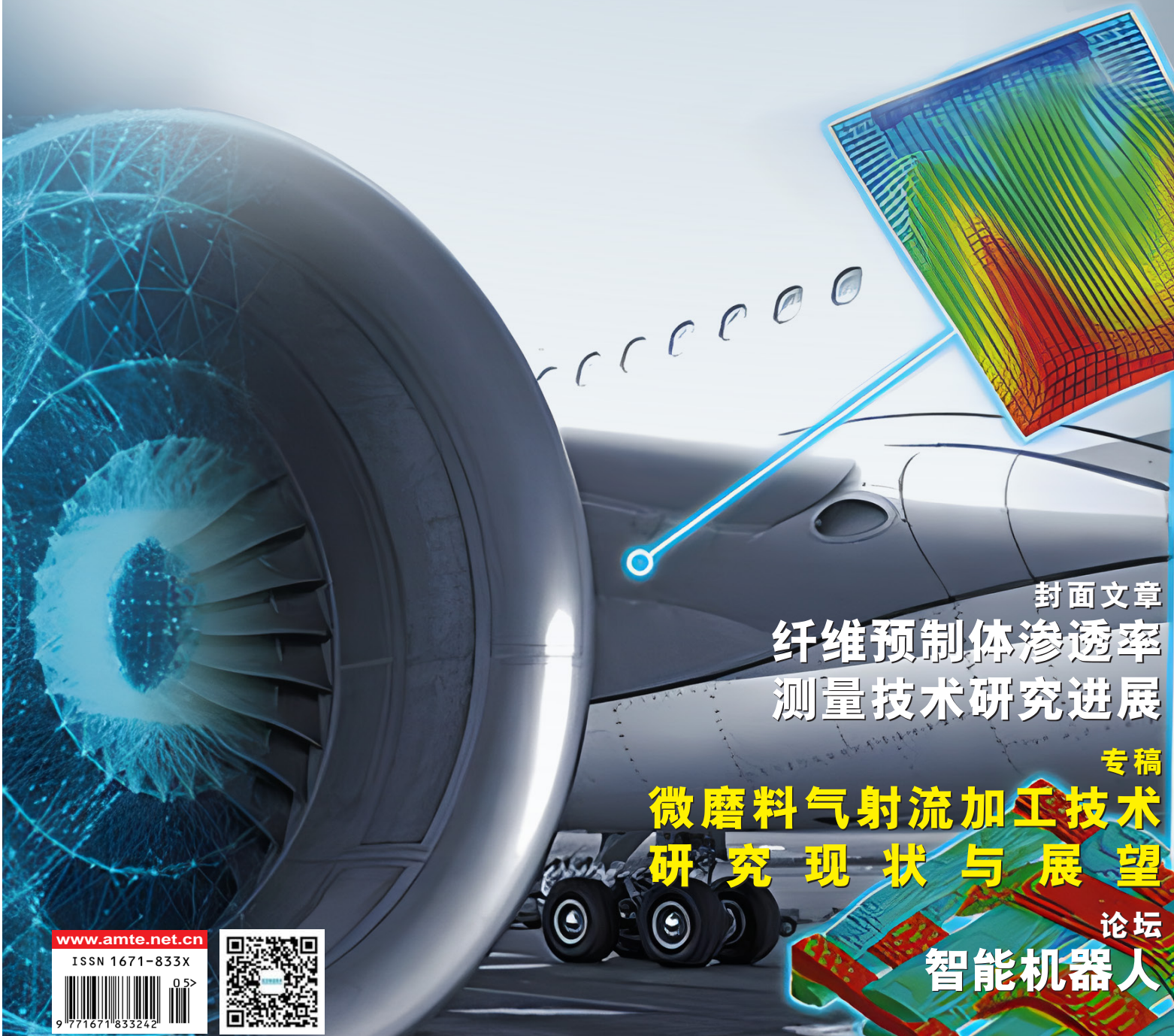


航空制造技术

2024年 第5期

Vol.67 No.5



封面文章
纤维预制体渗透率
测量技术研究进展

专稿
微磨料气射流加工技术
研究现状与展望

论坛
智能机器人

www.amte.net.cn

ISSN 1671-833X



0.5>

9 771671 833242



ISSN 1671-833X CN 11-4387/V

大型金属增材制造系统



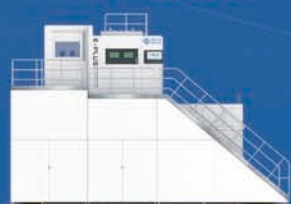
EP-M1550



EP-M1250



EP-M1200-650



EP-M825H-1600



EP-M825



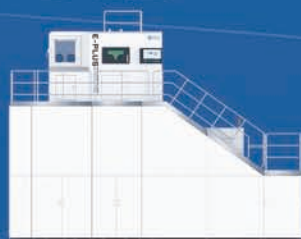
EP-M650H-1500



EP-M650H



EP-M650



EP-M450H-1900



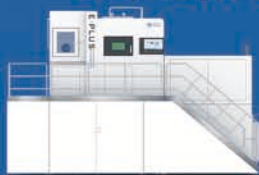
EP-M450H-1200



EP-M450H



EP-M450



EP-M3500



EP-M4750

中小型金属增材制造系统



EP-M400



EP-M400S



EP-M300



EP-M260



EP-M150



北京易加三维科技有限公司

010-80734828

sales@eplus3d.com

北京市昌平区新元科技园B座705

广告索引号24-1001



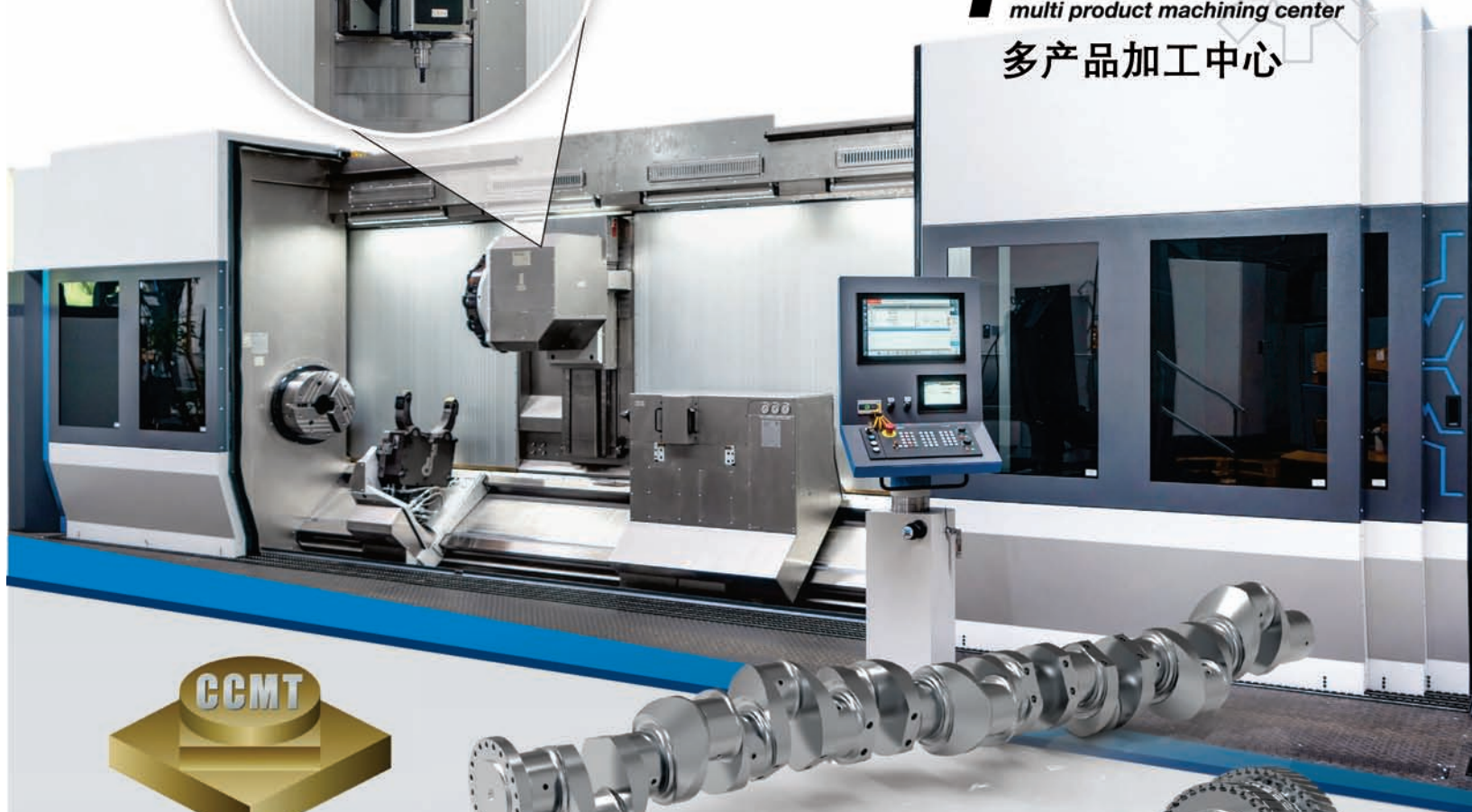
**WEINGÄRTNER
MASCHINENBAU**

定义完整卧式加工方式
车削 // 铣削 // 钻削

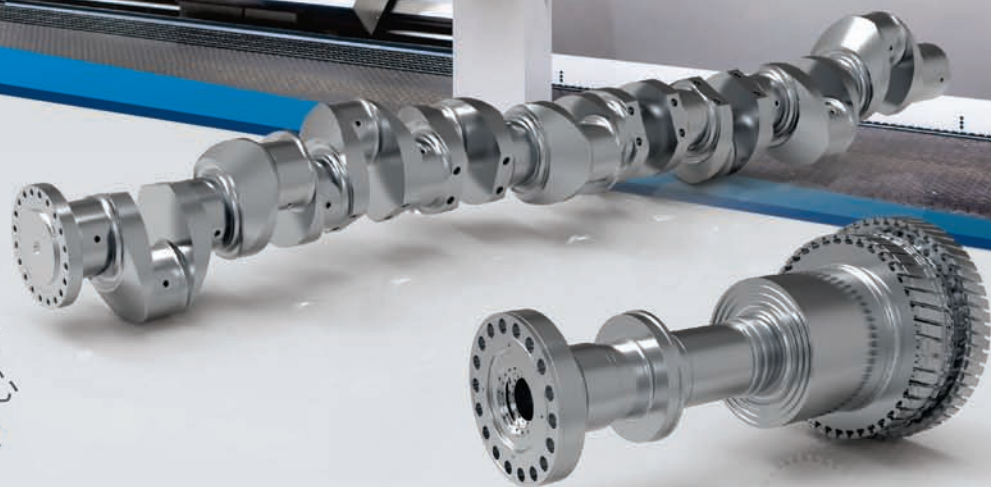


mpmc
multi product machining center

多产品加工中心



时间: 2024年4月8 - 12 日
地点: 上海新国际博览中心
欢迎莅临魏因加特纳展位
展台号: W4-A207



卓越的性能
搭配经典设计
铸就完美标杆



魏因加特纳机械制造有限公司

WEINGÄRTNER MASCHINENBAU GMBH

座机Tel: +86 10 8639 3011 市场服务热线: +86 18311248638 邮箱E-Mail: china@weingartner.com

地址Address: 北京市朝阳区建国路118号招商局大厦13E19室, 邮编100020

广告索引号24-1032

complete
SOLUTION

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

主任 李志强
Director Li Zhiqiang

常务副主任 王向明
Executive Vice-Director Wang Xiangming

副主任 李涤尘 隋少春
Vice-Director Li Dicheng Sui Shaochun

国内编委

Domestic Members

包建文 毕运波 陈玮
Bao Jianwen Bi Yunbo Chen Wei
程普强 丁国智 董绍明
Cheng Puqiang Ding Guozhi Dong Shaoming

冯晶 高兰宁 郭洪波
Feng Jing Gao Lanning Guo Hongbo

赫晓东 晋严尊 李金山
He Xiaodong Jin Yanzun Li Jinshan

李克明 李黎 李文龙
Li Keming Li Li Li Wenlong

刘黎明 刘雪峰 刘战强
Liu Liming Liu Xuefeng Liu Zhanqiang

卿新林 沈洪才 师俊东
Qing Xinlin Shen Hongcai Shi Jundong

石竖鯤 史玉升 宋晓国
Shi Shukun Shi Yusheng Song Xiaoguo

陶飞 王俊升 王立平
Tao Fei Wang Junsheng Wang Liping

王清江 王先模 夏峥嵘
Wang Qingjiang Wang Xianmo Xia Zhengrong

肖贵坚 肖世宏 邢丽英
Xiao Guijian Xiao Shihong Xing Liying

徐九华 徐正扬 杨辉
Xu Jiuhua Xu Zhengyang Yang Hui

杨树明 姚为 曾元松
Yang Shuming Yao Wei Zeng Yuansong

张博 张文武 张振宇
Zhang Bo Zhang Wenwu Zhang Zhenyu

章顺虎 赵安安 朱继宏
Zhang Shunhu Zhao An'an Zhu Jihong

朱嘉琦 朱利民
Zhu Jiaqi Zhu Limin

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

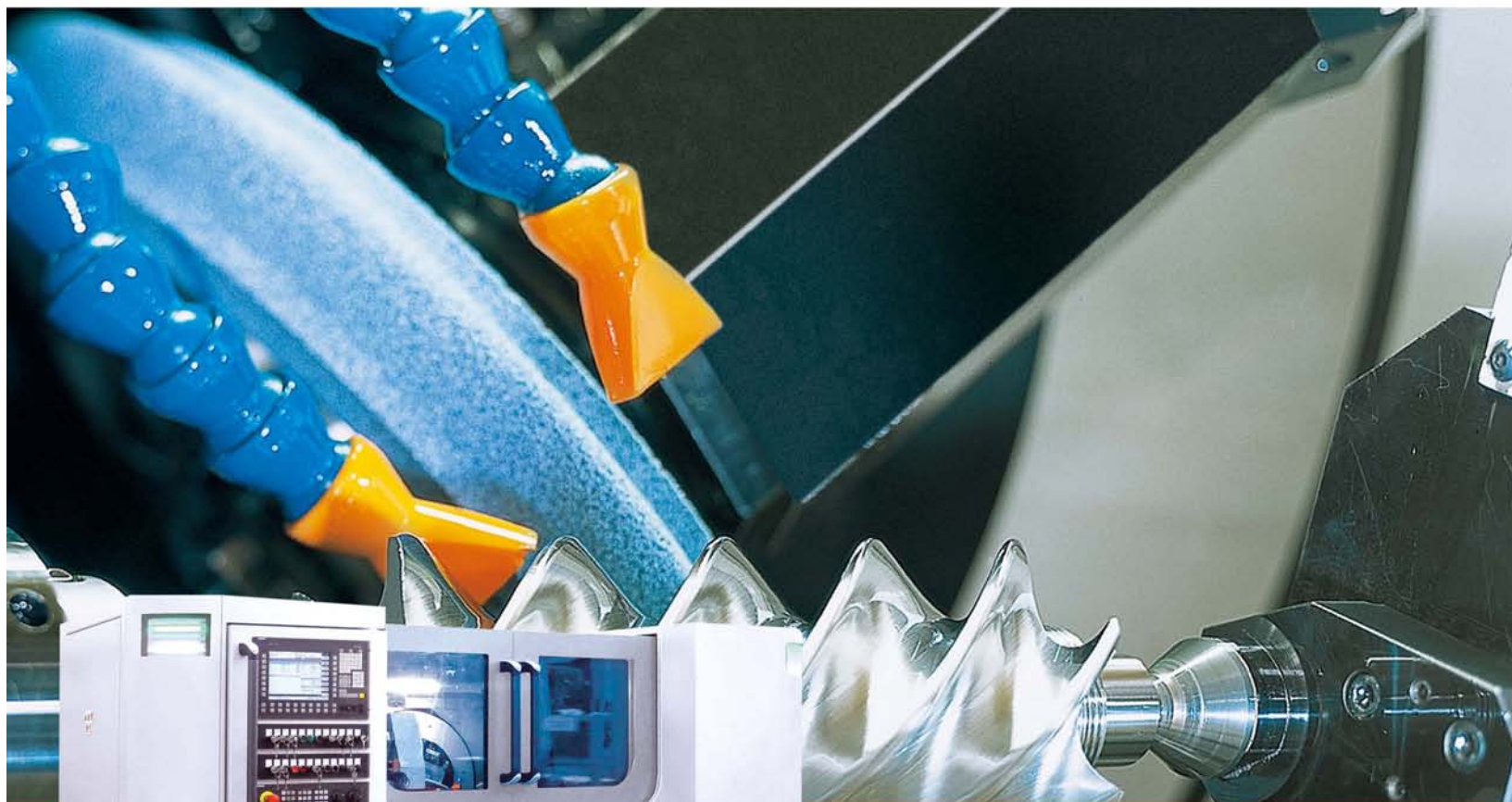
总编辑 罗京华
Chief Editor Andy Luo
执行主编 孙秀云
Executive Editor-in-Chief Sharon Sun
学术编辑 王燕萍/崔静
Academic Editor Emma Wang/Jaime Cui
文字编辑 郝爽/程学平/李明
Text Editor Seven Hao/Linda Cheng/Winne Li
市场总监 何欣
Marketing Director Xin He
设计/排版 王艳
Art Supervisor/Art Editors Yan Wang
编辑出版 《航空制造技术》编辑部
Edition Aeronautical Manufacturing Technology Magazine
广告总代理 北京贝特里科技发展有限公司
Advertising Agent Beijing BAMTRI Technology and Development 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 北京荣华世纪印刷有限公司
Printing Beijing Ronghuashiji Printing Co., Ltd.
刊号 ISSN 1671-833X CODEN HGJIEO
CN 11-4387/V
电话 (010)85700465
传真 (010)85700466
在线投稿 <http://www.amte.net.cn>
电子信箱 zscbyjb@amte.net.cn

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, 以及本刊授权的合作媒体使用。

G 375 H

卧式成形磨床



Samputensili G 375 H

确保使用效率，高质量制造。

通用机床最适合用成形砂轮和单分度法成形磨削外直齿和螺旋齿，内齿轮，蜗杆，空气压缩机转子和液压泵丝杠。

机床可以选择磨削内直齿和螺旋齿。



埃马克(中国)机械有限公司

地址：太仓市陈门泾路101号工业园区2号厂房

邮编：215400 · 电话：0512-53574098 · 传真：0512-53575399

网址：www.emag.com · 邮箱：info.china@emag.com

广告索引号24-1022



官方微信



编-读-往-来

READERS & EDITORS



大型商用客机、载人航天、轨道交通等高端制造领域,存在对大型复杂构件实施原位局部铣削、制孔、抛磨、焊接、装配等作业需求,如何实现此类构件的高质高效加工是我国高端制造业面临的严峻挑战。近年来,以多轴高效加工机器人为装备执行体的机器人化制造装备正逐渐成为解决这一问题的新趋势。

本期“智能机器人”专题,封面文章中,武汉理工大学刘晓博士介绍了纤维预制体渗透率测量技术研究进展;专稿中,山东理工大学张桂冠博士阐述了微磨料气射流加工技术研究;论坛聚焦智能机器人,邀请到天津理工大学、沈阳理工大学、北京航空航天大学、清华大学和中国商飞上海飞机制造有限公司等单位的研究团队,介绍智能机器人在航空航天领域的应用进展。

学术编辑 王燕萍

《航空制造技术》期刊在推动航空制造领域的研究和发展方面取得了显著的成就。期刊不仅为学术界和产业界提供了宝贵的资源,而且通过其高质量的文章和专业的审稿流程,树立了良好的学术声誉。期刊文章具有创新性和独特性。希望期刊越办越好,为读者呈现更多有深度、前瞻性的研究成果,继续为航空制造领域的发展贡献力量。

南京航空航天大学 赵召



本人作为航空制造科技人员,一直关注着《航空制造技术》期刊的科技论文,并发表了多篇关于飞机装配领域相关学术论文。《航空制造技术》为我们航空制造科技人员提供了很好的交流平台,通过思想火花的碰撞,产生了很多创新性的研究成果。同时本期刊报道的大量行业先进制造技术、研究进展和前沿动态具有极强的参考意义,为我的研究和工作的提供了很多帮助。在此由衷希望《航空制造技术》期刊越办越好,受到越来越多的学者和专家喜爱,为我国航空制造业更好更快的发展贡献力量。

中航西安飞机工业集团股份有限公司 邱建平



starrag

Engineering precisely what you value

—
Starrag

安全性至关重要

斯达拉格为您的高效精确加工
保驾护航



5倍提速

更高机床动态性能
实现更迅速地进排气边加工



www.starrag.com

广告索引号24-1014

专稿 Feature

14 微磨料气射流加工技术研究现状与展望

张桂冠 赵玉刚 赵国勇 高跃武 孟建兵 孙玉利 左敦稳
Research Status and Prospects of Micro-Abrasive Air-Jet Machining Technology
ZHANG Guiguan ZHAO Yugang ZHAO Guoyong GAO Yuewu MENG Jianbing SUN Yuli ZUO Dunwen

封面文章 Cover Story

28 纤维预制体渗透率测量技术研究进展

刘晓 余映红 崔曦月 卿新林 王奕首
Progress on Permeability Measurement Techniques of Fiber Reinforcement
LIU Xiao YU Yinghong CUI Xiyue QING Xinlin WANG Yishou

论坛 Forum

智能机器人 Intelligent Robot

46 基于双混联机器人的镜像铣削系统运动学分析与加工路径生成方法

刘祺 郭梦娜 山显雷 田文杰 马跃 李彬
Kinematics Analysis and Machining Path Generation of Mirror Milling System Based on Dual Hybrid Robot
LIU Qi GUO Mengna SHAN Xianlei TIAN Wenjie MA Yue LI Bin

53 基于激光跟踪仪的机器人末端负载重力辨识与在线补偿方法

薛雷 杨应科 李东升 黄亮 翟雨农
Gravity Identification and Online Compensation of Robot End-Effector Based on Laser Tracker
XUE Lei YANG Yingke LI Dongsheng HUANG Liang ZHAI Yunong

60 机器人磨抛复杂曲面加工轨迹对表面质量的影响研究

田凤杰 张彦智 朱光 齐子建
Research on Influence of Machining Path on Surface Quality in Robot Grinding Complex Surface
TIAN Fengjie ZHANG Yanzhi ZHU Guang QI Zijian

66 基于机器人的自动化检测技术在航空制造中的应用进展

党仁俊 李志虎 钱泓宇 陈睿 徐静
Application of Robot-Based Automated Inspection Technology in Aviation Manufacturing
DANG Renjun LI Zhihu QIAN Hongyu CHEN Rui XU Jing

HEIDENHAIN



绿色生产之路

更低总体使用成本和更低碳排放的解决方案：
降低成本，实现高资源效率、高过程可靠性和高车间生产力。

欢迎莅临海德汉CCMT展位参观 展位号W4馆A001号



约翰内斯·海德汉博士(中国)有限公司
www.heidenhain.com.cn

广告索引号24-1038

地址：北京市顺义区天竺空港工业区A区天纬三街6号
电话：010-80420000
传真：010-80420010
E-mail: sales@heidenhain.com.cn

研究论文 Research

- 82 塞斯纳172飞机发动机机匣脉冲激光清洗工艺研究
杨文锋 杨帆 朱小伟 李绍龙 樊占鹏 李天权
Research on Pulsed Laser Cleaning Process of Cessna 172 Engine Casing
YANG Wenfeng YANG Fan ZHU Xiaowei LI Shaolong FAN Zhanpeng LI Tianquan
- 89 飞秒激光表面织构化对CFRP/2060铝锂合金高速激光连接接头剪切性能的影响
王栋 徐洁洁 黄婷 景若木 张景泉 肖荣诗
Effect of Femtosecond Laser Surface Texturing on Shear Properties of High-Speed Laser Joined CFRP and 2060 Al-Li Alloy
WANG Dong XU Jiejie HUANG Ting JING Ruomu ZHANG Jingquan XIAO Rongshi
- 95 伺服特征信息与RV减速器负载关联性研究
李恒 赵兵 赖泳辉 张申
Study of Servo Characteristic Information and RV Reducer Loads Relevance
LI Heng ZHAO Bing LAI Yonghui ZHANG Shen
- 103 基于多源迁移学习的变位姿刀尖点模态参数预测
沈泽东 刘旭 陈耿祥 陈璐
Pose-Dependent Tool Tip Modal Parameters Prediction Method Based on Multi-Source Transfer Learning
SHEN Zedong LIU Xu CHEN Gengxiang CHEN Lu
- 110 近球形TC4钛合金粉末注射成形
田汉清 陈刚 刘畅 魏敬浩 韩龙晓 秦明礼 曲选辉
Injection Molding of TC4 Titanium Alloy Using Quasi-Spherical Powders
TIAN Hanqing CHEN Gang LIU Chang WEI Jinghao HAN Longxiao QIN Mingli QU Xuanhui

SF-4

精密数控电火花成形机床

配置 windows 系统,自动升降油槽、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。

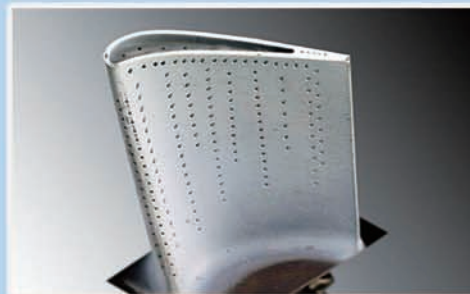
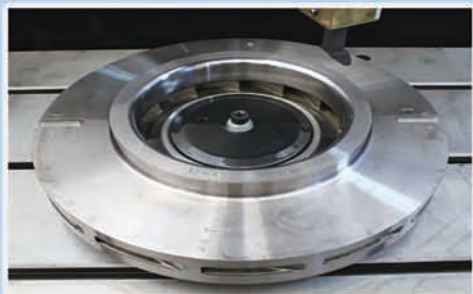
主要用于航空航天发动机整体叶轮、机匣、环件、等封闭扭曲型腔,及各种高温合金、钛合金、导电陶瓷等难加工材料的零件加工。



HS 600

精密数控电火花小孔机床

配置windows系统、自动安全门,具有电容增爆、微精低损加工回路,具备穿透检测、电极自动更换等功能,可方便的实现自动化及无人加工,无缝对接工厂自动化系统。



哈工大合成功能性高分子结构强化金属/热塑复材热连接界面

轻质合金与热塑性复合材料形成的多材料混合结构,成为未来装备轻量化的主要表现形式,可实现局部减重30%~40%,在航空航天、轨道交通、汽车等行业具有广泛应用前景。但是,金属与热塑性复合材料的微观结构和热物理性能差异巨大,难以直接进行熔化焊接,使得实现两者的高强度直接热连接成为异质材料连接领域的研究热点。

激光连接作为工业适用性较强的热连接工艺,通过优化工艺窗口及施加界面压力可使金属与热塑性复合材料达成可靠连接,但直接连接的接头强度较低,因此需要界面调控。

近日,哈尔滨工业大学檀材旺教授团队提出通过一种通过化学合成功能

性高分子结构定向诱导高密度二次交互作用的界面调控技术:根据金属及热塑性复合材料的原子及官能团组成,合成功能性席夫碱聚合物,通过金属原子与席夫碱官能团的络合作用及热塑性复合材料与功能性席夫碱聚合物中的极性官能团间的二次交互作用,结合高分子结构实现对金属/热塑性复合材料热连接界面高密度二次交互作用的定向诱导。

相关论文以“*Directionally induced high-density secondary interaction for enhancing the bonding reliability of titanium alloy and CFRTP via functional schiff base-contained polymer*”为题发表在 *Composites Part B: Engineering* 上。

研究人员以TC4钛合金与碳纤维增强聚醚醚酮为待连接材料,筛选待连接材料内的金属原子及官能团组成,通过化学合成手段成功制备了功能性席夫碱聚合物。通过定量喷涂法向TC4钛合金表面引入均匀的纳米级功能性涂层,纳米级功能性席夫碱高分子结构在激光连接过程中对TC4钛合金内钛原子与碳纤维增强热塑性复合材料内极性官能团实现了高密度二次交互作用的定向诱导,通过傅立叶红外光谱将交互作用进行精确捕捉与鉴定,并通过第一性原理分析验证了作用机理及调控的定向性。改性的钛合金/热塑性复合材料激光连接接头性能提升了287%。

同时,该技术的成本/

效益系数低于目前界面强化研究领域报道的平均水平,具有较好的市场应用前景,并成功制备工业可应用的大尺寸构件。

这项研究突破了现有针对调控机械嵌合机制的微织构引入加工时效长、调控化学键合机制的界面键合诱导困难等局限,创新地结合化学合成手段,通过制备功能性调控结构诱导高密度二次交

互作用,实现对金属/热塑性复合材料热连接界面较弱连接机制的定向强化。该技术也为金属/热塑性复合材料热连接界面定向调控提供新思路,为界面的二次交互作用的定向诱导、鉴定及验证奠定了理论基础。

下图为合成的功能性席夫碱聚合物及其定量喷涂示意图。

(本刊记者 大漠)



山东大学克服双相高熵合金强韧性倒置关系

山东大学机电与信息工程学院宋凯凯教授团队在高熵合金(HEA)材料结构调控和力学提升方面取得新进展。该工作创新性地将超快速退火(闪光灯加热)工艺和深冷处理工艺(UHDCT工艺方法)应用于TRIP型双相 $Fe_{50}Mn_{30}Co_{10}Cr_{10}$ 高熵合金,使其极限抗拉强度和延伸率同时提高了约58%和96%,为制备高强高韧高熵合金提供了新的思路。

相关成果以“*Evading strength-ductility trade-off dilemma in TRIP-assisted $Fe_{50}Mn_{30}Co_{10}Cr_{10}$ duplex high-entropy alloys via flash annealing and deep cryogenic treatments*”为题,发表在 *Acta Materialia*。

研究表明,经过UHDCT工艺方法处理后,双相高熵合金形成了一个包含超细表面区域、过渡

区域和内部区域的梯级异质结构。在这一过程中,深冷处理的应用促成了超细表面区域形成纳米针状马氏体。这些马氏体因其出色的热稳定性,并未转回奥氏体状态,而是在表面区域粗化形成了纳米层状结构。在静态加载过程中,孪生诱导塑性主要控制着表面区域的塑性变形,从而提高了强度,使表面区域的维氏硬度比内部区域高出约72%。另一方面,随着过渡区和内部区奥氏体转变的逐步进行,奥氏体含量得到了增加,晶粒得到了细化,促进了马氏体转变诱导塑性效应的发生,进一步提高了强度和塑性。

此类方法制备的高熵合金的力学性能可以媲美通过复杂热机械过程制备的高熵合金的力学性能。

(本刊记者 大漠)

一种超高强度多尺度结构的摩擦电气凝胶膜

新一代可穿戴电子产品在生物医学、个人健康监测等领域的快速发展,具有彻底改变人类未来生活方式的潜力。在改善功能电子产品鲁棒性的同时提高其可持续穿戴能力,是推动上述变革的有效途径。基于接触起电和静电感应耦合机制的摩擦电式传感器,成为改变人类获取周围环境信息的高效工具。智能摩擦电式传感器在解决电子产品能源供给问题的同时,拓宽了材料的选择范围,以此将灵活赋予传感设备更多的

特殊功能。这为通过定制轻质、坚固的摩擦电材料以协同提高可穿戴产品的鲁棒性和持续穿戴能力提供了设计思路。

近日,王双飞院士团队聂双喜教授课题组基于“以患为利”的设计思想,制备了一种具有超高强度和多尺度结构的摩擦电气凝胶膜。自加速效应帮助聚合物分子链之间形成多重氢键并快速出现凝胶化行为,迅速匹配的双氢键诱导纤维素纳米纤维与聚苯胺超分子在纳米空间内自组装出具有多尺度缠绕的凝胶结构。同时,结合树叶仿生的增强机制,气凝胶膜的拉伸强度提高至104 MPa。基于该气凝胶膜所构筑的可穿戴摩擦电传感器显

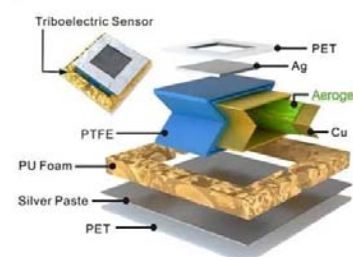
示出良好的鲁棒性和超快的响应(48 ms)。

该项成果以“*Multiscale structural triboelectric aerogels enabled by self-assembly driven supramolecular winding*”为题发表在 *Advanced Functional Materials* 上。

这项工作通过对传统自由基聚合反应中“不利的”自加速效应进行合理控制,制备了一种具有多尺度缠绕结构的纤维素基摩擦电气凝胶,并基于此材料开发了一种用于有毒环境中的高鲁棒性自供电传感器。这种“以患为利”的有趣设计思想,为高性能气凝胶的简便制备提供了参考,以此构建的自供电传感器有望促进可穿戴产品在复杂环境中的进一步应用。

左图为摩擦电式传感器的结构组成。

(本刊记者 大漠)





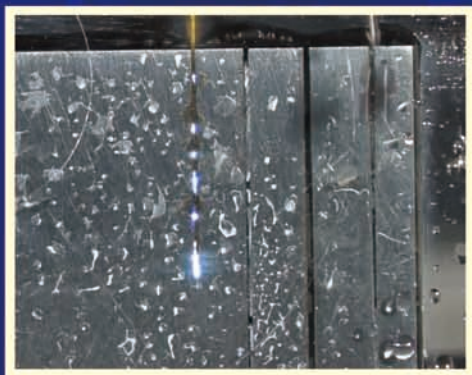
DIC[®]-305

电火花钻孔液

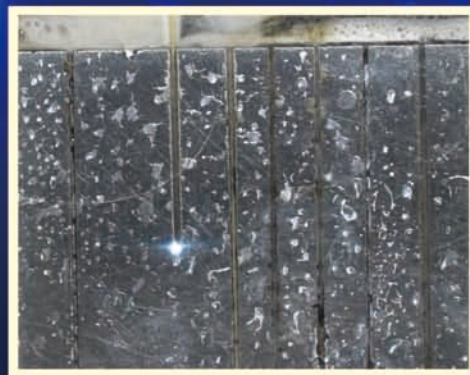
EDM drilling fluid

无锥度 电极损耗小

加工中电极不产生锥度 加工所得孔腔无锥度



采用水穿孔



采用 DIC[®]-305 钻孔液穿孔

钛合金变质层小于0.5 μ m

北京东兴润滑剂有限公司

电话: 010-64368739 13901051209 传真: 010-64343485 邮编: 100102 广告索引号24-1004

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 0004-2023

环境体系证书编号: 00119E30065R3S/1100
质量体系证书编号: 00119Q30178R4S/1100

西安交大: 高精度数值仿真揭示流体弹性对聚合物 3D 打印的影响

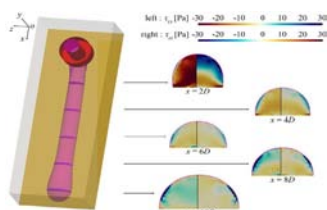
近年来,随着材料领域的蓬勃发展和计算机水平的不断提高,3D 打印技术被越来越多地应用于生产、生活。墨水直写因其受到温度、光照和激光等外部条件的影响较小,设备需求相对简单,被广泛应用于药物输送、义肢制造、电子设备加工等领域。西安交通大学袁文君特聘研究员和陈飞教授,与

新加坡国立大学闫文韬教授合作,基于指数型 PTT (Phan-thien tanner) 本构模型和高精度直接数值模拟方法,研究了黏弹性聚合物流体在打印喷嘴中的挤出、运动平台上的沉积及打印线条的变形行为。此研究主要从应力层面揭示了弹性对线条沉积的影响机理,并针对不同打印速度和喷嘴距基底高度对线条的影响进行了研究。

相关工作成果以“Numerical investigation on the viscoelastic polymer flow in material extrusion additive manufacturing”为题发表在 *Additive Manufacturing* 上。该工作通过研究弹性、打印速度和喷嘴与基底间的高度对线条形态的影响,发现打印初期因弹

性的增大产生的比较大的头部会明显影响打印线条的质量。同时,当喷嘴和基底间的距离较大时,线条中部会出现明显凹陷。本工作研究了打印参数对于打印线条形态稳定性的影响,从应力角度揭示了线条变形的机理,为墨水直写打印

的实际应用提供了理论指导。下图为不同横截面上打印线条内部应力分量。(本刊记者 大漠)



华中科技大学研制出可自愈可回收重构可印刷的柔性光电探测器

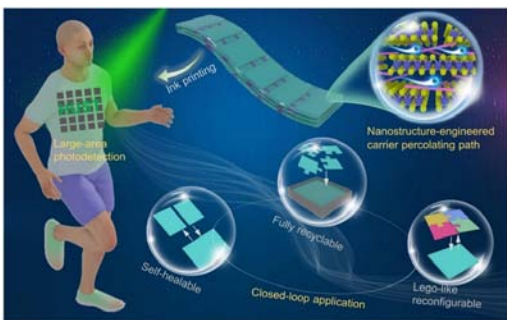
柔性光电探测器在人体健康监测、人机交互、可穿戴视觉传感等领域具有广阔的应用前景。将半导体纳米材料共混填充到聚合物基体内,在保持聚合物本征特性基础上进一步叠加半导体材料的光电性能,是制备耐久稳定的柔性光电探测器的普适性方法,但聚合物主体会严重束缚载流子传输路径与迁移速率,导致难以获得较佳的光电性能。同时,大部分柔性光电探测器难以在机械破损废弃后进行重复利用,这严重阻碍了其长期可靠的应用。

刮涂方法在 Polyimine 基体中构筑长程取向-桥接的 1D/2D Te NWs/MoS₂ 载流子传输通道,进而实现了器件载流子迁移率与光电探测性能的显著提升,并赋予其优异的弯曲/环境稳定性、自修复性以及可回收重构性。同时,还可通过丝网印刷的方式将 Te NWs/MoS₂/Polyimine 柔性光电探测器与织物结合,进行图案化定制,实现了大面积图像传感。

该研究以“High-performance Te nanowires/MoS₂/polyimine nanocomposite-based self-healable, recyclable and screen-printable flexible photodetector for image sensing”为题发表在 *Advanced Functional Materials* 上。

下图为 Te NWs/MoS₂/Polyimine 柔性光电探测器性能及应用示意图。(本刊记者 大漠)

针对上述问题,华中科技大学翟天佑教授/李会巧教授团队报道了一种可自愈可回收重构的高性能 Te NWs/MoS₂/Polyimine 柔性光电探测器。该工作以 MoS₂ 作为光电功能基元,以 Te NWs 作为载流子桥梁,以聚亚胺作为动态聚合物基体,通过流体限域



室温下高变形性高强度的多晶氮化硼块体陶瓷

近日,燕山大学的田永君院士和赵智胜教授课题组共同报道了一种在室温下具有高变形性和高强度的多晶氮化硼块体陶瓷。这种陶瓷采用洋葱状氮化硼纳米前驱体,结合传统的火花等离子体烧结和热压烧结工艺,形成了由互锁的层状纳米板构成的结构,这些纳米板在不同的扭曲角度下平行堆叠。该块状陶瓷的压缩应变在断裂前可达到 14%,远高于传统陶瓷的 1% 的变形率,其压缩强度也是常规六方氮化硼层状陶瓷

的 6 倍。这种出色的机械性能得益于纳米板内扭曲分层的固有变形能力,以及三维交错结构对变形在单个纳米板上扩散的限制。这种新型扭曲层状氮化硼块状陶瓷的开发,为制造具有高变形性的块状陶瓷开辟了新途径。相关研究成果以“Twisted-layer boron nitride ceramic with high deformability and strength”为题发表在 *Nature*。

通过在纳米板内引入扭曲层状结构和构造三维互锁纳米结构,实现了

vdW BN 陶瓷的高变形性、可塑性和强度。进一步地,通过添加 BN 或碳纳米纤维、纳米管或引入第 2 种陶瓷相,有望提升扭曲层陶瓷的韧性和强度。

这种塑性变形的能力表明,陶瓷材料能够像金属一样实现真正的永久形变而不发生断裂。此项研究所展示的结构设计策略,为开发具备更高室温变形能力、强度、韧性及能量吸收性能的其他层状 vdW 工程陶瓷提供了新的思路。(本刊记者 大漠)

激光表面区熔快速凝固揭示复合陶瓷的组织演化和凝固行为

在众多高温结构材料体系中,熔体生长的共晶复合陶瓷具有高熔点、低密度、良好的高温力学性能和抗氧化、抗腐蚀等优点,有望成为超高温极端环境服役的新一代结构材料。

激光表面区熔 (LSZM) 技术利用高能激光束为热源,对试样局部加热,使其完全熔化并形成稳定熔区,并通过激光束的运动实现材料从底部到表面的定向凝固。高能量密度激光 (10⁵~10⁷ W·cm⁻²) 可以在短时间内 (10⁻³~10⁻² s) 使材料熔化并发生凝固。

不同于传统烧结陶瓷,LSZM 技术制备陶瓷无须添加烧结助剂,通过熔体生长可获得界面结合良好、无非晶相的超细化凝固组织,有利于陶瓷性能的提升。

近日,西北工业大学材料学院苏海军教授团队系统研究了 LSZM 制备 ZrB₂-SiC 复合陶瓷过程中的组织演化和凝固行为。研究表明,过高的扫描速度会导致熔体温度的降低,进而导致共晶组织的粗化。然而尽管在较低扫描速度 (100 μm/s) 下,关停激光造成的淬火现象所获得的共晶间距仅为 0.39 μm,

比 500 μm/s 下凝固的共晶组织还要细小。从熔池底部到顶部的凝固顺序为粗初生相区、定向凝固共晶区、粗树枝状共晶区和迷宫状共晶区。共晶区中有一些弧形的粗共晶带,是由熔池对前一个熔池中凝固的共晶区的二次加热形成的。熔体成分的偏离和固液界面上杂质元素的积累分别会导致损害力学性能的单相失稳和双相失稳,这种现象可以通过降低原料中的杂质含量,适当提高 SiC 含量,或通过调整激光功率和扫描速度来控制凝固速率来抑制。

(本刊记者 大漠)



CHAIFU

柴孚重载机器人 (负载0.5吨-3吨)

重载机器人行业领导者



持续推动中国机器人技术，更高平台的工业自动化领域



关注“上海柴孚机器人”
微信公众号

400-822-7688

广告索引号24-1049

上海柴孚机器人有限公司

www.chaifurobot.com

引文格式: 张桂冠, 赵玉刚, 赵国勇, 等. 微磨料气射流加工技术研究现状与展望[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 14-26.

