任伟杰,等. 挤压态AZ31镁合金室温拉伸力学各向异性研究[J]. 中北大学学报(自然科学版),2018,39(4):479-482.

LIN Jinbao, WANG Xinyi, REN Weijie, et al. Research on mechanical anisotropy of extruded AZ31 magnesium alloy in tensile condition at room temperature[J]. Journal of North University of China (Natural Science Edition), 2018, 39(4): 479-482.

- [5] LIN Y C, CHEN M S, ZHONG J. Effect of temperature and strain rate on the compressive deformation behavior of 42CrMo steel[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 205(1-3): 308-315.

[6] CHOI I C, LEE D H, AHN B, et al. Enhancement of strain-rate sensitivity and shear yield strength of a magnesium alloy processed by high-pressure torsion[J]. Scripta Materialia, 2015, 94: 44-47.

- [7] 田晨超,焦磊,张娟,等. 纯钛板材室温拉伸塑性变形的各向异性[J]. 焊管,2018,41(10):18-21.

TIAN Chenchao, JIAO Lei, ZHANG Juan, et al. Anisotropy of plastic deformation of pure titanium sheet during tensile test at room temperature[J]. Welded Pipe and Tube, 2018, 41(10): 18-21.

- [8] 叶丽燕,李细锋,陈军. 不同拉伸速率对SUS304不锈钢室温拉伸力学性能的影响[J]. 塑性工程学报,2013,20(2):89-93.

YE Liyan, LI Xifeng, CHEN Jun. Influence of tensile strain rates on mechanical properties of 304 austenitic stainless steel at room temperature[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2013, 20(2): 89-93.

- [9] 孙瑞雪,徐磊,赵文博. 不同应变速率下5083铝合金的拉伸性能及断口形貌[J]. 轻金属,2012(8):59-61.

SUN Ruixue, XU Lei, ZHAO Wenbo. The tensile properties and fracture morphologies of 5083 aluminum alloy under different strain rates[J]. Light Metals, 2012 (8): 59-61.

- [10] 郭洪飞,吴建军,王明智,等. 金属材料剪切试验方法[J]. 航空制造技术,2018,61(18):53-59.

WU Hongfei, WU Jianjun, WANG Mingzhi, et al. Shear test methods for metallic material[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2018, 61(18): 53-59.

- [11] 杜强,丁荣,吕晶,等. 复合板材双剪切试验方法与装置[J]. 长安大学学报(自然科学版),2015,35(6):85-90,116.

DU Qiang, DING Rong, LÜ Jing, et al. Double shear testing method and device for composite panels[J]. Journal of Chang'an University (Natural Science Edition), 2015, 35(6): 85-90, 116.

通讯作者:高学敏,高级工程师,研究方向为航天领域检测技术与失效分析研究。

(责编 阳光)

引文格式: 张海兵, 王世涛, 单柏荣. 基于 CIVA 的覆有涂层叶片涡流检测仿真与 POD 分析 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 90-93, 101.
ZHANG Haibing, WANG Shitao, SHAN Borong. Simulation and POD analysis of eddy current detection of coated blade based on CIVA[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 90-93, 101.

基于 CIVA 的覆有涂层叶片涡流检测仿真与 POD 分析

张海兵¹, 王世涛², 单柏荣¹

(1. 海军航空大学青岛校区, 青岛 266041;
2. 中国人民解放军 31002 部队, 北京 100076)

[摘要] 航空发动机叶片在制造中通常在其部件表面涂覆有涂层以延长发动机寿命, 模拟某型发动机叶片的典型疲劳裂纹损伤, 运用 CIVA 仿真技术进行涡流检测仿真试验, 验证涂层对涡流检测的影响。运用数值模拟的方法, 以缺陷深度为特征参量, 涂层厚度为不确定量, 进行 POD 分析, 并研究涡流提离效应和趋肤效应对检测可靠性的影响及对策, 进一步验证涡流检测技术在覆有涂层叶片缺陷检测中的可行性与可靠性。

关键词: CIVA; 发动机叶片; 涂层; 涡流检测; 缺陷检出率 (POD)

Simulation and POD Analysis of Eddy Current Detection of Coated Blade Based on CIVA

ZHANG Haibing¹, WANG Shitao², SHAN Borong¹

(1. Qingdao Campus of Naval Aeronautical University, Qingdao 266041, China;
2. No.31002 Troops of PLA, Beijing 100076, China)

[ABSTRACT] Aero-engine blades are usually coated on the surface of their parts in manufacture to prolong the engine life. This paper simulates the typical fatigue cracking damage of certain engine blades, uses the CIVA simulation technology to conduct the eddy current detection simulation test to verify the effect of coating on eddy current detection. Using the method of numerical simulation, taking the defect depth as a characteristic parameter and the thickness of the coating as the uncertainty, the POD analysis is carried out. The influence and measures of eddy current lift-off effect and the skin effect on detection reliability are studied to further verify the feasibility and reliability of eddy current testing technology in the detection of coated blade defects.

Keywords: CIVA; Engine blade; Coating; Eddy current testing; Probability of detection (POD)

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.090

航空发动机是航空航天装备的关键部件, 其性能的好坏直接影响飞机的性能, 而影响其质量的关键因素之一就是航空发动机叶片的质量。航空发动机叶片在服役过程中长期因高压、高速、高温、潮湿气流冲蚀可能发生腐蚀、疲劳裂纹等损伤^[1-2], 严重影响了航空发动机的性能、寿命及可靠性, 对于飞行安全也是较大的威胁, 对其进行快速且准确无损检测与评估对保障航空发动机安全可靠意义重大^[3-4]。

涡流检测是一种常用于航空发动机叶片缺陷检测的重要方法, 利用电磁感应原理能够有效检测出导电、导磁材料中表面和近表面的缺陷, 具有检测成本低、检测速度

快、无需耦合和对环境无污染等优点, 易于实现对航空发动机叶片裂纹缺陷的自动化快速检测^[5]。在国内外众多文献中, 涡流检测方法也常常作为有效的检测方法应用在叶片或其他金属零件的检测中。航空发动机叶片在制造中通常在其部件表面涂覆防腐涂层、耐磨涂层等以延长发动机寿命^[6-7], 对于覆有涂层的叶片使用涡流检测方法是否有效、可靠仍未知, 需要进行研究。

因此本文模拟某型发动机叶片的典型疲劳裂纹损伤, 运用 CIVA 仿真技术进行涡流检测仿真试验, 并进行缺陷检出率 (Probability of detection, POD) 分析, 以验证涡流检测技术在覆有涂层叶片缺陷检测中的可行

性与可靠性。

1 覆有涂层叶片检测仿真试验

以某型发动机低压一级压气机叶片为例,该叶片表面覆有低温渗铝加硅酸盐复合涂层。渗铝层对叶片基体提供牺牲阳极保护,硅酸盐涂层为障碍性隔离保护层,从工艺技术角度来看,它是由化学热处理深层和表面涂层相结合的复合防护层,具有很高的防腐蚀能力。

在叶尖位置设计一个长为5mm的疲劳裂纹缺陷,缺陷深度分别为0.2mm、0.4mm、0.8mm、1.2mm和2mm。考虑叶片表面覆有涂层,涂层厚度范围20~60 μm ,仿真试验中设置涂层厚度为60 μm ,基体材料为钛合金。探头设置为正交旋转激励磁场涡流传感器,通过仿真得到缺陷深度分别为0.2mm、0.4mm、0.8mm、1.2mm、2mm时缺陷的信号幅值和相位,同时通过调整探头频率来对比不同缺陷时的幅值和同一缺陷不同探头检测的结果。仿真结果如表1所示。

由表1和图1可以看出,随着检测频率增大,缺陷的信号幅值也在增加。由于仿真中未考虑涡流检测中趋肤效应影响,因此,在缺陷深度增加到一定程度时,缺陷幅值将不会继续增加。由此可见,在仿真检测中涂层的存在并不影响涡流检测方法的实施。由于叶片本身比较薄,一般不超过2mm,即使是穿透性的裂纹,深度最大为2mm,而且在役的发动机叶片裂纹一般位于叶片的表面。因此在实际检测中,为了提高叶片的表面检测灵敏度,一般会选用相对较高的检测频率,在实际的检测中选用2MHz。

为探明涂层对涡流检测中缺陷幅值与检测参数对应关系的影响,本文对比研究了检测频率范围1.3~2MHz内不同频率下不同缺陷的幅值与相位对比以及相同缺陷不同频率下缺陷的幅值与相位,典型的对比图像如图2和3所示。经对比研究,在1.3~2MHz范围内,不同大小的缺陷幅值、相位均有不同程度的变化,频