ZHANG Guiguan, ZHAO Yugang, ZHAO Guoyong, et al. Research status and prospects of micro-abrasive air-jet machining technology[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 14-26.

微磨料气射流加工技术研究现状与展望*

张桂冠^{1,2,3}, 赵玉刚^{1,2}, 赵国勇^{1,2}, 高跃武^{1,2}, 孟建兵^{1,2}, 孙玉利³, 左敦稳³

(1. 山东理工大学先进制造研究院, 淄博 255049;

2. 山东理工大学机械工程学院, 淄博 255049;

3. 南京航空航天大学江苏省精密与微细制造技术重点实验室, 南京 210016)

[摘要] 微磨料射流加工技术是一种基于高能流体的磨粒冲蚀磨损加工技术, 已广泛应用于难加工材料、复杂三维型面、光滑表面的加工。为进一步提高磨料射流加工过程中的精准控形控性能力, 国内外学者开展了诸多基础加工理论与工艺探索等方面的研究工作。本文在概述磨料射流加工技术发展的基础上, 全面总结了国内外学者在微磨料气射流加工(MAJM)技术中的微磨料气射流束发散效应及其抑制策略、材料力学性能对材料冲蚀去除模式的影响、材料冲蚀加工过程磨料嵌入抑制策略、微结构冲蚀加工几何特征等方面的主要研究成果, 并对微磨料射流加工技术的难点与发展趋势进行了展望。

关键词: 微磨料气射流加工(MAJM)技术; 材料冲蚀去除机理; 微结构几何特征; 磨料; 磨料嵌入; 难加工材料

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.014



张桂冠

讲师, 博士, 研究领域为先进射流及多能场复合制造技术、精密光整加工技术与工艺装备、抗疲劳制造理论与应用技术。

磨料气射流加工(Abrasive jet machining, AJM)技术是利用高能射流介质对磨料进行加速, 并通过对工件表面的冲蚀作用来实现材料去除。20世纪70年代以来, 该技术逐渐发展并广泛应用于航空叶片气膜孔、心血管支架、骨科植入物等领域的毛刺去除与表面预处理, 如图1所示。1991年开始, 荷兰飞利浦实验室花了5年的时间, 在引入精细概念的基础上将其改进为微磨料气射流加工(Micro-abrasive air-jet machining, MAJM)技术, 并在玻璃面板上实现了微孔加工^[1]。与激光加工和化学蚀刻技术相比, MAJM技术因具有加工效率高、热效应可忽略不计、环境友好等优势而广受青睐。

近年来, 随着MAJM中三大使

能技术(微细喷嘴制造技术、高性能磨料颗粒制备技术与气力输送技术)的发展, 使得利用固体磨料颗粒局部冲蚀作用实现材料去除的MAJM方法得到了飞速发展, 并在硬脆材料微小零件和特征的制造领域表现出巨大的发展潜力^[2]。现如今, 随着固体颗粒气力输送技术的发展及对MAJM加工设备的需求, MAJM技术已经进入市场应用阶段。市场上存在商业化的精密喷砂设备主要有Airbrasive Jet Technologies、Model K、Comco Inc. AccuFlo[®]、Crystal Mark、Swam Blaster等, 如图2所示。这些设备辅以CNC系统均能够实现对接结构的MAJM。目前, 一些国内外高校, 如澳大利亚新南威尔士大学、加拿大多伦多大学、加拿大瑞尔森大

* 基金项目: 国家自然科学基金(52075254); 山东省自然科学基金(ZR2023QE035, ZR2021ME159); 江苏省精密与微细制造技术重点实验室开放基金(JSKL2223K07); 山东理工大学博士科研启动项目(422080)。

学、英国诺丁汉大学、爱尔兰国立都柏林大学、山东大学、南京航空航天大学、天津大学、广东工业大学、山东理工大学、江南大学、浙江工业大学与安徽理工大学等,相继在精密微细磨料射流加工技术与产业化方面投入了巨大的精力,并取得了丰硕的研究成果。

本文在概述 MAJM 技术的基本原理和发展基础上,全面综述近年来 MAJM 技术的研究进展,着重总结微磨料气射流束发散效应及其抑制策略、材料力学性能对材料冲蚀去除模式的影响、冲蚀加工过程磨料嵌入抑制策略、基于射流特性的微结构冲蚀加工几何特征、冲蚀加工表面粗糙度等方面的主要研究成果,并对微磨料气射流加工技术的难点与发展趋势进行了展望。本文不涉及微磨料气射流冲蚀成形的过程建模,其冲蚀加工轮廓演变的预测模型值得单独回顾。

1 微磨料气射流束发散效应及其抑制策略

在 MAJM 加工过程中,随着喷射距离的增加,微磨料气射流束的发散效应愈加明显^[3-4]。随着喷射距离不断增加,空气自由射流的流场结构演变为两个主要区域^[5],即初始区域和主区域(图3)。在初始区域内,射流束与周围介质因速度差而存在剪切混合层,进而形成锥形核。锥的高度与喷嘴直径和流体流动黏度成正比,而与射流出口速度无关。在已有的研究中,研究人员普遍将微磨料气射流束视为整体对其流动特性进行理论分析。例如,将空气自由射流束发散角 θ_A 和微磨料气射流束的发散角 θ_P 分别取值为 $12.5^\circ \sim 15^\circ$ 和 7° ^[6]。

为了研究微磨料气射流束中磨料颗粒速度的径向分布,Li等^[6]通过高斯误差函数对微磨料气射流束的流场特性进行了理论分析,建立了微磨料气射流束中磨料颗粒速度径

向分布的计算模型,即

$$v_{P(x,y)} = v_{P(x,y=0)} \exp \left[-\ln 2 \left(\frac{y}{\frac{d_N}{2} + 100d_N \tan \frac{\theta_A}{2}} \right)^2 \right], \quad -r_P \leq y \leq r_P \quad (1)$$

式中, $v_P(x,y=0)$ 为磨料喷嘴中心轴线出口端 Al_2O_3 固体磨料颗粒速度, m/s; r_P 为微磨料气射流束的半径, mm。

根据Li等^[6]的研究,微磨料气射流束的半径 r_P 为

$$r_P = d_N/2 + x \tan(\theta_P/2) \quad (2)$$

Zhang等^[7]运用CFD仿真与高速摄影观测技术对微磨料气射流束

的流场特征与磨料颗粒喷射过程中的运动特性进行了分析,如图4所示,发现当高压气体通过喷嘴射出后,湍流的横向脉动引起气射流束与周围空气介质之间的能量交换,使得圆柱状气射流束演变为向四周发散的锥状射流束,在不同喷射距离处具有不同的发散特征;并对现有微磨料气射流束中磨料颗粒速度的径向分布高斯函数模型进行了修正(喷射压力0.4 MPa、磨料 Al_2O_3 粒径 $25 \mu m$)。

在MAJM过程中,微磨料气射流束的射流特性是影响微结构加工特征演变规律的主要因素之一。为

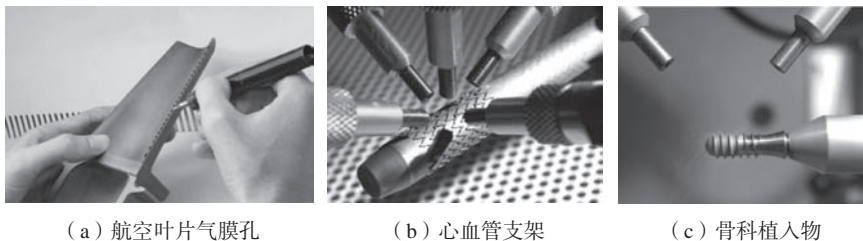


图1 微磨料气射流加工技术的应用
Fig.1 Application of micro-abrasive air-jet machining technology



图2 商业化的精密喷砂设备
Fig.2 Commercial precision sandblasting equipments

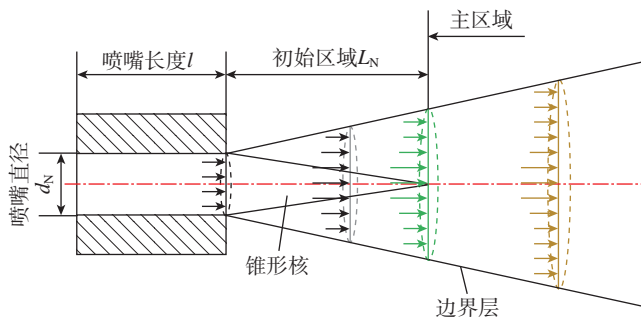


图3 空气自由射流的流场结构示意图
Fig.3 Schematic diagram of flow field of air free jet

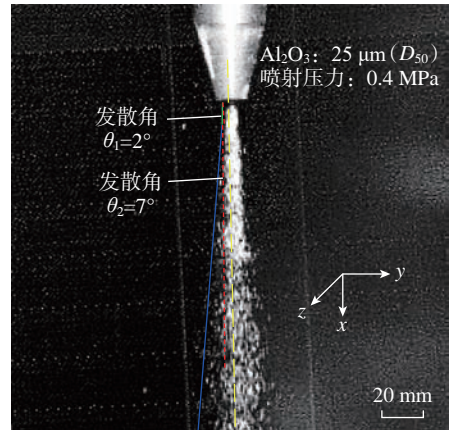
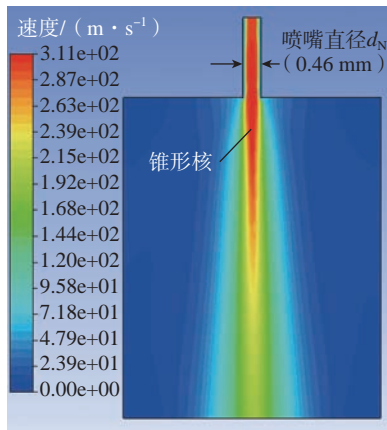
了减小微磨料气射流束发散效应对微结构加工分辨率的影响,研究人员相继提出了掩膜式、缩短冲蚀加工距离(Stand-off distance, SOD)与气射流辅助聚焦式等方法。

(1)使用带有微开口的各种金属或光刻胶薄膜(掩膜)黏合或夹持在工件表面上来保护其余部分免受固体颗粒侵蚀(Solid particle erosion, SPE)的影响^[8-9]。当使用直径10 μm的Al₂O₃颗粒进行MAJM时,可以加工出尺寸为20~30 μm的微结构^[10]。然而,当掩膜开口小于颗粒尺寸的10倍时,冲蚀加工速率降低。因此,运用掩膜来实现微流道加工的工艺方法使得MAJM工艺复杂化,并且通过增加表面制备、掩膜制造与固定、掩膜去除、工件表面清洁等步骤而增加了MAJM的工艺成本^[11]。为了提高MAJM技术在微结构加工应用方面的竞争力,Nouhi等^[12]设计了一种新型可调节掩膜系统,如图5(a)所示,该掩膜系统与喷嘴固定并通过调节掩膜与喷嘴的几何空间位置来实现对磨料射流大小和形状的控制。Sookhak等^[13]设计了一种新的旋转掩膜装置,如图5(b)所示,可以实现对微磨料气射流束冲蚀加工足迹大小与形状的瞬时控制,从而加工出所需横截面形状的微结构。

(2)将冲蚀加工距离控制在微磨料气射流束的初始区域内,可有效提高微结构宽度特征分辨率。Li等^[14]选择小冲蚀加工距离实现无掩膜式MAJM,对不同喷射压力、磨料质量流率和冲蚀加工时间下玻璃表面微孔截面轮廓演变规律进行了试验研究,结果表明,孔底表面呈现出明显的凸、平、凹(反钟形)3种类型形貌(图6);随着磨料质量流率和喷射压力的变化,微磨料气射流束截面上的磨料分布密度也改变,在低流量时微磨料气射流束中心的磨料分布密度小于边缘处,继而形成凸形孔底(图6(a));随着磨料质量流

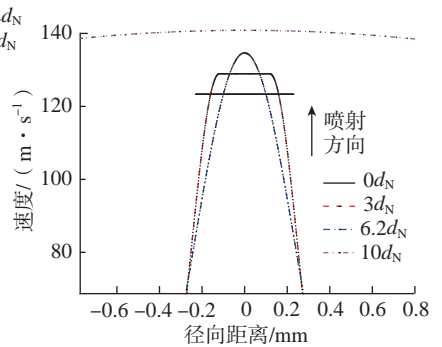
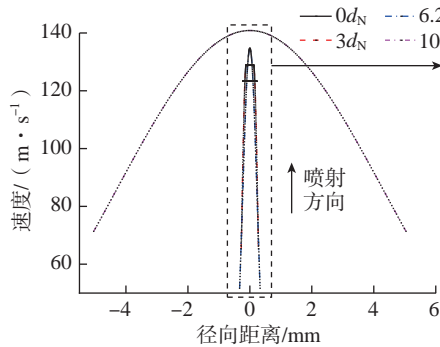
率的增加,底部表面由凸向平(图6(b))甚至凹状形态(图6(c))演变。Melentiev等^[15]采用小冲蚀加工距离对人工关节接触面Co-Cr-Mo合金进行MAJM,成功地加工出了深度

范围为2~20 μm的微流道。Zhang等^[7]在此基础上,提出适用聚二甲基硅氧烷(Polydimethylsiloxane, PDMS)基片微通道加工的低温微磨料气射流直写式加工技术,并研制了



(a) 空气自由射流流场CFD仿真云图

(b) 微磨料气射流束



(c) 喷射距离对磨料速度径向分布曲线的影响

图4 微磨料气射流束的流场特征与磨料颗粒运动特性^[7]

Fig.4 Flow field characteristics of micro-abrasive air-jet beam and abrasive particle motion characteristics^[7]

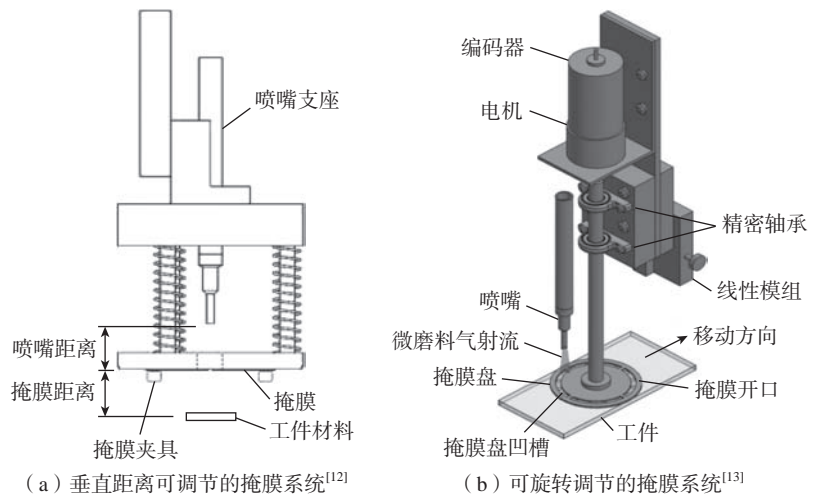


图5 不同掩膜系统示意图

Fig.5 Diagram of different mask systems

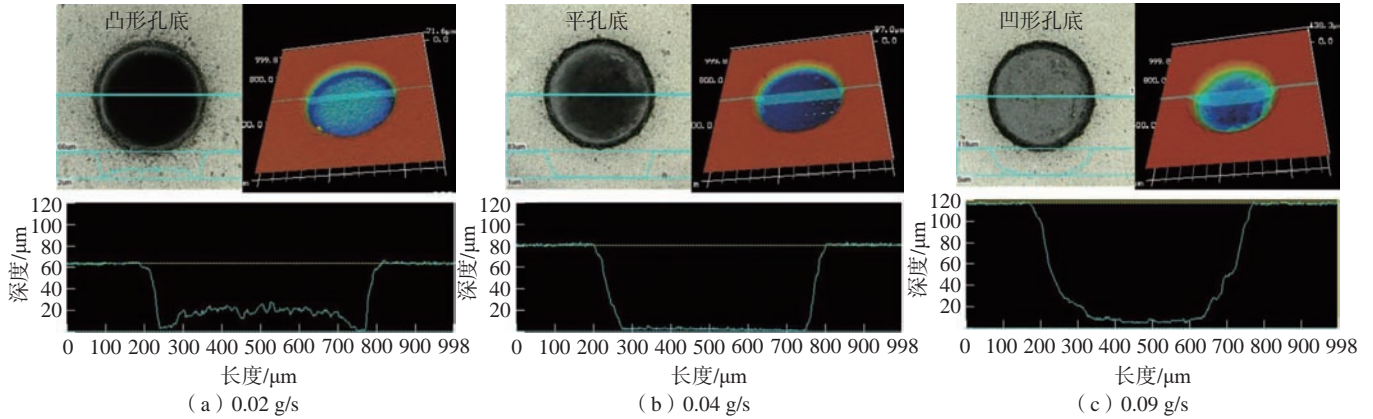


图6 不同磨料质量流率下微磨料气射流加工孔的形貌与横截面轮廓^[14]

Fig.6 Morphology and cross section profile of holes machined by micro-abrasive air-jet under different abrasive mass flow rates^[14]

相关加工装备。

(3)Luo等^[16]提出了一种通过空气射流来实现对微磨料气射流束控制与聚焦的加工系统(图7),试验表明,在空气射流的聚焦作用下,使得更多的磨料颗粒聚集在射流束中心处(图8),但会因回弹磨料二次冲击动能的增大而导致磨砂区范围增大。

综上所述,上述3种方法均是减小微磨料气射流束发散效应对微结构加工分辨率影响的一种尝试。对于气射流辅助聚焦式而言,微磨料气射流束发散状态的抑制主要依靠两侧气射流束的作用来实现。然而,该方法的装置复杂,且微磨料气射流束易受两侧气射流的扰动而出现加工精度差等问题。对于掩膜式加工方法而言,冲蚀加工过程中掩膜材料的冲蚀磨损及其开口边缘反弹磨料对工件产生二次冲蚀作用^[17-18],致使掩膜开口尺寸的转移误差高达20%^[19]。相比之下,采用缩短冲蚀加工距离来实现减小微磨料气射流束发散效应对微结构加工分辨率的影响是一种行之有效的工艺方法。在减小微磨料气射流束发散效应对微结构加工分辨率影响的同时,缩短了微磨料气射流加工工艺流程,从而为微磨料气射流加工技术在PDMS基片U型微流道低成本快速制备领域内的应用奠定基础。

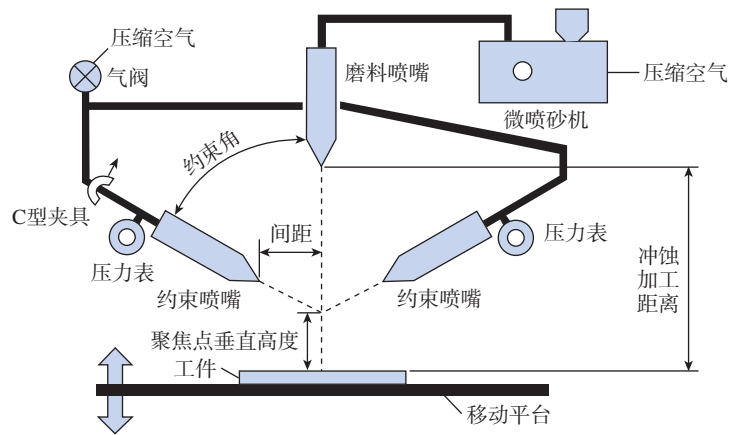


图7 微磨料气射流聚焦式加工系统示意图^[16]

Fig.7 Schematic diagram of jet focused micro-abrasive air-jet machining system^[16]

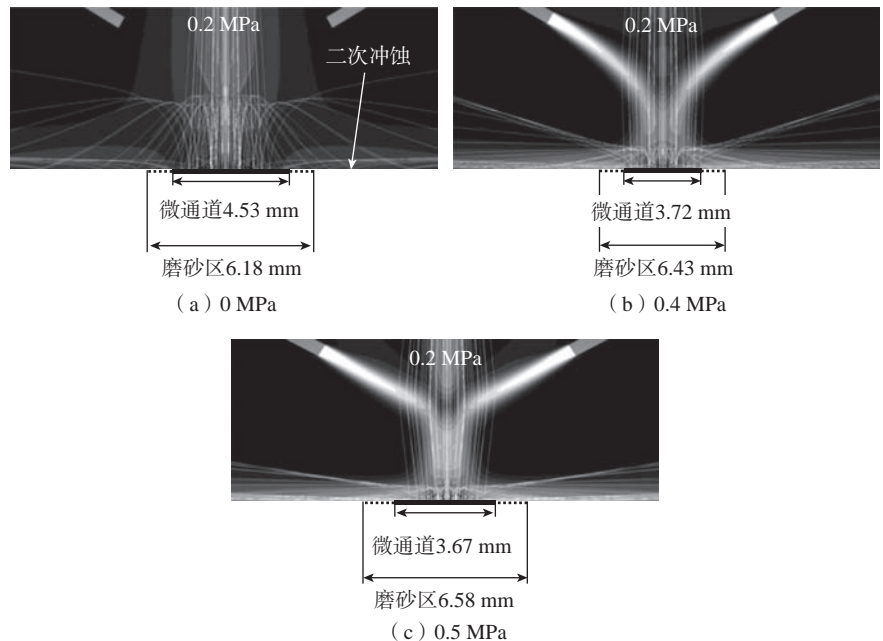


图8 不同约束喷嘴压力下的磨料运动轨迹^[16]

Fig.8 Abrasive particle trajectories under different constrained jet pressures^[16]

2 材料力学性能对材料冲蚀去除模式的影响

20 世纪下半叶,在石油和航空工业中发生的“异物损坏”问题引起了人们的广泛关注。随后,针对 SPE 现象开展了深入研究^[20-21],在众多学者的努力下获得了一系列基础理论成果,并取得了长足的进步。在 MAJM 过程中,材料的去除形式实质上是固体颗粒不断撞击靶材的一个动态冲蚀过程,主要涉及材料的变形、断裂、切削、耕犁或这些物理过程的组合^[22]。目前,MAJM 过程中主要存在 2 种材料冲蚀去除模式,即脆性去除与塑性去除(图 9^[23]),下文将着重对上述两种材料冲蚀去除机理的研究现状进行综述。

2.1 脆性去除机理

对于脆性材料而言,其化学键大都由离子键和共价键构成,在外界载荷作用下不易产生位错和滑移而表现出低塑性特征^[24-26]。在磨料颗粒冲击作用下脆性材料将通过裂纹的产生与扩展引起局部区域发生粉末化脆性剥离,进而实现材料去除。由于该过程与压痕过程类似,通常采用准静态压痕力学理论来研究脆性材料的冲蚀加工过程。

图 10 (a)^[27]为典型的准静态压痕断裂形态示意图,在尖锐压头的作用下,压头作用下方的基体材料会产生一个强烈的应力场,这些强大的应力(剪切和流体静力压缩)会通过压头周围的局部塑性流动或致密化得到缓解。当压头载荷增加到一个临界值时,就会产生径向/中位裂纹,裂纹沿垂直于工件表面的方向向下传播直至终止。当压力载荷卸载时,由于弹塑性失配,在塑性变形区域的底部发生侧裂,并沿平行于表面的方向扩展形成侧向裂纹。Slikkerveer 等^[28]在硼硅酸盐玻璃冲蚀加工表面发现了类似于维氏压痕试验中的中位/径向裂纹和侧向裂纹,如图 10

(b)所示。

李全来等^[29-30]发现单晶硅材料基体在单颗磨粒冲蚀加工下呈现出贝壳状光滑解理断裂表面,如图 11 所示,这说明在单晶硅材料单颗磨粒冲击过程中,冲击区域侧向裂纹的形成与扩展呈现出非对称分布形态,主要有 3 方面原因:(1)与压头相比,

单颗磨粒形状具有明显的不规则性;(2)微磨料气射流束的发散效应使得单颗磨粒并未以 90° 进行冲蚀加工;(3)在不同晶体结构中侧向裂纹在冲击作用点下方形核后的扩展路径具有明显的差异性^[31]。

此外,Evans 等^[32]在对多种陶瓷材料冲蚀去除机理的研究中发现,

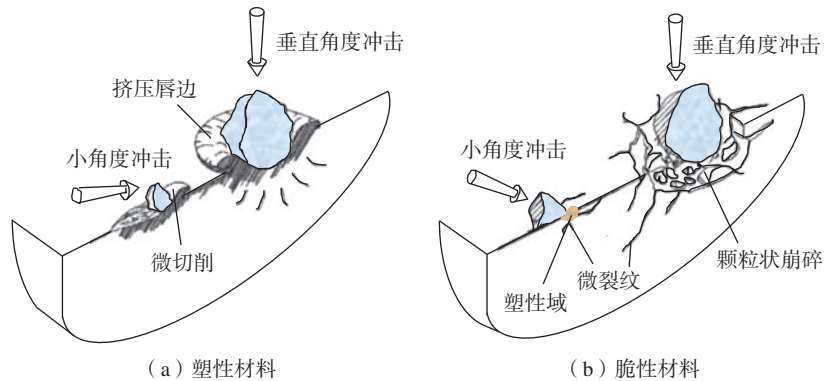


图 9 不同力学特性材料对其磨料冲击响应的影响机制^[23]

Fig.9 Influence mechanism of materials with different mechanical properties on their abrasive impact response^[23]

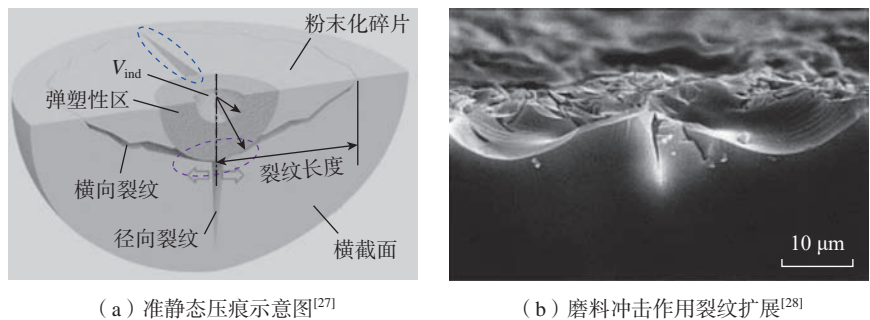


图 10 硬脆材料在不同加载形式下的裂纹扩展示意图

Fig.10 Diagram of crack propagation of hard and brittle materials under different loading modes

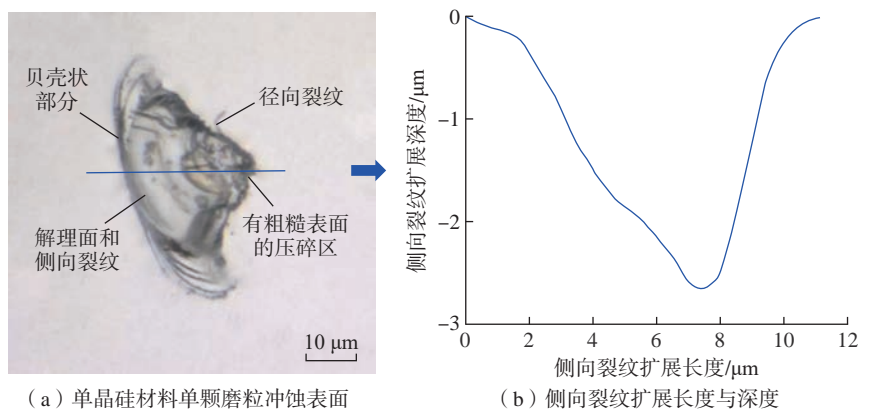


图 11 单晶硅材料冲蚀过程中横向裂纹扩展图^[30]

Fig.11 Transverse crack propagation during erosion of monocrystalline silicon material^[30]

陶瓷材料在固体磨料冲击作用下,其裂纹形式与准静态压痕状态时相比具有一定的差异性,固体磨料冲击作用下产生的裂纹密度比准静态压痕状态下大。Jafar 等^[33]假设侧向裂纹始于压痕深度的底部,而非塑性变形区的底部,基于这个假设,研究人员开展了硬脆材料冲蚀加工表面形貌预测模型研究,结果表明,冲蚀加工表面粗糙度值的预测精度提高了3倍,但是,从压头端产生侧向裂纹的物理机制尚不清楚;与准静态压痕试验相比,工件材料表面面对固体磨料冲击作用的响应时间极短,现阶段难以对该过程进行详细表征。为了更好地理解固体磨料与工件表面之间的相互作用,使用数值分析方法来研究该过程是一种行之有效的办法。Qi 等^[34-35]运用离散元法对石英晶体在磨料颗粒的高速冲击过程进行了仿真研究,结果发现,随着冲蚀加工过程的进行,剪切力引起的剪应力只在接触点附近产生裂纹,而法向力引起的拉应力在裂纹扩展过程中起主导作用。因此,在小冲击加工角度和较小冲击速度下,能够获得较低的材料冲蚀去除速率(Material removal rate, MRR)和较小的亚表面损伤。

众多学者在对基于脆性断裂机制的材料冲蚀去除体积进行建模时,往往需要对微观裂纹的尺寸及其分布进行假设,即各种裂纹的位置、大小和生长速度,以及各种裂纹之间的相互作用。这些模型最终依靠试验数据进行定量验证。所有的脆性冲蚀去除模型都可以简化为^[36]

$$W \propto \rho_p^{q_1} d_p^{q_2} v_p^{q_3} H^{q_4} K^{q_5} E^{q_6} \quad (3)$$

式中, W 为工件材料的去除体积; ρ_p 为固体磨料颗粒密度, kg/m^3 ; d_p 为固体磨料颗粒的尺寸, m ; v_p 为磨料颗粒冲击速度, m/s ; H 、 K 与 E 分别为工件材料的硬度、断裂韧性(MPa)与弹性模量(MPa); $q_1 \sim q_6$ 为反映各因素对材料脆性冲蚀去除过程中裂纹扩展程度影响的系数。

2.2 塑性去除机理

对于塑性材料而言,其材料冲蚀去除机理主要有微切削与低周疲劳等。基于微切削理论, Finnie^[37] 第一个提出了较为完整的定量描述单颗磨粒冲蚀作用下靶材冲蚀去除体积与冲击加工角度关系的理论模型(式(4)),较好地解释了塑性材料在小冲击加工角度下材料去除过程;理论表明,塑性材料冲蚀去除体积与磨料颗粒的动能成正比,与靶材的流动应力成反比,与冲击加工角度成一定的函数关系。

$$W = \begin{cases} \frac{mv_p^2}{\psi pk} \left[\sin(2\alpha) - \frac{6}{k} \sin^2 \alpha \right], & \tan \alpha \leq \frac{k}{6} \\ \frac{mv_p^2}{\psi pk} \left[\frac{k \cos^2 \alpha}{6} \right], & \tan \alpha > \frac{k}{6} \end{cases} \quad (4)$$

式中, α 为冲击加工角度; m 为单颗磨料质量; k 为法向冲击力与切向冲击力的比值; ψ 为接触深度与切削深度的比值; p 为靶材的流动应力。

在此基础上, Hashish^[38] 对 Finnie^[37] 模型做了进一步修正,建立了考虑磨粒形状的材料冲蚀去除体积数学模型,即

$$W = \frac{7}{\pi} \frac{M_p}{\rho_p} \left(\frac{v_p}{C_k} \right)^{2.5} \cdot \sin(2\alpha) \sqrt{\sin \alpha} \quad (5)$$

式中, M_p 为磨料颗粒的总质量, kg ; C_k 为表征磨料颗粒形状对工件材料冲击变形的影响,即

$$C_k = \sqrt{\frac{3\sigma_f R_f^{2/5}}{\rho_p}} \quad (6)$$

式中, R_f 为固体磨料的圆度因子; σ_f 为工件材料的断裂强度, MPa 。

基于赫兹接触理论, Bitter^[39] 从磨料颗粒冲击工件表面过程中能量守恒的角度出发,提出了切削变形模型来揭示塑性材料在大冲击加工角度下法向冲击作用载荷对材料冲蚀去除行为的影响。该模型将材料的

冲蚀去除过程分为大冲击加工角度下的变形模型 W_d (式(7))和小冲击加工角度下的切削模型 W_c (式(9))。

$$W_d = \begin{cases} \frac{M_p (v_p \cdot \sin \alpha - v_{cl})^2}{2\varepsilon_b}, & v_p \sin \alpha > v_{cl} \\ 0, & v_p \sin \alpha < v_{cl} \end{cases} \quad (7)$$

式中, ε_b 为靶材变形磨损系数(由试验获得); $v_p \cdot \sin \alpha$ 为磨料颗粒速度的法向分量; v_{cl} 为速度阈值(刚达到工件材料弹性极限的冲蚀速度),其大小根据赫兹接触理论由式(8)计算获得。

$$v_{cl} = \frac{\pi^2 \sigma_y^{5/2}}{2\sqrt{10}} (1/d)^{1/2} \left(\frac{1-v_p^2}{E_p} + \frac{1-v_t^2}{E_t} \right) \quad (8)$$

式中, σ_y 为弹性极限, MPa ; v_p 与 v_t 分别为磨料与工件材料的泊松比; E_p 与 E_t 分别为磨料和工件材料的弹性模量, MPa 。

$$W_c = \begin{cases} \frac{2M_p C' (v_p \sin \alpha - v_{cl})^2}{\sqrt{v_p \sin \alpha}} \left[v_p \cos \alpha - \frac{C' (v_p \sin \alpha - v_{cl})^2}{\sqrt{v_p \sin \alpha}} \phi_c \right], & \alpha \leq 18.5^\circ \\ \frac{M_p [v_p^2 \cos^2 \alpha - K_1 (v_p \sin \alpha - v_{cl})^{3/2}]}{2\phi_c}, & \alpha > 18.5^\circ \end{cases} \quad (9)$$

式中, ϕ_c 为工件材料的磨损系数(由试验获得); C' 为表征材料表面抗冲蚀硬度的系数; K_1 是常数。 C' 与 K_1 分别由式(10)和(11)获得,即

$$C' = \frac{0.288}{\sigma_y} (\rho_p / \sigma_y)^{1/4} \quad (10)$$

$$K_1 = 0.82 \sigma_y^2 (\sigma_y / \rho_p)^{1/4} \left(\frac{1-v_p^2}{E_p} + \frac{1-v_t^2}{E_t} \right) \quad (11)$$

然而, Bitter 并没有对该现象进行理论阐述。 Hutchings^[40] 结合材料的两个力学特性,即动态硬度与高应变率响应特性,提出了临界塑性应变准则。然而,对冲击过程中材料的冲击硬化很难进行表征。其次,工件材料的动态硬度取决于加工条件,如

磨料的材料特性、尺寸与冲击动能等。根据测试条件的不同,聚甲基丙烯酸甲酯 (Polymethyl methacrylate, PMMA) 的动态硬度从 970 MPa^[41] 到 2600 MPa^[42] 不等。由于 MAJM 过程中,塑性材料冲蚀去除是一个非常复杂的动态过程,为了进一步弄清塑性材料冲蚀去除机理,人们在上述开创性研究工作基础上通过对工件材料冲蚀加工表面形貌的表征来分析材料冲蚀去除行为,并取得了较大进展^[43-45]。

综上所述,不同力学性能的工件在微磨料气射流加工中磨料颗粒的冲蚀机理不同。在 MAJM 过程中,根据工件材料力学性能合理地选择工艺参数,对提高材料冲蚀去除速率与表面加工质量至关重要。

3 材料冲蚀加工过程磨料嵌入抑制策略

对于高弹态 PDMS 等塑性材料,在其冲蚀加工过程中往往伴随着严重的磨料嵌入现象^[41]。Getu 等^[46-47]的研究发现,嵌入的磨料会降低冲蚀速率,并增加表面粗糙度,进而影响微流体在微流道中的流动特性。为了弄清高分子聚合物等塑性材料冲蚀过程中磨料嵌入规律,研究人员采用 SEM 与能量色散 X 射线光谱 (Energy dispersive X-ray spectroscopy, EDX) 等方法^[48-49]对磨料颗粒嵌入程度进行测量与表征,发现磨料颗粒速度^[41]、冲击加工角度^[50]与靶材力学性能^[51]是影响磨料嵌入程度的重要参数。Getu 等^[41]指出,塑性材料微磨料气射流加工过程中发生磨料嵌入的临界条件为单颗磨粒冲蚀深度大于其自身半径。为了避免磨料颗粒嵌入,研究人员相继开展了以下两方面研究。

(1) 由于塑性材料的冲蚀行为主要为微切削去除,在塑性材料冲蚀加工过程中大都通过减小冲击加工角度来减小磨料嵌入程度,并提高

材料冲蚀去除速率^[52]。对于弹性体 PDMS 材料而言,研究人员对 30°~90° 冲击加工角度范围内的高弹态 PDMS 材料磨料嵌入程度进行了试验研究,发现随着冲击加工角度的减小,磨料嵌入程度得到了明显改善^[47]。

(2) 在以往的研究中,许多学者逐渐认识到低温冷却在改善材料加工性能与提升表面加工质量等方面表现出一定的优势^[53],为难加工材料钛合金^[54]、纤维增强复合材料^[55]与高分子聚合物材料^[56]的高质、高效、绿色、洁净制造提供了工艺方案,并逐渐成为了高效低损伤精密加工领域关注的研究热点^[57-59]。

PDMS 材料在低温下会发生玻璃化转变 (玻璃化转变温度 $T_g=150$ K),其机械性能较高弹态时发生显著变化^[60]。Putz 等^[61]发现弹性体材料在玻璃态时的弹性模量与摩擦性能较弹性态时有大幅度增加。相比高弹态时切削加工变形大、表面质量差等现象,在低温条件下 (玻璃态) 能够实现脆性断裂的精密加工。在此基础上, Song 等^[62]提出一种基于误差补偿机制的 PDMS 低温微加工技术,通过试验发现,随着温度的降低,微流道底面粗糙度也下降。因此,针对 PDMS 弹性体材料在低温下进行加工的相关研究逐渐成为了研究热点。

Muju 等^[63]通过将磨料喷嘴与液氮喷嘴以对称式布置来实现玻璃的低温微磨料气射流加工,如图 12 (a) 所示,试验发现,玻璃在液氮 (LN₂) 辅

助冷却作用下表现出更大的脆性特征,即在低温下单颗磨料冲击玻璃所产生的横向裂纹长度比室温时大,因而表现出更大的 MRR; 然而,由于弹性体 PDMS 材料的弱刚性特征,该装置无法在加工过程中实现对 PDMS 材料的精准装夹,无法应用于 PDMS 材料低温微磨料气射流加工。针对这一加工难题, Getu 等^[47]开发了一种交叉对冲式低温微磨料气射流加工装置,如图 12 (b) 所示,运用该装置对 PDMS 材料进行低温微磨料气射流加工试验研究,结果表明,在低温冷却条件下 PDMS 材料冲蚀加工过程中的磨料嵌入现象得到了明显改善,材料冲蚀去除率得到了明显提高。在此基础上, Getu 等^[64]对该工艺过程中的热效应进行了理论研究,并将单颗磨粒去除厚度冷却至玻璃化温度所需的时间作为判断依据,对 PDMS 材料低温微磨料气射流加工过程中是否已发生玻璃化转变进行研究,结果表明,该厚度冷却至玻璃化转变温度的时间 (0.7 ms) 远小于材料的冲蚀去除时间 (7.7 ms), PDMS 材料在低温 MAJM 之前已发生玻璃化转变。在上述研究基础上,为了探究不同温度 (RT~77 K) 下 PDMS 材料的冲蚀加工性能, Gradeen 等^[65]开发了一种液氮浸没式低温微磨料气射流加工装置,如图 12 (c) 所示,该装置可通过在充满液氮的热交换器内布置不同长度蛇形管来获得不同温度的低温微磨料气射流束。在此装置基础上选取不同射流温度与冲

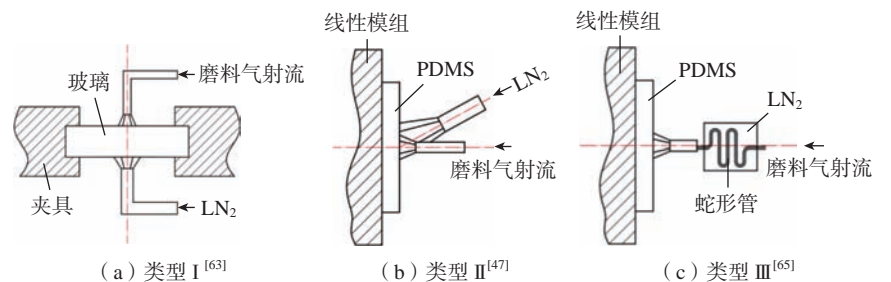


图 12 不同类型低温冷却辅助微磨料气射流加工技术原理示意图

Fig.12 Schematic diagram of micro-abrasive air-jet machining technology assisted by different types of low temperature cooling

击加工角度进行低温微磨料气射流加工试验^[66],研究发现,当低温微磨料气射流束的温度为 $-82\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $-127\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,PDMS材料冲蚀去除率的峰值发生在 20° 冲击加工角度处,呈现出典型的塑性去除特征;当射流温度为 $-178\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,PDMS材料冲蚀去除率的峰值发生在 $30^{\circ}\sim 60^{\circ}$ 冲击加工角度范围内。图13^[67]为以 90° 冲击加工角度在 $-82\text{ }^{\circ}\text{C}$ 与 $-178\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,PDMS冲蚀加工表面的SEM图,可以看出,随着温度的降低,PDMS材料表面的磨料颗粒嵌入程度也大幅度降低。因此,基于通过低温冷却减少磨料嵌入这一试验现象,提出PDMS材料的低温微磨料气射流加工方法的思路是可行的。

对比图12中3种低温微磨料气射流加工装置,图12(b)和(c)两种装置能够实现对PDMS材料低温微磨料气射流加工。然而,图12(c)所示的液氮浸没式低温微磨料气射流加工装置存在诸多局限性,具体表现为:(1)冷却系统的液氮消耗成倍增加;(2)射流束的速度、压力和温度相互耦合,存在顾此失彼现象;(3)随着喷嘴直径的减小,喷嘴处发生结冰堵塞的概率大大增加;(4)随着射流束温度的降低,磨料射流中气体介质容易因液化而丧失冲击动能。相比之下,图12(b)所示的加工装置具有一定的启发性,可在不牺牲磨料颗粒冲击动能的同时大幅度降低PDMS材料微磨料气射流加工过程中的表面磨料嵌入程度^[67]。

综上所述,尽管通过改变冲击加工角度或PDMS材料力学状态可有效减小PDMS材料MAJM过程中的磨料嵌入程度,但仍不能避免磨料嵌入现象的发生。一方面,有关PDMS材料在小于 30° 冲击加工角度下冲蚀行为的研究至今尚未提及;另一方面,针对低温冷却辅助MAJM技术而言,其冷却温度对PDMS材料冲蚀行为的影响至关重要。然而,现有研究

中假定PDMS材料在液氮射流冲击传热过程中的对流换热系数保持不变,致使温度理论预测值的最大误差高达31%,预测精度有待提高^[64]。

4 基于射流特性的微结构冲蚀加工几何特征

近年来,国内外专家学者对MAJM过程中微结构几何特征的演变规律开展了广泛研究。樊晶明^[2]在石英基片微流道MAJM试验中对不同工艺参数下的微流道几何特性演变规律进行了深入探讨,发现影响微流道宽度特征的显著因素为SOD与喷嘴直径,影响微流道深度特征的显著因素为喷射压力,而影响微流道侧壁倾角的显著因素为喷嘴直径。Wensink等^[68]研究了硅与玻璃等硬脆材料微流道MAJM成形过程,由于掩膜材料特性与靶材冲蚀去除机制的不同,导致微流道横截面轮廓在不同冲蚀加工时间下呈现出3种典型几何特征(碗形、V形与U形)的阶段性变

化。Shafagh等^[69]采用不同粒径固体磨料颗粒($100\text{ }\mu\text{m}$ 与 $10\text{ }\mu\text{m}$)对交叉微流道进行MAJM的研究中发现,与大粒径相比,采用小粒径固体磨料颗粒可有效减少微流道交叉处因冲蚀滞后效应(Blast lag)而引起的加工缺陷,如图14所示。

在MAJM过程中,影响微结构冲蚀加工几何特性的因素众多,包括冲蚀加工距离^[70]、喷嘴几何形状^[71]、喷射压力^[14]、冲蚀加工次数^[70]、喷嘴移动速度^[72]、磨料粒径^[73]、冲击加工角度^[74]、磨料硬度^[75-76]、磨料质量流量^[77]、射流介质黏度^[78]等。但其根本原因在于冲蚀加工过程中磨料颗粒冲击运动特性的变化^[79]。从这个角度来看,为了弄清微结构加工过程中的冲蚀成形演变规律,对MAJM过程中磨料颗粒冲击运动特性分析已成为一个重要的切入点。为了弄清微磨料气射流束在冲蚀加工过程中的运动特性,研究人员尝试采用流-固耦合仿真技术对其进行探

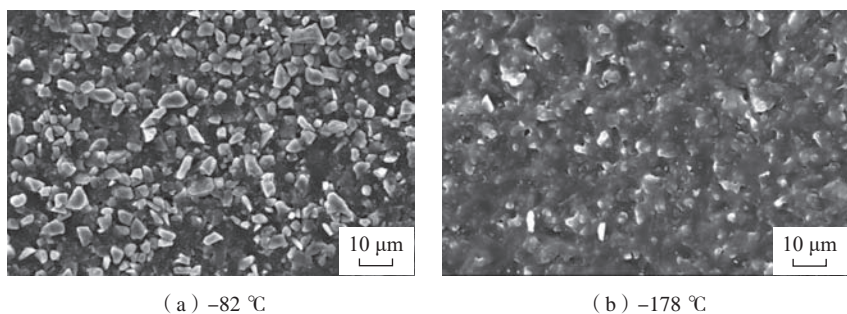


图13 不同温度下PDMS冲蚀加工表面SEM图(90° 冲击角度)^[67]

Fig.13 SEM images of PDMS erosion machining surface at different temperatures (90° impact angle)^[67]

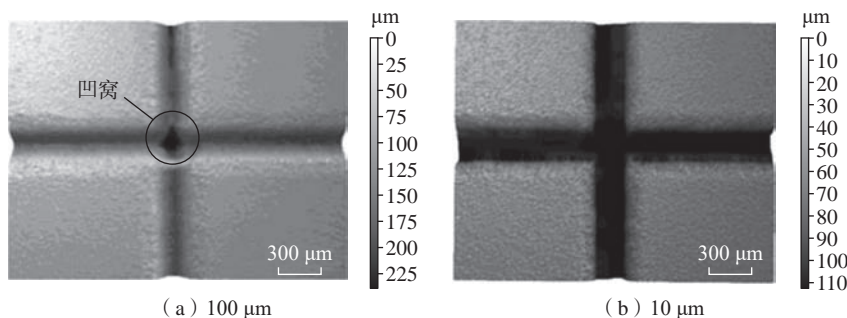


图14 不同粒径固体磨料颗粒的交叉微流道冲蚀加工效果^[69]

Fig.14 Effect of cross micro-channel erosion machining on solid abrasive particles with different particle sizes^[69]

究。Nguyen 等^[80]发现在 MAJM 过程中,由于微磨料气射流束流动特性的复杂性,磨料颗粒在一次冲击工件表面后可能弹出(图 15 中磨料轨迹 5~7),也可能会在一次冲击后反弹而多次撞击工件表面(图 15 中磨料轨迹 1~4)。通常,一次磨料冲击动能最大,二次反弹磨料冲击动能次之。

Kowsari 等^[81]提出了一种基于计算流体动力学的平面和曲面微磨料气射流加工区域预测模型,结果发现,微磨料气射流加工区域主要由沿喷嘴中心轴线上的一次磨料冲蚀与由气流驱动的二次磨料冲蚀造成(图 16);同时也发现,磨料的反弹角度随工件表面曲率的变化而变化,从而改变了二次磨料冲蚀区域的分布状态(图 17)。

Hu 等^[82]为了改善 MAJM 过程中固体磨料颗粒的流化效果,提出了一种吸入式送粉系统,并研究了射流介质黏度对固体磨料颗粒冲击运动特性的影响行为。由于射流介质黏度的改变,固体磨料颗粒冲击动能及其反弹轨迹发生改变(图 18),从而提高了 U 型结构特征微流道的成形能力。

综上所述,由于微结构微磨料气射流加工是一个动态成形的过程,基于流-固耦合理论的微磨料射流冲击运动特性数值分析方法在微结构加工特性的演变规律分析与控制方面逐渐成为人们关注的热点之一。

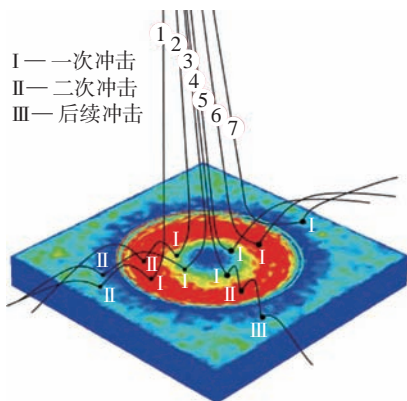


图 15 磨料颗粒冲击运动轨迹类型^[80]
Fig.15 Type of abrasive particle trajectories^[80]

然而,对于不同力学状态材料冲蚀加工过程中的磨料颗粒冲击运动分析及其对微结构几何特征影响的研究还未有报道。

国内外学者开展了冲蚀加工过程中磨料冲击运动行为等相关的研

究,发现在冲击射流流场区域内,射流与工件表面之间易形成局部高静压的滞留区^[83],而滞留区的停滞效应对冲击射流流场特性与磨料颗粒的冲击运动行为产生显著影响^[84]。为了了解流场特性对磨料颗粒冲击

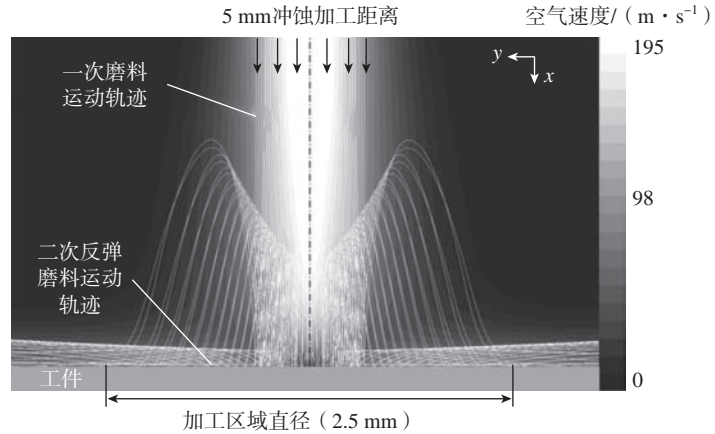
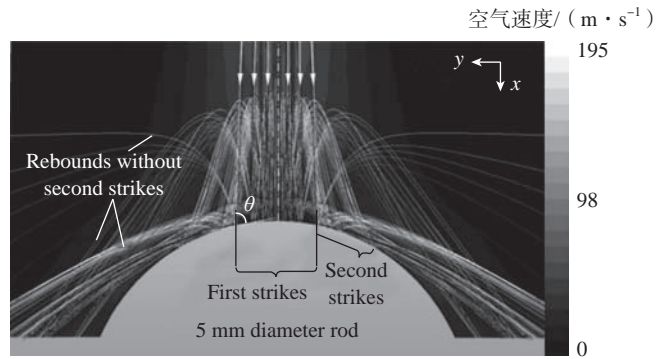
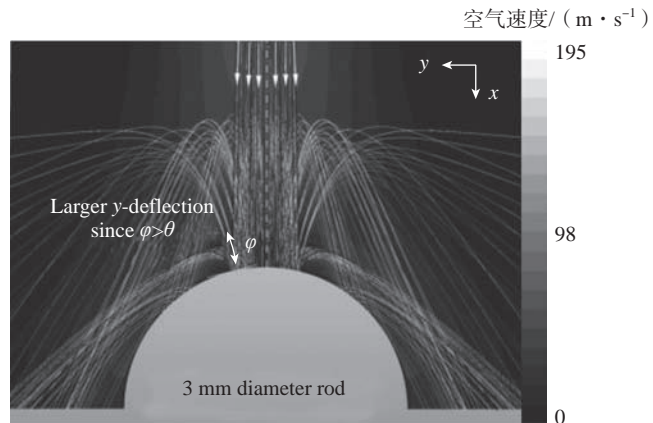


图 16 5 mm 冲蚀加工距离下平面的磨料冲击运动轨迹^[81]

Fig.16 Abrasive particle trajectories of jets on plane targets at standoff at 5 mm erosion processing distance^[81]



(a) 5 mm 曲率表面



(b) 3 mm 曲率表面

图 17 20 mm 冲蚀加工距离下,不同曲率表面的磨料冲击运动轨迹^[81]

Fig.17 Abrasive particle trajectories of jets on curved targets with different curvatures at 20 mm erosion processing distance^[81]

运动行为的影响,研究人员通过引入动量平衡数 λ 来评估磨料颗粒遵循流体介质运动趋势的程度^[85]。对于较小动量平衡常数($\lambda \ll 1$)的磨料颗粒,流体流线对磨料颗粒运动轨迹的影响较为显著,垂直喷射的磨料颗粒在滞留区停滞效应作用下偏离冲击射流中心,并形成一个环形的高冲蚀区,即W形表面轮廓(图19(a))^[86]。但滞留区停滞效应降低了磨料颗粒的冲击动能与冲击角度,使材料产生塑性冲蚀去除,表面加工质量较好;对于较大动量平衡常数($\lambda \gg 1$)的磨料颗粒,流体流线对磨料颗粒运动轨迹的影响不显著。磨料颗粒以较大的冲击动能与冲击角度使材料产生脆性冲蚀去除,底部平坦度高(图19(b))^[86]。

5 结论

(1)在磨料射流微加工技术领域中,提高射流束的稳定性与磨料的冲击动能是永恒的话题。然而,随着喷嘴直径的缩小与各种难加工材料及微细结构被广泛应用,开发能够为更细磨粒提供更加稳定且更大冲击动能的新技术已迫在眉睫。

(2)目前,为了减少材料表面冲蚀加工损伤与磨料嵌入程度,一方面采用减小磨粒粒径、磨粒硬度与喷射压力、冲击角度等手段减小磨粒法向冲击力,以获得低损伤冲蚀加工表面;另一方面则通过外部能量场辅助对工件材料进行处理,以期获得对材料冲蚀加工性能的调控。但是,如何在保证冲蚀加工质量的同时提高加工效率,仍是微磨料气射流加工技术在高使役性能微结构加工应用中必须解决的科学与技术难题。

(3)许多研究者认为高速加工是解决难加工材料加工问题的有效方法,有助于提高加工效率与表面质量,抑制亚表面损伤。在磨削中,高应变率加载下的材料脆化有助于降低亚表面损伤深度。对于磨料射流

加工技术,材料的冲蚀加工过程本身就是一种高应变率加载的过程。然而,对于硬脆等难加工材料的冲蚀加工表面完整性的表征与评价,至今仍未有详细的报道。此外,更是缺乏对磨料射流加工的微结构与现有加工方法在表面完整性方面的横向对比。这是因为在微加工的材料去除过程中产生的表面/亚表面损伤会严重影响产品的功能性和可靠性。因此,如何实现难加工材料的磨料射流低损

伤加工和后续抛光策略已显得尤为重要。需要进一步说明的是,运用材料的准静态力学性能难以精确揭示其真实的材料去除机理,需要引入材料的动态力学响应行为。

(4)在对金属等塑性材料进行微加工时,冲蚀加工表面黏附有金属熔滴凝固后的颗粒,这表明在磨料冲蚀加工过程中会有高温产生,但令人遗憾的是,至今仍未有能够有效预测冲蚀温度的理论模型。

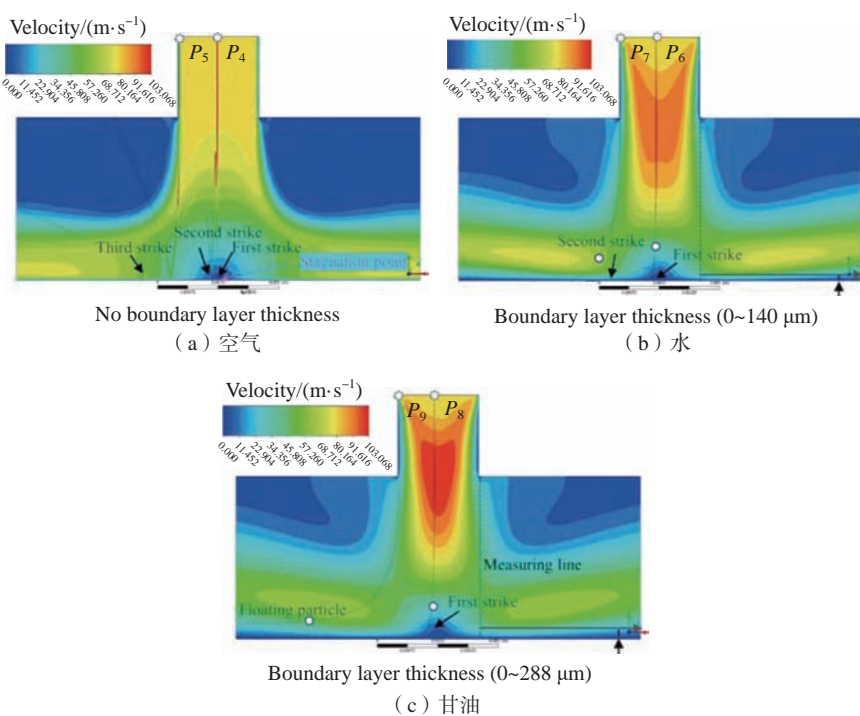


图18 90°冲击加工角度下不同射流介质对粒径为13 μm磨料冲击运动特性的影响^[82]
 Fig.18 Influence of jet media on 13 μm abrasive particle trajectories at erosion angle of 90°^[82]

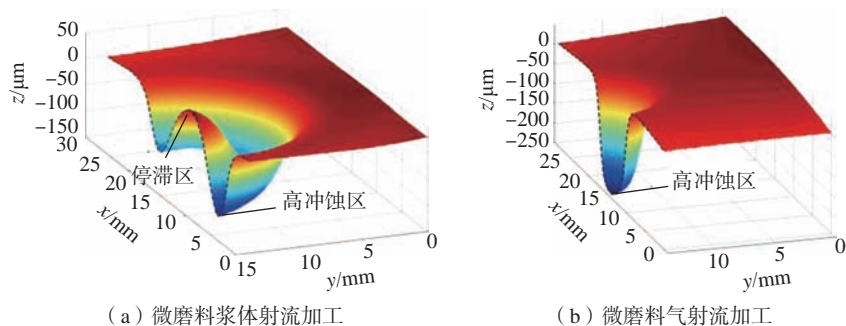


图19 不同驱动介质射流加工的微结构特征对比^[86]
 Fig.19 Comparison of microstructure characteristics of jet machining with different driving media^[86]

参考文献

- [1] VINCKEN M H. Special issue on a new flat thin display technology[J]. Philips Journal of Research, 1996, 50: 3–4.
- [2] 樊晶明. 微磨料气射流加工理论研究[D]. 广州: 广东工业大学, 2009.
- FAN Jingming. Theoretical study on micro-abrasive gas jet machining[D]. Guangzhou: Guangdong University of Technology, 2009.
- [3] CHEVALLIER P, VANNES A B. Effects on a sheet surface of an erosive particle jet upon impact[J]. Wear, 1995, 184(1): 87–91.
- [4] BALASUBRAMANIAM R, KRISHNAN J, RAMAKRISHNAN N. A study on the shape of the surface generated by abrasive jet machining[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2002, 121(1): 102–106.
- [5] RAJARATNAM N, ALBERS C. Water distribution in very high velocity water jets in air[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1998, 124(6): 647–650.
- [6] LI H Z, WANG J, FAN J M. Analysis and modelling of particle velocities in micro-abrasive air jet[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2009, 49(11): 850–858.
- [7] ZHANG G G, SUN Y L, GAO H, et al. Characteristics of cryogenic abrasive air-jet direct-write machining: A comparison with abrasive air-jet direct-write machining at oblique angles[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2022, 299: 117394.
- [8] ZHANG L, KURIYAGAWA T, YASUTOMI Y, et al. Investigation into micro abrasive intermittent jet machining[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(7–8): 873–879.
- [9] LEE S P, KANG H W, LEE S J, et al. Development of rapid mask fabrication technology for micro-abrasive jet machining[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2008, 22(11): 2190–2196.
- [10] PAWLOWSKI A G, SAYAH A, GLIS M A M. Accurate masking technology for high-resolution powder blasting[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2005, 15(7): S60–S64.
- [11] BURZYNSKI T, PAPINI M. A level set methodology for predicting the effect of mask wear on surface evolution of features in abrasive jet micro-machining[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2012, 22(7): 075001.
- [12] NOUHI A, SOOKHAK LARI M R, SPELT J K, et al. Implementation of a shadow mask for direct writing in abrasive jet micro-machining[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2015, 223: 232–239.
- [13] SOOKHAK LARI M R, GHAZAVIA, PAPINI M. A rotating mask system for sculpting of three-dimensional features using abrasive jet micro-machining[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 243: 62–74.
- [14] LI H Z, WANG J, KWOK N, et al. A study of the micro-hole geometry evolution on glass by abrasive air-jet micromachining[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2018, 31: 156–161.
- [15] MELENTIEV R, FANG F. Fabrication of micro-channels on Co–Cr–Mo joints by micro-abrasive jet direct writing[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 56: 667–677.
- [16] LUO X Y, PALUMBO J, PAPINI M, et al. Aerodynamic focusing of an abrasive air jet and its effect on machining resolution[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2019, 143: 92–106.
- [17] BURZYNSKI T, PAPINI M. Modelling of surface evolution in abrasive jet micro-machining including particle second strikes: A level set methodology[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2012, 212(5): 1177–1190.
- [18] HU Y, DAI Q W, HUANG W, et al. Tapered mask and its effect on the fluid flow and machining efficiency of a multiphase jet[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 50: 467–474.
- [19] AHMADZADEH F, TSAI S S H, PAPINI M. Effect of curing parameters and configuration on the efficacy of ultraviolet light curing self-adhesive masks used for abrasive jet micro-machining[J]. Precision Engineering, 2017, 49: 354–364.
- [20] MAJILA A N, JAIN R, FERNANDO D C, et al. Experimental and numerical correlation of impact of spherical projectile for damage analysis of aero engine component[J]. Defence Science Journal, 2016, 66(2): 193.
- [21] BOYCE B L, CHEN X, HUTCHINSON J W, et al. The residual stress state due to a spherical hard-body impact[J]. Mechanics of Materials, 2001, 33(8): 441–454.
- [22] GAHR K H Z. Wear by hard particles[J]. Tribology International, 1998, 31(10): 587–596.
- [23] ZENG J Y, KIM T J. An erosion model of polycrystalline ceramics in abrasive waterjet cutting[J]. Wear, 1996, 193(2): 207–217.
- [24] 张璧, 孟鉴. 工程陶瓷磨削加工损伤的探讨[J]. 纳米技术与精密工程, 2003, 1(1): 48–56.
- ZHANG Bi, MENG Jian. Grinding damage in fine ceramics[J]. Nanotechnology and Precision Engineering, 2003, 1(1): 48–56.
- [25] LAWN B. 脆性固体断裂力学[M]. 龚江宏, 译. 2 版. 北京: 高等教育出版社, 2010.
- LAWN B. Fracture of brittle solids[M]. GONG Jianghong, Trans. 2nd ed. Beijing: Higher Education Press, 2010.
- [26] QI H, SHI L W, TENG Q, et al. Subsurface damage evaluation in the single abrasive scratching of BK7 glass by considering coupling effect of strain rate and temperature[J]. Ceramics International, 2022, 48(6): 8661–8670.
- [27] MELENTIEV R, FANG F Z. Recent advances and challenges of abrasive jet machining[J]. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2018, 22: 1–20.
- [28] SLIKKERVEER P J, BOUTEN P C P, DE HAAS F C M. High quality mechanical etching of brittle materials by powder blasting[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2000, 85(1–3): 296–303.
- [29] LI Q L, WANG J, HUANG C Z. Erosion mechanisms of monocrystalline silicon under a microparticle laden air jet[J]. Journal of Applied Physics, 2008, 104(3): 972–979.
- [30] 李全来. 微磨料气射流切割单晶硅冲蚀率及切割质量研究[D]. 济南: 山东大学, 2009.
- LI Quanlai. Study on erosion rate and cutting quality of micro-abrasive gas jet cutting monocrystalline silicon[D]. Jinan: Shandong University, 2009.
- [31] HAGAN J, SWAIN M. The origin of Median and lateral cracks around plastic indents in brittle materials[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 1978, 11(15): 2091–2102.
- [32] EVANS A G, GULDEN M E, ROSENBLATT M. Impact damage in brittle materials in the elastic-plastic response régime[J]. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 1978, 361(1706): 343–365.
- [33] JAFAR R H M. Erosion and roughness modeling in abrasive jet micromachining of brittle materials erosion and roughness modeling in abrasive jet[D]. Toronto: University of Toronto, 2013.
- [34] QI H, FAN J M, WANG J, et al. Impact erosion by high velocity micro-particles on a quartz crystal[J]. Tribology International, 2015, 82: 200–210.
- [35] QI H, FAN J M, WANG J, et al.

- On the erosion process on quartz crystals by the impact of multiple high-velocity micro-particles[J]. *Tribology International*, 2016, 95: 462–474.
- [36] ALI Y M, WANG J. Impact abrasive machining[M]//*Machining with Abrasives*. Boston: Springer US, 2010: 385–419.
- [37] FINNIE I. Erosion of surfaces by solid particles[J]. *Wear*, 1960, 3(2): 87–103.
- [38] HASHISH M. Modified model for erosion[C]//*Seventh International Conference on Erosion by Liquid and Solid Impact*. Cambridge, 1987: 461–480.
- [39] BITTER J G A. A study of erosion phenomena part I[J]. *Wear*, 1963, 6(1): 5–21.
- [40] HUTCHINGS I M. A model for the erosion of metals by spherical particles at normal incidence[J]. *Wear*, 1981, 70(3): 269–281.
- [41] GETU H, SPELT J K, PAPINI M. Conditions leading to the embedding of angular and spherical particles during the solid particle erosion of polymers[J]. *Wear*, 2012, 292–293: 159–168.
- [42] KOWSARI K, SCHWARTZENTRUBER J, SPELT J K, et al. Erosive smoothing of abrasive slurry-jet micro-machined channels in glass, PMMA, and sintered ceramics: Experiments and roughness model[J]. *Precision Engineering*, 2017, 49: 332–343.
- [43] LEVY A V. The platelet mechanism of erosion of ductile metals[J]. *Wear*, 1986, 108(1): 1–21.
- [44] OKA Y I, OHNOGI H, HOSOKAWA T, et al. The impact angle dependence of erosion damage caused by solid particle impact[J]. *Wear*, 1997, 203–204: 573–579.
- [45] KLEIS I, KULU P. Solid particle erosion: Occurrence, prediction and control[M]. Berlin: Springer, 2007.
- [46] GETU H, GHOBEITY A, SPELT J K, et al. Abrasive jet micromachining of polymethylmethacrylate[J]. *Wear*, 2007, 263(7–12): 1008–1015.
- [47] GETU H, SPELT J K, PAPINI M. Cryogenically assisted abrasive jet micromachining of polymers[J]. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2008, 18(11): 115010.
- [48] MOMBER A W, WONG Y C, BUDIDHARMA E, et al. Surface profiling of low-carbon steel with supersonic waterjets[J]. *Wear*, 2001, 249(10–11): 853–859.
- [49] SARI N Y. Influence of erodent particle types on solid particle erosion of polyphenylene sulphide composite under low particle speed[J]. *Polymer Composites*, 2009, 30(10): 1442–1449.
- [50] WU W, GORETTA K C, ROUTBORT J L. Erosion of 2014 Al reinforced with SiC or Al₂O₃ particles[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 1992, 151(1): 85–95.
- [51] SHELDON G L, MAJI J, CROWE C T. Erosion of a tube by gas-particle flow[J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1977, 99(2): 138–142.
- [52] GETU H, GHOBEITY A, SPELT J K, et al. Abrasive jet micromachining of acrylic and polycarbonate polymers at oblique angles of attack[J]. *Wear*, 2008, 265(5–6): 888–901.
- [53] KAYNAK Y, LU T, JAWAHIR I. Cryogenic machining-induced surface integrity: A review and comparison with dry, MQL, and flood-cooled machining[J]. *Machining Science and Technology*, 2014, 18(2): 149–198.
- [54] 王凤彪, 侯博, 袁凯, 等. TC4 合金蜂窝冰固持低温铣削研究[J]. *稀有金属材料与工程*, 2018, 47(1): 326–332.
- WANG Fengbiao, HOU Bo, YUAN Kai, et al. Cryogenic milling of TC4 alloy honeycomb in ice fixation[J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2018, 47(1): 326–332.
- [55] 王晋宇, 刘海波, 刘阔, 等. 芳纶纤维增强树脂复合材料液氮冷却钻孔试验[J]. *复合材料学报*, 2020, 37(1): 89–95.
- WANG Jinyu, LIU Haibo, LIU Kuo, et al. Experiment of liquid nitrogen cooling drilling test of aramid fiber-reinforced polymer composites[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2020, 37(1): 89–95.
- [56] BERTOLINI R, BRUSCHI S, GHIOTTI A. Enhanced surface integrity of a biomedical grade polyetheretherketone through cryogenic machining[J]. *Procedia CIRP*, 2021, 102: 488–493.
- [57] 王永青, 郭东明, 郭立杰, 等. 超低温加工技术的研究现状及发展趋势[J]. *上海航天*, 2020, 37(3): 11–21.
- WANG Yongqing, GUO Dongming, GUO Lijie, et al. Research status and development trend of cryogenic machining technology[J]. *Aerospace Shanghai*, 2020, 37(3): 11–21.
- [58] MAURYA P, VIJAY G S, RAGHAVENDRA KAMATH C, et al. Cryogenic machining of elastomers: A review[J]. *Machining Science and Technology*, 2021, 25(3): 477–525.
- [59] KHANNA N, AGRAWAL C, PIMENOV D Y, et al. Review on design and development of cryogenic machining setups for heat resistant alloys and composites[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 68: 398–422.
- [60] AXINTE D, GUO Y B, LIAO Z R, et al. Machining of biocompatible materials—Recent advances[J]. *CIRP Annals*, 2019, 68(2): 629–652.
- [61] PUTZ M, DIX M, NEUBERT M, et al. Mechanism of cutting elastomers with cryogenic cooling[J]. *CIRP Annals*, 2016, 65(1): 73–76.
- [62] SONG K, GANG M G, JUN M B G, et al. Cryogenic machining of PDMS fluidic channel using shrinkage compensation and surface roughness control[J]. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 2017, 18(12): 1711–1717.
- [63] MUJU M K, PATHAK A K. Abrasive jet machining of glass at low temperature[J]. *Journal of Mechanical Working Technology*, 1988, 17: 325–332.
- [64] GETU H, SPELT J K, PAPINI M. Thermal analysis of cryogenically assisted abrasive jet micromachining of PDMS[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2011, 51(9): 721–730.
- [65] GRADEEN A G, PAPINI M, SPELT J K. The effect of temperature on the cryogenic abrasive jet micro-machining of polytetrafluoroethylene, high carbon steel and polydimethylsiloxane[J]. *Wear*, 2014, 317(1–2): 170–178.
- [66] GRADEEN A G, SPELT J K, PAPINI M. Cryogenic abrasive jet machining of polydimethylsiloxane at different temperatures[J]. *Wear*, 2012, 274–275: 335–344.
- [67] GETU H, SPELT J K, PAPINI M. Reduction of particle embedding in solid particle erosion of polymers[J]. *Wear*, 2011, 270(11–12): 922–928.
- [68] WENSINK H, ELWENSPOEK M C. Reduction of sidewall inclination and blast lag of powder blasted channels[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2002, 102(1–2): 157–164.
- [69] SHAFAGH S, PAPINI M. The effects of blast lag in abrasive jet machined micro-channel intersections[J]. *Precision Engineering*, 2020, 62: 162–169.
- [70] GHOBEITY A, KRAJAC T, BURZYNSKI T, et al. Surface evolution models in abrasive jet micro-machining[J]. *Wear*, 2008, 264(3–4): 185–198.
- [71] NANDURI M, TAGGART D G, KIM T J. The effects of system and geometric parameters on abrasive water jet nozzle wear[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2002, 42(5): 615–623.
- [72] SHAFIEI N, GETU H, SADEGHIAN

- A, et al. Computer simulation of developing abrasive jet machined profiles including particle interference[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 209(9): 4366–4378.
- [73] GHOBEITY A, CIAMPINI D, PAPINI M. An analytical model of the effect of particle size distribution on the surface profile evolution in abrasive jet micromachining[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 209(20): 6067–6077.
- [74] ZHANG Y, CHENG Y B, LATHABAI S. Erosion of alumina ceramics by air- and water-suspended garnet particles[J]. *Wear*, 2000, 240(1–2): 40–51.
- [75] WAKUDA M, YAMAUCHI Y, KANZAKI S. Effect of workpiece properties on machinability in abrasive jet machining of ceramic materials[J]. *Precision Engineering*, 2002, 26(2): 193–198.
- [76] ZHU Y S, LU W Z, ZUO D W, et al. Development of abrasive jet polishing by using amino thermosetting plastic abrasive for aluminum alloy[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 43: 218–228.
- [77] ACHTSNICK M, GEELHOED P F, HOOGSTRATE A M, et al. Modelling and evaluation of the micro abrasive blasting process[J]. *Wear*, 2005, 259(1–6): 84–94.
- [78] HU Y, DAI Q W, HUANG W, et al. Characteristics of multiphase jet machining: A comparison with the absence of water[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2021, 291: 117050.
- [79] HUMPHREY J A C. Fundamentals of fluid motion in erosion by solid particle impact[J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 1990, 11(3): 170–195.
- [80] NGUYEN V B, NGUYEN Q B, LIU Z G, et al. A combined numerical-experimental study on the effect of surface evolution on the water-sand multiphase flow characteristics and the material erosion behavior[J]. *Wear*, 2014, 319(1–2): 96–109.
- [81] KOWSARI K, NOUHI A, HADAVI V, et al. Prediction of the erosive footprint in the abrasive jet micro-machining of flat and curved glass[J]. *Tribology International*, 2017, 106: 101–108.
- [82] HU Y, DAI Q W, HUANG W, et al. Improvement of process repeatability and resolution in abrasive air jet machining via viscous slurry entrainment[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2022, 79: 413–431.
- [83] MELENTIEV R. Physical theories of solid particle erosion and abrasive jet wear[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2023, 106: 422–452.
- [84] ZHANG L, JI R Q, FU Y F, et al. Investigation on particle motions and resultant impact erosion on quartz crystals by the micro-particle laden waterjet and air jet[J]. *Powder Technology*, 2020, 360: 452–461.
- [85] QI H, QIN S K, CHENG Z C, et al. Towards understanding performance enhancing mechanism of micro-holes on K9 glasses using ultrasonic vibration-assisted abrasive slurry jet[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, 64: 585–593.
- [86] MANSOURI A, ARABNEJAD H, SHIRAZI S A, et al. A combined CFD/experimental methodology for erosion prediction[J]. *Wear*, 2015, 332–333: 1090–1097.