率越高,不同缺陷的相位区别越大,较大缺陷的信号幅值较高。这种现象对于分辨叶片上多个缺陷以及缺陷的定量带来了方便,也进一步说明了涂层对于缺陷幅值与检测参数对应关系的影响并不存在。

图2中红色实线是0.2mm缺陷的幅值,蓝色是0.4mm缺陷的幅值,绿色是0.8mm缺陷的幅值,红色虚线是1.2mm缺陷的幅值,黑色是2.0mm缺陷的幅值。

图3中红色实线是1.3m探头下的幅值,蓝色实线是1.4m探头下的幅值,绿色线是1.5m探头下的幅值,红色虚线是1.7m探头下的幅值,蓝色虚线是1.9m探头下的幅值,黑色线是2m探头下的幅值。

2 POD分析

POD分析中运用了数值模拟的方法,即用数值模拟代替试验过程来对可靠性进行分析。在涡流检测POD仿真中,按照上文检测参数进行设置,将检测过程中的不确定因素添加到计算模型中,利用模拟试块和反射体产生的信号来生成POD^[8]。在涡流检测中,缺陷的深度是直接影响检测幅值的参数,所以将其定位特征参量。而叶片表面的涂层在涂覆过程中是难以精确控制的,会是在某个范围内变化的,所以本次仿真中将涂层

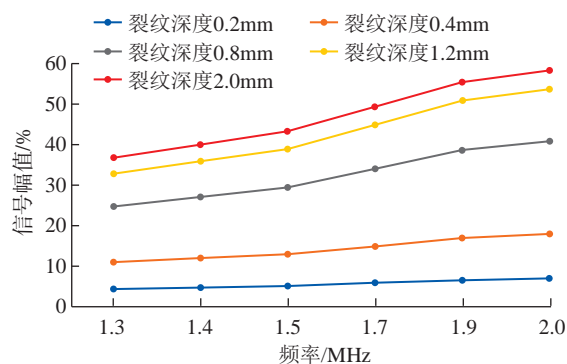


图1 信号幅值随检测频率变化趋势

Fig.1 Trend graph of signal amplitude with detection frequency

表1 不同缺陷在不同频率下的信号幅值对比

Table 1 Comparison of signal amplitudes of defects at different frequencies

频率 /MHz	裂纹深度 /mm				
	0.2	0.4	0.8	1.2	2.0
1.3	4.3279	11.004	24.737	32.854	36.869
1.4	4.7197	12.025	27.08	35.912	40.057
1.5	5.107	13.038	29.413	38.952	43.205
1.7	5.8668	15.037	34.038	44.966	49.38
1.9	6.6057	16.994	38.594	50.872	55.362
2.0	6.9675	17.956	40.841	53.782	58.29

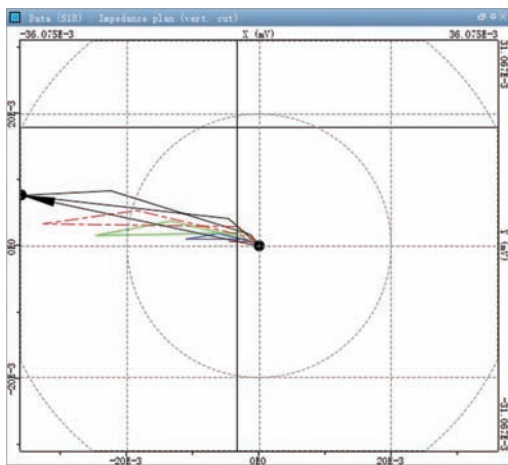
厚度定为不确定量。分别用频率为 1.3MHz、1.4MHz、1.5MHz、1.7MHz、1.9MHz、2.0MHz 的探头在 20~60μm 范围内做涂层厚度检测,以涂层厚度 60μm、缺陷深度分别为 0.1mm 和 0.2mm 的幅值信号为参考基准,找到能保证缺陷检出率在 90% 以上的缺陷的深度。典型 POD 曲线如图 4 所示。

经 POD 分析可得,当涂层厚度在 0.02~0.06mm 范围内,以涂层厚度 0.025mm,0.1mm 缺陷的幅值为参考,在频率为 1.3MHz、1.4MHz、1.5MHz、1.7MHz、1.9MHz、2.0MHz 时,保证缺陷的检出率在 90% 以上需要缺陷高度分别为 0.165mm、0.173mm、0.181mm、0.195mm、0.211mm、0.22mm。以涂层厚度 0.06mm、0.2mm 缺陷的幅值为参考,在频率为 1.3MHz、1.4MHz、1.5MHz、1.7MHz、1.9MHz、2.0MHz 时,保证缺陷的检出率在 90%

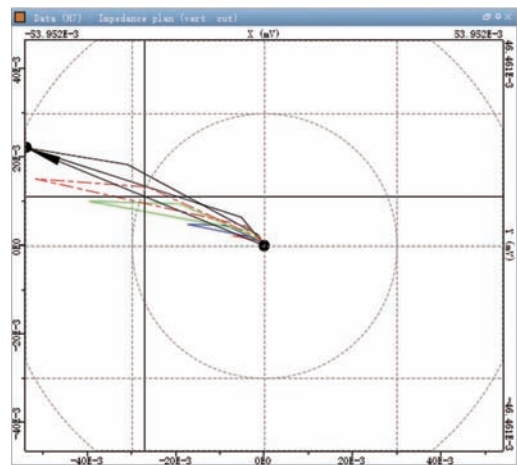
以上需要缺陷高度分别为 0.865mm、0.907mm、0.95mm、1.042mm、1.15mm、1.212mm。可以看出,涂层厚度的变化对涡流检测结果具有一定的影响。一般来讲,涂层厚度越大,同一尺寸的缺陷检出率越低,这是由于涡流提离效应导致的。利用 ANSYS 有限元分析法分析涡流提离效应与涂层厚度的关系,同时分析不同频率条件下线圈阻抗值随着涂层厚度变化而变化的规律,可以得出随着提离距离的增加,线圈的阻抗值逐渐向线圈空载时的阻抗值点逼近,即检测线圈的电阻值逐渐减小,检测线圈的电抗值逐渐增大。