通讯作者: 孙玉利, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为精密与超精密加工技术、航空航天复杂结构件精密光整加工技术与装备、现代表面工程技术。

Research Status and Prospects of Micro-Abrasive Air-Jet Machining Technology

ZHANG Guiguan^{1,2,3}, ZHAO Yugang^{1,2}, ZHAO Guoyong^{1,2}, GAO Yuewu^{1,2}, MENG Jianbing^{1,2}, SUN Yuli³, ZUO Dunwen³

- (1. Institute of Advanced Manufacturing, Shandong University of Technology, Zibo 255049, China;
2. School of Mechanical Engineering, Shandong University of Technology, Zibo 255049, China;
3. Jiangsu Key Laboratory of Precision and Micro-Manufacturing Technology, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

[ABSTRACT] Micro-abrasive jet machining technology is a type of abrasive erosion and wear machining technology based on high-energy fluid, which has been widely used in machining difficult-to-machine materials, complex three-dimensional surfaces, and smooth surfaces. In order to further improve the ability of precise shape control in abrasive jet machining, domestic and foreign scholars have carried out many investigations on basic machining theory and technology exploration. Based on summarizing the development of abrasive jet machining technology, this paper comprehensively summarizes the main research results of domestic and foreign scholars in micro-abrasive air-jet machining technology. Such technologies include the divergence effect of micro-abrasive air-jet beam and its suppression strategy, the impact of material mechanical properties on material erosion removal mode, the abrasive embedding inhibition strategy in material erosion processing and the geometric characteristics of micro-structure erosion machining. Difficulties and the development trend of micro-abrasive jet machining technology are also investigated.

Keywords: Micro-abrasive air-jet machining (MAJM) technology; Material erosion removal mechanism; Microstructure geometric features; Abrasive; Abrasive embedment; Difficult-to-machine materials

(责编 七七)



2024年（第四届） 全国超声波加工技术研讨会

主办单位 中国机械工程学会特种加工分会

2024

4月12~14日·深圳

引文格式: 刘晓, 余映红, 崔曦月, 等. 纤维预制体渗透率测量技术研究进展[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 28-43.

LIU Xiao, YU Yinghong, CUI Xiyue, et al. Progress on permeability measurement techniques of fiber reinforcement[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 28-43.

纤维预制体渗透率测量技术研究进展*

刘 晓^{1,2}, 余映红², 崔曦月², 卿新林², 王奕首²

(1. 武汉理工大学信息工程学院, 武汉 430070;

2. 厦门大学航空航天学院, 厦门 361102)

[摘要] 纤维预制体渗透率张量作为复合材料液体成型工艺过程中树脂流动数值模拟的决定性输入参数, 与树脂流动以及最终成品质量密切相关, 是实现复合材料高质量和大批量制造的关键。本文根据流动状态(饱和或非饱和)、流动维度和测量方向(面内或面外)将渗透率测量技术分类, 论述了相应条件下的渗透率测量技术以及研究进展, 总结归纳了非饱和流动中流动前沿实时监测技术, 分析了造成渗透率测量结果分散性大的影响因素, 并阐述解决办法, 最后提出未来发展趋势。

关键词: 纤维预制体; 复合材料液体成型; 渗透率张量; 饱和或非饱和流动; 流动前沿

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.028



刘 晓

助理研究员, 博士, 研究方向为复合材料智能制造和结构健康监测。

航空航天、先进轨道交通以及海洋工程装备等关系到国民经济发展与国家战略安全, 重大装备和工程结构正朝着大型化与智能化方向发展,

对材料性能提出更为严苛的要求, 不仅要求其具有更高的强度和刚度以减轻结构重量, 还要求材料在特殊服役条件下具有优异性能。先进复合材料结构比强度和比刚度高、材料力学性能可设计, 具有整体成型等优点, 在航空航天、交通运输等领域的大型工程结构中得到越来越广泛的应用, 成为大型工程结构减重、提高效能及降低运营成本的有效途径^[1-2]。碳纤维增强树脂基复合材料结构的优异性能不但可以帮助航空航天领域实现结构减重、提高飞行器结构使用寿命、降低维护成本的目的, 同时还为增加舱内压力和空气湿度, 改善舱内环境设计提供了可能^[3-4]。随着复合材料技术的快速发展, 在飞行器结构上的用量大幅提升^[5-6], 大飞机复合材料结构用量已经成为其先进性和市场竞争力的重要标志。尽管

复合材料构件数量在过去十年中有巨大增长, 由于设计、制造成本及检测技术的限制, 其应用的增长速度及其所带来的经济效益与复合材料结构所能提供的优越性能还不匹配, 如生产过程中产品质量的不确定性和过裕度设计等^[7]。问题的根源在于缺乏实时有效的监测手段和准确的物性参数进行数值模拟, 难以及时掌握复合材料制造过程内部的工作状态、工艺参数, 进而及时进行有效评估并加以反馈控制^[8]。

复合材料结构的制造通常包含树脂在纤维预制体的均匀分散、高温高压固化、冷却脱模等步骤。航空航天领域需要的高性能碳纤维复合材料结构通常使用预浸料由热压罐生产, 但是热压罐体型巨大、操作复杂且成本高昂, 大大限制了复合材料结构的推广与应用。复合材料液体成

* 基金项目: 国家资助博士后研究人员计划 (GZC20232019); 国家自然科学基金 (11972314); 国家自然科学基金联合基金 (U2141245)。

型 (Liquid composite molding, LCM) 是实现复合材料结构大型化和集成化制造的经济型工艺,适用于制造大尺寸的三维复杂结构,具有低成本、大批量生产的潜力,已广泛用于航空航天、海洋工程装备、大型风机叶片等工业领域^[9-11]。

在 LCM 家族中,有各种不同的工艺变形体,根据压力不同大致分为两类:

(1) 对干燥纤维预制体施加真空,相应环境压力 (0.1 MPa) 起压实作用;

(2) 通过对树脂加压 (10 MPa 甚至更高) 使其渗透到干纤维中。

其中第一类只需要单面模具来定义其几何形状,如树脂灌注工艺 (Resin infusion, RI); 第二类通常需要闭合模具对干燥的纤维进行充分而坚实的覆盖,以承受渗透压力,最具代表性的是树脂传递模塑成型工艺 (Resin transfer moulding, RTM)。如果在纤维浸渍阶段将空气封存在纤维预制体中,会导致组件中较高的空隙含量而使得成品性能下降,因此在渗透之前,可以通过对封闭的系统施加真空以排除预制体中的空气,这种配置通常称为真空辅助工艺 (Vacuum assisted), 相应产生工艺变种 VARI 和 VARTM。

在 LCM 工艺树脂灌注阶段,黏性树脂在压力梯度下进入纤维预制体,并逐渐填充纤维丝之间、纤维束之间以及模具和真空袋,封闭系统内的所有空间^[12]。树脂灌注过程涉及注气口、排气口、树脂黏度、温度、流动前沿和纤维预制体孔隙率、渗透率等诸多因素,如果工艺参数的取值或组合不合理,会导致复合材料成品中产生干斑或富脂区等缺陷,严重削弱其成品性能^[13-15]。复合材料制造工艺离散性大,工艺参数取值问题很难及时纠正^[16],采取反复试验或试错的方法来确定合适的工艺参数又非常低效,因此常用数值模拟分析树脂

流动和评估注射前的工艺设计,以确保干燥纤维预制体的完全饱和。基于达西定律的数值模拟预测的准确性依赖于输入参数的准确性,特别是纤维预制体的渗透率,有关其试验测量技术一直是近十年的研究热点,每年相关的出版物均超过 150 篇^[17]。即使国际上有一些渗透率相关的基准测试,其测试标准一直没有得到建立。由于渗透率根据树脂流动的方向显著不同,呈现高度各向异性,而且面外测量技术难度更高;此外,渗透率的测量与织物结构、试验方法、测试流体类型、流体注入条件、流动前沿传感技术、人为因素等密切相关,纤维制造商必须根据每个具体情况确定,无法提供渗透性值。因此,开发能够准确测定纤维预制体渗透率的试验方法,对于提高数值模拟预测的流动前沿精度具有重要价值,是实现大型复合材料结构液体成型制造工艺参数优化和高产能智能制造亟须解决的关键问题。本文聚焦于复合材料液体成型工艺,对纤维预制体渗透率测量技术的相关研究进展进行综述性分析。

1 渗透率张量

液体成型工艺中其树脂流动过程受达西定律控制,主要描述了平均流速 v 与树脂灌注压力梯度 ∇P 、树脂黏度 η 和纺织品的渗透率 \mathbf{K} 之间的关系,如式 (1) 和 (2) 所示。

$$v = - \left(\frac{\mathbf{K}}{\eta} \right) \times \nabla P \quad (1)$$

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} K_1 & 0 & 0 \\ 0 & K_2 & 0 \\ 0 & 0 & K_3 \end{bmatrix} \quad (2)$$

可以发现,渗透率 \mathbf{K} 衡量了多孔介质的渗透性,而且为了实现对纤维预制体的完全浸润,数值模拟经常被用于分析树脂流动和评估工艺设计,纤维预制体的渗透率则是其决定性输入参数。各向异性材料的渗透率通常与方向有关,对于三维流动用二

阶张量来描述。考虑到织物对称条件,张量可以对角化,同时假设面内和面外流动之间互相独立,仅剩余 4 个独立变量就可以描述纤维结构中任何方向的流动,如图 1 所示^[18]。(1) 面内渗透率最大值 K_1 ,在纤维预制体平面内沿纤维方向;(2) 面内渗透率最小值 K_2 ,在纤维预制体平面方向且垂直于 K_1 ;(3) 面内渗透率最大值 K_1 的旋转角度 β ,相对于材料的生产角度;(4) 面外渗透率 K_3 ,垂直于 K_1 和 K_2 。

相关研究表明,可以使用 Kozeny-Carman 模型进行经验拟合建立渗透率与孔隙率的关系^[19]。该模型通过将介质作为任意横截面上的平行流道排列来推导,因此主要用于估算各向同性多孔介质的渗透率 \mathbf{K} 。

$$\mathbf{K} = \frac{d_f^2}{k} \times \frac{\varepsilon^3}{(1-\varepsilon)^2} \quad (3)$$

式中, ε 是纤维预制体孔隙率; d_f 是纤维丝直径; k 是 Kozeny 常数,通常需要通过试验测量得到。但是对于许多类型的预制体, Kozeny-Carman 模型的假设是不合理的^[20],而且该方程不能有效地拟合渗透率试验值。进一步改进 Kozeny-Carman 模型为

$$\mathbf{K} = \frac{\varepsilon^{n+1}}{C(1-\varepsilon)^n} \quad (4)$$

式中, n 和 C 均为经验参数, n 为使用除 2 以外的指数,该模型并非基于流动机理,可作为拟合试验数据的经

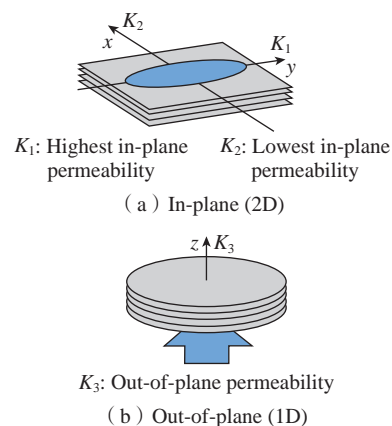


图 1 纤维预制体的主渗透率^[18]
Fig.1 Main permeability of fiber reinforcement^[18]

验模型^[21]。

渗透率试验可分为饱和试验和非饱和试验两类。饱和试验通常测量流体在所选方向流动时,通过已经饱和的织物时的稳态流量和压降之间的比率。相比于干燥的纤维布,树脂在已经完全浸润的纤维中阻力更小,更容易流动,因此饱和试验的渗透率结果通常比非饱和试验结果偏大。然而真正的 LCM 过程是非饱和的,前进的流动前沿是该过程的一个重要特征。根据树脂流动的维度,将其分为一维、二维和三维流动,相应地测得不同的渗透率参数,如图 2 中的面外渗透率测试^[22]。由于饱和试验无法区分流动的维度,因此饱和试验通常会在精心设计的试验条件下进行某一特定方向的测量,即一维流动。而非饱和试验可以通过流动前沿监测技术同时获取树脂在不同方向上的流动前沿,因此非饱和试验可以在一个或多个维度下进行。

2 饱和和渗透率试验

饱和和渗透率试验通常为一维流动,其控制方程可以由达西定律的一维形式描述。

$$K_{\text{Sat}} = \frac{Q \cdot \eta \cdot h}{A \cdot \Delta p} \quad (5)$$

式中, Q 为体积流量; A 为流道截面积; Δp 为试样两侧的流体压力差; h 为试样厚度。对于饱和测试均为一

维流动,即树脂仅在一个特定方向上流动。对于式(5),必须首先建立稳态流动,即试样完全饱和且所有空气都从流道中被排开,当监测的流体压力和体积流量均稳定时,可以计算得到渗透率,因此不需要对树脂流动前沿进行跟踪。

2.1 一维饱和和面内试验

一维流动指树脂仅在一个方向上流动,渗透率的 3 个方向均可以通过一维流动进行测量。饱和一维面内试验指树脂在选定平面内某一方向进行流动,测试相应方向上渗透率,一般是线性注射,因此也可称为线性流动。Caglar 等^[23]采用一维饱和流动试验研究了球形夹杂物对斜纹玻璃织物面内渗透性的影响,发现夹杂物含量越少直径越小,渗透率越低;夹杂物直径变大,会扩大现有孔隙或形成新的孔隙,增高渗透率。Comas-Cardona 等^[24]通过在两个刚性压缩板上进行饱和浸渍的纤维压缩试验,结合数值仿真测量了面内饱和和渗透率,结果与注入技术测得的渗透率值吻合。法国 ONERA 机构和天主教鲁汶大学提出进行国际渗透率基准测试的倡议后,全球不同机构进行面内面外渗透率的基准测试,作为渗透率测量标准化的第一步,目的是概述实际使用的方法以及实施这些方法获得的结果范围。在第一

次面内基准测试中,包括 Verrey 和 Laine 等在内的六家单位采用一维饱和和面内渗透率试验获取相应方向上的渗透率^[25]。

2.2 一维饱和和面外试验

一维饱和和渗透率试验主要应用于面外渗透率的测量,该方法只需要压力计和流量计,易操作实现。如图 3 所示, Aziz 等^[26]在饱和流动条件下使用万能试验机精准控制样品厚度,使用多孔板实现厚度方向上的一维流动,结合进出口压力传感器和流量传感器按式(5)测量了干纤维的面外渗透率,发现自动式干纤维铺放过程中的工艺变量对渗透率的影响最高可达 5 倍,确定了预制件的面外渗透率与自动化干式纤维铺放制造技术的工艺变异性之间的相关性。同时根据 X-CT 扫描重建精确的 TexGen 模型,与数值模拟技术相结合,得出了与试验数据偏差 $\pm 10\%$ 的准确渗透率预测结果,建立预测渗透率的有效方法。

根据一维饱和和面外试验, Rimmel 等^[27]基于流量和压降测量评估了拼接对碳纤维预制体的面外渗透性的有利影响,由于缝合预制件微观结构中存在流动通道,可使渗透率提高近 50 倍,且标准偏差较小。因此,缝合可以有效提高面外渗透率,从而提高干纤维铺放预制件的渗透性,与传统纺织半成品材料水平相当。Kabachi 等^[28]使用两个压力传感器和一个天平来监测压降和流量,在不同的纤维体积分数条件下,测定了 3 种玻璃纤维增强材料:机织织物、非卷曲纤维和纤维垫,进而研究了循环压实对面外饱和渗透率的影响,结果表明,渗透率随纤维体积分数的增加而降低,而循环压实使织物嵌套密度增大,尽管不影响渗透率的数值,但降低了结果的标准差。Yang 等^[29]对纤维预制体面外饱和和渗透率进行了数值计算和试验评估,提出了一个无量纲系数“填充系数”来定量评价模具对厚

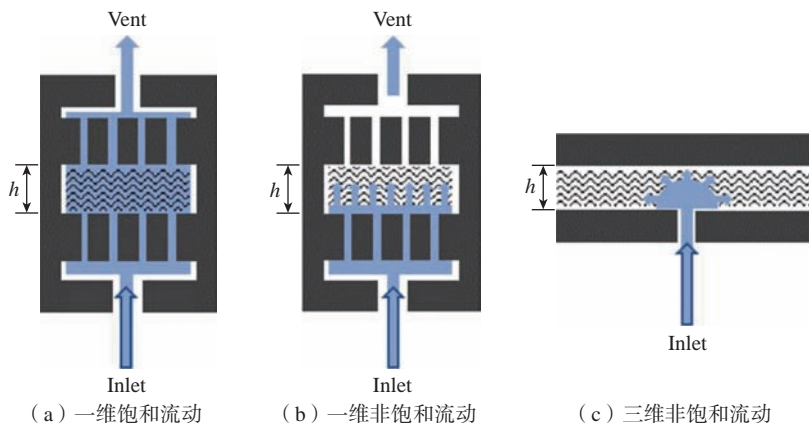
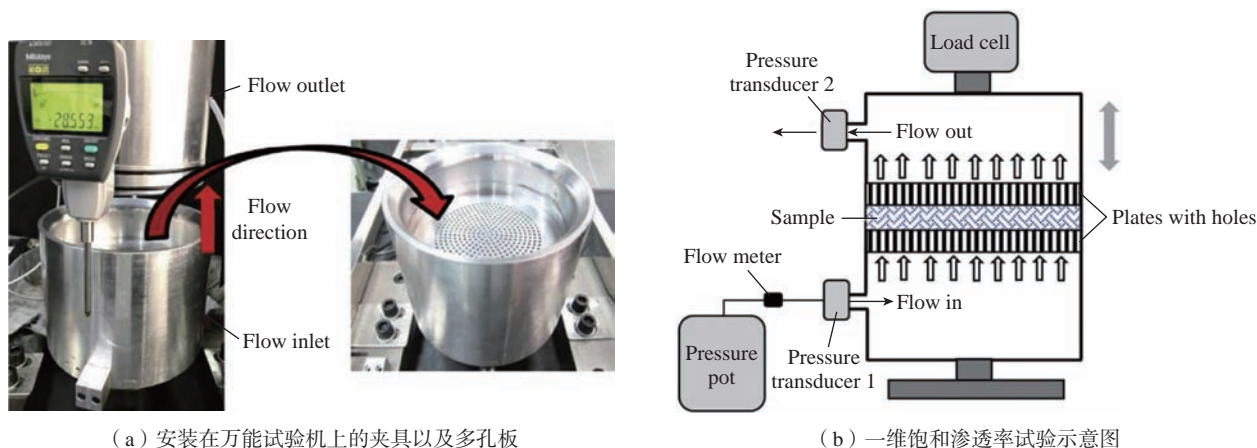


图 2 面外渗透率测试试验示意图^[22]

Fig.2 Schematic diagrams of the principles of out-of-plane permeability measurement^[22]



(a) 安装在万能试验机上的夹具以及多孔板

(b) 一维饱和和渗透率试验示意图

图3 一维饱和和渗透率面外试验装置^[26]Fig.3 1D saturated out-of-plane permeability experiment equipment^[26]

度方向流动的影响。在饱和与非饱和流体中,测量的面外渗透率随着填充系数的减小而增大,当填充系数为1时,即可得到本征横向渗透率。在国际上进行的面外渗透率基准测试中^[22],大多数参与者使用一维饱和和面外渗透率测量方法,原理均为测量厚度方向上流动的流量与压降,但压力和流量监测方式、传感器位置、流体分散介质、样品夹持方式等试验细节有不同。单因素方差分析结果表明,压力监测方式、传感器位置、流量监测方式、边缘效应等对结果影响并不显著。基准测试提出几点建议优化测量方案:密封样品边缘减少流动道效应;样品层数应尽可能多以减少层间的嵌套对渗透率结果的影响;注射压力需要足够高以确保流动速度可以精确测量;压力必须低于进一步压缩试样所需的特定压力。

3 非饱和和渗透率试验

3.1 一维非饱和面内流动

与饱和渗透率试验不同,对于非饱和渗透率试验,必须对流动前沿进行实时监测追踪,众多研究基于不同的物理原理开发了许多流动前沿监测技术,按照传感器与试样的空间关系分为非侵入式和侵入式两类。当流动前沿被实时确定后,非饱和和渗透率的计算同样可以用一

维形式表示,即

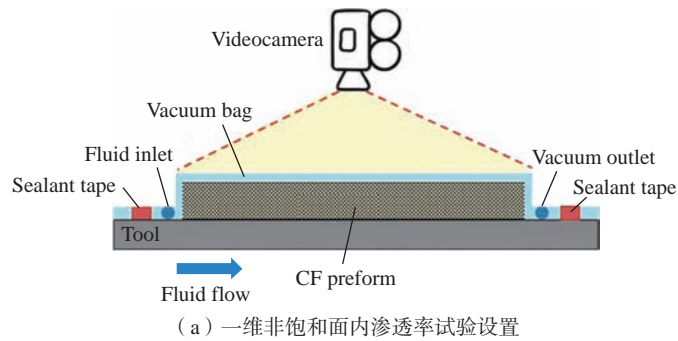
$$K_{\text{Unsat}} = \frac{\eta \cdot \varepsilon}{2\Delta p} \times \frac{l_f^2(t)}{t} \quad (6)$$

式中, ε 是纤维预制体的孔隙率; t 是注射时间; $l_f(t)$ 是特定测量方向上流动前沿距离注射口的距离。

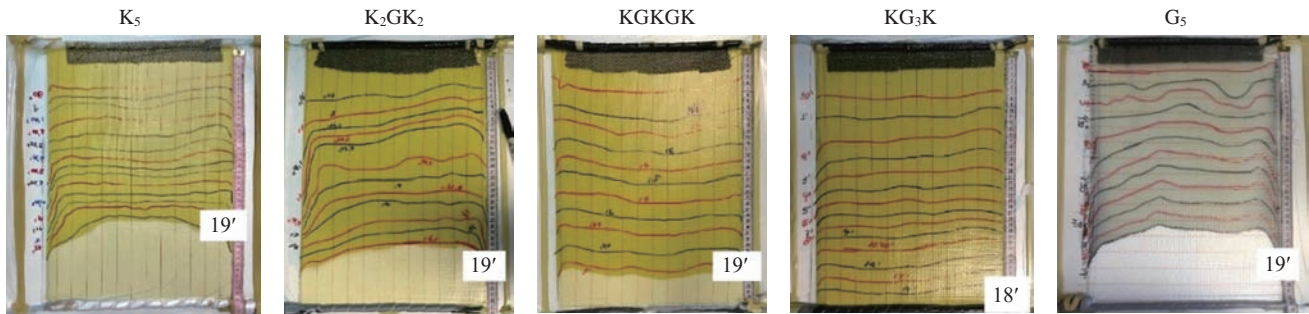
Lionetto等^[30]借助摄像机这种非侵入式光学方法对真空辅助成型工艺下单向碳纤维面内不同方向的渗透率进行了测试。如图4所示, Da Silva等^[31]采用一维非饱和面内试验研究了玻璃/芳纶/环氧等混杂复合材料的的面内渗透率,发现不同玻璃织物的混合可以提高渗透性,并确定了协同效应。Aranda等^[32]同样采用该方法测量纺织品在剪切变形下的渗透率,发现剪切角在 15° 范围内时,主轴的渗透率呈线性增加,次轴的渗透率呈线性下降;当剪切角大于 20° 时,两者的行为都是非线性的。在第二次国际面内渗透率基准测试中^[33],全球共12个机构和研究小组使用一维非饱和流动这一特定的程序来测量和比较碳纤维织物的面内渗透率,其中纤维体积分数、注射压力和流体黏度等参数需使用相同的值,以最大限度地减少散射源。在遵守指导程序的情况下获得的数据之间的散点低于25%。然而,当一些参数与这项工作的特定程序不同时,结果会产生较高的离散,试验程序之间的差异可

能是造成分散的原因,与测试条件的影响相比,人为因素可以忽略不计。

部分研究者对比了一维流动下饱和与非饱和面内渗透率的差异。Ma等^[34]采用一维流动试验测量了5种不同预制体的饱和与非饱和渗透率,试验结果表明,渗透率与孔隙率之间的关系可以近似地表示为指数函数。当孔隙率降至0.65左右时,渗透率急剧下降。试验中所用织物的非饱和渗透率在试验条件下均表现出随着流动前沿向前移动而增大的特点,但其演变规律有所不同。不同材料非饱和渗透率与饱和渗透率的比值($K_{\text{Unsat}}/K_{\text{Sat}}$)为0.4~0.7。Shojaei等^[35]通过单向注入试验研究了不同注射压力和纤维预制体孔隙率对玻璃织物饱和和非饱和渗透性能的影响。试验可以识别出树脂的最大平均速度,低于该速度时瞬态渗透率保持不变;饱和渗透率总是高于非饱和渗透率,其差异值在注入压力范围内保持恒定,且与纤维体积分数无关。Francucci等^[19]对比了单向流动试验条件下自然纤维的饱和与非饱和渗透率,发现饱和渗透率的值偏高,这一观察结果可归因于致密纤维束的延迟浸渍,相对于宏观流锋,由于束间和束内局部渗透率的差异,当微孔已经被流体填充时,流速减小;另一种可能的解释是纤维织



(a) 一维非饱和面内渗透率试验设置



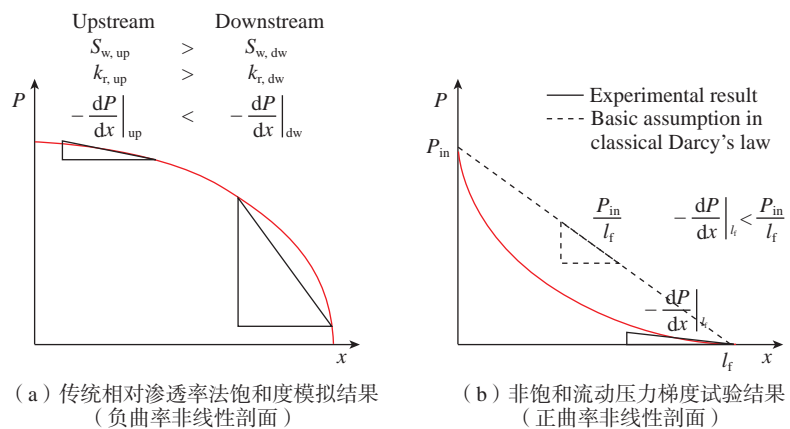
(b) 在18~19 min进行的5次渗透率试验树脂流动前沿(K为芳纶纤维;G为玻璃纤维)

图4 一维非饱和面内渗透率试验^[31]Fig.4 1D unsaturated in-plane permeability test^[31]

物会从主流体中吸收更多的液体,减缓流体流动,从而增加流动阻力,降低渗透率。当预制体完全浸渍并被流体饱和,不再有微孔浸渍或流体吸收,流速增加,因此,饱和渗透率高于非饱和渗透率。Park等^[36]发现压力梯度在非饱和流动中是非线性的,具有正曲率,实际流动前沿处的负压梯度小于线性压力假设下的预测值,如图5所示,对压力梯度的误解是导致相同纤维预制体的饱和和非饱和渗透率差异的主要原因。此外,若流动前沿后面的纤维束没有完全饱和,则会有一部分液体流入纤维束,称为质量沉积效应,质量守恒方程失效。据此Park等^[36]提出3点建议:(1)在模具中使用多个压力传感器以便获得不同位置和瞬间的局部压力梯度;(2)非饱和渗透率测量中,渗透率应通过流动前沿处的局部负压梯度来评估;(3)根据束间和束内流动修改质量守恒方程。

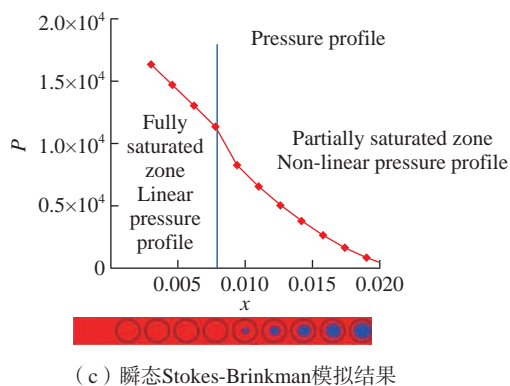
3.2 二维非饱和面内流动

一维非饱和面内流动仅仅能获



(a) 传统相对渗透率饱和度模拟结果 (负曲率非线性剖面)

(b) 非饱和和流动压力梯度试验结果 (正曲率非线性剖面)



(c) 瞬态Stokes-Brinkman模拟结果

图5 常规建模方法(相对渗透率)与试验/模拟结果的压力梯度比较^[36]Fig.5 Comparison of pressure gradient between the conventional modeling approach (relative permeability) and the experimental/simulation result^[36]

取纤维预制体某一特定方向的面内渗透率,而二维非饱和面内流动试验可以从单个试验中同时获取面内主渗透率 K_1 、 K_2 和旋转角 β 。在基准测试^[37]规定的测试程序中,测试流体在恒定的注射压力下通过中央注射口注射到包含干燥纤维预制体的腔体中,其中预制体的中心通常有一个贯穿厚度的孔,对齐注射口以确保树脂在注射开始时尽快充满该孔,并在随后阶段均匀浸渍面内各层。该测试程序下液体流动前沿通常为椭圆形,因此也称为径向流动,如图6所示^[37]。

对于二维非饱和面内流动,在具有面内各向同性特性的纤维中流动时其流动前沿为圆形,其控制方程相对简单^[38]。

$$\rho_f^2 (2 \ln \rho_f - 1) + 1 = 4\Phi \quad (7)$$

式中, $\rho_f = R_f/R_0$ 是无量纲半径; $\Phi = K\Delta pt/\epsilon\mu R_0^2$ 是无量纲时间; R_f 是流动前沿距离注射口位置; R_0 是注射口半径。根据试验数据可以绘制一条过原点的拟合线,进而根据斜率得到渗透率数值。对于正交各向异性材料,面内渗透率张量简化为

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} K_1 & 0 \\ 0 & K_2 \end{bmatrix} \quad (8)$$

在此条件下,需要将椭圆拟合到流动前沿的测量点上,并根据过程条件转换为等效的各向同性坐标系,将椭圆流动前沿转换为圆形,进而根据注射时间的变化计算渗透率值。对原坐标系中 (x, y) 点到各向同性坐标系中 (x_e, y_e) 点其转换方程为^[39]

$$x_e = x \left(\frac{K_2}{K_1} \right)^{1/4}, y_e = y \left(\frac{K_1}{K_2} \right)^{1/4} \quad (9)$$

Weitzenböck 等^[40-41]率先提出径向流动下获取面内渗透率的迭代算法,结果表明,该算法可以使渗透率结果的准确性和可靠性有明显提高,而且通过计算旋转角 β ,主渗透率值可以自动校正关于测量轴的任何偏

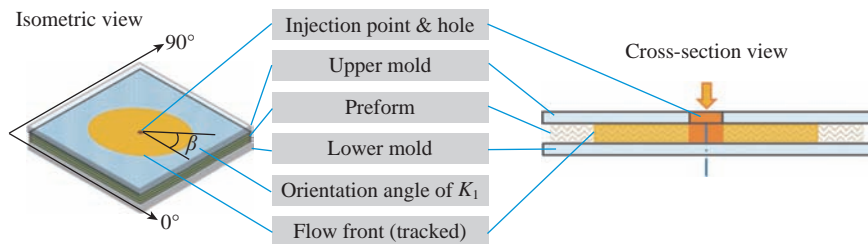


图6 径向注入方法示意图^[37]

Fig.6 Schematic illustration of the radial injection approach^[37]

差。此外,该方法中流动前沿测点的数量和时间步长都可以不同,不需要在同一时间对所有3个流动方向(0° 、 45° 、 90°)进行测量,因此更加通用。在第一次国际面内渗透率基准测试中,Arbter 等^[25]比较了16个不同的试验程序获得的面内渗透率数据,发现不同的试验条件(如线注射或径向注射、恒定压力或恒定流速边界条件、饱和与非饱和流动等)使在任何给定的纤维体积分数下,每种织物的主渗透率分散高达一个数量级,主渗透率值的比值变化系数可达2。试验的不确定性和样品的可变性会影响单一系列试验结果,为了实现测量方法的标准化和结果的普适性,为不同机构制定相同的试验标准可以有效消除散射源,这也是第二次基准测试^[33]的结果稳定性较好的原因。对于无卷曲纤维,Grössing 等^[42]采用电容式面内渗透率测量技术,研究了纺织参数对其面内渗透率的影响,结果表明,粗纱条数和所用针脚长度对织物的面内渗透性有影响,对纤维克重没有影响,据此可为选择特定渗透率数据的纺织品和数值模拟提供参考依据。对于机织织物,如图7所示,Rieber 等^[43]使用带有8个线性电容式传感器的铝质模具对19种玻璃纤维机织织物进行测量,考察了织法、线密度、纱线密度和卷曲对面内渗透性的影响。发现卷曲比越大的纺织品,其渗透率的各向异性也越大,渗透率-纤维体积分数曲线的斜率与线密度、纱线密度相关。

机织织物的各向异性取决于经纬纱的卷曲比,且斜纹织物的面内渗透率各向异性更强。

3.3 一维非饱和面外流动

复合材料通常为薄壁结构,厚度在毫米量级,在沿厚度方向流动距离很短的情况下,其内部的流动前沿难以观测且测量点少,因此面外方向的非饱和渗透率测量比面内方向的渗透率更具挑战性。英国国家物理实验室牵头国际上26个机构进行了纤维预制体面外渗透率的基准测试^[22],大多数参与者使用了一维饱和流动测试方法,而少数人选择了一维非饱和或三维非饱和流动方法,结果显示数据之间有高达两个数量级的散射。式(6)同样可以用来确定一维非饱和



图7 二维平面渗透率测量单元,下模具安装有电容式传感器^[43]

Fig.7 In-plane permeability measurement cell with capacitive sensors in the lower mold half^[43]

流动条件下的面外渗透率。

基于侵入式光纤传感器, Drapier 等^[44]将其末端剥除包层后用于监测厚度方向上的流动前沿位置, 结合一维饱和^[45-46]与非饱和面外流动, 测量无卷曲多轴织物的饱和与非饱和面外渗透率。基于超声纵波方法, 假设纵波在干燥和浸润的纤维内传播速度分别为恒定值, 则沿厚度方向的流动前沿与超声纵波的飞行时间呈线性相关。Schmachtenberg 等^[47]研究了超声波纵波技术在树脂流动前沿的应用, 并利用超声波信号、传输时间和振幅实现在线监测。Stöven 等^[48]开发了一种基于超声纵波的三维流动前沿在线监测, 实现纤维预制体内流动前沿瞬时位置的连续测量, 并通过数值流动模拟软件确定了面外渗透率。此外, Becker 等^[18]基于超声传感器对流动前沿进行监测, 对包括碳和玻璃编织物及无卷曲织物两种体系在三个不同的纤维体积分数下测量其非饱和面外渗透率, 结果表明, 该体系与渗透率值的相对偏差符合较好, 且大多在 50% 以下, 纺织品引起的不均匀性和不同的测量参数(如注射压力等)是导致偏差的主要原因。Konstantopoulos 等^[49]采用超声纵波(图 8)对 18 种不同预制件

的面外渗透率进行了测定, 系统重复性好且预制件纤维体积分数测量范围广泛, 并通过视觉观测验证了超声法测量厚度方向上流动前沿的准确性。

特别地, Kabachi 等^[50]使用摄像机正对 PMMA 管, 在贯穿厚度的浸渍过程中直观地跟踪染色液体的流动前沿位置和纤维压实情况, 同时使用压力传感器监测进口压力, 试验设置如图 9(a)所示; 图 9(b)为相应的试验结果, 初始纤维体积分数为 0.4 的无卷曲织物在 1.5 cm³/s 的恒定流速下, 分别在 0 s、10 s、20 s 和 30 s 时的面外浸渍图像。结果表明, 该方法可以方便地跟踪流动前沿和观察浸渍过程中的液体-织物耦合作用, 且适用于各种纤维材料, 涵盖了非常广泛的纤维体积分数和厚度。通过在测量样品的不同角度使用多个摄像机, 可以提供更多关于样品周围流动前沿的信息, 有助于提高流动前沿测量的精度以及渗透率计算结果的稳定性。

部分研究人员对比了一维流动下饱和与非饱和面外渗透率的差异。Ballata 等^[51]将非饱和渗透率结果与 Luce 等^[52]的饱和渗透率结果进行比较, 结果表明, 玻璃纤维在饱和状态下

测得的面外渗透率低于非饱和状态, $K_{U_{nsat}}/K_{Sat}$ 比值为 4。Drapier 等^[44]对无卷曲多轴织物进行一维面外饱和与非饱和渗透率试验, 发现非饱和与饱和渗透率结果均取决于接收流体的织物面, 非饱和渗透率比饱和渗透率大 10 倍左右, 试验结果可以为两种状态下渗透率预测的发展提供理论基础。在面外渗透率基准测试中^[22], 对比了不同机构采取的一维饱和、一维非饱和与三维非饱和面外渗透率试验结果, 发现在所有纤维体积分数下结果趋向于相同范围, 当体积分数为 0.47 时, 三维非饱和试验得到的数值更高。使用一维饱和和一维非饱和试验的大多数参与者拟合得到的 Kozeny 常数数值在去除异常值后处于相同的范围内。对于三维非饱和和流动试验, 拟合系数数值往往小于其他试验方法, 表明该方法的数据一致性较差; 同时得出, 一维饱和面外渗透率测试结果近似 LCM 加工中的非饱和流动的结论。

3.4 三维非饱和和流动

3.4.1 三维流动前沿监测技术

在渗透率测量技术中, 由于三维非饱和流动涉及 3 个维度下的椭球形流动前沿, 因此其流动前沿监测和理论模型是最复杂的。对于非侵入

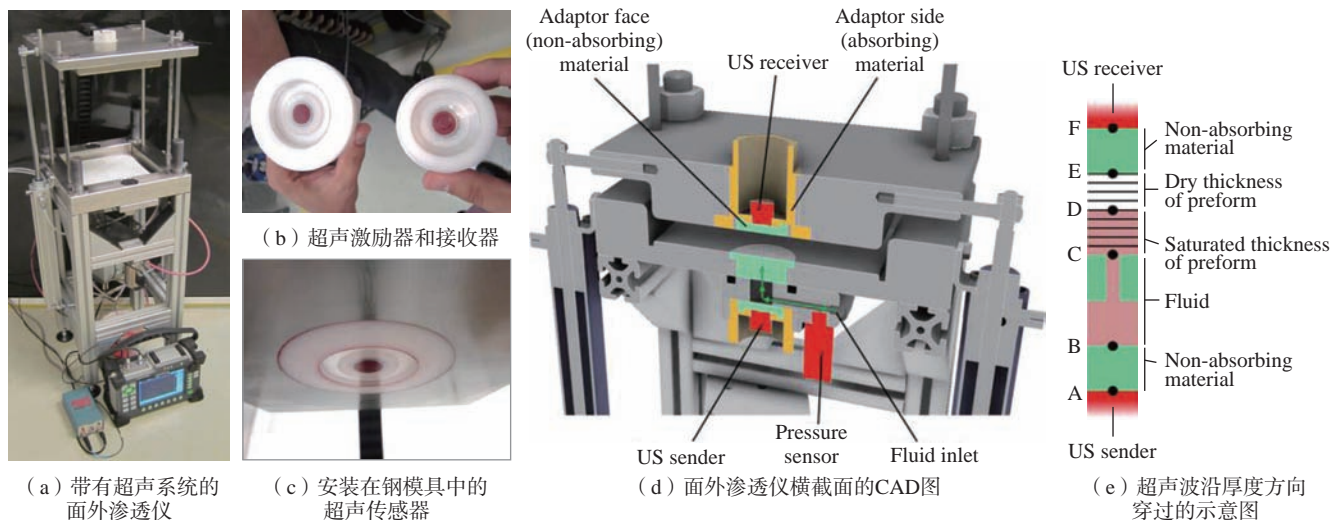


图 8 带有超声系统的面外渗透率测量仪实物图和试验原理图^[49]

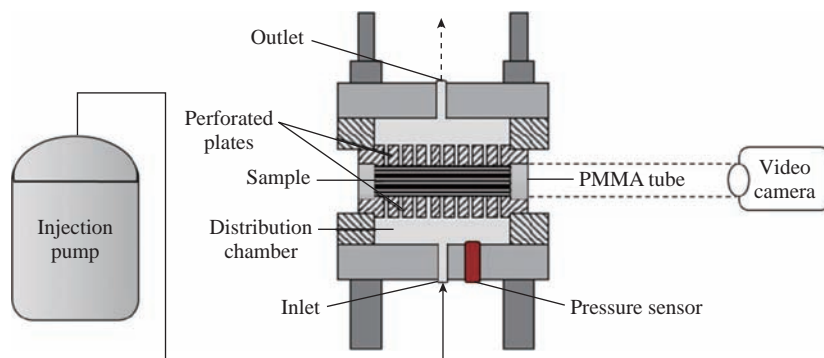
Fig.8 Opened transverse permeameter with the ultrasound system: Real device and schematic picture^[49]

式测量流动前沿方法,其中成本最低且简便的监测方法是采用透明模具或真空袋进行纤维预制体压实,并视觉追踪流动前沿。Nedanov 等^[53]使用摄像机捕捉树脂到达底层时的点;使用电子天平测量质量并结合达西定律计算三维流动前沿在纤维预制体内的分布,进而提出一种确定渗透率张量的非侵入式方法。Yun 等^[54]建立了三维径向流动试验,采用两个摄像机记录预制体顶部和底部表面的流场分布,试验设置如图 10 所示。尽管视觉追踪流动前沿操作简单、成本低、对结构影响小,但该方法需要刚度较低的透明模具,才不容易导致模具结构和纤维预制体出现大的挠曲变形,工程应用难度大。

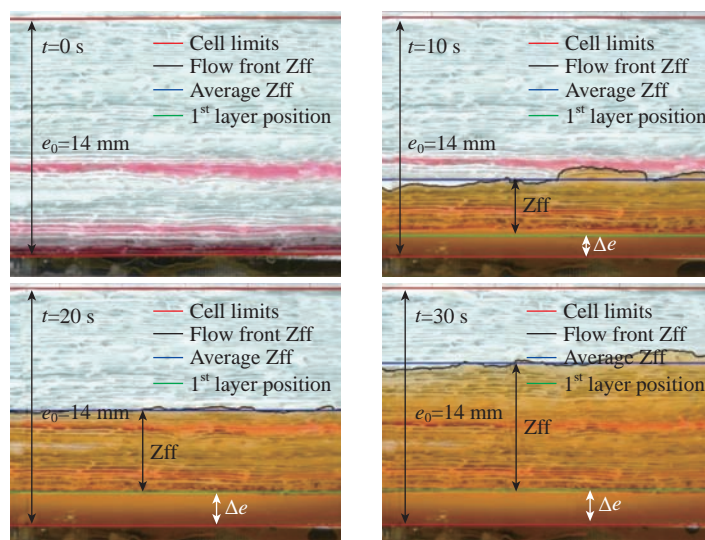
对于非侵入式测量技术,通常要基于假设来间接获取实时流动前沿,易出现误差甚至错误。由于树脂到达干纤维前后会出现压力、热学、电阻抗甚至光学信号的变化,因此基于不同的监测物理量,学者们研究了多种侵入式流动前沿监测技术。液体在压力驱动下浸渍干燥的纤维预制体,因此压力传感器是一种常见的流动前沿监测技术。Di Fratta 等^[55]提出了一种基于少量压力传感器和数值模拟相结合的树脂流动监测方法,在两个具有平面矩形和挡泥板状空腔几何特征的测试案例得到应用,结果表明,在不同的时间步长下,真实的流动前沿与估计的流动前沿轮廓线之间具有良好的一致性,并且能够充分检测到较小的流量变化。由于需要有足够的监测范围,因此压力传感器通常用于二维非饱和面内流动。对于热学传感器,Weitzenböck 等^[56]使用热敏电阻确定三维径向流动测试条件下的树脂流动前沿,在同时进行压实试验确定纤维体积分数与压实压力的关系后,测量了三维渗透率张量,发现在三维流动的情况下,毛细流是主要的流动模式,毛细压力变得比外部施加的注射压力更重要,克

服这一问题的唯一方法是提高注射压力。然而,过高的注射压力会导致流致压实和流道出现,使测量的渗透

率值无效。Tuncol 等^[57]使用热电偶传感器监测 RTM 树脂流动过程,传感器成本低并且耐用,但存在高树脂



(a) 面外非饱和渗透率测试装置



(b) 压实和流动前沿的进展

图 9 基于摄像机和 PMMA 管的一维非饱和和面外渗透率试验^[50]

Fig.9 Through the thickness transient permeability measurement device based on camera and PMMA tube^[50]

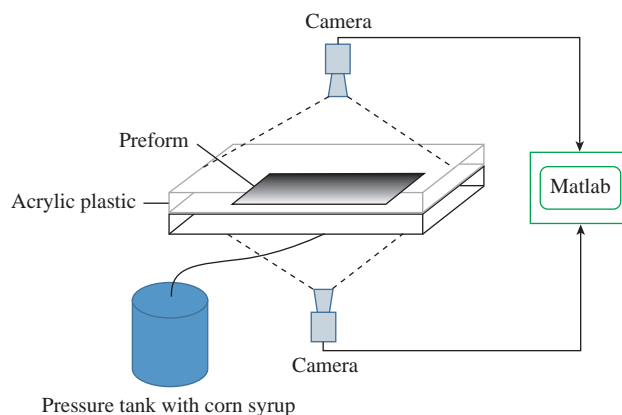


图 10 单个试验确定渗透率张量的试验设置^[54]

Fig.10 Experimental set up to characterize six independent components of the permeability tensor of a fiber preform from one experiment^[54]

流量、高比热、精度较低等限制,因此热学传感器并不优于其他传感器。

电阻抗类传感器监测原理是根据流动前沿到达前后传感器周围电阻抗的变化来感知纤维预制体内的流动前沿。Danisman 等^[58]使用点电压传感器监测 RTM 工艺过程的填充阶段,发现当流动的树脂覆盖传感器局部区域时,介质的输出电压增加。Ali 等^[59]利用含有石墨烯涂层的压阻织物并基于压实期间的电阻变化来监测 LCM 过程。Carlone 等^[60]使用平行板介电传感器对玻璃纤维的一维树脂流动过程进行监测,但是当电/介电传感器与高规格复合材料部件制造中的主要对象(碳纤维)一起使用时,极易出现电分选和电场干扰问题。针对此问题,Tifkitsis 等^[61]采用由两根规律扭曲的绝缘铜线组成的新型线性介电传感器来跟踪树脂流动前沿位置,其线性流量传感器如图 11 所示。对于三维流动,Okonkwo 等^[62]在顶部和底部模具上沿 16 条径向线安装 192 个电阻传感器(图 12),根据试验记录的树脂到达时间与三维流动模拟之间的相关性,使用黄金搜索法依次优化渗透率张量各个分量的值,所有平面内渗透率分量和面外渗透率都可以通过单一试验来表征。但是电学传感器通常为自制,缺乏设计标准且与导电纤维极易出现电场干扰问题,因此其推广和应用存在困难。

由于重量轻、体积小、嵌入式干扰小,兼容导电纤维(碳纤维)和非透明模具,不存在电场干扰问题,光纤传感器是一种理想的侵入式流动前沿监测传感器,受到了众多研究者的青睐。Eum 等^[63]使用光纤布拉格光栅(Fiber bragg grating, FBG)传感器内部的温度变化和长应变片内部的应变变化测量树脂流动前沿。Yu 等^[64]在不同的层内嵌入多个 FBG 传感器和压电传感器组成混合网络,相应测量结果相互补充并结合

起来预测三维树脂流动前沿,在 3 种不同厚度的厚碳纤维试件上,研究了所提出的混合传感器网络在不同位置的适用性,试验结果表明,该压电光纤混合传感器网络能够成功地对三维流动前沿进行原位和实时估计,实现智能健康监测。Antonucci 等^[65]利用菲涅耳反射定律,通过检测光纤末端的反射光信号,获得三维树脂流动前沿位置,由于树脂流动到被蚀刻的光纤传感器位置时,其全反射条件会被破坏,导致光强信号下降,因此可以作为流量传感器监测流动前沿。Ahn 等^[66]利用侵入式蚀刻光纤传感器来检测预制件内部流动前沿的位置,推导出三维流动下渗透率的表达式,比较现有光纤测量的渗透率和常规的压降与流量技术测量的渗透率,发现了很好的一致性。如图 13 所示,Lim 等^[67]使用了去除小包层段的蚀

刻光纤传感器来检测局部流动前沿,并基于椭球形三维树脂流动假设设计计算 3 个方向上的主渗透率值。同时开发了 RTM 工艺的数值计算,计算结果与试验结果吻合,通过对一些实际案例的数值模拟,说明了其数值方法的有效性。

综上所述,每种传感器有不同的优缺点。压力、热电偶传感器等点传感方法的传感范围小,在监测大样本时需要将传感器放置在多个离散位置,人力和时间成本高^[68]。压力映射传感器^[69]是一种平面测量传感器,可以用于获取树脂流动前沿到达时的预成形压力场,但对于大型结构来说成本仍然较高。光纤传感器脆弱且价格昂贵。电压传感器^[70]、介电传感器和压阻织物通常为自制,设计成本高且难以推广,同时,这些传感器需要安装在模具内侧或者侵入

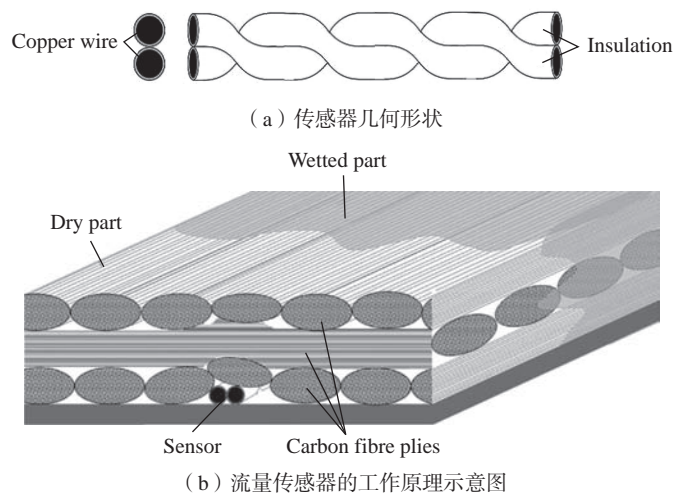
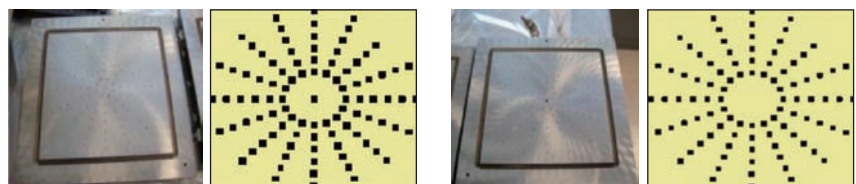


图 11 线性流量传感器原理图^[61]
Fig.11 Schematic representation of lineal flow sensor^[61]



(a) 顶模具和传感器布局 (b) 底模具和传感器布局
注: 底部模具的中心孔是为了树脂灌注。

图 12 线性安装电阻传感器的金属模具^[62]
Fig.12 Metal molds with resistance sensors linearly mounted^[62]

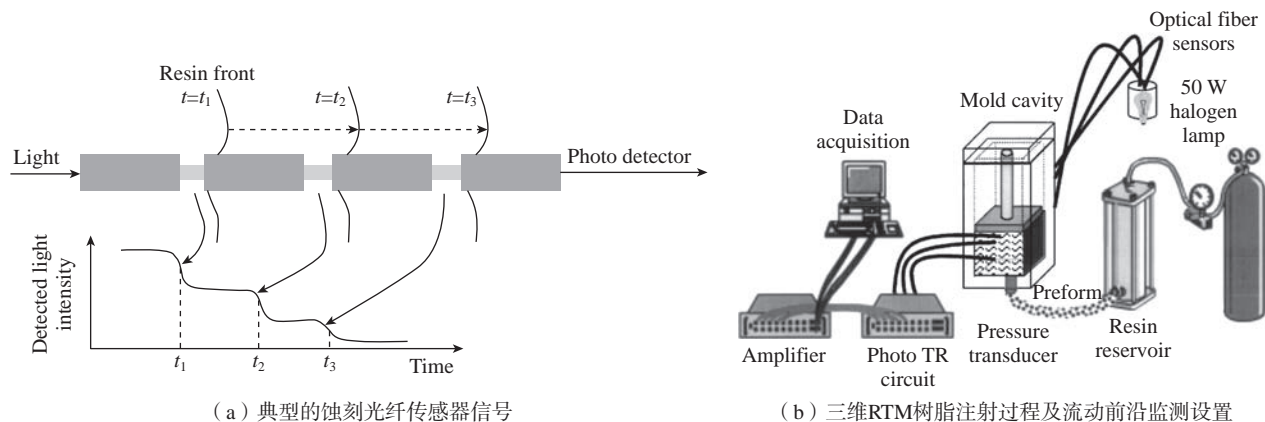


图 13 基于蚀刻光纤传感器的三维 RTM 树脂流动前沿监测^[67]
Fig.13 3D RTM filling process with etched optical fiber sensors^[67]

到复合材料内部,脱模后会在复合材料表面留下痕迹影响成品质量。不同流动前沿监测技术的应用场景和优缺点如表 1 所示。毫无疑问,摄像机记录技术仍然是最简单、最便宜和最有效的方法之一,光纤传感器则可以提供准确的内部流动前沿信息,是作为复合材料内部侵入式测试的首选传感器。

3.4.2 三维渗透率计算方法

在实时获取三维树脂流动前沿后,需要对外渗透率建立理论模型和相应计算方法。

第一类算法是解析法,即基于特定假设并通过三维流动的特点推导其解析解。基于达西定律,假设点注射条件下半椭球注入口会在靠近注射口形成半椭球流,可以推导出表 2 中方法一的方程,使用试验测得的特

定流动时间厚度方向上的流动前沿位置结合虚拟注射半径计算得到渗透率。而在实际应用中,很难建立这样的特殊注射口,半球形的注射口则较容易实现,然而该条件下不能得到封闭形式的解析解。因此,假设厚度方向上与注射口半径 R_0 相关的虚拟半椭球入口半径为 r_0 ,该值从试验中很难直接测量,为了方便起见,假设 $r_0=R_0$ 或者 $r_0=0.1R_0$ 。对于不同的材料,其最终的流动形状不同且在测量之前未知,因此几乎不可能在纤维预制件中精确地实现半球形缺口。为了解决这一问题,采用入口半径函数来确定该虚拟半径,等效入射口半径由注入流体质量计算,如表 2 中方法二所示。然而,上述方法并不准确,因为实际试验或工程应用中注射口的直径通常与薄的纤维预制体厚度

相当,甚至更大,因此点注射的假设难以推广应用。为了克服这一问题, Mekic 等^[71]建立了径向注射模型,并通过笛卡尔坐标系向扁椭球坐标系的非线性变换得到横向渗透率的解析解,如图 14 和表 2 中方法三所示,在已知面内等效渗透率的基础上实时获取三维流动前沿测点计算得到三维渗透率。当预制体的厚度远大于注射口直径时,近似于点源解,方法三可简化为方法四的渐近形式。在此基础上, Mekic 等^[71]提出了一种利用该解析解直接从试验数据中计算面内和面外渗透率的试验方法,用于预测和理解复合材料液体成型过程中的树脂流动行为。

第二类算法是流动前沿监测试验结合其他流动模拟软件的优化算法,通过优化例程改变模拟中的渗透

表 1 不同非饱和渗透率测试中的流动前沿监测技术

Table 1 Different flow front monitoring techniques for unsaturated permeability tests

| 分类 | 测量方法 | 主要应用场景 | 优点 | 缺点 |
|------|--------|-----------------|----------------|-----------------|
| 非侵入式 | 目视或摄像机 | 一维、二维面内流动和渗透率测量 | 简便、成本低,对样品没有影响 | 需要透明模具和标定 |
| | 超声纵波 | 一维面外流动和渗透率测量 | 简便,适用于所有材料 | 系统复杂,精度有限 |
| | X-CT | 三维渗透率预测 | 无损且无需流动试验 | 设备昂贵,结果无法令人信服 |
| 侵入式 | 压力传感器 | 一维、二维面内流动和渗透率测量 | 原理简单、成本低 | 需要大的监测范围 |
| | 热学传感器 | 三个维度的流动和渗透率测量 | 成本低、耐用 | 高树脂流量、高比热且精度较低 |
| | 电阻抗传感器 | 三个维度的流动和渗透率测量 | 集成度高 | 无法应用于导电纤维 |
| | 光纤传感器 | 三个维度的流动和渗透率测量 | 体积小、适用于所有材料 | 脆弱且成本高,容易出现信号缺失 |

率分量,寻找试验和三维流动模拟之间的最优解,在所有传感器位置实现与试验到达时间的最佳匹配。Yun 等^[54]建立三维径向流动试验,通过图像处理算法自动提取各个位置的流动前沿到达时间,使用流动前沿随时间的位置数据,将其与优化算法和流动模拟工具 LIMS (液体注射成型模拟程序)耦合,从单个试验中求出渗透性张量的所有 6 个独立分量,其过程是自动化的,将试验结果叠加在仿真结果上,以确认渗透率值的保真度。图 15 所示为 Okonkwo 等^[62]在迭代优化算法中使用黄金搜索法依次优化渗透率张量各个分量的值,然后重复整个序列,直到找到树脂流动前沿到达的最佳匹配,获得最小残差 (RSS),其计算公式为

$$RSS = \sum_{i=1}^N (T_{i,\text{exp}} - T_{i,\text{LIMS}})^2 \quad (10)$$

同时使用该技术演示如何通过注入孔处使用分布介质来减少面外渗透率的变化,以避免纤维束堵塞入口,探讨该方法的有效性和灵敏度,结果表明,该技术有望通过单个径向流动试验来表征所有渗透率张量的分量。Antonucci 等^[72]通过真空灌注试验,以及光纤传感器监测具有不同拼接特征的各种干纤维预制体的浸渍情况,同时基于商用 PAMRTM 处理模拟程序,用数值程序拟合了由传感器信号获得的试验浸渍时间,进而测定单向缝合碳纤维预制体的面内渗透性和面外渗透性。结果表明,预制体的拼接特性不影响面内渗透性,面外渗透率与纤维面积重量和预制体的缝距呈递增关系。辅助导流体系具有更高的渗透性,因此对平面流动有较大的影响,并能促进树脂在层间的均匀渗透。Turner 等^[73]使用牛顿法确定纤维预制体渗透率张量,为适当的材料提供了高度可靠的结果;灵敏度分析表明,采用牛顿法是一种相当稳健的方法,其鲁棒性与试验误差有关,在牛顿法求解

的方程组中包含线性方程是适当的,但不是必要的,线性方程可以隐式求解,并从系统中移除,从而减少未知数的数量。

第三类算法是非侵入式测量技术 X 射线层析成像预测算法,通常基于纤维预制体的 X 射线扫描图像

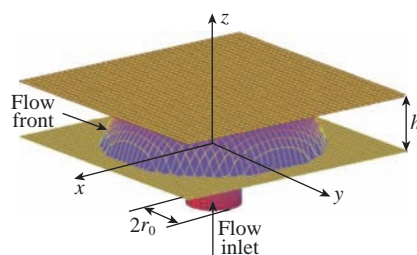
生成精细的三维模型,并通过模型或者数值求解流体动力学控制方程对渗透率进行预测,其预测流程如图 16 所示^[74]。

Delerue 等^[75]将渗透率假设为纯几何参数,以 X 射线测得的三维几何结构作为输入,使用孔隙网络模型对

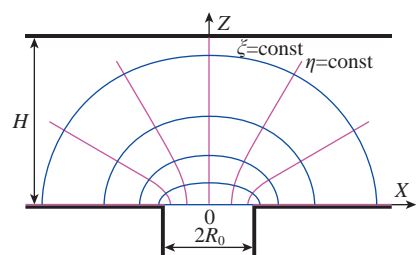
表 2 基于三维非饱和和流动下的面外渗透率计算方法

Table 2 Out-of-plane permeability calculation methods based on 3D unsaturated flow

| 方法 | 方法 | 优缺点 |
|-----|---|---|
| 方法一 | $K_3 = \frac{\eta \varepsilon}{6 \Delta p} \left[\frac{2z_f^3}{r_0} - 3z_f^2 + r_0^2 \right] \frac{1}{t}$ z_f 为厚度方向上流动前沿; r_0 为厚度方向上虚拟半球注射口半径; R_0 为注射口半径; t 为注射时间 | 假设 $r_0=R_0$, 需要在预制件表面做一个半球形缺口 ^[69] ; 假设 $r_0=0.1R_0$, 因为初始流动前沿是圆盘形 (而不是半球形), 厚度方向上的虚拟半径应该比入口半径小得多 ^[69] |
| 方法二 | $K_3 = \left(\frac{z_f}{r_f} \right)^2 \frac{\eta \varepsilon}{6 \Delta p t} \left[\frac{2z_f^3}{r_{02}} - 3z_f^2 + r_{02}^2 \right], \text{ 其中 } r_f = \left(\frac{3m}{2\pi\rho\varepsilon} \right)^{1/3},$ $r_{02} = R_0 \sqrt{\frac{z_f}{r_f}}$ r_f 为等效各向同性坐标下的流动前沿位置; m 为注入流体的质量; ρ 为注入流体的密度; r_{02} 为等效入口半径 | 需要监测注入流体的质量, 流动前沿超过 6 mm 时模型计算得到渗透率的值可靠 ^[18, 49] |
| 方法三 | $F\left(\xi_f, \frac{\pi}{2}\right) = \frac{K_{xye}\Delta p}{R_0^2\eta\varepsilon} t, Z_f = \sqrt{\frac{K_3}{K_{xye}}} R_0 \sinh(\xi_f)$ $F(\xi_f, \pi/2) = F_1(\xi_f) + F_2(\xi_f)$ $F_1(\xi_f) = \frac{1}{6} \left\{ (4 \arctan(e^{\xi_f}) - \pi) \sinh^3(\xi_f) - \frac{1}{2} (\cosh(2\xi_f) - 1) + 2 \ln \cosh(\xi_f) \right\}$ $F_2(\xi_f) = \frac{1}{2} \left\{ (4 \arctan(e^{\xi_f}) - \pi) \sinh^3(\xi_f) - 2 \ln \cosh(\xi_f) \right\}$ ξ_f 为描述流动前沿的椭圆系坐标; K_{xye} 为等效面内渗透率, $K_{xye} = \sqrt{K_1 K_2}$ | 需要知道面内渗透性值, 即使注射口的直径与织物预制体的厚度相当或更大, 也可以使用该模型 ^[71] |
| 方法四 | $Z_f = \sqrt{\frac{K_3}{K_{xye}}} \left[\frac{6K_{xye}\Delta p R_0}{\pi\eta\varepsilon} t \right]^{1/3}$ | 方法三的渐近形式 |



(a) 笛卡尔坐标下横向渗透率测量的物理模型



(b) 笛卡尔 (X, Y, Z) 坐标系下横向渗透率测量的线性变换物理模型, 图中显示 XZ 平面转换为椭圆坐标系 ξ 和 η

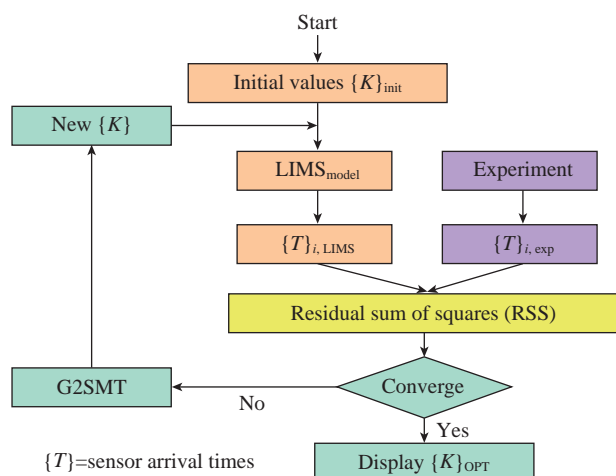
图 14 基于径向注射的三维渗透率物理模型^[71]

Fig.14 Physical model for transverse permeability measurements based on the radial infusion^[71]

纺织增强材料的均匀渗透率进行计算,在玻璃编织层压板验证结果,与试验测量值吻合较好。Ali 等^[76-77]采用原位 X 射线试验装置在压缩试验中对复杂的 3D 编织角互锁织物进行

了详细的流动路径分析,结合获得的层析图像中预测了不同纤维体积分数值下 3D 正交和角度互锁碳纤维织物的面内和面外渗透率,发现树脂流动路径和主渗透率值与扫描图像的

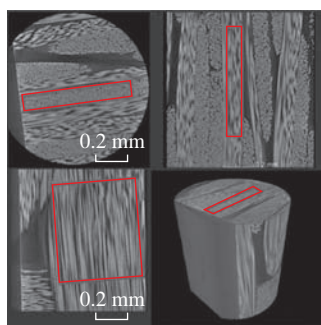
纤维体积分数值密切相关,预测的渗透率值与传统的基准试验数据吻合较好,并利用修正的 Kozeny-Carman 关系推导了体积分数值与渗透率的关系。同样, Ghafour 等^[78]通过面外压缩试验,使用 X 射线对两种亚麻纤维垫的微观结构进行分析,利用三维图像作为输入数据,计算了所研究纤维垫的渗透率张量的主分量及其在压缩过程中的演化,模拟结果表明,渗透率呈横向各向同性,主轴在压缩过程中不演化,同时提出了修正 Kozeny-Carman 模型。在 2023 年举行的在微观尺度上基于图像预测纺织品渗透率的基准训练中^[74],共有 16 名参与者使用不同的数值方法、边界条件和渗透率识别技术提供了 50 个结果。消除不一致结果后,预测面内渗透率的散射(14%)小于面外渗透率的散射(24%),结果表明,影响渗透率的主要因素是切向边界条件、重整化方法中使用的子域数量和渗透率识别



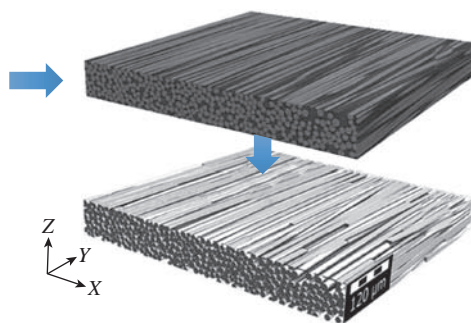
注: 渗透率变化采用黄金分割搜索方法,直到试验数据与数值预测之间的残差最小化。

图 15 比较试验数据和数值模拟确定渗透率值的流程图^[62]

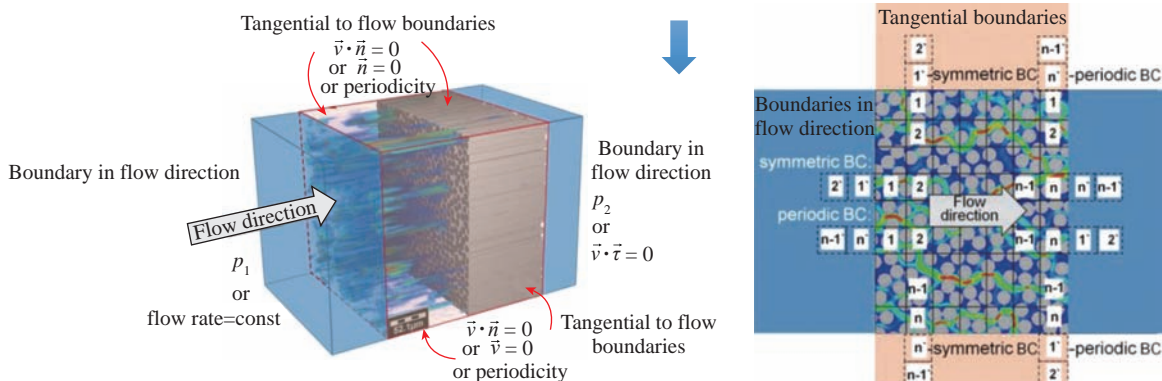
Fig.15 Flow chart to determine permeability values by comparing experimental data with numerical simulation^[62]



(a) 提取灰度后的非分割微观体积



(b) 分割微观体积进行计算



(c) 流动和其切线方向上的速度和压力等不同类型的边界条件示意图

图 16 基于 X 射线扫描图像和数值方法的渗透率预测方法^[74]

Fig.16 Permeability evaluation method based on 3D X-ray microscope scan and numerical method^[74]

技术。基准测试提出几点建议:为了解决多孔介质渗透率预测中的蠕变流动问题,应采用 Stokes 方程;对于主方向未知或具有各向异性效应的微结构,不适合采用对称或无滑移边界条件;由于渗透率是一个对称的正定二阶张量,因此对于渗透率识别,使用一种允许计算全渗透率张量的方法至关重要。

4 未来发展趋势

渗透率是复合材料液体制造工艺树脂灌注阶段的关键参数,对复合材料制造阶段的干斑缺陷和最终成品质量有重大影响,同时也是流动模拟的决定性输入参数,因此对纤维预制体渗透率的准确测量是提高复合材料生产效率和质量的关键技术。综合以上的研究,其未来发展趋势如下。

(1) 渗透率试验多参数化变量的控制与监测。

渗透率试验测量参数众多,如饱和和流动试验的液体流量、黏度、注射压力和非饱和流动试验的流动前沿、压实压力等,以上参数对其试验结果均有很大影响。国际上的面外渗透率基准测试^[22]对包括测量方法、注射压力、厚度控制技术、样品几何形状、分散介质、样品厚度等诸多因素对试验结果的影响进行了分析;面内渗透率在遵循相同指导程序的情况下标准偏差约为 20%,面外渗透率则有最高达两个数量级的散射,如在 49%~51% 纤维体积分下平场织物的面外渗透率测试结果最大相差 100 倍。因此试验者仍需对多种参数进行变量控制和监测,以确保试验的顺利进行以及结果的准确性和可重复性。

(2) 基于不同原理的多传感技术的集成。

由于要对渗透率试验过程多个参数进行测量,单个传感器无法满足试验需求,因此需要众多传感技术的协同应用,例如压力传感器、位移传感

器、流量传感器、超声传感器、光纤传感器等。基于力学、声学、光学等不同原理的多传感技术需要协同运作且互不影响,确保试验过程中多参数的准确测量与控制,通过多传感数据的融合以获取稳定可靠的渗透率结果。

(3) 基于实际工业应用场景的标准化测定程序。

国际上已经进行了针对面内和面外渗透率的基准测试,参与者们力争在相同材料下以尽可能相同的试验程序确定渗透率结果,以期减弱结果分散性,其中二维径向流动下的面内渗透率国际测量标准已经建立^[79],而面外渗透率由于散射过大,标准一直无法确立。本文认为应结合实际的工业制造应用场景,制定基于一维或者三维非饱和流动对应的测定程序,将测量结果反哺应用到工业制造过程中,建立不同应用背景下的测定程序标准。

(4) 渗透率测试、流动仿真、试验以及实际 LCM 工程应用之间的匹配优化。

渗透率参数作为输入性参数对流动仿真技术提供指导,建立基于实际应用的试验和仿真技术,首先应减弱甚至消除有限元网格及边界条件对结果的影响,确保仿真结果的准确性;其次将渗透率作为优化指标,采用迭代优化或机器学习算法实现仿真与试验结果的最佳匹配。在批量生产制造中提供生产指导和反馈控制,实现高质量、高产能力下的智能制造。

5 结论

21 世纪以来,纤维预制体的渗透率测量技术百花齐放,国际上许多国家的研究机构参与了这项具有挑战性的基准测试工作,众多研究者在试样准备、试验方法、流动前沿测量技术及理论计算等多个部分做了许多原创性工作。本文着眼于纤维预制体渗透率测量技术,根据流动维度

分为一维、二维、三维流动,根据流动状态分为饱和与非饱和流动,非饱和流动的重难点在于流动前沿实时监测技术;结合不同的测量技术、试验条件以及计算方法和国际上进行的面内面外渗透率测量及图像法预测等基准训练,分析了渗透率结果分散性大等问题,需要建立渗透率各分量测量的国际化标准。

我国正处于智能制造的关键时期,复合材料液体成型技术成本低,且适用于制造大尺寸三维复杂结构。关于其渗透率的研究需要众多研究者在渗透率测量试验、多传感技术融合以及流动仿真等方面进行学科交叉研究,共同为复合材料制造技术发展以大批量生产应用贡献力量。

致谢

感谢比利时 Katholieke Universiteit Leuven 材料工程系的 Stepan V. Lomov 教授、Jan Ivens 教授和 Pedro Sousa 博士在纤维预制体渗透率学习方面的指导和帮助。

参考文献

- [1] 杜善义. 复合材料与战略性新兴产业[J]. 科技导报, 2013, 31(7): 3.
- [2] DU Shanyi. Composite materials and strategic emerging industries[J]. Science & Technology Review, 2013, 31(7): 3.
- [3] 张靠民, 李敏, 顾轶卓, 等. 先进复合材料从飞机转向汽车应用的关键技术[J]. 中国材料进展, 2013, 32(11): 685-695.
- [4] ZHANG Kaomin, LI Min, GU Yizhuo, et al. Key technology of advanced composite materials from aircraft to automobile[J]. Materials China, 2013, 32(11): 685-695.
- [5] DEGENHARDT R, CASTRO S G P, ARBELO M A, et al. Future structural stability design for composite space and airframe structures[J]. Thin-Walled Structures, 2014, 81: 29-38.
- [6] 卿新林, 刘琦华, 张雨强, 等. 飞行器复合材料全寿命结构健康监测技术[J]. 厦门大学学报(自然科学版), 2021, 60(3): 614-629.
- [7] QING Xinlin, LIU Qijian, ZHANG Yuqiang, et al. Life-cycle health monitoring technology for aircraft composite structures[J]. Journal of

Xiamen University (Natural Science), 2021, 60(3): 614–629.

[5] JACKSON K E, LITTELL J D, HORTA L G, et al. Impact testing and simulation of composite airframe structures[M]. Missouri: National Aeronautics and Space Administration, Langley Research Center, 2014.

[6] 罗楚养, 益小苏, 李伟东, 等. 整体成型复合材料模型机翼设计、制造与验证[J]. 航空材料学报, 2011, 31(4): 56–63.

LUO Chuyang, YI Xiaosu, LI Weidong, et al. Design, manufacturing and testing of composite wing model via integral forming process[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2011, 31(4): 56–63.

[7] CROWLEY D M, WARD C, POTTER K. A status of acceptance criteria and process requirements in advanced composites manufacturing, and whether they are fit for purpose[C]//SAE Technical Paper Series. Warrendale: SAE International, 2013.

[8] 王奕首, 李煜坤, 吴迪, 等. 复合材料液体成型固化监测技术研究进展[J]. 航空制造技术, 2017, 60(19): 50–59.

WANG Yishou, LI Yukun, WU Di, et al. Progress on cure monitoring for liquid composite molding[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017, 60(19): 50–59.

[9] TROCHU F, RUIZ E, ACHIM V, et al. Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006, 37(6): 890–902.

[10] LAURENZI S, CASINI A, POCCHI D. Design and fabrication of a helicopter unitized structure using resin transfer moulding[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2014, 67: 221–232.

[11] KONSTANTOPOULOS S, HUEBER C, ANTONIADIS I, et al. Liquid composite molding reproducibility in real-world production of fiber reinforced polymeric composites: A review of challenges and solutions[J]. Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science, 2019, 5(3): 85–99.

[12] WANG C C, YUE G Q, BAI G H, et al. Compaction behavior and permeability property tests of preforms in vacuum-assisted resin transfer molding using a combined device[J]. Measurement, 2016, 90: 357–364.

[13] GUILLÉN J F, CANTWELL W J. The influence of cooling rate on the fracture properties of a glass reinforced/nylon fiber-metal laminate[J]. Polymer Composites, 2002, 23(5): 839–851.

[14] KHOUN L, PALARDY G, HUBERT P. Relation between volumetric changes of unsaturated polyester resin and surface finish quality of fiberglass/unsaturated polyester composite panels[J]. Polymer Composites, 2011, 32(9): 1473–1480.