另外,由于趋肤效应的存在,较高的检测频率导致涡流的渗透深度减小,反而不利于带有涂层的叶片损伤检测^[9]。

趋肤效应的大小以渗透深度来描述,即电流密度减小到表面电流密度的 37% 时的深度^[10]。



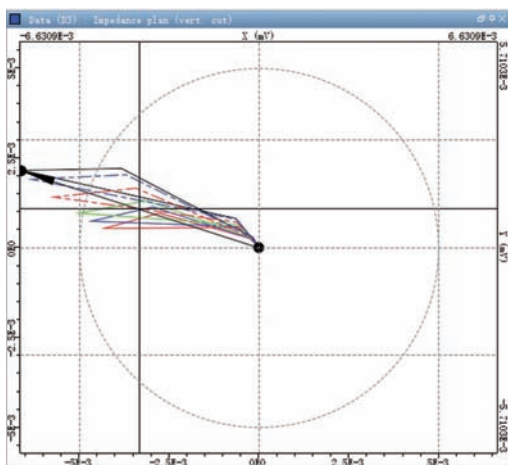
(a) 频率 1.3MHz



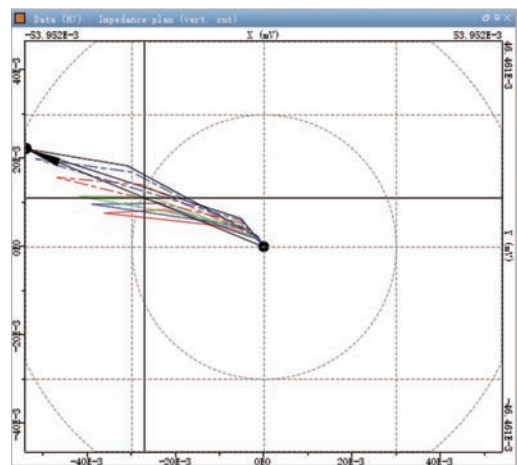
(b) 频率 2MHz

图 2 不同频率下不同缺陷的幅值对比

Fig.2 Comparison of amplitude of defects at different frequencies



(a) 缺陷深度 0.2mm



(b) 缺陷深度 2.0mm

图 3 不同深度缺陷时幅值比较

Fig.3 Comparison of amplitude when different defect depths

$$\delta = \frac{503}{\sqrt{f\mu_r\sigma}}$$

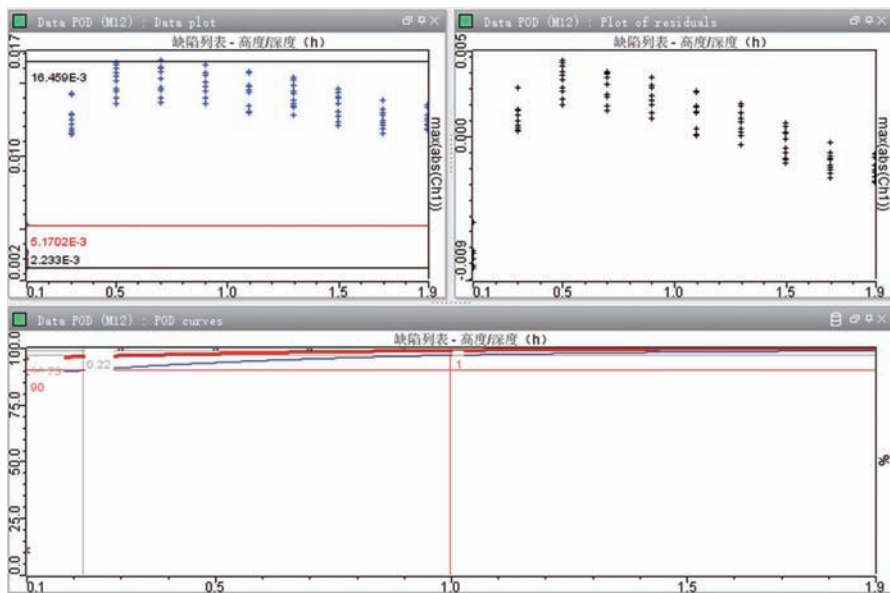
其中, μ_r 为相对磁导率; σ 为电导率($1/\Omega \cdot m$); δ 为渗透深度(m); f 为频率(Hz)。

由上式表明渗透深度是与频率平方根成反比, 愈大愈小。

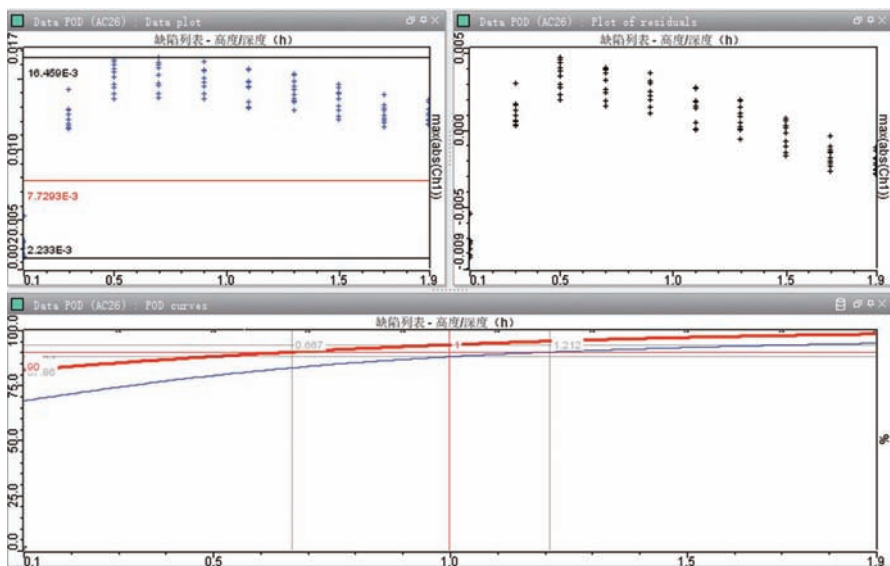
结合上文的仿真分析, 如果使用 2.0MHz 作为检测频率, 必须解决检测覆有涂层叶片时涡流渗透深度的问题。建议在涡流传感器设计制作中, 尽量增加激励线圈和测量线圈匝数, 可以增大涡流信号的强度, 并使得渗透深度同步增加。

3 结论

本文以表面涂覆有涂层的航空发动机叶片为研究对象, 运用 CIVA 软件进行涡流检测仿真试验, 以不同的频率和多种缺陷尺寸进行仿真, 分别研究了缺陷深度、探头频率等方面的变化对缺陷信号的影响, 验证涂层对涡流检测可行性的影响。运用数值模拟的方法, 以缺陷深度为特征参量, 涂层厚度为不确定量, 进行 POD 分析, 并研究涡流提高效应和趋肤效应对检测可靠性的影响及对策, 进一步验证了涡流检测技术在覆有涂层叶片缺陷检测中的可行性与可靠性。



(a) 涂层厚度 0.025mm, 0.1mm 缺陷幅值



(b) 涂层厚度 0.06mm, 0.2mm 缺陷幅值

图 4 频率为 2.0MHz 时的 POD 曲线

Fig.4 POD curve at 2.0MHz

(下转第 101 页)

引文格式: 张学仪, 何小妹, 刘峻峰, 等. 基于蒙特卡洛法的叶片型面参数测量不确定度分析 [J]. 航空制造技术, 2021, 64(12): 94-101.

ZHANG Xueyi, HE Xiaomei, LIU Junfeng, et al. Evaluation of uncertainty in blade parameter measurement based on Monte Carlo method[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(12): 94-101.

基于蒙特卡洛法的叶片型面参数测量不确定度分析

张学仪, 何小妹, 刘峻峰, 王卓然, 王一璋

(航空工业北京长城计量测试技术研究所, 北京 100095)

[摘要] 叶片型面参数对发动机气动性能具有重要影响。基于坐标测量机的叶片质量检测贯穿于叶片制造全过程。但由于叶片测量过程的复杂性和参数评定的多样性, 叶片型面参数测量结果的不确定度评估存在难度。采用蒙特卡洛法, 对叶片 4 类典型型面参数进行测量不确定度建模和仿真分析, 并与传统的 GUM 法进行了不确定度比对验证。分析和比对结果验证了叶片测量不确定度分析方法的正确性, 有利于实现叶片型面参数测量结果不确定度的在线评定, 值得推广和应用。

关键词: 几何量计量; 蒙特卡洛法; 发动机叶片; 不确定度测量; 坐标测量机

Evaluation of Uncertainty in Blade Parameter Measurement Based on Monte Carlo Method

ZHANG Xueyi, HE Xiaomei, LIU Junfeng, WANG Zhuoran, WANG Yizhang

(AVIC Changcheng Institute of Metrology & Measurement, Beijing 100095, China)

[ABSTRACT] To study the uncertainty evaluation of various parameter errors in the actual measurement results of blades is necessary, due to the blade profile parameters have an important influence on the aerodynamic performance of the engine. Blade quality inspection based on CMM runs through the whole process of blade manufacturing. However, due to the complexity of blade measurement evaluation process and the diversity of parameter evaluation, it is difficult to evaluate the uncertainty of blade measurement results. In this paper, Monte Carlo method is used to build the model and simulate the measurement uncertainty of four typical blade profile parameters, and the uncertainty is compared with the traditional GUM method. The analysis and comparison results verify the correctness of the uncertainty analysis method of blade measurement in this paper, which is conducive to realize the on-line evaluation of measurement uncertainty of blade profile parameters, and is worthy of promotion and application.

Keywords: Geometric measurement; Monte Carlo method; Engine blade; Uncertainty measurement; Coordinate measuring machine

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2021.12.094

叶片是航空发动机的关键零件, 具有种类多、数量大、曲面形状多样、加工工艺复杂、加工难度大等特点, 其质量直接影响到发动机的气动性能与寿命^[1-2]。随着新型号发动机叶片型面在弯、扭和掠的增强以及前后缘曲率半径的小型化, 对叶片的几何尺寸和形状测量精度要求也越来越严格。由于叶片的尺寸、形状、物理和力学等因素决定了叶片的整体性能^[3-5], 叶片生产的不同阶段均需要对叶片的几何尺寸和形状进行检测^[6]。

叶片型面参数描述了叶身几何尺寸和各部分相互

位置关系, 参数种类主要包括叶型形状、位置、扭转、前后缘、长度等。总体来说叶片型面参数可以分为 4 类: 尺寸类、位置类、角度类和轮廓度类。

航空发动机叶片型面的测量精度要求较高^[5], 在对坐标测量机的叶片测量结果的准确性上有需求, 这就需要对检测结果进行不确定度评定^[7-10]。现阶段对于航空发动机叶片型面测量不确定度评定尚未有统一的评定标准。一方面, 由于坐标测量机在测量过程中影响测量结果不确定度的误差来源复杂多样, 导致分析困难,

各误差源对测量结果的影响难以量化^[11],误差模型建立难度大^[12]。另一方面,对叶片这类自由曲面的复杂测量任务,叶片点云数据处理方法、参数评定算法的不同,都会对测量不确定度评定产生影响^[13-15]。