[15] VILLIÈRE M, GUÉROULT S, SOBOTKA V, et al. Dynamic saturation curve measurement in liquid composite molding by heat transfer analysis[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2015, 69: 255–265.

[16] SHIN D D, HAHN H T. Compaction of thick composites: Simulation and experiment[J]. Polymer Composites, 2004, 25(1): 49–59.

[17] SOMMI A D, LIONETTO F, MAFFEZZOLI A. An overview of the measurement of permeability of composite reinforcements[J]. Polymers, 2023, 15(3): 728.

[18] BECKER D, GRÖSSING H, KONSTANTOPOULOS S, et al. An evaluation of the reproducibility of ultrasonic sensor-based out-of-plane permeability measurements: A benchmarking study[J]. Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science, 2016, 2(1): 34–45.

[19] FRANCUCCI G, RODRÍGUEZ E S, VÁZQUEZ A. Study of saturated and unsaturated permeability in natural fiber fabrics[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2010, 41(1): 16–21.

[20] SKARTSIS L, KARDOS J L, KHOMAMI B. Resin flow through fiber beds during composite manufacturing processes. Part I: Review of Newtonian flow through fiber beds[J]. Polymer Engineering & Science, 1992, 32(4): 221–230.

[21] RODRIGUEZ E, GIACOMELLI F, VAZQUEZ A. Permeability-porosity relationship in RTM for different fiberglass and natural reinforcements[J]. Journal of Composite Materials, 2004, 38(3): 259–268.

[22] YONG A X H, AKTAS A, MAY D, et al. Out-of-plane permeability measurement for reinforcement textiles: A benchmark exercise[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2021, 148: 106480.

[23] CAGLAR B, ORGÉAS L, ROLLAND DU ROSCOAT S, et al. Permeability of textile fabrics with spherical inclusions[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2017, 99: 1–14.

[24] COMAS-CARDONA S, BINETRUY C, KRAWCZAK P. Unidirectional compression of fibre reinforcements. Part 2: A continuous

permeability tensor measurement[J]. Composites Science and Technology, 2007, 67(3–4): 638–645.

[25] ARBTER R, BERAUD J M, BINETRUY C, et al. Experimental determination of the permeability of textiles: A benchmark exercise[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2011, 42(9): 1157–1168.

[26] AZIZ A R, ALI M A, ZENG X, et al. Transverse permeability of dry fiber preforms manufactured by automated fiber placement[J]. Composites Science and Technology, 2017, 152: 57–67.

[27] RIMMEL O, MAY D, MITSCHANG P. Impact of stitching on permeability and mechanical properties of preforms manufactured by dry fiber placement[J]. Polymer Composites, 2019, 40(4): 1631–1642.

[28] KABACHI M A, DANZI M, ARREGUIN S, et al. Experimental study on the influence of cyclic compaction on the fiber-bed permeability, quasi-static and dynamic compaction responses[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2019, 125: 105559.

[29] YANG B, HUANG W, CAUSSE P, et al. On the design of test molds based on unidirectional saturated flows to measure transverse permeability in liquid composite molding[J]. Polymer Composites, 2022, 43(4): 2234–2251.

[30] LIONETTO F, MOSCATELLO A, TOTARO G, et al. Experimental and numerical study of vacuum resin infusion of stiffened carbon fiber reinforced panels[J]. Materials, 2020, 13(21): 4800.

[31] DA SILVA A A X, SOUZA J A, MANES A, et al. In-plane permeability and mechanical properties of R-glass/aramid hybrid composites[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2020, 29(7): 4484–4492.

[32] ARANDA S, BERG D C, DICKERT M, et al. Influence of shear on the permeability tensor and compaction behaviour of a non-crimp fabric[J]. Composites Part B: Engineering, 2014, 65: 158–163.

[33] VERNET N, RUIZ E, ADVANI S, et al. Experimental determination of the permeability of engineering textiles: Benchmark II [J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2014, 61: 172–84.

[34] MA Y, SHISHOO R. Permeability characterization of different architectural fabrics[J]. Journal of Composite Materials, 1999, 33(8): 729–750.

[35] SHOJAEI A, TROCHU F, GHAFFARIAN S R, et al. An experimental study

of saturated and unsaturated permeabilities in resin transfer molding based on unidirectional flow measurements[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2004, 23(14): 1515–1536.

[36] PARK C H, KRAWCZAK P. Unsaturated and saturated permeabilities of fiber reinforcement: Critics and suggestions[J]. *Frontiers in Materials*, 2015, 2: 38.

[37] MAY D, AKTAS A, ADVANI S G, et al. In-plane permeability characterization of engineering textiles based on radial flow experiments: A benchmark exercise[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2019, 121: 100–114.

[38] ADAMS K L, RUSSEL W B, REBENFELD L. Radial penetration of a viscous liquid into a planar anisotropic porous medium[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 1988, 14(2): 203–215.

[39] CHAN A W, HWANG S T. Anisotropic in-plane permeability of fabric media[J]. *Polymer Engineering & Science*, 1991, 31(16): 1233–1239.

[40] WEITZENBÖCK J R, SHENOI R A, WILSON P A. Radial flow permeability measurement. Part A: Theory[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1999, 30(6): 781–796.

[41] WEITZENBÖCK J R, SHENOI R A, WILSON P A. Radial flow permeability measurement. Part B: Application[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1999, 30(6): 797–813.

[42] GRÖSSING H, FAUSTER E, WENINGER M, et al. Influence of textile parameters on the in-plane permeability characteristics of non-crimped fabric preforms[J]. *Polymer Composites*, 2016, 37(6): 1854–1863.

[43] RIEBER G, JIANG J H, DETER C, et al. Influence of textile parameters on the in-plane Permeability[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2013, 52: 89–98.

[44] DRAPIER S, MONATTE J, ELBOUZZAOUI O, et al. Characterization of transient through-thickness permeabilities of Non Crimp New Concept (NC2) multiaxial fabrics[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2005, 36(7): 877–892.

[45] ELBOUZZAOUI O. An experimental assessment of the saturated transverse permeability of non-crimped new concept (NC2) multiaxial fabrics[J]. *Journal of Composite Materials*, 2005, 39(13): 1169–1193.

[46] DRAPIER S. Influence of the stitching density on the transverse permeability

of non-crimped new concept (NC2) multiaxial reinforcements: Measurements and predictions[J]. *Composites Science and Technology*, 2002, 62(15): 1979–1991.

[47] SCHMACHTENBERG E, SCHULTE ZUR HEIDE J, TÖPKER J. Application of ultrasonics for the process control of Resin Transfer Moulding (RTM)[J]. *Polymer Testing*, 2005, 24(3): 330–338.

[48] STÖVEN T, WEYRAUCH F, MITSCHANG P, et al. Continuous monitoring of three-dimensional resin flow through a fibre preform[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2003, 34(6): 475–480.

[49] KONSTANTOPOULOS S, GRÖSSING H, HERGAN P, et al. Determination of the unsaturated through-thickness permeability of fibrous preforms based on flow front detection by ultrasound[J]. *Polymer Composites*, 2018, 39(2): 360–367.

[50] KABACHI M A, STETTLER L, ARREGUIN S, et al. Concurrent characterization of through-thickness permeability and compaction of fiber reinforcements[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2021, 141: 106203.

[51] BALLATA W O, WALSH S M, ADVANI S. Determination of the transverse permeability of a fiber preform[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 1999, 18(16): 1450–1464.

[52] LUCET L, ADVANI S G, HOWARD J G, et al. Permeability characterization. Part 2: Flow behavior in multiple-layer preforms[J]. *Polymer Composites*, 1995, 16(6): 446–458.

[53] NEDANOV P B, ADVANI S G. A method to determine 3D permeability of fibrous reinforcements[J]. *Journal of Composite Materials*, 2002, 36(2): 241–254.

[54] YUN M, SAS H, SIMACEK P, et al. Characterization of 3D fabric permeability with skew terms[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2017, 97: 51–59.

[55] DI FRATTA C, KLUNKER F, ERMANNI P. A methodology for flow-front estimation in LCM processes based on pressure sensors[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2013, 47: 1–11.

[56] WEITZENBÖCK J R, SHENOI R A, WILSON P A. Measurement of three-dimensional permeability[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1998, 29(1–2): 159–169.

[57] TUNCOL G, DANISMAN M,

KAYNARA, et al. Constraints on monitoring resin flow in the resin transfer molding (RTM) process by using thermocouple sensors[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2007, 38(5): 1363–1386.

[58] DANISMAN M, TUNCOL G, KAYNAR A, et al. Monitoring of resin flow in the resin transfer molding (RTM) process using point-voltage sensors[J]. *Composites Science and Technology*, 2007, 67(3–4): 367–379.

[59] ALI M A, UMER R, KHAN K A, et al. Graphene coated piezo-resistive fabrics for liquid composite molding process monitoring[J]. *Composites Science and Technology*, 2017, 148: 106–114.

[60] CARLONE P, PALAZZO G S. Unsaturated and Saturated Flow Front Tracking in Liquid Composite Molding Processes using Dielectric Sensors[J]. *Applied Composite Materials*, 2015, 22(5): 543–557.

[61] TIFKITSIS K I, SKORDOS A A. A novel dielectric sensor for process monitoring of carbon fibre composites manufacture[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2019, 123: 180–189.

[62] OKONKWO K, SIMACEK P, ADVANI S G, et al. Characterization of 3D fiber preform permeability tensor in radial flow using an inverse algorithm based on sensors and simulation[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2011, 42(10): 1283–1292.

[63] EUM S H, KAGEYAMA K, MURAYAMA H, et al. Structural health monitoring using fiber optic distributed sensors for vacuum-assisted resin transfer molding[J]. *Smart Materials and Structures*, 2007, 16(6): 2627–2635.

[64] YU Y H, CUI X Y, LIANG Z H, et al. Monitoring of three-dimensional resin flow front using hybrid piezoelectric-fiber sensor network in a liquid composite molding process[J]. *Composites Science and Technology*, 2022, 229: 109712.

[65] ANTONUCCI V, GIORDANO M, NICOLAIS L, et al. Resin flow monitoring in resin film infusion process[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, 143–144: 687–692.

[66] AHN S H, LEE W I, SPRINGER G S. Measurement of the three-dimensional permeability of fiber preforms using embedded fiber optic sensors[J]. *Journal of Composite Materials*, 1995, 29(6): 714–733.

[67] LIM S T, LEE W I. An analysis of the three-dimensional resin-transfer mold filling process[J]. *Composites Science and Technology*, 2000, 60(7): 961–975.

- [68] TORRES M. Parameters' monitoring and in situ instrumentation for resin transfer moulding: A review[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2019, 124: 105500.
- [69] LEVY A, KRATZ J. Direct numerical simulation of infusion and flow-front tracking in materials with heterogeneous permeability using a pressure mapping sensor[J]. *Journal of Composite Materials*, 2020, 54(13): 1647–1661.
- [70] HE P F, ZHAO W B, YANG B, et al. Void content reduction of composites with sensor-aided injection strategy in liquid composite molding process[J]. *Materials Research Express*, 2021, 8(7): 075309.
- [71] MEKIC S, AKHATOV I, ULVEN C. A radial infusion model for transverse permeability measurements of fiber reinforcement in composite materials[J]. *Polymer Composites*, 2009, 30(7): 907–917.
- [72] ANTONUCCI V, ESPOSITO M, RICCIARDI M R, et al. Permeability characterization of stitched carbon fiber preforms by fiber optic sensors[J]. *Express Polymer Letters*, 2011, 5(12): 1075–1084.
- [73] TURNER D Z, HJELMSTAD K D. Determining the 3D permeability of fibrous media using the Newton method[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2005, 36(8): 609–618.
- [74] SYERKO E, SCHMIDT T, MAY D, et al. Benchmark exercise on image-based permeability determination of engineering textiles: Microscale predictions [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2023, 167: 107397.
- [75] DELERUE J, LOMOV S V, PARNAS R S, et al. Pore network modeling of permeability for textile reinforcements[J]. *Polymer Composites*, 2003, 24(3): 344–357.
- [76] ALI M A, UMER R, KHAN K, et al. XCT-scan assisted flow path analysis and permeability prediction of a 3D woven fabric[J]. *Composites Part B*, 2019, 176: 107320.
- [77] ALI M A, UMER R, KHAN K A, et al. Non-destructive evaluation of through-thickness permeability in 3D woven fabrics for composite fan blade applications[J]. *Aerospace Science and Technology*, 2018, 82–83: 520–533.
- [78] GHAFOUR T A, BALBINOT C, AUDRY N, et al. Permeability of flax fibre mats: Numerical and theoretical prediction from 3D X-ray microtomography images[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2021, 151: 106644.
- [79] Experimental characterization of in-plane permeability of fibrous reinforcements for liquid composite moulding: ISO/DIS 4410: 2022[S]. International Organization for Standardization [iso], 2022.

通讯作者: 王奕首, 教授, 博士, 研究方向为结构健康监测、复合材料成型工艺监测。

Progress on Permeability Measurement Techniques of Fiber Reinforcement

LIU Xiao^{1,2}, YU Yinghong², CUI Xiyue², QING Xinlin², WANG Yishou²

(1. School of Information Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China;

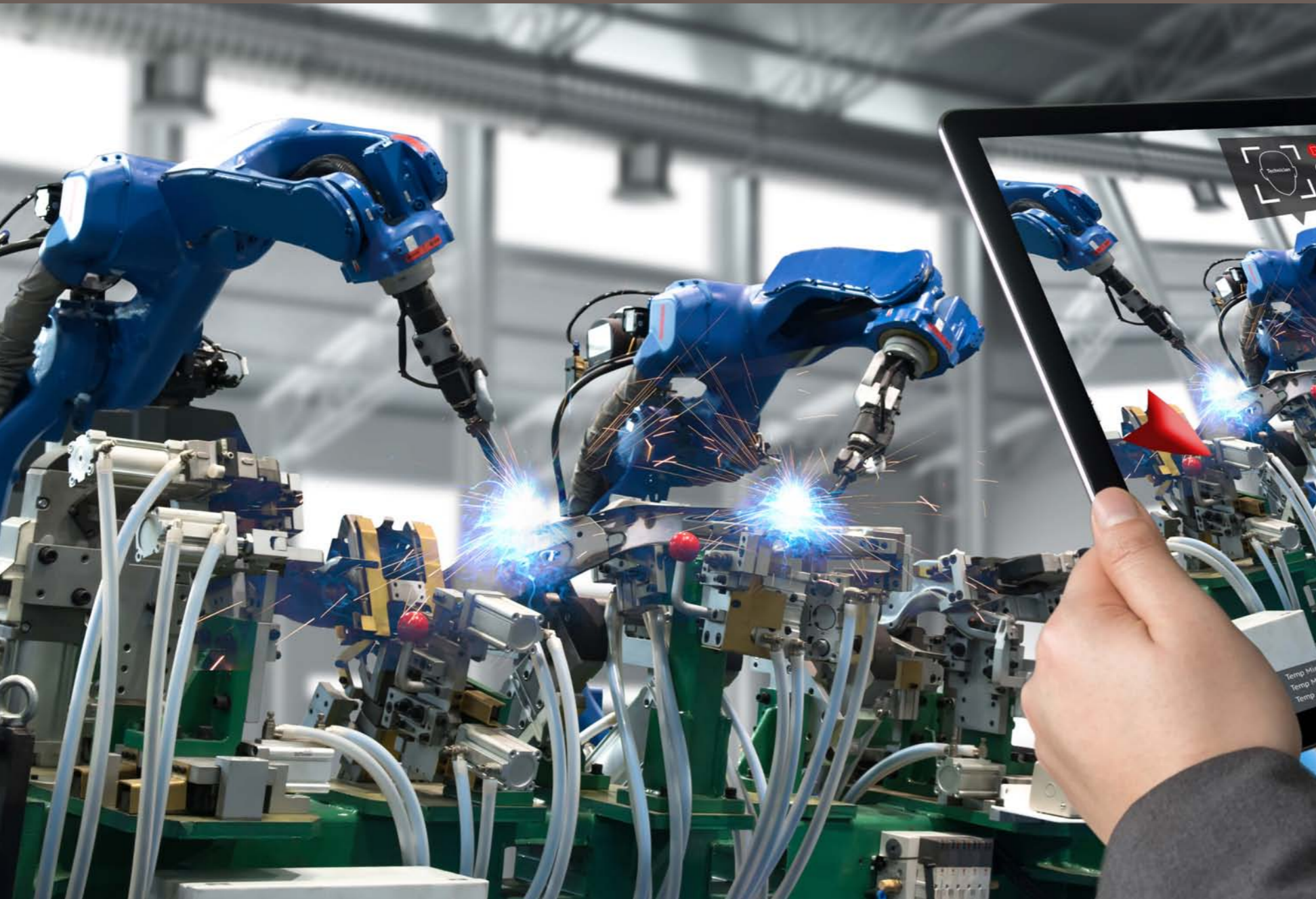
2. School of Aerospace Engineering, Xiamen University, Xiamen 361102, China)

[ABSTRACT] The permeability tensor of fiber reinforcement, as the decisive input parameter of resin flow simulation of liquid composite molding process, is closely related to the resin flow and final product quality, and is the key to realize the high-quality and large-scale manufacturing of composite materials. In this paper, the permeability measurement techniques are classified according to the flow states (saturated or unsaturated), flow dimensions and measurement directions (in-plane or out-of-plane). The permeability measurement techniques and research progress under different conditions are listed, and the real-time monitoring techniques of flow front in unsaturated flow are summarized. The problems such as different experimental factors and large dispersion of permeability results are analyzed, and the future development trends are discussed.

Keywords: Fiber reinforcement; Liquid composite molding (LCM); Permeability tensor; Saturated or unsaturated flow;

Flow front

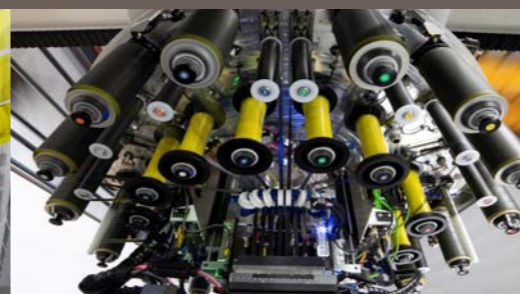
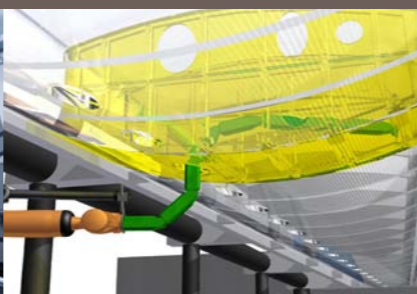
(责编 大漠)



智能机器人

Intelligent Robot

以机器人作为自律作业单元,配以强大的感知与认知功能,实现基于工艺知识模型与多传感器反馈信息的运行参数滚动优化,将突破传统制造装备局限,形成装备对工艺过程的主动控制能力。



引文格式: 刘祺, 郭梦娜, 山显雷, 等. 基于双混联机器人的镜像铣削系统运动学分析与加工路径生成方法[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 46-52.

LIU Qi, GUO Mengna, SHAN Xianlei, et al. Kinematics analysis and machining path generation of mirror milling system based on dual hybrid robot[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 46-52.

基于双混联机器人的镜像铣削系统运动学分析与加工路径生成方法*

刘祺^{1,2}, 郭梦娜^{1,2}, 山显雷³, 田文杰³, 马跃^{1,2}, 李彬^{1,2}

(1. 天津理工大学机械工程学院天津市先进机电系统设计与智能控制重点实验室, 天津 300384;

2. 天津理工大学机械工程学院机电工程国家级实验教学示范中心, 天津 300384;

3. 天津大学机械工程学院机构理论与装备设计教育部重点实验室, 天津 300072)

[摘要] 以一种由双混联机器人组成的镜像铣削系统为研究对象, 采用矢量法建立了镜像铣削系统规格化的运动学正逆解模型, 其中正解方法较采用牛顿迭代法求解的方法具有计算效率与精度高的优点。提出了一种镜像加工路径生成方法, 明确了双机参考坐标系的位姿关系, 通过设定薄壁结构件的期望加工壁厚计算位姿镜像对称的刀具与支撑头路径。提出了十轴联动与双五轴联动两种镜像加工路径执行方法, 后者较前者具备可重构性与模块化的特点, 支持铣削或支撑机器人单机作业, 能够满足大工作空间内单机或多机快速现场布置与高效协同加工的需求。为验证所提出的运动学模型与加工路径生成、执行方法的正确有效性, 开展了大型薄壁结构件镜像加工试验, 试验结果表明, 壁厚加工误差可保证在 ± 0.18 mm以内。

关键词: 镜像铣削; 混联机器人; 运动学分析; 镜像加工路径; 双机器人控制

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.046



刘祺

讲师, 博士, 研究方向为机器人学与智能控制。

随着航空航天领域的不断发展, 空间飞行器、航空器及各种精密仪器等对结构件的加工效率与精度提出更高要求。薄壁结构件因其质量轻、结构紧凑等特点被广泛应用在航空航天领域中, 其中大型薄壁结构件相比于拼接而成的小尺寸结构件可大幅缩短焊缝长度, 有效提高结构的可靠性与运载能力^[1]。

大型薄壁结构件加工方法有化学铣削和机械铣削两种^[2]。其中, 化学铣削又称为化学腐蚀, 该方法先将工件表面需要保留的部位涂抹防护层, 然后将待加工表面浸泡暴露于化学试剂中进行腐蚀, 进而改变零件的

形状与尺寸^[3]。化学铣削方法的加工精度与生产效率较低, 且在加工过程中产生大量废弃化学试剂, 不符合绿色高效的加工要求^[4]。因此, 机械铣削成为当前加工薄壁结构件的主要方法, 常用的加工装备可分为大型机床和机器人移动工作站两类。采用大型机床加工大型结构件具有工作空间大、几何精度高等优点, 但其造价昂贵、占地面积大且无法进行现场加工^[5]。机器人移动工作站以串联或混联机器人为核心, 配有长行程导轨或全向移动平台, 可实现大范围移动, 有利于大型结构件的现场快速布置与加工^[6]。然而, 混联机器人及

* 基金项目: 国家自然科学基金青年项目(52205029, 52205030); 机器人技术与系统国家重点实验室开放基金(SKLR-2023-KF-07)。

其数控系统价格昂贵,核心技术封锁且无法二次开发。

近年来,一种由 Dufieux 公司和空客公司联合提出的薄壁结构件镜像铣削加工方式^[7-9]备受关注,可代替传统化学铣削方法完成飞机蒙皮的高效高精度加工。这类镜像加工系统采用对称移动双立柱卧式加工中心,拥有两个同步运动的主轴头,一侧安装切削刀具,另一侧安装支撑工具,两侧通过镜像随动保证对薄壁结构件的铣削与法向支撑。基于同一思路,西班牙 MTorres 公司生产的镜像铣削设备被广泛应用在波音、航空工业等多家航空公司的蒙皮生产中。

为提升我国航天航空制造业技术水平,国内众多科研机构围绕镜像铣削开展了大量研究工作^[10]。首都航天机械有限公司与上海拓璞数控科技股份有限公司合作开发出适用于特定尺寸的火箭贮箱筒段加工的镜像铣削加工系统^[11]。大连理工大学鲍岩^[12]建立了镜像铣削系统的铣削力模型,研究工件在加工过程中的变形及加工后的表面形貌。值得指出的是,上述镜像铣削系统均由双五轴机床构成,采用搭载传统五轴机床运动学算法的商用数控系统,通过扫描大型结构件表面形貌生成双侧镜像加工路径,并由镜像布置的两台五轴机床同步执行。相比于机器人工作站,这类系统模块化与可重构程度低,不利于实现快速布置并开展现场加工与维修作业。为此,天津大学肖聚亮^[13]和赵素雷^[14]等针对自主研发的双混联机器人镜像铣削系统,设计了刚柔多点位随动支撑头并提出了协同加工策略。然而,由双混联机器人构成的镜像铣削系统因其机构与工艺的特殊性无法采用传统商用数控系统,而自主研发开放式数控系统需解决的首要问题在于双机运动学匹配与镜像加工路径的同步执行。

因此,本文以一种双五自由度混

联机器人构成的镜像铣削系统为研究对象,建立了该系统规格化的运动学正逆解模型,提出了镜像加工路径的生成方法及两种可保证双机同步性的执行方法;通过大型薄壁结构件加工试验验证了上述模型与方法的正确有效性。

1 镜像铣削系统

图 1 为基于双混联机器人的镜像铣削系统的 CAD 模型,该系统由铣削机器人、支撑机器人、控制柜组、操控台、大型结构件夹具组成。铣削与支撑机器人分别为搭载高速电主轴或气动支撑头的五自由度混联机器人 TriMule。TriMule 混联机器人由 1 个三自由度并联机构与两自由度 A/C 转头组成。并联机构由机架、转动支架、3 条主动支链(1 条 UPS 支链、2 条 RPS 支链)、1 条被动支链(RP 支链)、动平台组成。其中,R、P、U、S 分别表示转动副、移动副、虎克铰和球面副;P 表示主动移动副^[15]。

2 镜像铣削系统运动学建模

镜像铣削系统运动学建模是实施机器人运动控制与大型结构件镜像加工的基础,包含运动学逆解与正解两个方面。运动学逆解涉及给定刀具/支撑头位姿、机构尺度参数,求解各驱动关节变量;运动学正解

则根据驱动关节变量与尺度参数,求解双机器人的末端位姿。

2.1 坐标系建立

图 2 为镜像铣削系统的机构简图与机器人参考坐标系。为了便于建立规格化的运动学模型,将 3 条主动支链分别记作支链 i ($i=1,2,3$),将铣削与支撑机器人分别记作机器人 j ($j=1,2$)。分别以 $B_{0,j}$ 、 $A_{0,j}$ 、 C_j 为原点建立铣削与支撑机器人的机架参考坐标系 $B_{0,j}-x_{B,j}y_{B,j}z_{B,j}$ 、动平台参考坐标系 $A_{0,j}-x_{A,j}y_{A,j}z_{A,j}$ 、电主轴/支撑头固连坐标系 $C_j-x_{C,j}y_{C,j}z_{C,j}$,分别记作坐标系 $\{R_{B,j}\}$ 、 $\{R_{A,j}\}$ 、 $\{R_{C,j}\}$ 。针对机器人 j ,系 $\{R_{C,j}\}$ 相对系 $\{R_{B,j}\}$ 的姿态矩阵可表示为

$${}^{B,j}R_{C,j} = {}^{B,j}R_{A,j} {}^{A,j}R_{C,j} = [u_j \ v_j \ w_j] \quad (1)$$

式中, ${}^{B,j}R_{A,j}$ 表示系 $\{R_{A,j}\}$ 相对系 $\{R_{B,j}\}$ 的姿态矩阵; ${}^{A,j}R_{C,j}$ 表示系 $\{R_{C,j}\}$ 相对系 $\{R_{A,j}\}$ 的姿态矩阵; u_j 、 v_j 与 w_j 分别表示系 $\{R_{C,j}\}$ 3 个坐标轴单位矢量在系 $\{R_{B,j}\}$ 下的度量,且有

$${}^{B,j}R_{A,j} = \begin{bmatrix} \cos \theta_{2,j} & 0 & \sin \theta_{2,j} \\ \sin \theta_{1,j} \sin \theta_{2,j} & \cos \theta_{1,j} & -\sin \theta_{1,j} \cos \theta_{2,j} \\ -\cos \theta_{1,j} \sin \theta_{2,j} & \sin \theta_{1,j} & \cos \theta_{1,j} \cos \theta_{2,j} \end{bmatrix}$$

$${}^{A,j}R_{C,j} = \begin{bmatrix} \cos \theta_{4,j} & -\sin \theta_{4,j} \cos \theta_{5,j} & \sin \theta_{4,j} \sin \theta_{5,j} \\ \sin \theta_{4,j} & \cos \theta_{4,j} \cos \theta_{5,j} & -\cos \theta_{4,j} \sin \theta_{5,j} \\ 0 & \sin \theta_{5,j} & \cos \theta_{5,j} \end{bmatrix}$$

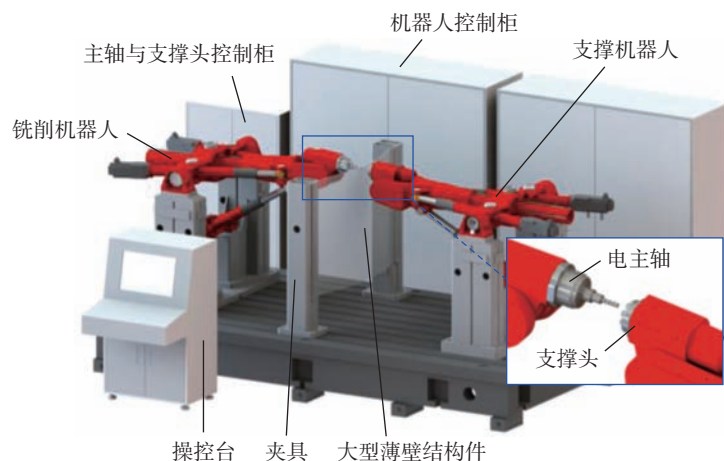


图 1 双混联机器人镜像铣削系统 CAD 模型

Fig.1 CAD model of mirror milling system for dual hybrid robots

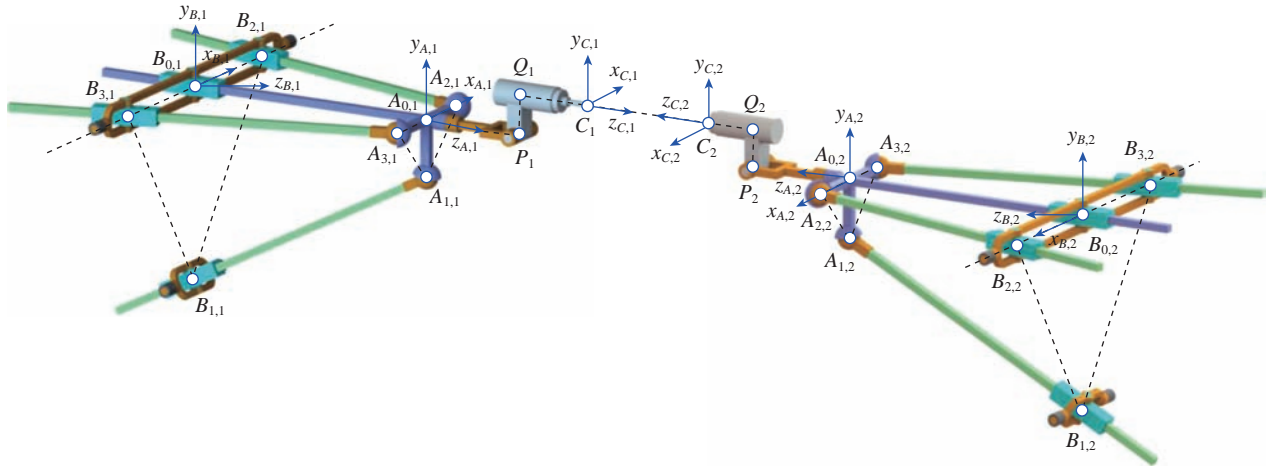


图2 镜像铣削系统机构简图

Fig.2 Mirror milling system mechanism sketch

式中, $\theta_{i,j}$ ($i=1,2$)表示动平台相对机架先绕 $x_{B,j}$ 旋转、再绕 $y_{A,j}$ 旋转的两个姿态角; $\theta_{i,j}$ ($i=4,5$)表示电主轴/支撑头相对动平台先绕 A/C 转头的 C 轴旋转、再绕 A 轴旋转的两个转角。

2.2 运动学逆解

给定刀具/支撑头顶点位置矢量 $r_{C,j}$ 与轴线方向矢量 w_j , 则动平台参考点 P_j 的位置矢量可表示为

$$r_{P,j} = r_{C,j} - d_{w,j} w_j - d_{v,j} v_j \quad (j=1,2) \quad (2)$$

式中, $d_{w,j} = \|Q_j C_j\|$, $d_{v,j} = \|P_j Q_j\|$, 且有 $v_j = w_j \times \frac{((r_{C,j} - d_{w,j} w_j) / \|r_{C,j} - d_{w,j} w_j\|) \times w_j}{\|((r_{C,j} - d_{w,j} w_j) / \|r_{C,j} - d_{w,j} w_j\|) \times w_j\|}$ $r_{P,j}$ 还可表示为

$$r_{P,j} = (q_{4,j} + e_j) s_{4,j} \quad (3)$$

式中, $q_{i,j}$ 与 $s_{i,j}$ 分别表示机器人 j 的第 i 条驱动支链杆长与单位矢量, $q_{4,j} = \|B_{0,j} A_{0,j}\|$, $e_j = \|A_{0,j} P_j\|$, $s_{4,j} = {}^{B,j}R_{A,j} \hat{z}$, $\hat{z} = (0 \ 0 \ 1)^T$ 。对上式两侧取模, 可得

$$q_{4,j} = \|r_{P,j}\| - e_j$$

$$s_{4,j} = \frac{r_{P,j}}{\|r_{P,j}\|} = (sx_{P,j} \ sy_{P,j} \ sz_{P,j})^T$$

据此, 可得到动平台姿态角表达式为

$$\theta_{2,j} = \arcsin(sx_{P,j})$$

$$\theta_{1,j} = a \tan 2 \left(\frac{-sy_{P,j}}{\cos \theta_{2,j}}, \frac{sz_{P,j}}{\cos \theta_{2,j}} \right)$$

据此, 可确定 ${}^{B,j}R_{A,j}$ 。由式(1)变换可得

$${}^{A,j}R_{C,j} = {}^{B,j}R_{A,j}^T {}^{B,j}R_{C,j} = \begin{bmatrix} r_{11,j} & r_{12,j} & r_{13,j} \\ r_{21,j} & r_{22,j} & r_{23,j} \\ r_{31,j} & r_{32,j} & r_{33,j} \end{bmatrix} \quad (4)$$

据此, 可得到 A/C 转头两旋转角表达式为

$$\theta_{4,j} = \text{atan2}(r_{21,j}, r_{11,j})$$

$$\theta_{5,j} = \text{atan2}(r_{32,j}, r_{33,j}) \quad (5)$$

建立 $B_{0,j} - B_{i,j} - A_{i,j} - P_j - B_{0,j}$ 链的闭环约束方程为

$$r_{P,j} - b_{i,j} - e_j s_{4,j} + a_{i,j} = q_{i,j} s_{i,j} \quad (r=1,2,3) \quad (6)$$

式中, $a_{i,j}$ 表示在系 $\{R_{B,j}\}$ 下的度量, $a_{i,j} = {}^{B,j}R_{A,j}^T a_{i,j}$, $a_{i,j} = a_{i,j} (\cos \gamma_i \ \sin \gamma_i \ 0)^T$, $b_{i,j} = b_{i,j} (\cos \gamma_i \ \sin \gamma_i \ 0)^T$, 其中, 模长 $a_{i,j} = \|A_{0,j} A_{i,j}\|$, $b_{i,j} = \|B_{0,j} B_{i,j}\|$, $\gamma_1 = -\pi/2$, $\gamma_2 = 0$, $\gamma_3 = \pi$ 。

对式(6)两端取模, 得

$$q_{i,j} = \|r_{P,j} - b_{i,j} - e_j s_{4,j} + a_{i,j}\| \quad (i=1,2,3) \quad (7)$$

至此, 根据式(5)和(7)可确定铣削与支撑机器人的所有驱动关节变量。

2.3 运动学正解

考虑到 TriMule 混联机器人的并联机构中存在一条可表征动平台三自由度运动的恰约束被动支链, 故在这条 RRP 支链的各个运动副上安装圆/直线光栅^[16], 可在线测量动平台姿态角 $\theta_{i,j}$ ($i=1,2$) 及被动支链杆长

$q_{4,j}$ 。此外, 在 A/C 转头两旋转轴“电机+减速器”输出端安装圆光栅, 测量转头姿态角 $\theta_{i,j}$ ($i=4,5$)。据此, 刀具/支撑头顶点位置矢量 $r_{C,j}$ 与轴线方向矢量 w_j 可表示为

$$r_{C,j} = (q_{4,j} + e_j) {}^{B,j}R_{A,j} \hat{z} + d_{w,j} {}^{B,j}R_{C,j} \hat{z} + d_{v,j} {}^{B,j}R_{C,j} \hat{y} \quad (8)$$

$$w_j = {}^{B,j}R_{C,j} \hat{z} \quad (9)$$

式中, ${}^{B,j}R_{A,j}$ 与 ${}^{B,j}R_{C,j}$ 可根据光栅测量值 $\theta_{i,j}$ ($i=1,2,4,5$) 确定, $\hat{y} = (0 \ 1 \ 0)^T$ 。

至此, 运动学正解求解完毕。考察上述求解过程可知, 该方法为解析解法, 较传统需设定收敛精度并反复迭代运算的牛顿迭代法具有计算效率与精度高的优点。

3 镜像加工路径生成与执行方法

镜像加工路径包含铣削机器人的刀具路径与支撑机器人的支撑头路径两部分, 其生成与执行过程应保证二者的镜像同步性。

3.1 镜像加工路径生成方法

铣削机器人的刀具路径生成方法与传统大型结构件铣削路径生成方法相同, 首先利用 CAD/CAM 软件完成大型薄壁结构件造型与刀轨规划, 然后通过后置处理生成数控系统可执行的 NC 代码。

支撑机器人的支撑头路径生成方法无须借助CAD/CAM软件,而是针对已生成的刀具路径NC代码,逐行计算并生成与之镜像对称的支撑头路径NC代码,即根据已生成的铣削机器人刀尖点位置矢量 $r_{C,1}$ 与刀具轴线方向矢量 w_1 ,计算支撑机器人支撑头顶点位置矢量 $r_{C,2}$ 与轴线方向矢量 w_2 。于是, $r_{C,2}$ 与 w_2 可表示为

$$r_{C,2} = {}^2R_1(r_{C,1} + d'w_1 + r_{12}) \quad (10)$$

$$w_2 = -{}^2R_1w_1 \quad (11)$$

式中, 2R_1 表示系 $\{R_{B,1}\}$ 相对系 $\{R_{B,2}\}$ 的姿态矩阵; r_{12} 表示 B_{02} 指向点 B_{01} 的位置矢量在系 $\{R_{B,1}\}$ 下的度量; d' 表示大型结构件期望壁厚。据此,可生成满足期望壁厚要求的镜像加工路径。

3.2 镜像加工路径执行方法

由于镜像铣削系统包含两台五自由度混联机器人,按照数控系统结构不同,镜像加工路径的执行方法可分为以下两种。

(1) 十轴联动数控系统的执行方法。

如图3所示,采用一套数控系统同时控制铣削与支撑机器人镜像加工路径。首先,在工业控制计算机中借助CAD/CAM软件生成铣削机器人的刀具路径NC代码,并通过网线发送至多轴运动控制器;然后,借助插补算法对刀具路径进行插补,并利用3.1节所述方法生成与之镜像对称的支撑头路径插补点;之后,利用2.2节所述运动学逆解算法,计算双机器人的驱动关节期望位置,进而将其发送至伺服系统实施闭环控制;最终,通过十轴联动运动控制实现镜像加工路径的同步性。