而在现阶段的研究中各国学者对于坐标测量机对特定测量任务的不确定度方面的研究,选择采用了蒙特卡洛法,如 Miura 等^[16]用蒙特卡罗模拟法估算基于坐标测量机的阶梯规测量不确定度;宋爱国等^[17]提出基于一种种群优化的微分进化算法评定了圆度测量误差,并采用蒙特卡洛法评定出圆度测量的测量不确定度;意大利 Ruffa 等^[18]研究了 CMM 进行圆度测量时,采样点数和测量不确定度之间的关系;埃及 Ali^[19]讨论了扫描式 CMM 在不同扫描速度和拟合算法的条件下,对直径和圆度测量的影响;美国 Ramaswami 等^[20]建立了圆柱度测量时测量精度和测量策略之间的双向估计模型。

可以看出,国内外对坐标测量机一些常规形位参数的不确定度测量研究成果较多且研究更有深度,在测量点数、测量策略等对形位测量不确定度的影响上做了大量的研究,但对于叶片这种自由曲面尚未有太多的不确定度评定方法。

因此针对三坐标测量机的叶片测量过程,本文提出一种基于蒙特卡洛法评定叶片型面参数测量结果不确定度的方法,并将本文的研究成果与基于 GUM (Guide to the expression of uncertainty in measurement) 法的部分参数评定结果进行了比较,证明了蒙特卡洛法叶片型面参数测量不确定度评定方法的准确性和有效性。

1 基于蒙特卡洛法的叶片型面参数测量不确定度评定理论

应用蒙特卡洛法的测量不确定度评定方法是基于概率理论。利用蒙特卡洛法评定叶片型面参数的不确定度计算过程如图 1 所示, x_1, x_2, \dots, x_n 为影响叶片参数误差的主要因素,蒙特卡洛法首先要分析这些误差源的测量估计值和测量不确定度,产生符合各参数分布状态的随机数;然后代入各参数误差模型,构成 f 的概率分布;最后根据 f 的概率分布,求出其期望值和标准差,即为所求的叶片参数值和测量标准不确定度。

针对坐标测量机测量叶片的过程,应用模型模拟测量任务并估计坐标测量机测量叶片的不确定度。模型的建立需要考虑测量点的分布、测头的选择和配置、测量系统所在环境等在模型中的影响表现。首先需要实际测量得到的点云数据,考虑在仿真过程中各误差源不确定度和采用的其分布参数^[12],为所有测量点指定了 1 组仿真三坐标测量机的误差特性^[16],通过选择各误差

源的分布对实际测量数据的每个点进行扰动,生成多组测量值,并输入到如尺寸参数(长度、厚度、角度等)、轮廓参数等实际参数数学模型计算表示,得到多组模拟测量参数值,并且由于选择算法不同,通过对特定算法进行仿真可以得到同一参数不同算法产生的不确定度。

坐标测量机空间测量数学模型为:

$$d = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2} \quad (1)$$

根据误差传播定律,空间长度 d 的测量误差可表达为:

$$\Delta d = \sqrt{\left(\frac{\partial d}{\partial x}\right)^2 \Delta x^2 + \left(\frac{\partial d}{\partial y}\right)^2 \Delta y^2 + \left(\frac{\partial d}{\partial z}\right)^2 \Delta z^2} = \sqrt{\cos^2 \alpha_x \Delta x^2 + \cos^2 \alpha_y \Delta y^2 + \cos^2 \alpha_z \Delta z^2} \quad (2)$$

其中,测量时,坐标测量系统返回的数据格式为 $(x, y, z, \alpha, \beta, I, J, K)$,其中 (x, y, z) 为被测点的坐标值; α, β 分别为测量时 A 轴与 B 轴的角度; (I, J, K) 为测量时的探测矢量。坐标测量系统返回的是合成后的数据,并不能从控制系统中获得各主轴的光栅值、测杆变形量以及测头 A, B 轴运动产生的位移量。

通过对坐标测量机测量叶片测量精度的评估与坐标测量机精度的评估问题的分析,假设坐标测量系统模型的实质是分量误差相互重叠,因此可以通过分析提取出测量过程中每个点的相互独立的各分量误差矢量。以试验采用的测量范围为 $2000\text{mm} \times 1200\text{mm} \times 1000\text{mm}$ 的坐标测量机对某发动机叶片的测量过程为例,通过分析测量设备的不确定度、探触形状误差引入的测量不确定度、重复性、温度影响的特性指标,反映了叶片测量过程中不确定性的特征,反映各种误差对于测量结果不确定度的影响,进行以下分析。

1.1 测量设备的不确定度

通过分析坐标测量机单轴测量不确定度、坐标垂直度误差、坐标直线度误差和旋转误差,最终合成得到测量设备的不确定度,最大示值误差 $U_{\text{MPE}} = (1.2 + l/350) \mu\text{m}$ 。假设在这个范围内测量设备不确定度任何结果都

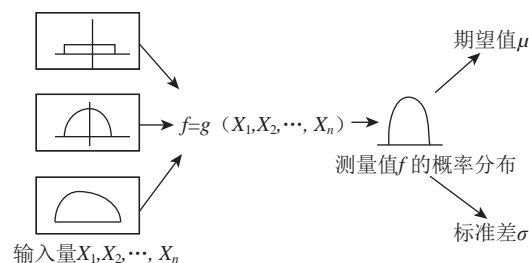


图 1 蒙特卡洛法评定参数不确定度

Fig.1 Monte Carlo method for parameter uncertainty evaluation

是可能的,那么测量设备的不确定度服从矩形分布。

1.2 温度变化对测量结果的影响

环境条件影响的估算在模拟测量模型中很重要。对于几何量,机械零件的热梯度会显著影响后续的测量,影响测量尺寸的其中一个因素即为温度变化。温度的变化对测量结果的影响主要考虑三坐标测量机与工件之间的膨胀系数的差异及三坐标测量机标尺膨胀系数不确定度,因此有必要在考虑热膨胀系数的情况下提供热补偿。根据 ISO 标准,几何测量的参考温度为 20℃。与该温度的任何偏差均应根据以下公式进行校正:

$$l_c = l \times (1 - (20 - t) \times \alpha) \quad (3)$$

其中, l_c 为校正后长度; l 为测得的长度; t 为温度; α 为对于给定的校准元件材料采取的热膨胀系数。

被测件和设备的膨胀系数差在半宽为 $2 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ 的区间内温度 $\Delta t = 0.3 \text{ } ^\circ\text{C}$,服从矩形分布,

$$u_2 = 2 \times 10^{-6} \div \sqrt{3} \times l \times 10^3 \times \Delta t = 1.15 \times 10^{-3} \times l \times \Delta t (\mu\text{m}) \quad (4)$$

1.3 算法误差

叶片的评价结果是由坐标测量机测得的点云数据通过叶片参数评价算法给出。就叶片来说,其最终测量结果的误差源势必包括了测量设备硬件系统本身误差和测量软件处理算法带入的误差因素,因此这部分主要研究对软件评价算法的误差估计。在算法误差中,不考虑算法数学模型建立不同的影响,主要来源有方法误差(截断误差),即算法中包含的计算公式(如泰勒公式等)本身是一种求解的近似(连续的离散化处理,无穷的有限话处理);舍入误差,即计算机中的数(机器数)是具有有限精度的实数的有限子集,由于计算时的四舍五入,或者因计算机的字长有限而使原始数据只能用有限位数表示,由此产生的误差。通过合成,算法误差可以记为 $0.05 \mu\text{m}$,服从矩形分布。

1.4 探测误差

探测误差是使用坐标测量机测量标准球半径的示值变化范围而确定的误差,主要反映了测头的各向异性、瞄准误差和作用直径的影响,属于坐标测量机的方向特性参数。探测误差是影响测量不确定度的重要因素,对于不同的测头,探测误差也不同。对叶片测量过程中采用的测头,通过坐标测量机对标准球进行测量,得到探测误差为 $2 \mu\text{m}$,服从均匀分布。

通过以上分析,论文中对 MCM 模型是基于以下参数的试验计算和估计的:三坐标测量机运动误差、系统的和随机的三坐标测量机探头误差、算法的误差分析以及环境条件的变化。对于叶片各参数相应的数学模型,为每个输入量分配适当的概率密度函数。由于蒙特卡

罗方法(MCM)是基于对与参考对象的校准值有关的测量误差的统计评估,因此试验次数需要足够多才能正确确定输出量的分布,因此对于概率 $p=0.95$,确定了 $M=10^6$ 的试验次数。最终得到 M 个模拟参数值,构成了输出量的分布,可以确定期望值和标准偏差。

应用蒙特卡洛法对坐标测量机测量叶片型面参数不确定度评定的具体步骤如下:

(1)分析叶片型面参数测量不确定度的来源,对坐标测量机叶片测量过程中的不确定因素进行定量评估,判断其分布类型及分布区间。通常不确定度来源主要有坐标点测量不确定度、示值误差引起的不确定度、环境因素等引起的不确定度^[15];

(2)针对叶片型面不同类型的参数,模拟坐标测量机对点云数据进行处理运算,确定误差模型中输入变量的范围和分布;

(3)考虑到点云数据中每个测量点相互独立,对点云数据中的每个点,都随机加入按各个输入量的分布生成的误差,来模拟叶片测量中得到的点云数据。通过采用大样本来进行叶片型面参数测量不确定度评定,样本容量越大,越能真实地模拟出实际测量值;

(4)根据以上得到的模拟测量数据,代入叶片各参数数学模型中,求得试验结果值。根据该组值,构造一个概率分布,判断其分布类型,计算其期望值、标准差和 95% 置信区间,期望值即为叶片型面参数值,标准差即为所要求的各叶片型面参数测量的标准不确定度,置信区间上下限值表示叶片型面参数的变化范围。

2 基于蒙特卡洛法的叶片型面参数测量不确定度评定试验

为了更全面地表示叶片型面测量过程的不确定度,综合评价叶片型面的测量结果,选取了叶片型面 4 类参数中的典型参数,分别为叶型最大厚度、弦长、位置度、扭转角和轮廓度。

2.1 最大厚度

最大厚度是指叶片截面的最大厚度值^[16],是对叶型轮廓度的补充,为控制叶片的最大厚度分布,通常是对封闭叶型进行内切圆计算,得到内切圆的最大半径,将最大内切圆的直径作为叶型的最大厚度值。

叶片测量数据通常是等高截面上离散的点云数据,首先将叶片点云数据粗分割成前缘、后缘、叶盆和叶背 4 部分,然后对粗分割获取到的叶片前后缘数据进一步精确提取。

(1)计算叶片点云数据中距离最远的两点,分别为叶片截面的前缘极值点和后缘极值点。

(2)从前后缘极值点分别向叶盆、叶背方向各延伸

数点。

(3) 对选取的点基于最小二乘法拟合圆, 该圆的半径作为初始前(后)缘半径。

(4) 计算半径误差, 设待拟合的数据点为 (x_i, y_i) , 拟合的圆心坐标为 (x_c, y_c) , 拟合圆半径为 R 。

$$\text{error} = \max \left\{ \sqrt{(x_i - x_c)^2 + (y_i - y_c)^2} - R \right\} - \min \left\{ \sqrt{(x_i - x_c)^2 + (y_i - y_c)^2} - R \right\} \quad (5)$$

(5) 基于初始拟合点往叶盆叶背方向逐步增加数据点, 当半径误差超过阈值时, 到达前后缘与叶盆叶背连接处。

(6) 获取叶盆叶背与前后缘的连接点, 实现叶盆叶背和前后缘的分割, 并可以拟合出前后缘圆弧对应圆, 计算出前后缘圆弧半径和圆心。

(7) 对精确分割得到的叶盆、叶背、前缘和后缘点云数据重新排序、加密来重构叶片截面型线。由于叶盆叶背处点云较稀疏, 而且分布疏密不均, 利用 B 样条曲线插值对叶盆叶背上点进行加密。

(8) 求取加密后的叶盆点 A_i 到叶背 B_i 之间距离最小值的合集, 对叶盆上点 A_i ,

$$l_j = \sqrt{(x_{A_i} - x_{B_i})^2 + (y_{A_i} - y_{B_i})^2}, l_i = \min \{l_j\}$$

(9) 在最小值合集中找到最大的值, 即为求得的最大厚度距离。

对叶盆上所有点 A , 求得的 l_i 对应的合集 L , 最大厚度 $h = \max \{l_i\}$ 。

选取基于三坐标测量机对叶片截面实测的点云数据, 对测得的 1836 个点, 每个点随机加入服从均匀分布空间坐标测量不确定度 $(1.2+l/350) \mu\text{m}$; 服从等概率分布的环境因素对测量结果的影响 $(1.15 \times 10^{-3} l \Delta t) \mu\text{m}$, 其中假设 $\Delta t = 0.3^\circ\text{C}$; 服从均匀分布的校准装置探触形状误差引入的不确定度 $2 \mu\text{m}$ 。输入最大厚度的数学模型中模拟 10^6 次, 得到对应截面最大厚度的期望值, 标准差及置信区间为 95% 的区间范围, 最大厚度直方图如图 2 所示。

由图 2 可以看出, 数据在 $[30.358\text{mm}, 30.372\text{mm}]$ 区间内变化, 且在中间值区域集中, 计算出的数组的期望值作为测量值为 30.365mm , 标准差作为标准不确定度值为 $1.76 \mu\text{m}$, 95% 置信区间为 $[30.362\text{mm}, 30.369\text{mm}]$, 上下限差值计算得到 $3.43 \mu\text{m}$ 。

2.2 弦长

叶型的弦线是将叶型投影在叶盆的公切线上, 叶型弦长即为投影点最小值与最大值之间的距离。弦线定义如图 3 所示。

叶型弦线的计算方法包括前后缘点法、公切线法和最大值法等。试验中选择前后缘点法计算弦长, 选取基于三坐标测量机对叶片 5 个不同截面高度的实测的点云数据, 对每个截面测得的点云数据, 每个点随机加入服从均匀分布最大示值误差 $(1.2+l/350) \mu\text{m}$; 服从等概率分布的环境因素对测量结果的影响 $(1.15 \times 10^{-3} l \Delta t) \mu\text{m}$, 其中假设 $\Delta t = 0.3^\circ\text{C}$; 服从均匀分布的测量设备探触形状误差引入的不确定度 $2 \mu\text{m}$; 服从矩形分布的算法误差 $0.05 \mu\text{m}$ 。由 2.1 节中最大厚度数学模型中前后缘点的求取, 通过计算前、后缘两点连线的长度, 模拟 10^6 次, 对得到的多组数据应用蒙特卡洛法评定测量不确定度, 结果如表 1 所示。

通过表 1 中数据可以看到, 对不同高度的不确定度评定, 不同高度的测量不确定度差值在 $1 \mu\text{m}$ 以内。

最大厚度和弦长参数的评定证明了叶片尺寸类参数的测量不确定度是基本一致的。

2.3 位置度

叶型位置度是叶片实测数据相对于理论叶型坐标点进行最佳拟合时的平移量。叶型在轴向与周向上的平移量分别称为轴向位置度和周向位置度。

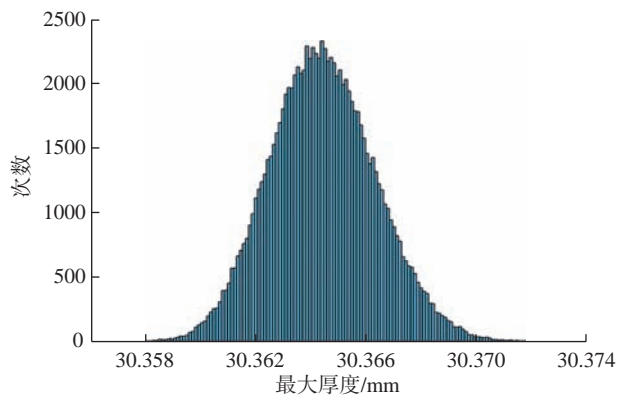


图 2 蒙特卡洛法最大厚度直方图

Fig.2 Monte Carlo method maximum thickness histogram

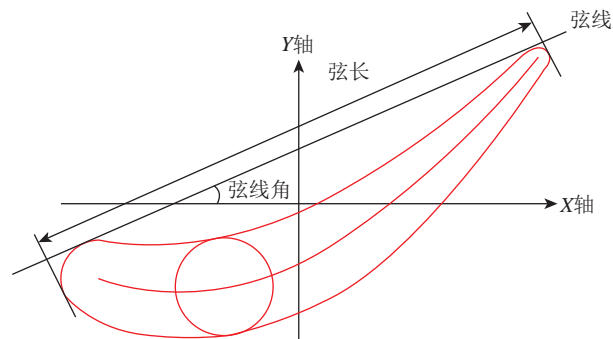


图 3 弦线定义

Fig.3 Definition of chord

在采用最小二乘法进行叶型拟合时,除了最小化理论数据与检测数据的方差,也最小化两者的均方差。在这个过程中,叶型在轴向与周向上的平移量分别称为轴向位置度(x_{offset})和周向位置度(y_{offset}),叶型在平面内绕积迭点旋转的角度称为扭转角,通常情况下,以检测截面平面内以逆时针方向为负。