(2) 双五轴联动数控系统的执行方法。

如图4所示,采用两套数控系统分别控制铣削与支撑机器人镜像加工路径。首先,利用3.1节所述方法离线生成位姿镜像对称的刀具与支撑头路径NC代码,并分别通过工控

机1与2发送至多轴运动控制器1与2;然后,依次借助插补算法与运动学逆解算法,分别计算铣削与支撑机器人的驱动关节期望位置,并发送至各自的伺服系统实施闭环控制;最

终,两台机器人的数控系统通过五轴联动运动控制执行各自的加工路径。此处,为了保证双机器人镜像加工路径的同步性,需利用1个统一的硬件I/O装置配合高刷新频率的PLC程

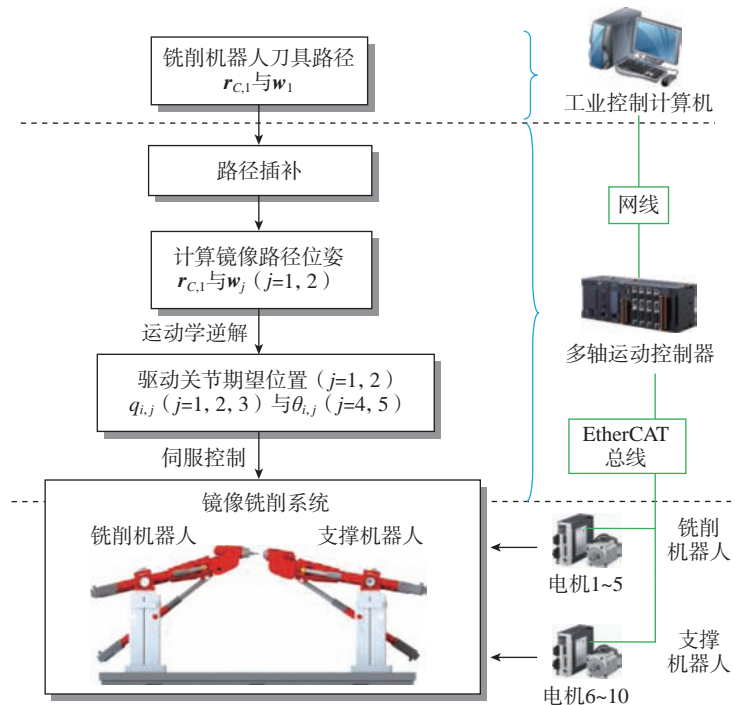


图3 十轴联动数控系统执行方法

Fig.3 Execution method of 10-axis linkage CNC system

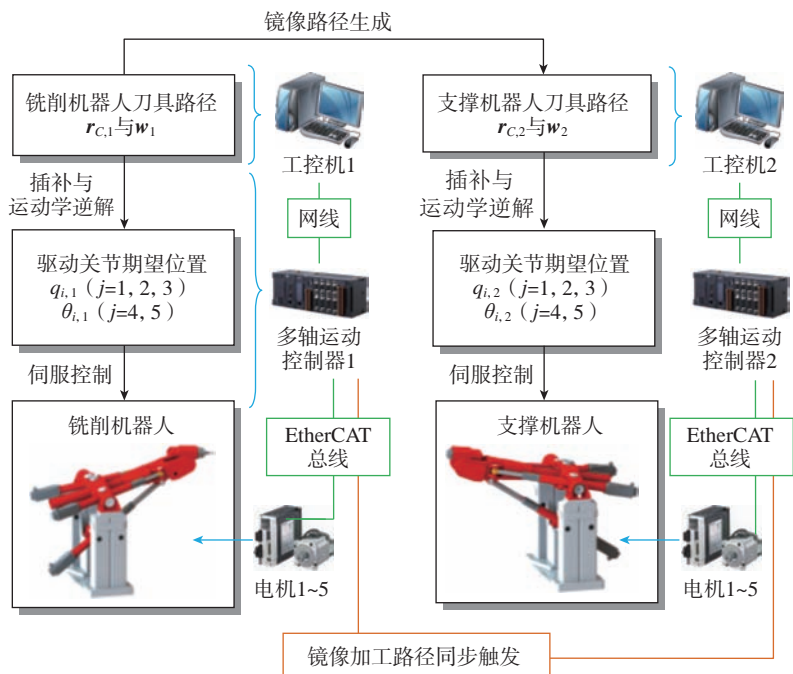


图4 双五轴联动数控系统执行方法

Fig.4 Execution method of dual 5-axis linkage CNC system

序以不超过 1 ms 的延迟时间触发运行双机器人的铣削 / 支撑路径,进而保持二者的同步镜像性能。

值得指出的是,执行方法 1 较方法 2 具有数控系统结构简单、硬件成本低、无路径触发延迟的优点,但由于两台机器人采用同一套核心控制器与人机交互设备,无法实现铣削或支撑机器人单机作业;虽然方法 2 存在路径触发延迟的问题,但在高刷新频率 PLC 硬件触发的模式下,双机路径触发间隔时间可缩短到 1 ms 以内,远小于路径的插补周期(10 ms),在双机运动控制器时钟调校同步的模式下可保证路径触发以后的同步插补,故二者在加工效果上并无区别。此外,支撑机器人采用局部多点位支撑结构的气动支撑头,通过圆周分布的 6 个针型气缸形成直径为 70 mm 的圆形支撑面,使得双机同步性存在误差时仍可保证支撑效果。

考虑到面向航天航空类大型薄壁结构件制造的镜像铣削系统应具备可重构性与模块化的特点,能够满足大工作空间内单机或多机快速现场布置与高效协同加工的需求,故本文采用图 4 所示数控系统结构与镜像加工路径执行方法。

4 仿真与试验

在铣削机器人参考坐标系下生成一段弧形镜像加工路径,如图 5 所示。可以看出,采用 3.1 节所述方法可生成位姿镜像对称的铣削与支撑路径,进而可采用双机器人运动学算法分别解算关节运动并实施控制。

采用运动学模型与提出的镜像加工路径执行方法开展镜像加工试验,如图 6 所示。其中,大型结构件的材料为航空级铝合金 6061,其长与宽分别为 1000 mm 与 800 mm。被加工区域为由 6 个正三角形组成的六边形网格,该网格的外接圆半径为 300 mm。加工前需先采用 UG NX 8.0 软件生成栅格加工路径 NC

文件,然后借助 3.1 节所述方法生成双机器人加工路径,并分别导入双机器人各数控系统软件中完成编译、限位检测,进而分段下载至底层多轴运动控制器中以备执行;加工过程中每行代码以 10 ms 的周期执行粗插补程序,并利用控制器中写入的 2.2 节逆解程序计算各驱动关节的位置,然后采用 3 次 B 样条技术以 0.442 ms 的周期实施精插补得到各驱动关节伺服控制的期望位置指令,最终通过多轴联动实现双机器人末端沿路径运动。本试验所采用的加工工艺参数为主轴转速 5000 r/min、进给速度 2000 mm/min、切削深度 0.5 mm、期望壁厚 4 mm。值得指出的是,双机器人各驱动关节电机均采用分散式复合控制策略,即在采用 PID 反馈

控制器保证系统稳定与快速响应能力的同时,借助速度与加速度前馈控制器进一步提高各关节的跟随精度,进而降低跟随误差对壁厚加工误差的影响。

大型结构件六边形网格区域的加工结果如图 7 所示。为验证基于双混联机器人搭建的镜像铣削系统的加工精度,选取铣削过程中网格区域内的刚度最低点与受振动影响最为显著的点进行数据采集,即分别选取 6 个正三角形的几何中心为测量点,采用超声波测厚仪测量壁厚误差,如表 1 所示。可见,壁厚加工误差均在 ± 0.18 mm 以内,证明了本文所提出的运动学模型与加工路径生成方法在实现镜像铣削加工方面的有效性。

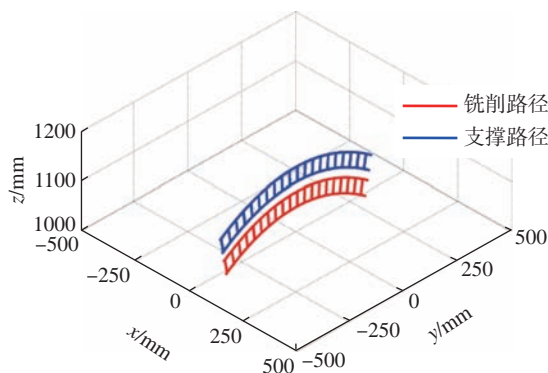


图 5 镜像加工路径生成

Fig.5 Mirror machining path generation

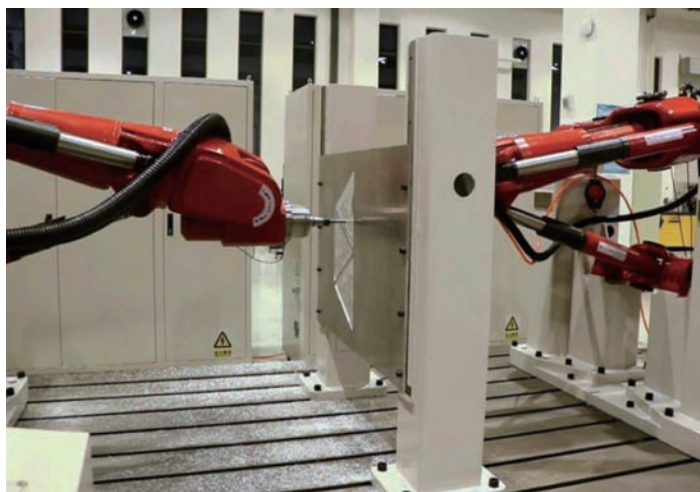


图 6 大型结构件镜像加工试验

Fig.6 Experiment on mirror machining of large structural parts

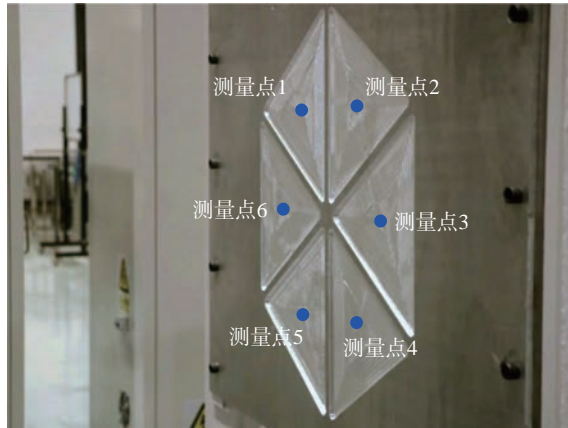


图7 镜像加工试验结果

Fig.7 Mirror machining experimental results

表1 六边形网格区域的加工精度

Table 1 Machining accuracy of hexagonal grid area

mm

| 测量点 | 加工壁厚 | 壁厚误差 |
|-----|------|-------|
| 1 | 4.12 | 0.12 |
| 2 | 4.14 | 0.14 |
| 3 | 4.18 | 0.18 |
| 4 | 3.83 | -0.17 |
| 5 | 3.89 | -0.11 |
| 6 | 4.17 | 0.17 |

5 结论

本文以一种由双混联机器人组成的镜像铣削系统为研究对象,开展了运动学建模与加工路径生成和执行方法研究,得到了如下结论。

(1) 采用矢量法建立了镜像铣削系统规格化的运动学正逆解模型,其中正解方法较采用牛顿迭代法求解的方法具有计算效率与精度高的优点。

(2) 提出了一种镜像加工路径生成方法,该方法明确了双机参考坐标系的位姿关系,通过设定薄壁结构件的期望加工壁厚计算位姿镜像对称的刀具与支撑头路径。

(3) 提出了十轴联动与双五轴联动两种镜像加工路径执行方法,后者较前者具备可重构性与模块化的特点,支持铣削或支撑机器人单机作

业,能够满足大工作空间内单机或多机快速现场布置与高效协同加工的需求。

(4) 开展了大型薄壁结构件镜像加工试验,试验结果表明,壁厚加工误差在 ± 0.18 mm 以内,证明了本文所提出的运动学模型与加工路径生成、执行方法的正确有效性。值得指出的是,壁厚加工误差受机器人本体加工与装配精度、机器人刚度、各驱动关节伺服控制的跟随精度、驱动关节间的伺服匹配精度、双机器人的同步精度、大型结构件被铣削过程中的振动与变形等多因素综合影响,还需进一步研究考虑上述因素的壁厚加工精度提升方法。

参考文献

[1] 岳彩旭,张俊涛,刘献礼,等.薄壁件铣削过程加工变形研究进展[J].航空学报,

2022, 43(4): 525164.

YUE Caixu, ZHANG Juntao, LIU Xianli, et al. Research progress on machining deformation of thin-walled parts in milling process[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2022, 43(4): 525164.

[2] 何天宇.薄壁工件镜像铣削变形和振动的预测及多因素影响研究[D].天津:天津大学,2021.

HE Tianyu. Prediction of deformation and vibration of thin-walled workpiece in mirror milling and study on multi-factor influence[D]. Tianjin: Tianjin University, 2021.

[3] 徐志才,郝新超.两种民用飞机金属蒙皮加工工艺对比[J].中国科技信息,2016(11): 46-47.

XU Zhicai, HAO Xinchao. Comparison of two processing technologies for metal skin of civil aircraft[J]. China Science and Technology Information, 2016(11): 46-47.

[4] 中国机械工程学会.2018—2019机械工程学发展报告机械制造[M].北京:中国科学技术出版社,2020: 21-44.

Chinese Mechanical Engineering Society. Report on advances in mechanical engineering[M]. Beijing: China Science and Technology Press, 2020: 21-44.

[5] URIARTE L, ZATARAIN M, AXINTE D, et al. Machine tools for large parts[J]. CIRP Annals, 2013, 62(2): 731-750.

[6] 徐青山.基于混联机器人螺旋铣孔加工孔径误差补偿方法研究[D].天津:天津大学,2017.

XU Qingshan. Research on compensation method of aperture error in spiral milling based on hybrid robot[D]. Tianjin: Tianjin University, 2017.

[7] 鲁达.新一代飞机蒙皮绿色加工技术[J].航空制造技术,2010,53(16): 102-103.

LU Da. New generation green machining technology for aircraft skin[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2010, 53(16): 102-103.

[8] 张志国,徐学民.MMS:新型绿色蒙皮加工系统[J].航空制造技术,2010,50(19): 84-86.

ZHANG Zhiguo, XU Xuemin. MMS: The latest green skin machining system[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2010, 50(19): 84-86.

[9] 向兵飞,黄晶,许家明,等.蒙皮铣削镜像顶撑技术研究[J].制造技术与机床,2015(4): 92-96.

XIANG Bingfei, HUANG Jing, XU Jiaming, et al. Mirror top bracing technology

in milling aircraft skin[J]. *Manufacturing Technology and Machine Tools*, 2015(4): 92–96.

[10] 鲍岩, 董志刚, 朱祥龙, 等. 蒙皮镜像铣削支撑技术的研究现状和发展趋势[J]. *航空学报*, 2018, 39(4): 42–53.

BAO Yan, DONG Zhigang, ZHU Xianglong, et al. Review on support technology for mirror milling of aircraft skin[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2018, 39(4): 42–53.

[11] 钟柳春, 毕庆贞, 张凯, 等. 一种基于超声波测厚的薄壁件自动补偿加工方法[J]. *组合机床与自动化加工技术*, 2016(10): 148–150, 153.

ZHONG Liuchun, BI Qingzhen, ZHANG Kai, et al. A practical compensation method for thin-walled parts manufacture based on ultrasonic thickness measurement[J]. *Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique*, 2016(10):

148–150, 153.

[12] 鲍岩. 面向飞机蒙皮制造的薄板镜像铣削工艺基础[D]. 大连: 大连理工大学, 2018.

BAO Yan. Technological basis of mirror milling of thin plate for aircraft skin manufacturing[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2018.

[13] 肖聚亮, 姚永胜, 黄田, 等. 用于镜像加工的刚柔多点随动支撑头: ZL201510038101[P]. 2016–09–07.

XIAO Juliang, YAO Yongsheng, HUANG Tian, et al. Rigid and flexible multi-point follow-up support head for image processing: ZL201510038101[P]. 2016–09–07.

[14] 赵素雷. 大型薄壁构件双机器人镜像铣削协同加工[D]. 天津: 天津大学, 2018.

ZHAO Sulei. Collaborative machining of

large thin-walled components by double robot mirror milling[D]. Tianjin: Tianjin University, 2018.

[15] 刘祺. 一种新型五轴混联机器人的数控关键技术研究[D]. 天津: 天津大学, 2019.

LIU Qi. Research on key technology of NC for a new five-axis hybrid robot[D]. Tianjin: Tianjin University, 2019.

[16] LIU Q, GUO H, MA Y, et al. Real-time error compensation of a 5-axis machining robot using externally mounted encoder systems[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2022, 120(3): 2793–2802.

通讯作者: 李彬, 教授, 博士, 研究方向为机构学与机器人学。

Kinematics Analysis and Machining Path Generation of Mirror Milling System Based on Dual Hybrid Robot

LIU Qi^{1,2}, GUO Mengna^{1,2}, SHAN Xianlei³, TIAN Wenjie³, MA Yue^{1,2}, LI Bin^{1,2}

(1. Tianjin Key Laboratory for Advanced Mechatronic System Design and Intelligent Control, School of Mechanical Engineering, Tianjin University of Technology, Tianjin 300384, China;

2. National Demonstration Center for Experimental Mechanical and Electrical Engineering Education, School of Mechanical Engineering, Tianjin University of Technology, Tianjin 300384, China;

3. Key Laboratory of Mechanism Theory and Equipment Design, Ministry of Education, School of Mechanical Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

[ABSTRACT] With the focus on one kind of mirror milling system consisting of two hybrid robots, the canonical forward and inverse kinematic model of the mirror milling system is developed by the vector method, in which the forward kinematic has the advantage of high computational efficiency and accuracy compared with the solution method using the Newton iterative method. A method for generating mirrored machining path is proposed, which specifies the positional relationship between the reference coordinate systems of two hybrid robots, and calculates the mirrored symmetric tool and support head paths by setting the desired machining wall thickness of the thin-walled structural part. Two methods for executing mirrored machining path are proposed by employing 10-axis linkage and dual 5-axis linkage respectively. The latter has the features of reconfigurability and modularity compared with the former, which supports single-machine operation of the milling or supporting robot, and satisfies the needs of rapid on-site arrangement and efficient collaborative machining of single or multiple machines in a large workspace. In order to verify the correctness and effectiveness of the proposed kinematic model and methods for generating and executing machining paths, experiments of machining a large scale thin-walled structural component are carried out. The experimental results show that the error of the machined wall thickness can be guaranteed within ± 0.18 mm.

Keywords: Mirror milling; Hybrid robot; Kinematics analysis; Mirror machining path; Dual robot control

(责编 七七)

引文格式: 薛雷, 杨应科, 李东升, 等. 基于激光跟踪仪的机器人末端负载重力辨识与在线补偿方法[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 53-59.
XUE Lei, YANG Yingke, LI Dongsheng, et al. Gravity identification and online compensation of robot end-effector based on laser tracker[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 53-59.

基于激光跟踪仪的机器人末端负载重力辨识与 在线补偿方法*

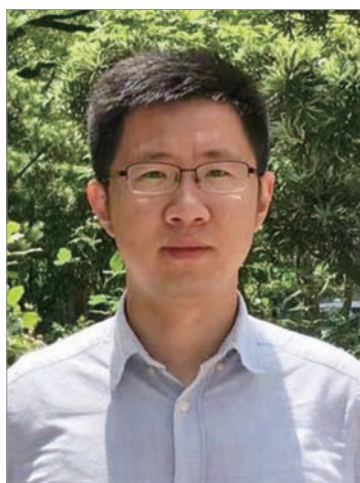
薛雷¹, 杨应科², 李东升^{2,3}, 黄亮¹, 翟雨农^{2,3}

- (1. 中国商飞上海飞机制造有限公司, 上海 201324;
2. 北京航空航天大学机械工程及自动化学院, 北京 100191;
3. 北京航空航天大学宁波创新研究院, 宁波 315800)

[摘要] 为准确测量工业机器人在飞机装配中的真实装配受力, 提出了一种基于激光跟踪仪的机器人末端负载重力辨识与在线补偿方法。借助激光跟踪仪等外部测量设备, 建立了机器人系统的全局运动学模型, 实现机器人末端位姿的精准获取。利用卡尔曼滤波处理力传感器信号, 以获取更加准确平稳的外部力信息。基于最小二乘法建立了末端负载重力分量与位姿的映射关系, 其中, 考虑了力传感器的零点偏移与机器人安装偏差带来的影响。最后开展了机器人负载重力在线补偿试验, 试验结果表明, 该方法具有良好的效果。

关键词: 工业机器人; 激光跟踪仪; 装配力测量; 重力辨识; 在线补偿

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.053



薛雷

研究员级高级工程师, 长期从事航空制造机器人柔性装配技术及工艺研发。

商用航空市场需求的快速增长使得大量飞机订单积压, 飞机制造商面临着提高产能的巨大挑战。空客公司预测至 2036 年全球百座以上客机数量将会增加 1 倍^[1], 中国将需要近 6000 架新客机与货机^[2]。这种强劲的需求增长导致订单的数量远远超过当前的生产制造能力。传统飞机装配过程中, 主要采用刚性工装(或定制化非标准柔性工装)结合手工作业的装配模式, 导致装配周期长、成本高、质量稳定性较差等诸多问题, 难以满足新一代飞机高精度、高性能、高效率、低成本批产制造要求。因此, 广泛应用模块化、柔性灵活、稳定一致的工业机器人成为商用飞机装配生产线的发展趋势。空客

公司在 A320 系列新的装配生产线中应用了机器人自动化装配连接单元, 可实现钻孔、紧固件的插入与紧固等装配连接工艺的自动化^[3]。波音公司使用两台串联机器人协作完成波音 777、777X 以及 787 客机尾翼壁板中碳纤维长桁与复材蒙皮的装配^[4]。针对机身筒段装配, 波音公司在波音 777 机身装配站位中采用固定式机器人与移载式机器人协同工作的形式完成机身壁板的连接^[5], 同时在波音 787 筒段装配中使用了一种更为先进的机器人装配单元^[6], 该单元由 4 台相同的机器人组成, 在装配过程中同步工作, 每台机器人都可以完成钻孔、镗窝、检测、密封以及紧固件安装等功能, 大幅提高了装配

* 基金项目: 国家自然科学基金(52105502); 国家商用飞机制造工程技术研究中心创新基金(COMAC-SFGS-2022-2472)。

效率与工艺质量。

随着新一代商用飞机服役性能的不断提高,其装配过程中对装配力控制的要求更为严苛^[7]。然而,传统工业机器人多采用位移控制,装配过程中无法直接对装配力进行及时调整。因此,国内外学者围绕机器人力控制开展了大量的研究工作。卫月娥等^[8]面向航天器装配开展了工业机器人柔性力控研究。Fernandez等^[9]提出了多面导纳控制方法并应用于飞机大型复杂零件装配定位。Lee等^[10]基于隐式力位控制改善了碳纤维材料钻孔质量。Wang等^[11]提出了一种新型力控末端执行器,提高了机器人磨削薄壁零件的工艺质量。Wu等^[12]采用可变导纳控制实现了飞机大部件柔性辅助装配。在机器人力控制过程中,由于重力场的影响,机器人末端传感器测量值包含了末端负载的重力分量,且其会随着机器人末端位姿的改变而变化,传感器示值无法准确表征真实的外部装配力,因此,需要对末端负载的重力分量进行补偿。Vougioukas^[13]通过将机器人运动到特定的姿态以抵消重力分量。缪新^[14]、高强^[15]、文科^[16]等通过不同姿态下机器人控制器中的姿态数据与力传感器数据进行标定。上述研究都在一定程度上实现了对重力分量的补偿,但是受限于机器人末端姿态测量的方法以及机器人的安装误差,其补偿效果仍存在一定的局限性。

为更加精准地补偿机器人末端负载的重力分量,需要精确获取机器人末端负载的位姿。激光跟踪仪作为飞机装配中常用的测量设备,其测量精度可达 $10\ \mu\text{m} + 5\ \mu\text{m}/\text{m}$,结合 T-Mac 可实现空间位姿的高精度测量。因此,本文提出一种基于激光跟踪仪的机器人末端负载重力辨识与在线补偿方法,通过建立机器人全局运动学模型获取末端负载的空间位姿,基于卡尔曼滤波方法对力感知信息进行降噪预处理,同时在考虑力传

传感器的零点偏移与机器人安装偏差的条件下构建末端负载重力分量与位姿的映射关系,最终通过试验验证了本文方法的有效性。

1 机器人系统组成与全局运动学模型建立

该系统主要由机器人、激光跟踪仪、T-Mac、六维力传感器、控制系统组成,如图1所示。其中,激光跟踪仪与 T-Mac 用于测量机器人末端位姿,六维力传感器用于测量外界环境作用于机器人末端的力与力矩,控制系统包含了数据采集处理系统与机器人运动控制器,数据采集处理系统实现位姿与力/力矩测量数据的采集,在处理后得到的机器人运动量通过以太网发送至机器人运动控制器,从而控制机器人运动。

机器人末端重力分量的在线计算需要机器人移动六维力传感器等末端工作负载至空间中的特定位置,而机器人控制器中的法兰位姿与激光跟踪仪测量得到的位姿并不一致。因此,需要建立机器人系统的全局运动学模型,获取六维力传感器坐标系与 T-Mac、机器人法兰间的相对位姿变换关系,统一运动坐标系。为了建立机器人系统全局运动学关系,采用激光跟踪仪结合 T-Mac 作为外部测量设备,如图2所示,定义各坐标系如下: O^{LT} 为激光跟踪仪坐标系; O^B 为机器人基座坐标系; O^F 为机器人法兰中心坐标系; O^T 为 T-Mac 坐标系; O^S 为六维力传感器坐标系。其中, T-Mac、力传感器均固定于机器人法兰之上,因此坐标系 O^T 、 O^S 与 O^F 相互之间的变换关系应保持不

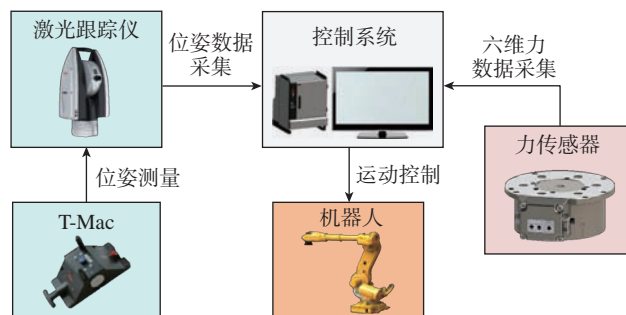


图1 机器人系统结构图

Fig.1 Structure diagram of robot system

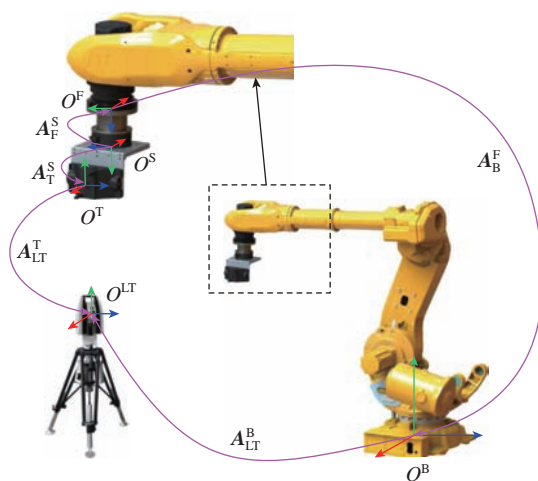


图2 机器人系统全局运动学模型

Fig.2 Global kinematic model of robot system

变。同理,激光跟踪仪坐标系 O^{LT} 与机器人基座坐标系 O^B 间的变换关系恒定。采用齐次变换矩阵定义坐标系 O^Y 相对于 O^X 的变换,即

$$A_X^Y = \begin{pmatrix} R_X^Y & t_X^Y \\ 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (1)$$

式中, R_X^Y 表示 O^Y 相对于 O^X 的旋转矩阵; t_X^Y 为平移向量。

机器人系统中各坐标系间的齐次变换矩阵满足式(2)。

$$A_{LT}^B = A_{LT}^T A_T^S (A_F^S)^{-1} (A_B^F)^{-1} \quad (2)$$

式中, A_T^S 前期可通过激光跟踪仪与靶球进行标定; A_{LT}^T 在机器人工作过程中由激光跟踪仪实时跟踪 T-Mac 测量获取; A_B^F 由机器人控制器直接读取。 A_{LT}^B 与 A_F^S 为未知常量,需要通过机器人的多次相对运动进行辨识。

在经过第 i 次运动后,六维力传感器坐标系 O_i^S 与机器人法兰坐标系 O_i^F 与运动后的坐标系 O_{i+1}^S , O_{i+1}^F 满足:

$$A_{F_i}^{F_{i+1}} = (A_B^{F_i})^{-1} A_B^{F_{i+1}} \quad (3)$$

$$A_{S_i}^{S_{i+1}} = (A_T^S)^{-1} (A_{LT}^T)^{-1} A_{LT}^{T_{i+1}} A_T^S \quad (4)$$

为求解 A_F^S , 构建方程:

$$A_{F_i}^{F_{i+1}} A_F^S = A_F^S A_{S_i}^{S_{i+1}} \quad (5)$$

$$\text{令 } A_{F_i}^{F_{i+1}} = \begin{pmatrix} R_C & t_C \\ 0 & 1 \end{pmatrix} = C, A_{S_i}^{S_{i+1}} = \begin{pmatrix} R_D & t_D \\ 0 & 1 \end{pmatrix} = D, A_F^S = \begin{pmatrix} \alpha & \beta & \gamma & \delta \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} = X, \text{其中 } \alpha, \beta, \gamma, \delta \in \mathbf{R}^3, \text{将式(5)改写为} \\ CX = XD \quad (6)$$

对式(6)的系数进行重新排列,可得

$$Px = q \quad (7)$$

式中,

$$P = \begin{pmatrix} d_{11}I - R_C & d_{21}I \\ d_{12}I & d_{22}I - R_C \\ d_{13}I & d_{23}I \\ t_{D1}I & t_{D2}I \\ d_{31}I & 0 \\ d_{32}I & 0 \\ d_{33}I - R_C & 0 \\ t_{D3}I & I - R_C \end{pmatrix}, x = \begin{pmatrix} \alpha \\ \beta \\ \gamma \\ \delta \end{pmatrix}, q = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ t_C \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ t_C \end{pmatrix},$$

d_{ij} 为矩阵 R_D 第 i 行第 j 列元素; t_{Di} 为

向量 t_D 的第 i 个元素; I 为单位矩阵。

由于 R_C 为标准旋转矩阵,具有正交性, $\det(I - R_C) = 0$, 矩阵 P 不满秩。因此,通过多次非纯平移且旋转线性无关的运动建立多个方程,采用最小二乘的方法求解 x , 即未知常量 A_F^S , 代回式(2)即可获取所有未知常量,建立起机器人系统的全局运动学模型。

2 力感知信息预处理

作用在机器人末端上的外力/力矩通过力传感器测量获取。受电压、温度、振动等外部因素的影响,力传感器实际采集到的六维力信号会在一定范围内波动。因此,为了获得更加准确平稳的外部力信息,需要对采集到的六维力信号进行预处理,减少外部因素产生的噪声。

为满足实时获取力感知信息的要求,采用卡尔曼滤波对六维力信号进行预处理。卡尔曼滤波考虑系统的当前状态以及系统的过程噪声与测量噪声,通过迭代的方式对系统状态进行最优估算,无须系统整体的数据,适用于对力感知信息的实时处理。

六维力传感器数据采集的系统状态变量为力/力矩数值 x_j 与力/力矩变化率 \dot{x}_j , 其中 $j \in \{F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z\}$, 代表力/力矩的形式与方向。系统状态空间方程可表示为

$$X_j^{(k+1)} = FX_j^{(k)} + W_j^{(k)} \quad (8)$$

式中, $X_j^{(k+1)} = (x_j^{(k+1)}, \dot{x}_j^{(k+1)})^T$, $X_j^{(k)} = (x_j^{(k)}, \dot{x}_j^{(k)})^T$ 分别表示 t_{k+1} 时刻与 t_k 时刻的系统状态变量; $F = \begin{pmatrix} 1 & \Delta T \\ 0 & 1 \end{pmatrix}$ 为

系统状态转移矩阵; ΔT 表示力传感器的采样周期; $W_j^{(k)} = (\omega_{j1}^{(k)}, \omega_{j2}^{(k)})^T$ 表示系统过程噪声向量,一般认为这些噪声是标准差为 σ 的随机白噪声,且变化相互独立,因此,系统过程的噪声的协方差矩阵 Q_j 可表示为

$$Q_j = \begin{pmatrix} \sigma_{j1}^2 & 0 \\ 0 & \sigma_{j2}^2 \end{pmatrix} \quad (9)$$

此外,力传感器数据采集的系统观测方程可表示为

$$Z_j^{(k+1)} = HX_j^{(k+1)} + v_j^{(k+1)} \quad (10)$$

式中, $Z_j^{(k+1)}$ 表示 t_{k+1} 时刻系统的观测值; $H = (1 \ 0)$ 表示系统观测矩阵; $v_j^{(k+1)}$ 表示力的观测噪声,一般认为各方向的力/力矩的观测噪声为相互独立的标准差为 σ_{mj} 的随机白噪声。

由此,该系统的卡尔曼滤波过程可表示为^[17]

$$\hat{X}_j^{(k+1)} = F\hat{X}_j^{(k)} + K_j^{(k+1)}(Z_j^{(k+1)} - HF\hat{X}_j^{(k)}) \quad (11)$$

式中, $\hat{X}_j^{(k+1)}$, $\hat{X}_j^{(k)}$ 分别表示 t_{k+1} 时刻与 t_k 时刻的最优估计值。 $K_j^{(k+1)}$ 代表卡尔曼增益,其满足以下方程:

$$M_j^{(k+1)} = FP_j^{(k)}F^T + Q_j \\ K_j^{(k+1)} = M_j^{(k+1)}H^T(HM_j^{(k+1)}H^T + R_j)^{-1} \\ P_j^{(k+1)} = (I - K_j^{(k+1)}H)M_j^{(k+1)} \quad (12)$$

式中, $M_j^{(k+1)}$, $P_j^{(k+1)}$ 表示更新前与更新后的误差协方差矩阵,观测噪声 $R_j = \sigma_{mj}^2$ 。

通过式(11)和(12)的迭代计算,可实现对力传感器信息的预处理,使其更加平稳。

3 末端负载重力分量与位姿的映射关系

在装配过程中,六维力传感器的测量示值主要包含了装配力、机器人末端所有负载的重力分量、惯性力以及在末端负载不受其他外力条件下力传感器的零点偏移(“零漂”)。惯性力在装配中低速运动的工况下可以忽略不计。因此,为了获得真实的装配力,需要对机器人末端负载进行重力辨识,并考虑力传感器的“零漂”,建立重力分量与位姿的映射关系,将力传感器测量值中的重力分量补偿去除。

构建重力分量与位姿的映射关系需要求解末端负载的重量 G 与重心在力传感器坐标系 O^S 下的位置

x_{cog} ,如图3所示。由于“零漂”的存在,在仅有重力作用下六维力传感器的力与力矩测量值 F_m 、 M_m 应为

$$\begin{aligned} F_m &= F_G + F_0 \\ M_m &= S(x_{\text{cog}})F_G + M_0 \end{aligned} \quad (13)$$

式中, F_G 为重力分量; F_0 与 M_0 为力传感器的“零漂”,其为随机常量,在每一个上电工作周期中可认为保持不变; $S(x_{\text{cog}})$ 为叉乘矩阵,用于计算 x_{cog} 与其他向量的叉乘,即

$$S(x_{\text{cog}}) = \begin{pmatrix} 0 & -x_{\text{cog}z} & x_{\text{cog}y} \\ x_{\text{cog}z} & 0 & -x_{\text{cog}x} \\ -x_{\text{cog}y} & x_{\text{cog}x} & 0 \end{pmatrix} \quad (14)$$

机器人末端负载在任意姿态下,力传感器测量值中的重力分量可表示为

$$F_G = R_{\text{LT}}^S(0,0,-G)^T \quad (15)$$

为了消除“零漂”的影响,在每个上电工作周期中设定一个末端负载的初始姿态,即 ${}^0R_{\text{LT}}$ 。在该姿态下末端负载的重力分量为 F_G^0 ,力与力矩的测量值 F_m^0 、 M_m^0 设置为“零点”,随后力与力矩的测量值均为相对于该“零点”的变化量,即

$$\begin{aligned} \tilde{F}_m &= F_m - F_m^0 \\ \tilde{M}_m &= M_m - M_m^0 \end{aligned} \quad (16)$$

可以看出,此时力传感器的测量值不再与“零漂”有关。

为了快速准确地获取末端负载的重量 G ,在激光跟踪仪测量位姿的修正下,令机器人末端负载初始姿态下传感器坐标系 O^S 的 Z 轴沿重力加速度方向竖直向下,此时记力传感器的力示值 $F_m^0 = F_m^{\text{down}}$ 为“零点”;随后,控

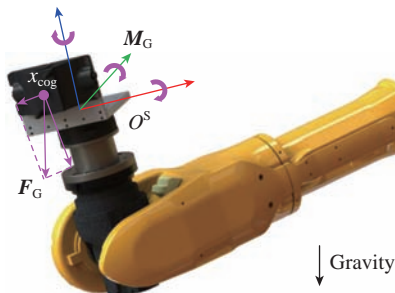


图3 末端负载重力分量示意图

Fig.3 Gravity component of end-effector

制机器人运动使 O^S 的 Z 轴沿重力加速度方向竖直向上,力传感器示值为

$$\begin{aligned} \tilde{F}_m^{\text{up}} &= F_m^{\text{up}} - F_m^0 = F_m^{\text{up}} - F_m^{\text{down}} = \\ F_G^{\text{up}} - F_G^{\text{down}} &= \begin{pmatrix} x_1 & y_1 & 0 \\ x_2 & y_2 & 0 \\ x_3 & y_3 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -G \end{pmatrix} - \\ \begin{pmatrix} x_1 & y_1 & 0 \\ x_2 & y_2 & 0 \\ x_3 & y_3 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -G \end{pmatrix} &= (0,0,-2G)^T \end{aligned} \quad (17)$$

基于前述建立的机器人全局运动学模型,利用激光跟踪仪获取当前力传感器的相对位姿并进行修正,消除了机器人底座安装时的偏差造成的机器人基座坐标系 O^B 的 Z 轴方向与重力加速度方向不平行的影响,确保了末端负载重量测量的准确性。