有些情况下,也采用 T_{offset} 对位置度进行控制。 T_{offset} 的计算如下:

$$T_{offset} = 2 \cdot \sqrt{x_{offset}^2 + y_{offset}^2}$$

将实测的数据值与理论数据 ICP 配准后,获得最优旋转矩阵 R 和平移向量 T 。其中最优旋转矩阵

$$R = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta \\ -\sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix}, \text{可以计算得到 } \theta; \text{通过平移向量}$$

$$T = \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \end{bmatrix}, \text{可以求得位置度参数。叶片位置度和扭转度}$$

评价算法流程图如图 4 所示。

选取基于三坐标测量机对叶片中间高度的截面实测点云数据,对这 1832 个点,每个点随机加入服从均匀最大示值误差 ($1.2+l/350$) μm ; 服从等概率分布

的环境因素对测量结果的影响 ($1.15 \times 10^{-3} l \Delta t$) μm , 其中假设 $\Delta t=0.3^\circ\text{C}$; 服从均匀分布的校准装置探触形状误差引入的不确定度 $2\mu\text{m}$; 服从矩形分布的算法误差 $0.05\mu\text{m}$ 。将模拟受到扰动生成的 10^6 组数据输入到位置度数学模型中,通过试验结果计算这组值的平均值、标准差及 95% 置信区间,可以得到轴向位置度测量值为 -0.1013mm ,标准不确定度为 $0.089\mu\text{m}$; 周向位置度测量值为 0.0538mm ,标准不确定度为 $0.045\mu\text{m}$ 。结合图 5 的直方图可以看出,不确定度分布上和叶片面尺寸类参数类似,但由于评定过程中还需要与理论数据进行对齐,因此必须单独分析。

2.4 扭转角

叶型扭转角是叶片实测数据相对于理论叶型坐标点进行最佳拟合时,叶型在平面内绕积叠点旋转的角度。

通过对 2.3 节中计算位置度及扭转角的数学模型和试验,对计算得到的模拟参数值进行分析,可得扭转角测量值为 0.0512° ,标准不确定度值为 0.00031° ,其中 95% 的置信区间对应的不确定度为 0.00021° ,由图 6 扭转角的直方图可以看出,叶片型面角度类参数受误差变化影响较大,导致数据集中偏左。

表 1 不同高度的弦长不确定度及测量值
Table 1 Uncertainty and measurement value of chord length at different heights

截面高度 / mm	弦长测量值 / mm	标准不确定度 / μm	95% 的置信区间对应 $U/\mu\text{m}$
672.23	285.271	1.95	3.80
741.75	280.902	1.61	3.13
867.89	280.250	1.57	3.03
939.97	282.725	1.67	3.28
1012.03	288.037	1.52	3.00

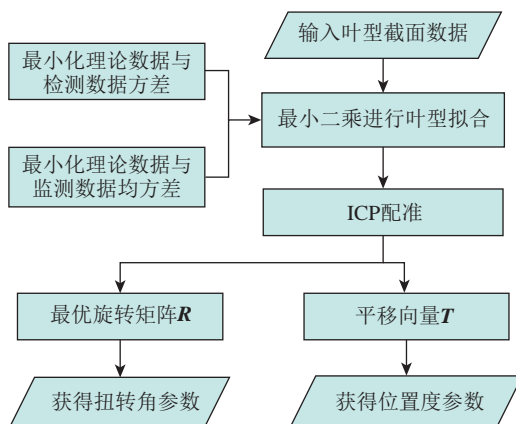
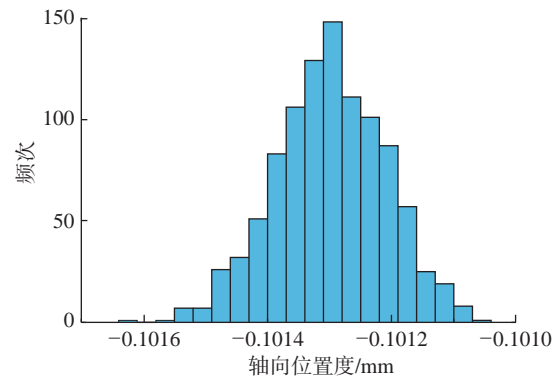
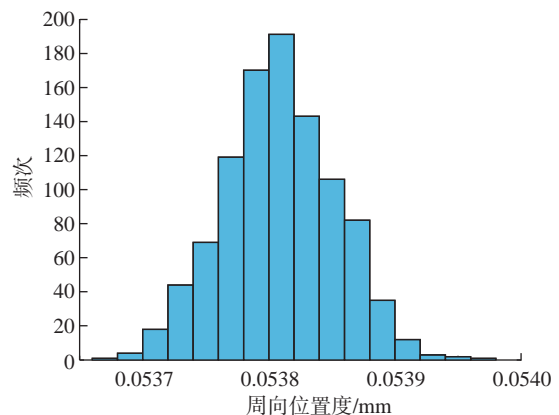


图 4 叶片位置度和扭转度评价算法流程图

Fig.4 Flow chart of blade position and torsion evaluation algorithm



(a) 轴向位置度



(b) 周向位置度

图 5 轴向和周向位置度直方图

Fig.5 Histograms of axial and circumferential position

2.5 轮廓度

轮廓度一般指叶片型面上不同部位轮廓上最大值与最小值的差,包括前缘轮廓度、后缘轮廓度、叶盆轮廓度及叶背轮廓度。轮廓度定义如图7所示。

叶型参数评价最基本的形状误差是轮廓度,而轮廓度的评价又需要在曲线曲面测量数据与理论模型的最佳拟合这一前提下实现,因此叶型轮廓度的计算涉及实测数据与理论数据的对齐,有以下计算流程。

(1)对叶型截面的测量数据和截面对应的理论数据进行ICP算法配准。

(2)按照2.1节中最大厚度数学模型中叶盆、叶背、前后缘分割,对叶型测量点集进行分割,得到4个区域的点集。

(3)对理论叶型型值点进行NURBS曲线插值拟合,形成理论型线。

(4)基于圆裁剪和牛顿迭代算法实现点到NURBS曲线距离计算。

(5)最后根据向量叉积法解决轮廓偏差方向的判

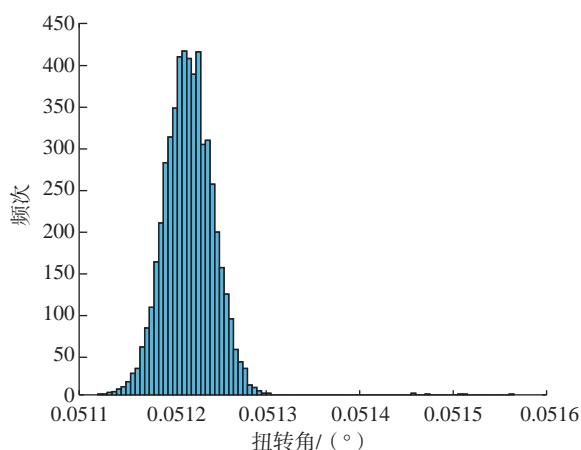


图6 扭转角直方图

Fig.6 Torsion angle histogram

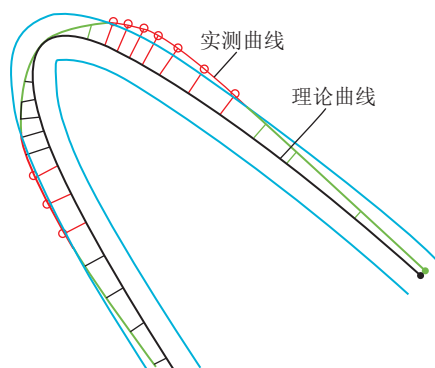


图7 轮廓度定义

Fig.7 Definition of profile

定问题。

选取基于三坐标测量机对叶片中间高度的截面实测点云数据,对这1832个点,每个点随机加入服从均匀分布最大示值误差 $(1.2+l/350)\mu\text{m}$;服从等概率分布的环境因素对测量结果的影响 $(1.15 \times 10^{-3} l \Delta t)\mu\text{m}$,其中假设 $\Delta t=0.3^\circ\text{C}$;服从均匀分布的校准装置探触形状误差引入的不确定度 $2\mu\text{m}$;服从矩形分布的算法误差 $0.05\mu\text{m}$ 。基于蒙特卡洛法对测量得到的点云数据进行模拟 10^6 次,输入到轮廓度测量的数学模型中,得到多组轮廓度模拟测量值,通过模拟测量值计算各位置轮廓度的平均值、标准差及95%置信区间,得到测量值和标准不确定度。轮廓度的评定涉及叶片截面区域分割的问题,因此各个位置的轮廓度在不确定度评估中也得到了不同的值,如表2所示。叶背的最小轮廓度分布如图8所示。

结合表2和图8可以分析得到前、后缘部分的轮廓度比叶盆、叶背轮廓度不确定度评定结果大,这符合前后缘部分曲率变化大的实际测量情况。叶背轮廓度概率分布与弦长、最大厚度这类仅需要实测数据计算的尺寸类参数的相比,中间区域出现明显下降和上升,这是由于轮廓度的计算涉及到与理论数据的对齐算法的影

表2 轮廓度不确定度

Table 2 Uncertainty of profile

轮廓度	测量值 / mm	标准不确定度 / μm	95% 的置信区间对应 $U/\mu\text{m}$
叶盆	0.166	0.844	1.578
叶背	0.180	0.954	1.751
前缘	0.138	1.025	2.037
后缘	0.125	1.096	2.150

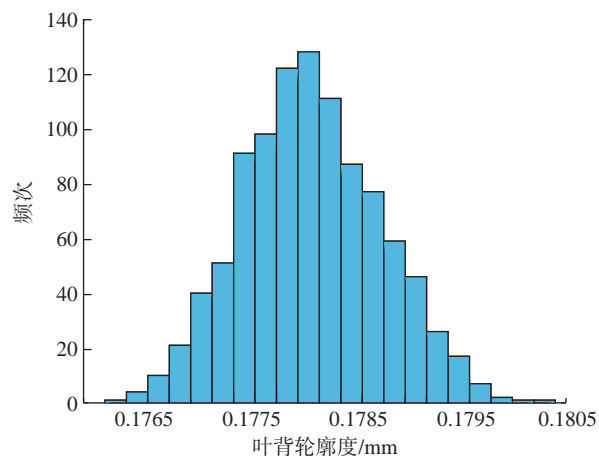


图8 叶背轮廓度直方图

Fig.8 Leaf profile histogram

响,也从不同角度说明了叶片型面参数的测量不确定度各有不同。

3 基于 GUM 法的叶片弦线参数测量不确定度评定

通过对某一叶片同一高度的截面在相同条件下重复测量多次,应用 GUM 法对叶片弦长参数的不确定度评定。首先定量分析影响不确定度的各分量。

(1) 坐标测量机尺寸最大允许示值误差引入的测量不确定度 u_1 。

坐标测量机尺寸测量的最大允许示值误差为 $(1.2+l/350)\mu\text{m}$,按均匀分布, $u_1=(1.2+l/350)/\sqrt{3}=1.163(\mu\text{m})$ 。

(2) 被测件和设备的热膨胀系数引入的不确定度分量 u_2 。

被测件和设备的膨胀系数差在半宽为 $2\times 10^{-6}\text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ 的区间内以等概率分布, $k=\sqrt{3}$, $\Delta t=0.3^\circ\text{C}$ 时,

$$u_2=2\times 10^{-6}\div\sqrt{3}\times l\times 10^3\times\Delta t=1.15\times 10^{-3}\times l\times 0.3=0.098(\mu\text{m})$$

(3) 叶片测量重复性引入的测量不确定度 u_3 。

对叶片在重复条件下连续测量多次,得到的标准偏差:

$$u_3=2.087(\mu\text{m})$$

最后通过分量合成的方法得到叶片型面弦长的测量不确定度为:

$$u_c=\sqrt{u_1^2+u_2^2+u_3^2}=2.391(\mu\text{m})$$

按包含概率 $\rho=95\%$, 则 $k=1.96$, 扩展不确定度为 $U_{95}=1.96\times u_c=4.686(\mu\text{m})$

4 两种方法的比较和分析

基于 GUM 法计算得到的扩展不确定度和基于蒙特卡洛法的叶片弦长测量不确定度评定结果的范围量级基本一致,同时,基于蒙特卡洛法叶片弦长的分布结果符合概率统计分布规律,充分说明基于蒙特卡洛法的叶片型面参数测量不确定度评定模型的正确性。

基于蒙特卡洛法的叶片弦长测量不确定度评定结果与 GUM 法计算得到的测量合成标准不确定度相比,蒙特卡洛法可以给出测量不确定度的包含概率,可以更好地表示测量结果的特征。而计算扩展不确定度时, GUM 法通常假设模型输出量属于正态分布,采用估算的方式,在实际模型不一定是正态分布的情况下,具有一定的局限性;基于蒙特卡洛法评定的不确定度,通过大量模拟测量过程,结果包括了测量值的概率分布图形,没有对输出量分布类型假设所造成的误差影响,更加的合理、准确。

5 结论

本文提出了一种基于蒙特卡洛法评定坐标测量机测量叶片型面参数不确定度的计算方法。该方法充分利用叶片实测点云数据和理论模型,基于叶片型面参数评定算法及蒙特卡洛模拟试验,实现对叶片型面参数不确定度的准确评估。基于该方法进行的叶片型面参数测量不确定度评定结果与传统 GUM 法评定处于一个量级范围;利用该方法初步掌握了叶片尺寸类、位置类、角度类和轮廓类典型型面参数的测量不确定度评定规律。同传统 GUM 评定方法相比,基于蒙特卡洛模拟试验统计计算不确定度的方法在理论上具有优势性、可靠性和在线性,值得在叶片型面参数测量及评价领域进行推广应用。

参考文献

- [1] 李想. 多坐标回转体测量机结构与控制方法研究 [D]. 天津: 天津大学, 2012.
LI Xiang. Research of the structure and dominating system of coordinate measuring machine of axisymmetric body[D]. Tianjin: Tianjin University, 2012.
- [2] 蔺小军, 陈悦, 王志伟, 等. 面向自适应加工的精锻叶片前后缘模型重构 [J]. 航空学报, 2015, 36(5): 1695-1703.
LIN Xiaojun, CHEN Yue, WANG Zhiwei, et al. Model restructuring about leading edge and tailing edge of precision forging blade for adaptive machining[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2015, 36(5): 1695-1703.
- [3] 王军. 航空发动机叶片三维轮廓测量方法研究 [D]. 长春: 中国科学院长春光学精密机械与物理研究所, 2005.
WANG Jun. Study on measurement of 3D photography in aero engine vane[D]. Changchun: Changchun Institute of Optics, Chinese Academy of Sciences, 2005.
- [4] BAO J D, ZHAO R, SUN Y H, et al. Research on the evaluation of plane orientation error based on uncertainty theory[J]. Applied Mechanics and Materials, 2014, 635-637: 932-937.
- [5] SŁADEK J, GAŚKA A. Evaluation of coordinate measurement uncertainty with use of virtual machine model based on Monte Carlo method[J]. Measurement, 2012, 45(6): 1564-1575.
- [6] 张宝峰. 航空发动机叶片测量现状及新方法分析 [J]. 科技创新导报, 2016, 13(20): 14, 16.
ZHANG Baofeng. Analysis of the current situation and new methods of blade measurement of aeronautical engines[J]. Science and Technology Innovation Herald, 2016, 13(20): 14, 16.
- [7] HABIB H, TASLEEM M. Diagnostic of critical factors in uncertainty measurement of coordinate measuring machine in reverse engineering of aerospace products[C]//Proceedings of 2016 International Conference in Aerospace for Young Scientists (ICAYS). Beijing, 2016.
- [8] HOPP T H, LEVENSON M S. Performance-measures for geometric fitting in the NIST algorithm testing and evaluation program for coordinate measurement systems[J]. Journal of Research of the

National Institute of Standards and Technology, 1995, 100(5): 563.

[9] 李红莉. CMM 尺寸测量不确定度模型与评定方法 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2015.

LI Hongli. Uncertainty models and its evaluation methods of dimension measurement results for CMM[D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2015.

[10] 连慧芳. 形位误差测量的不确定度评定 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2010.

LIAN Huifang. Evaluation of measurement uncertainty in result of form and position error[D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2010.

[11] ANGELES HERRADOR M, GONZÁLEZ A G. Evaluation of measurement uncertainty in analytical assays by means of Monte-Carlo simulation[J]. Talanta, 2004, 64(2): 415-422.

[12] LI H, CHEN X, QIAO Y, et al. Task-oriented measurement uncertainty evaluation of CMM under multi-strategies[J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2015.

[13] JALID A, HARIRI S, EL GHARAD A, et al. Comparison of the GUM and Monte Carlo methods on the flatness uncertainty estimation in coordinate measuring machine[J]. International Journal of Metrology and Quality Engineering, 2016, 7(3): 302.

[14] 潘俊, 温秀兰. 圆度误差评定与测量不确定度计算 [J]. 南京工程学院学报 (自然科学版), 2015, 13(1): 1-5.

PAN Jun, WEN Xiulan. Evaluation of circularity errors and computation of measurement uncertainty[J]. Journal of Nanjing Institute of Technology (Natural Science Edition), 2015, 13(1): 1-5.

[15] 蔺小军, 单晨伟, 王增强, 等. 航空发动机叶片型面三坐标测量机测量技术 [J]. 计算机集成制造系统, 2012, 18(1): 125-131.

LIN Xiaojun, SHAN Chenwei, WANG Zengqiang, et al. Measurement techniques of coordinate measuring machine for blade surface of aero-engine[J]. Computer Integrated Manufacturing Systems, 2012, 18(1): 125-131.

[16] MIURA Y, NAKANISHI S, HIGUCHI E, et al. Comparative evaluation of estimation of hole plate measurement uncertainty via Monte Carlo simulation[J]. Precision Engineering, 2019, 56: 496-505.

[17] 王东霞, 宋爱国. 基于三坐标测量机的圆度误差不确定度评估 [J]. 东南大学学报 (自然科学版), 2014, 44(5): 952-956.

WANG Dongxia, SONG Aiguo. Uncertainty assessment of circularity error based on coordinate measuring machine[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2014, 44(5): 952-956.

[18] RUFFA S, PANCIANI G D, RICCI F, et al. Assessing measurement uncertainty in CMM measurements: Comparison of different approaches[J]. International Journal of Metrology and Quality Engineering, 2013, 4(3): 163-168.

[19] ALI S H R. Performance investigation of CMM measurement quality using flick standard[J]. Journal of Quality and Reliability Engineering, 2014, 2014: 1-11.

[20] RAMASWAMI H, KANAGARAJ S, ANAND S. An inspection advisor for form error in cylindrical features[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2009, 40(1-2): 128-143.

通讯作者: 何小妹, 研究员, 研究方向为复杂曲面测量和几何量计量。

(责编 阳光)

(上接第 93 页)

参考文献

[1] 田武刚, 潘孟春, 罗飞路, 等. 航空发动机叶片的内窥涡流集成原位检测 [J]. 国防科技大学学报, 2009, 31(5): 101-105.

TIAN Wugang, PAN Mengchun, LUO Feilu, et al. Borescope and eddy current integrative in situ detecting defects in aeroengine laminas[J]. Journal of National University of Defense Technology, 2009, 31(5): 101-105.

[2] 赵萍, 何清华, 杨治国. 航空发动机叶片疲劳断裂研究领域与方法概述 [J]. 航空发动机, 2009, 35(3): 58-61.

ZHAO Ping, HE Qinghua, YANG Zhiguo. Summarize of investigation and method for blade fatigue fracture of aeroengine[J]. Aeroengine, 2009, 35(3): 58-61.

[3] 于霞. 飞机发动机叶片缺陷的电磁检测技术研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2014.

YU Xia. Research on electromagnetic nondestructive testing of defects in the engine blades of aircraft[D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2014.

[4] AMINEH R K, RAVAN M, SADEGHI S H H, et al. Removal of probe liftoff effects on crack detection and sizing in metals by the AC field measurement technique[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2008, 44(8): 2066-2073.

[5] 任吉林. 电磁检测 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2001.

REN Jilin. Electromagnetic test[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2001.

[6] 刘战伟, 朱文颖, 石文雄, 等. 热障涂层无损检测技术进展 [J]. 航空制造技术, 2016, 59(4): 43-47.

LIU Zhanwei, ZHU Wenying, SHI Wenxiong, et al. Progress in nondestructive testing of thermal barrier coatings[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2016, 59(4): 43-47.

[7] 邓世均. 高性能陶瓷涂层 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2004.

DENG Shijun. High performance ceramic coatings[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2004.

[8] 赵松原, 黄明恪. 模拟退火算法和 POD 降阶模态计算在翼型反设计中的应用 [J]. 空气动力学学报, 2007, 25(2): 236-240.

ZHAO Songyuan, HUANG Mingke. Application of simulated annealing method and reduced order models based on POD to airfoil inverse design problems[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2007, 25(2): 236-240.

[9] 秦峰. 航空涡轮叶片缺陷的扫查式涡流检测技术研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2016.

QIN Feng. Research of scanning eddy current testing technology for the defects on aircraft turbine blades[D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2016.

[10] 孙金立. 无损检测及在航空维修中的应用 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2004.

SUN Jinli. Non destructive testing and its application in aviation maintenance[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2004.

通讯作者: 张海兵, 副教授, 硕士, 研究方向为飞机无损检测与损伤评价。

(责编 阳光)



2021中国国际复合材料工业技术展览会

2021年9月13日-15日

上海世博展览馆

邀您共聚

复合材料行业的年度盛会



 cceshow.com

广告索引号 21-1074



展会微信平台
CCExpo

创造价值 贡献航空

2021无损检测主题征稿

选题背景

无损检测技术具有非破坏性、全面性、全程性等特点，不仅可对制造用原料、各中间工艺环节、直至最终产成品进行全程检测，也可对服役中的设备进行检测，在工业上有着非常广泛的应用。本刊特设“无损检测”主题，诚挚邀请相关研究领域专家及科研团队对研究成果进行论述，以促进先进技术交流，提升航空制造水平。

征稿方向

包括但不限于：

- (1) 超声波检测；
- (2) 射线检测；
- (3) 磁粉检测；
- (4) 渗透检测；
- (5) 涡流检测；
- (6) 其他检测。

截稿日期

2021年8月1日，请将论文发送到amt@amte.net.cn。

联系方式

学术编辑：王雪坤

联系电话：13811568800

010-85700465转285

邮箱：amt@amte.net.cn

公司名称	位 置	索引号
中国航空制造技术研究院	封二	21-1020
北京韦林意威特工业内窥镜有限公司	封三	21-1005
森泰英格（成都）数控刀具股份有限公司	封底	21-1059
卡尔蔡司（上海）管理有限公司	1	21-1003
肯纳金属	3	21-1017
錡玛（苏州）精密工具股份有限公司	5	21-1018
COMSOL 中国	7	21-1001
易格斯（上海）拖链系统有限公司	9	21-1012
北京东兴润滑剂有限公司	11	21-1004
北京迪蒙数控技术有限责任公司	13	21-1011
中国国际复合材料工业技术展览会	102	21-1074
第十三届中国国际航空航天博览会	104	21-1099



第13届中国航展
AIRSHOW CHINA
2021.9.28-10.3 ZHUHAI-CHINA



第十三届

中國國際航空航天博覽會

THE 13th CHINA INTERNATIONAL AVIATION & AEROSPACE EXHIBITION

2021.9.28-10.3 ZHUHAI-CHINA

逐梦蓝天 合作共赢
INSPIRING FOR WIN-WIN



珠海航展有限公司
ZHUHAI AIRSHOW CO., LTD.
WWW.AIRSHOW.COM.CN

EXHIBITION
Mr. Jimmy Sum
Tel: +86-756-337-6304
Email: jimmysum@airshow.com.cn

TRADE VISITOR & AIRCRAFT EXHIBITION
Mr. Aaron Huang
Tel: +86-756-337-6111
Email: aaron@airshow.com.cn

美国韦林全新一代工业视频内窥镜旗舰产品

Mentor Visual iQ™ VideoProbe™ 系列 超级一体化手持式工业视频内窥镜系统

空前的内窥检测能力尽在一手掌控
一直被模仿，从未被超越



一体化手持式便携性设计,可更换不同规格与用途的视频探头(如气动导向、电动导向、内置机械手通道、UV紫外等多功能的探头),集成新版单物镜相位扫描三维立体测量功能



Part of WaygateTechnologies

通用电气贝克休斯检测科技业务美国韦林工业内窥镜
产品及服务中国大陆地区唯一专门经销商

广告索引号 21-1005

韦林工业内窥镜产品及服务北京代表处
北京韦林意威特工业内窥镜有限公司
中国北京亚运村汇欣大厦B座0901室至0907室
邮编 100101
电话 (8610) 8499 1572 传真 (8610) 8497 0624
手机 (86) 13901023370 网站 www.everestbj.com
电邮 info@everestbj.com



国际品质 中国制造

森泰英格高精度液压刀柄



广告索引公司网站 20



微信公众号

森泰英格（成都）数控刀具股份有限公司

www.egnc.com.cn

广告索引号 21-1059