对于设置“零点”后力传感器的力矩测量值,可表示为

$$\begin{aligned} \tilde{M}_m &= M_m - M_m^0 = \\ S(x_{\text{cog}})F_G + M_0 - (S(x_{\text{cog}})F_G^0 + M_0) &= \\ S(x_{\text{cog}})(F_m - F_0 - F_m^0 + F_0) &= S(x_{\text{cog}})\tilde{F}_m \end{aligned} \quad (18)$$

此时,六维力传感器力矩与力的测量值的关系不再与“零漂”有关,且“零点”设置的数值不影响测量外部力与力矩的变化。为求解末端负载重心在力传感器坐标系 O^S 下的位

置 x_{cog} ,需要测量机器人末端负载在 j ($j \geq 4$) 个不同姿态下力与力矩的测量值,利用最小二乘方法进行求解,即

$$\min h(x_{\text{cog}}) = \sum_{j=1}^k \|\tilde{M}_{mj} - (S(x_{\text{cog}})\tilde{F}_{mj})\|^2 \quad (19)$$

在获得末端负载重量 G 与重心位置 x_{cog} 后,即可计算出当前姿态下的重力分量。至此,末端负载重力分量与位姿的映射关系建立完成。

4 末端负载重力辨识与在线补偿试验验证

为了验证上述方法的有效性,开展并完成了末端负载重力辨识与在线补偿试验,如图4所示。试验中使用的机器人为 ABB IRB 6640 机器人,六维力传感器采用 ATI Omega 160 型力传感器,激光跟踪仪型号为 Leica AT960 MR,搭配 T-Mac TMC30-B。

根据力传感器现场采集的数据,基于卡尔曼滤波对六维力感知信息进行预处理,设定系统的过程噪声 $\sigma_{F,1}^2 = \sigma_{F,2}^2 = \sigma_{T,1}^2 = \sigma_{T,2}^2 = 0.0001$, $\sigma_{F,1}^2 = \sigma_{F,2}^2 = \sigma_{F,2}^2 = \sigma_{T,2}^2 = \sigma_{T,2}^2 = 0.0005$,各通道系统的观测噪声均为 $\sigma_m^2 = 0.1$,采样频率为 1000 Hz。六维力传感器的原始数据与实时预处理后的数据如图5所示。可以看出,经过处理

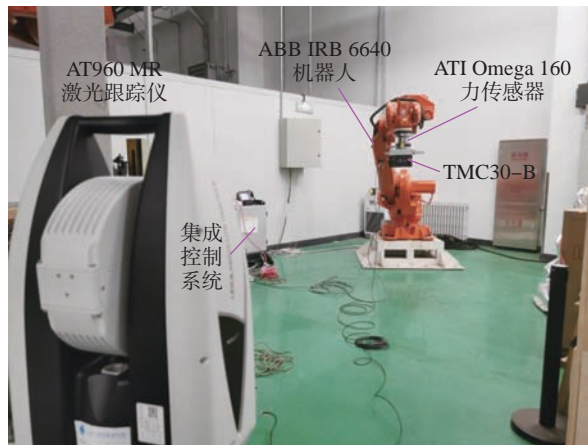


图4 末端负载重力辨识与在线补偿试验

Fig.4 Experiment of gravity identification and online compensation

后的信号仍然能够跟随原始信号变化,并且信号波动的幅值明显减小,说明力感知信息预处理能够有效抑制原始测量数值中的噪声,使力与力

矩的测量值更加平稳准确。

在重力辨识试验中,机器人末端负载的总重量约为 175 N,在经过“零点”设置以及图 6 所示的一系列

的重力辨识运动后,辨识结果为末端重量 $G=176.032\text{ N}$,重心位置坐标为 $(0.032\text{ m}, 0.013\text{ m}, 0.043\text{ m})$ 。结合激光跟踪仪测量得到的 T-Mac 空间

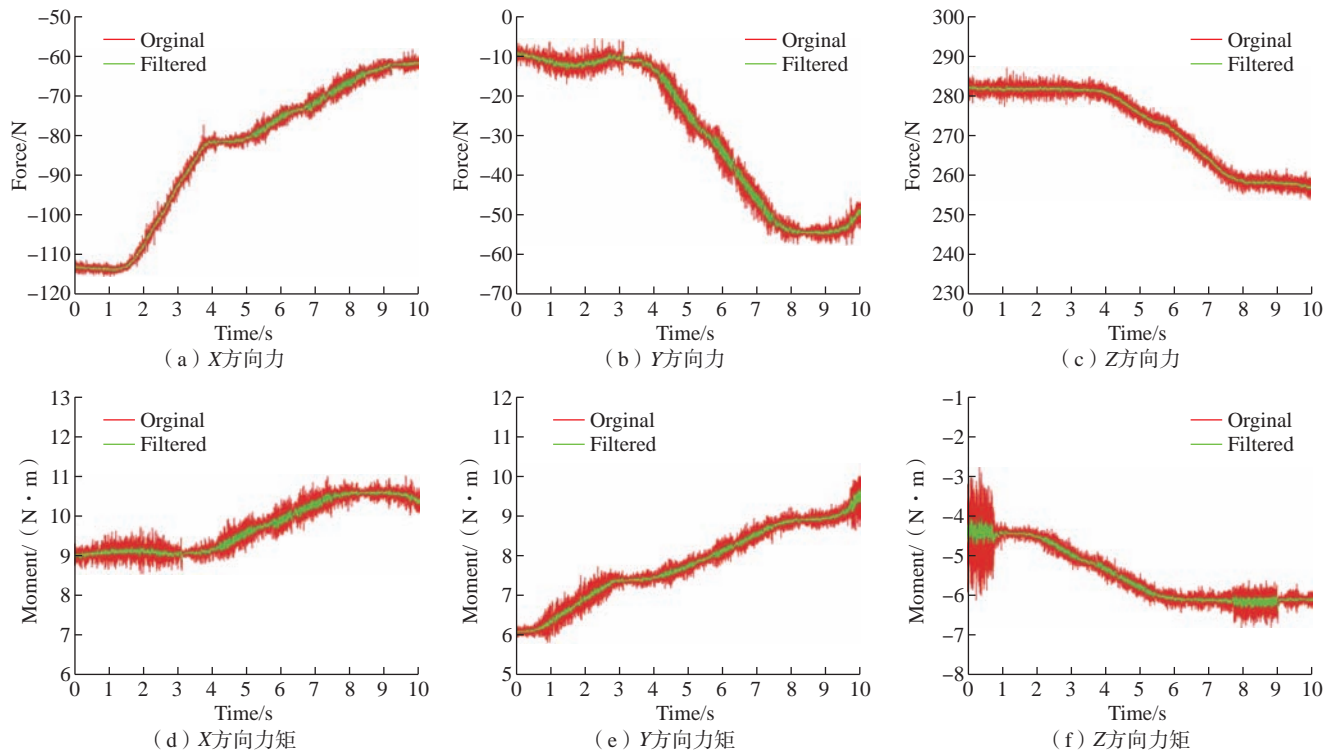


图 5 力感知信息预处理结果

Fig.5 Result of pre-process of F/T signals

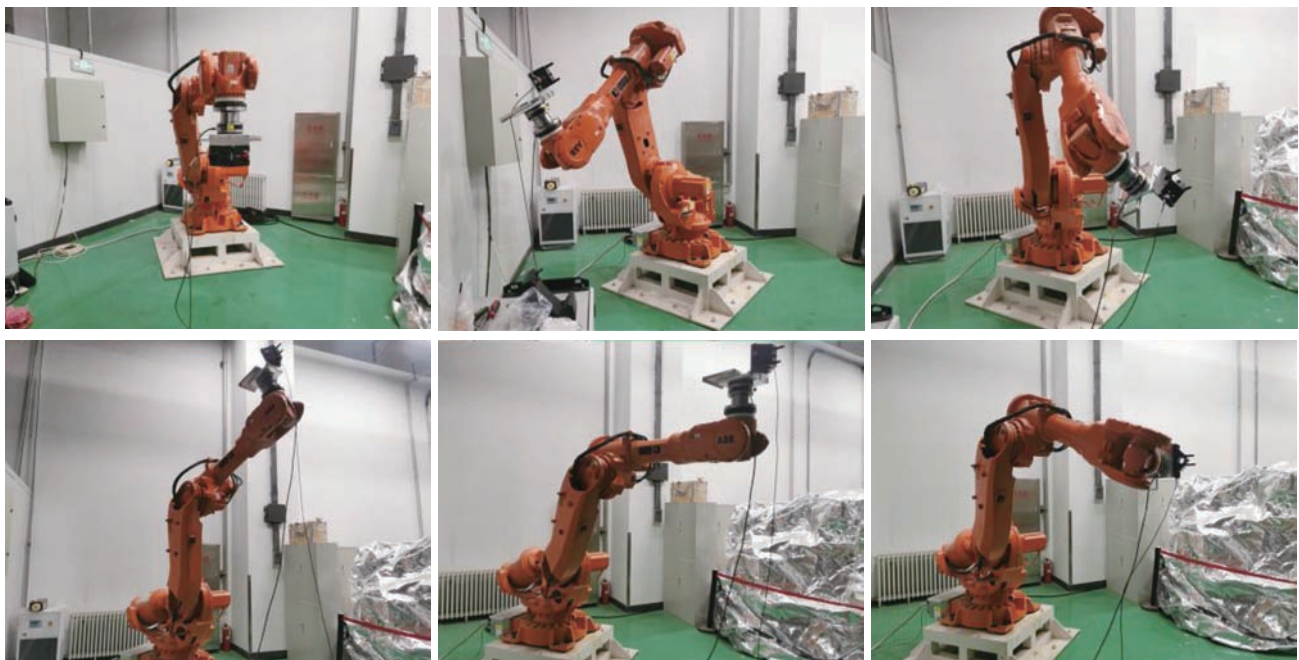


图 6 机器人重力辨识运动

Fig.6 Movement of robot gravity identification

位姿与机器人全局运动学模型,获取六维力传感器在空间中的位姿,基于辨识结果建立重力分量测量值与位姿的映射关系。随后,令末端负载在各方向进行任意旋转,并对该过程中六维力传感器测量值进行在线补偿,结果如图7所示。在仅受重力情况下,未经补偿时,六维力传感器测量值随着机器人末端位姿的改变而变化,通过在线补偿,使得六维力传感器测量值不再受到负载重力分量的影响(补偿后力测量值在 ± 0.5 N内波动,力矩测量值在 ± 0.8 N·m内波动),由此,力传感器测量值可以更加真实地反映机器人末端所受外力。

5 结论

本文提出了一种基于激光跟踪仪的机器人末端负载重力辨识与在线补偿方法,利用激光跟踪仪建立机器人的全局运动学模型,将测量得到的T-Mac空间位姿转换为力传感器位姿,在基于全局运动学模型与最小二乘法求解机器人末端负载重力参数的过程中,对力感知信息进行了预处理,同时考虑了传感器“零漂”,并消除了机器人底座安装时的误差带来的影响,最后通过试验验证了该方法的有效性,取得了良好的补偿效果。

参考文献

- [1] AIRBUS. Global services market set to double over the next 20 years[EB/OL]. (2017-06-21)[2023-03-04]. <https://www.airbus.com/en/newsroom/press-releases/2017-06-global-services-market-set-to-double-over-the-next-20-years>.
- [2] AIRBUS. China will need almost 6,000 new aircraft in the next 20 years[EB/OL]. (2016-11-02)[2023-03-04]. <https://www.airbus.com/en/newsroom/press-releases/2016-11-china-will-need-almost-6000-new-aircraft-in-the-next-20-years>.
- [3] AIRBUS. Airbus inaugurates new A320 structure assembly line in Hamburg[EB/OL]. (2019-10-01)[2023-03-04]. <https://www.airbus.com/en/newsroom/press-releases/2019-10-airbus-inaugurates-new-a320-structure-assembly-line-in-hamburg>.
- [4] LANDAU C. High accuracy assembly of large aircraft components using coordinated arm robots[R]//SAE Technical Paper Series. 400 Commonwealth Drive, 2016: 2016-01-2133.
- [5] Boeing. Boeing introduces new method for building 777 fuselages[EB/OL]. (2014-07-14)[2022-03-04]. <https://boeing.mediaroom.com/2014-07-14-Boeing-Introduces-New-Method-for-Building-777-Fuselages>.
- [6] EVERHART T. Neighboring mobile robot cell with drilling and fastening[R]//SAE Technical Paper Series. 400 Commonwealth Drive, 2017: 2017-01-2094.
- [7] 杨应科,李东升,沈立恒,等.大型复合材料机身壁板多机器人系统装配调姿控形方法[J].航空学报,2023,44(14):428006.
- [8] 卫月娥,张成立,孟伟,等.面向航天器装配的机械臂柔性力控研究[J].航空制造技术,2014,57(21):147-152.
- [9] WEI Yuee, ZHANG Chengli, MENG Wei, et al. Study on flexible force control on robot arm for spacecraft assembly[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2014, 57(21): 147-152.
- [10] FERNANDEZ S R, OLABI A, GIBARU O. Multi-surface admittance control approach applied on robotic assembly of large-scale parts in aerospace manufacturing[C]//International Conference on Advanced Robotics. Belo Horizonte, 2019.
- [11] LEE J, HONG T, SEO C, et al. Implicit force and Position control to improve drilling quality in CFRP flexible robotic machining[J]. Journal of Manufacturing Processes. 2021, 68: 1123-1133.
- [12] WANG Q, WANG W, ZHENG L, et al. Force control-based vibration suppression in robotic grinding of large thin-wall shells[J]. Robotics and Computer Integrated Manufacturing. 2021, 67: 102031.
- [13] WU C, SHEN Y, LI P, et al. Compliance auxiliary assembly of large aircraft

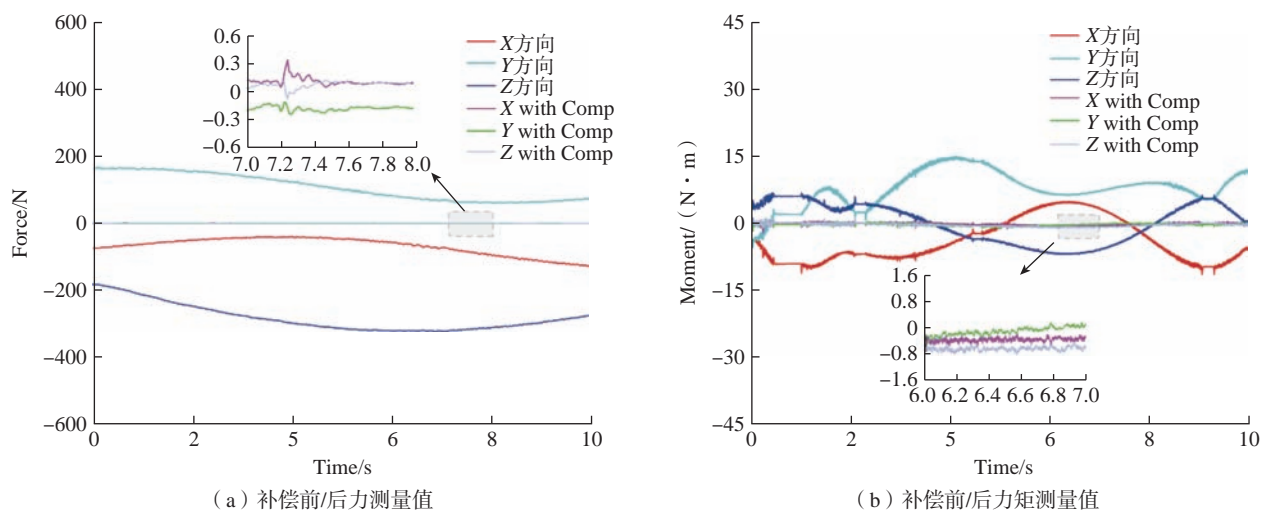


图7 重力在线补偿结果

Fig.7 Result of gravity online compensation

components based on variable admittance control[C]//Intelligent Robotics and Applications: 14th International Conference. Yantai, 2021.

[13] VOUGIOUKAS S. Bias estimation and gravity compensation for force-torque sensors[C]//Proceedings of International Conference on Mathematical Methods and Computational Techniques in Electrical Engineering. Athens, 2001.

[14] 廖新, 田威. 机器人打磨系统控制技术[J]. 机电一体化, 2014(11): 8-14.

MIU Xin, TIAN Wei. The control technology on robotic grinding system[J]. Mechatronics, 2014(11): 8-14.

[15] 高强, 田凤杰, 杨林, 等. 机器人自动研抛系统平台搭建及重力补偿研究[J]. 工具技术, 2015, 49(8): 47-50.

GAO Qiang, TIAN Fengjie, YANG Lin, et al. Research on platform of robot automatic polishing system and gravity compensation[J]. Tool Engineering, 2015, 49(8): 47-50.

[16] 文科, 杜福洲, 张铁军, 等. 舱段类部件数字化柔性对接系统设计与试验研究[J]. 航空制造技术, 2017, 60(11): 24-31.

WEN Ke, DU Fuzhou, ZHANG Tiejun, et al. Research on design and experiment for digital flexible aligning system of cabin component[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017,

60(11): 24-31.

[17] ZARCHAN P, MUSOFF H. Fundamentals of kalman filtering: A practical approach[M]. Forth Edition. Reston: American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc., 2015.

通讯作者: 翟雨农, 副教授, 博士, 研究方向为飞机复合材料结构智能装配工艺与装备、飞机复合材料结构装配可靠性理论。

Gravity Identification and Online Compensation of Robot End-Effector Based on Laser Tracker

XUE Lei¹, YANG Yingke², LI Dongsheng^{2,3}, HUANG Liang¹, ZHAI Yunong^{2,3}

(1. COMAC Shanghai Aircraft Manufacturing Co., Ltd., Shanghai 201324, China;

2. School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100191, China;

3. Ningbo Institute of Technology, Beihang University, Ningbo 315800, China)

[ABSTRACT] To measure the real assembly force of industrial robots precisely in aircraft assembly, a method of gravity identification and online compensation for the robot end-effector based on the laser tracker is proposed. With the help of external measuring equipment such as a laser tracker, the global kinematics model of the robot system is set up to realize the accurate acquisition of the end-effector pose of the robot. Then, Kalman filtering is utilized to process the force/torque signal to obtain more exact and stable external information, and the relationship between the gravity component and the pose of the end-effector is established, considering the influence of the zero-point bias of the sensor and the error of the robot installation. Finally, an online gravity compensation experiment of the robot end-effector is conducted and demonstrates the effectiveness of the proposed method.

Keywords: Industrial robot; Laser tracker; Assembly force measurement; Gravity identification; Online compensation

(责编 大漠)

引文格式: 田凤杰, 张彦智, 朱光, 等. 机器人磨抛复杂曲面加工轨迹对表面质量的影响研究[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 60–65.
TIAN Fengjie, ZHANG Yanzhi, ZHU Guang, et al. Research on influence of machining path on surface quality in robot grinding complex surface[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 60–65.

机器人磨抛复杂曲面加工轨迹对表面质量的影响研究*

田凤杰¹, 张彦智¹, 朱光^{2,3}, 齐子建¹

(1. 沈阳理工大学, 沈阳 110159;

2. 中国科学院沈阳自动化研究所, 沈阳 110016;

3. 中国科学院机器人与智能制造创新研究院, 沈阳 110169)

[摘要] 为了探究不同加工轨迹及其排布对工件磨抛加工表面质量的影响, 本文进行了机器人磨抛轨迹对工件表面质量影响规律的研究。基于 Preston 去除方程和 Hertz 接触理论建立了砂带磨抛加工材料去除深度模型, 分析了表面残留纹理的生成机理。以曲面航空发动机叶片为试验样件, 利用自行搭建的机器人磨抛系统, 分别使用等距轨迹、摆线轨迹进行加工试验, 分析材料去除效果及表面纹理情况。试验结果表明, 采用传统直线加工的等距轨迹于搭接处产生条带状纹理; 摆线因其多方向性的加工动作, 均化了表面纹理, 提高了加工表面一致性。

关键词: 机器人磨抛; 复杂曲面; 加工轨迹; 摆线轨迹; 表面质量

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.060



田凤杰

教授, 博士, 研究方向为机器人先进制造理论与技术应用。

复杂曲面广泛存在于航空发动机叶片、扇叶等零件表面, 作为飞机的重要元件, 此类零件长期工作在高温、高速、高压的环境, 其型面精度和表面质量直接影响工作性能和使用寿命^[1]。砂带磨抛加工是通过磨粒的表面滑擦、耕犁和切削作用使工件发生塑性变形达到表面材料去除、提高表面质量的有效方法^[2]。作为一种表面精加工或超精加工方法, 磨抛加工不当产生的表面纹理、划伤等对零件耐磨性、耐疲劳性、配合精度等产生直接影响。随着技术的发展, 传统人工打磨逐渐被精度高、柔顺性好、适应性强的工业机器人加工所代替^[3]。在机器人磨抛工作中, 除了加工系统的标定、磨抛力控制、工艺参

数对加工质量产生影响外^[4], 加工轨迹也是影响加工质量和效率的关键因素之一, 合理的轨迹能有效避免纹理的残留、降低表面粗糙度, 提高加工效率。

等距偏置法、等残留高度法、截平面线法、多面体法等是目前广泛应用的加工轨迹生成算法^[5], 通常利用这些算法得到的轨迹有等距轨迹、环切轨迹等, 由于此类轨迹排布方式单一, 容易在表面生成纹理, 相比之下, Hilbert 轨迹、Peano 轨迹^[6]、随机迷宮轨迹^[7]能更好地包覆表面, 得到较好的多方向性, 但此类轨迹由直线段组成, 轨迹转折变换动作不顺滑, 表面质量仍有所欠缺。摆线轨迹通常在铣削加工中起到减小加工振动

* 基金项目: 省教育厅重点攻关项目 (LJKZZ20220036); 辽宁省自然科学基金 (2023-MS-034)。

和减少刀具磨损的作用^[8]。其排布均匀和多方向性的加工特点减少了因直线轨迹转折导致的加工一致性差的问题,特别是对于复杂曲面,因此越来越多的学者投入到摆线磨抛的加工研究中。王康^[9]提出了以新型 Hilbert 曲线为引导线加工的摆线轨迹,采用神经网络学习和遗传算法优化轨迹,调整进给速度,以柔性抛光盘为主要工具实现大面积自由曲面均匀抛光。王清辉等^[10]建立了柔性盘的抛光材料去除机理,通过摆线相关参数的优化控制,得到了良好的表面加工效果。Avrampos 等^[11]生成以直线引导的余摆线的加工轨迹,使用抛光轮抛光平面工件,通过摆线相关参数优化得到合理分布,使摆线轨迹覆盖整个表面,避免了过加工、未加工的情况。现有研究大多将摆线轨迹加工应用在抛光环节,通常使用柔性抛光盘以较大接触面积对工件表面抛光,去除量小,而对砂带这种较小接触面积和较大去除量的加工方式的研究较少。

本文采用砂带对复杂曲面进行磨削加工,基于 Preston 理论模型和 Hertz 接触理论分析了表面加工轨迹去除模型,研究等距和摆线加工轨迹不同间距排布的加工效果,从表面质量和加工效率两方面表征加工结果。

1 摆线轨迹生成原理及磨抛去除模型

1.1 轨迹生成原理

摆线轨迹由式(1)导出,广义上是指某平面内,圆在一定直线上作纯滚动,该平面上一定点 (x, y) 的运动轨迹生成原理如图1所示。

$$\begin{cases} x = x_0 + r \sin \omega t \\ y = y_0 + r \cos \omega t \end{cases} \quad (1)$$

式中, (x_0, y_0) 是发生圆圆心初始坐标; r 为发生圆半径; ω 为圆滚动角速度;设圆心沿圆心轨迹从 (x_1, y_1) 运动到 (x_2, y_2) 所用时间为 t ,则发生

圆圆心沿导线运动速度为

$$v = \frac{(x_1 - x_2, y_1 - y_2)}{t} \quad (2)$$

摆线轨迹的生成主要受发生圆圆心沿轨迹运动速度 v 、发生圆角速度 ω 、发生圆半径 r 影响。 v 、 ω 两个参数相互耦合,均影响加工行内摆线圈的重叠排布情况, v 、 ω 数值越大,摆线越稀疏,相邻周期轨迹重叠区域越少甚至无重叠。 r 影响加工轨迹曲率,取值偏小,导致砂带机在局部加工时间过长,影响加工效率和质量,取值偏大则会造成表面不能被完整加工,需根据实际工件曲面尺寸参数进行合理选择。本文以等距轨迹作为摆线加工的引导线,当多行加工时,引导线间距大小和摆线半径决定相邻两行加工轨迹重叠情况。

1.2 磨抛去除模型建立

砂带磨抛时砂带与工件接触属于弹性接触,对于弹性磨抛材料去除模型通常采用 Preston 去除经验公式^[12],各工艺参数与磨抛材料去除量的函数关系为

$$\frac{dh}{dt} = k_p P v_m \quad (3)$$

式中, dh 表示 dt 时间内工件表面去除深度; P 为该时刻接触处法向压强; v_m 为砂带与被加工曲面的相对速度,两速度同向时等于砂带机进给速度 v_f 与砂带线速度 v_s 的速度和;两速度反向时, v_m 等于 v_f 与 v_s 的差; k_p 表示环境综合系数,与被磨抛工件材料、磨抛工具、砂带材料及粒度等相关。由于采用移动磨抛,砂带在加工表面走

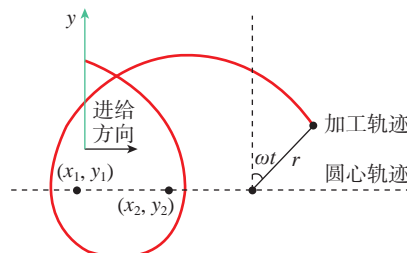


图1 摆线生成原理示意图

Fig.1 Schematic diagram of cycloid generation principle

过长度 dl 用时为 dt ,可以得出

$$dt = \frac{dl}{v_f} \quad (4)$$

$$\frac{dh}{dl} = \frac{k_p P v_m}{v_f} \quad (5)$$

砂带与支撑臂间垫有的弹性海绵垫片使磨抛表面与工件接触更紧密,满足 Hertz 接触定律^[13],在法向磨抛力的作用下,砂带与工件接触处产生弹性变形和平滑接触,形成图2所示的椭圆形接触面。砂带与工件表面垂直接触,可忽略结合表面之间的介质和动摩擦影响。在磨抛接触区域范围内,压力分布为

$$\left(\frac{x}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 = 1 \quad (6)$$

两个弹性体间接触相对弹性模量 E^* 可用式(7)计算^[13],其中 E_1 、 μ_1 为弹性海绵软垫弹性模量及泊松比; E_2 、 μ_2 为工件的弹性模量及泊松比; R 为接触表面等效高斯曲率半径,其值为接触处刚性表面主曲率半径 R_1 、 R_2 的几何平均值。

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \quad (7)$$

椭圆形接触区域内压力分布 P_c 及去除最深处的压力 P_0 为^[13]

$$P_c = P_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2 - \left(\frac{y}{b}\right)^2} \quad (8)$$

$$P_0 = \left(\frac{6F_n E^{*2}}{\pi^3 R^2}\right)^{\frac{1}{3}} = \frac{3F_n}{2\pi ab} \quad (9)$$

式中, a 、 b 表示接触区域的长、短半轴; F_n 表示法向磨抛力。

图3为椭圆接触区域微元示意图,从 L_1 到 L_2 , M 微元的累加为该

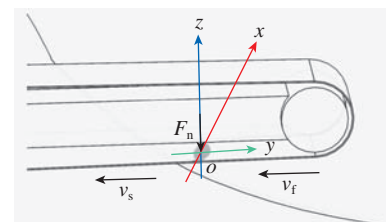


图2 砂带磨抛接触示意图

Fig.2 Schematic diagram of abrasive belt grinding contact

轨迹下材料去除量,去除量可以表示为^[14]

$$h(x) = \int_{-r}^r \frac{dh}{dl} dy \quad (10)$$

将式(5)代入式(10)整理可得

$$h(x) = -\frac{\pi b k_p P_0 (v_f \pm v_s) \left[1 - \left(\frac{x}{a} \right)^2 \right]}{2v_f} \quad (11)$$

加工过程中,砂带线速度 v_s 远大于砂带机进给速度 v_f ,且去除深度最大处为椭圆形接触廓形的 y 轴上取得,材料去除深度模型可表示为

$$h_{\max} = h(0) = -\frac{\pi b k_p P_0 v_s}{2v_f} \quad (12)$$

对于直线多行加工存在重叠区域,如图4所示,相邻加工轨迹搭接处有材料磨抛残留,残留高度为 h_s ,受加工轨迹行距 L 的影响,若砂带机沿 y 轴进给加工,其表达式为

$$h_s = h_{\max} - h\left(\frac{L}{2}\right) \quad (13)$$

将式(11)和(12)代入式(13)化简得

$$h_s = -\frac{\left(\frac{L}{2a}\right)^2 \pi b k_p P_0 v_s}{2v_f} \quad (14)$$

相比之下,摆线的多行加工存在

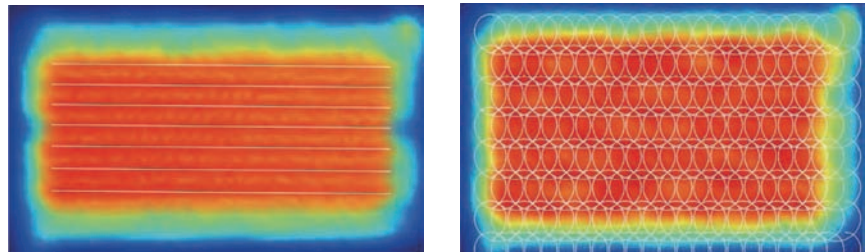
多方向性的特点,图5为两种轨迹磨抛加工残留高度的仿真图,显然摆线在加工表面上排布均匀,加工残留高度降低的同时被打散均匀分布。

2 加工试验及结果分析

2.1 机器人磨抛试验

试验工件材质为TC4,表面粗糙度 R_a 为0.7~0.9 μm ,模型及实物如图

6所示。机器人磨抛加工试验见图7。试验参数:磨抛力设置为3 N,砂带选取A60的3M金字塔砂带,粒度P280、宽度15 mm,砂带机进给运动速度12 mm/s、线速度14.5 m/s。通过离线编程软件设置轨迹种类和加工行距,通过表1和2的试验轨迹参数设置生成图8所示轨迹排布进行加工试验(轨迹规划时,三维曲面经参



(a) 等距轨迹加工仿真图

(b) 摆线轨迹加工仿真图

图5 等距轨迹、摆线轨迹磨抛加工仿真图

Fig.5 Simulation diagram of grinding process for equidistant trajectory and cycloid trajectory

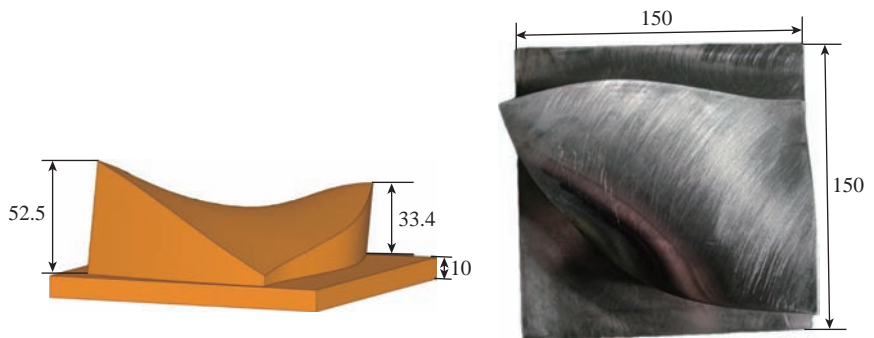


图6 试验件及尺寸(mm)

Fig.6 Test piece and its dimension diagram (mm)

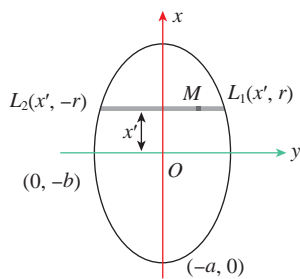


图3 椭圆接触区域微元示意图

Fig.3 Schematic diagram of elliptic contact area micro-element

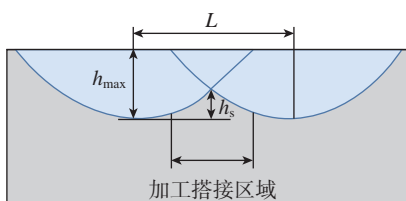


图4 材料去除截面轮廓

Fig.4 Material removal cross-section profile



图7 机器人磨抛试验

Fig.7 Robotic grinding experiment

数字化映射到 u 、 v 长度为单元 1 的二维平面,摆线轨迹相关参数均在参数域中定义)。通过更改行距的大小观察等距轨迹加工效果。摆线轨迹的引导线为等距直线,试验 4~7 分别通过更改相关参数实现加工轨迹,4 种常见排布情况:行内行间均无重叠、行内重叠但行间不重叠、行内不重叠但行间重叠及行内行间都重叠。

2.2 试验结果分析

在加工表面均匀选取 15 个采样点,使用 MarSurf PS1 粗糙度仪在每个采样点处测量 3 次粗糙度,取平均值后记录数据,每次测量扫描长度 5.6 mm、取样长度 0.8 mm。对比加工后表面纹理,使用基恩士超景深显微镜观察表面纹理细节,如图 9 所示。为进一步观察表面磨削材料去除效果并满足三维扫描仪的测量要求,对试验件局部表面进行多次打磨,材料去除分布效果如图 10 所示,各组试验取样点的粗糙度测量值如图 11 所示。

各组试验的粗糙度均值及方差如图 12 所示,从表面质量来看,使用等距加工的 3 组试验,随着轨迹行间距从 12 mm 到 4 mm 逐渐减小,相邻两行轨迹搭接部分变大,表面粗糙度均值从 R_a 0.344 μm 降低到 R_a 0.191 μm ,方差分布从 0.00878 μm^2 降低到 0.00233 μm^2 ,表面一致性得到提高;摆线的 4 种排布方式中,粗糙度随着加工轨迹密度的增大逐渐降低,均值从 R_a 0.193 μm 降低到 R_a 0.138 μm ,粗糙度方差从 0.0005 μm^2 降低到 0.00016 μm^2 ,相较于等距轨迹方差有显著减小。对比试验 3 和试验 4 可以看出,粗糙度值接近,摆线轨迹粗糙度方差 0.0005 μm^2 ,低于采用等距加工的方差 0.00233 μm^2 ,表面一致性明显提高。从表面纹理角度分析,图 9 可以观察到两种不同方式加工的表面有较为明显差异,等距加工后表面有规则的沿着加工方向的

表 1 等距轨迹试验参数及结果

Table 1 Experimental parameters and results of equidistant trajectory

| 试验 | 接触力/N | 偏置距离/mm | 粗糙度均值/ μm | 粗糙度方差/ μm^2 |
|----|-------|---------|----------------------|------------------------|
| 1 | 3 | 12 | 0.344 | 0.00878 |
| 2 | 3 | 8 | 0.271 | 0.00507 |
| 3 | 3 | 4 | 0.191 | 0.00233 |

表 2 摆线轨迹试验参数及结果

Table 2 Experimental parameters and results of cycloid trajectory

| 试验 | 速度 | 半径 | 角速度/rad | 轨迹条数 | 粗糙度均值/ μm | 粗糙度方差/ μm^2 |
|----|--------|------|---------|------|----------------------|------------------------|
| 4 | 0.0035 | 0.05 | 0.3 | 6 | 0.193 | 0.00050 |
| 5 | 0.002 | 0.05 | 0.3 | 6 | 0.158 | 0.00029 |
| 6 | 0.0035 | 0.05 | 0.3 | 14 | 0.149 | 0.00022 |
| 7 | 0.002 | 0.05 | 0.3 | 14 | 0.138 | 0.00016 |

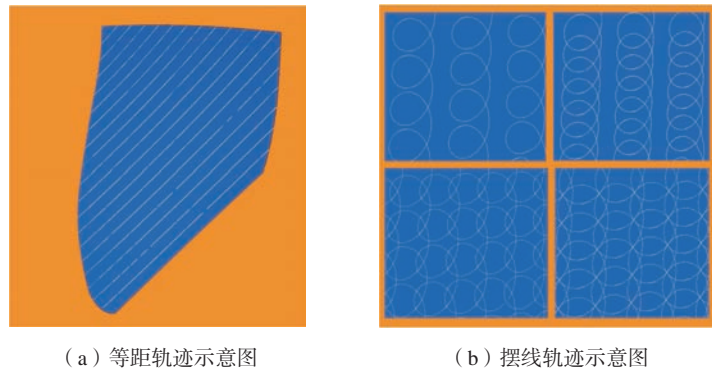


图 8 磨抛轨迹分布示意图
Fig.8 Distribution diagram of grinding trajectory

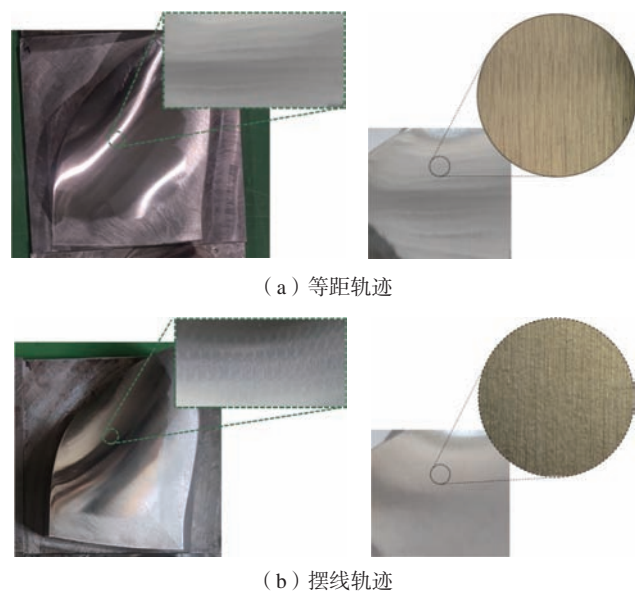


图 9 两种轨迹加工后表面纹理及纹理细节对比
Fig.9 Comparison of surface texture and texture details after machining with two kinds of trajectories

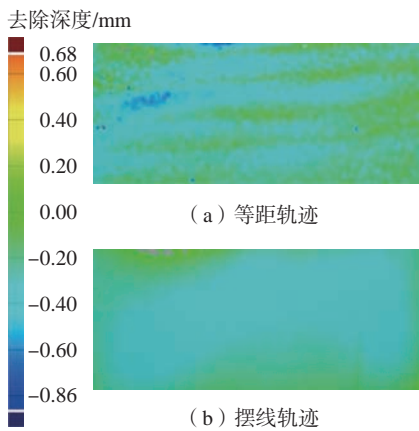


图 10 表面加工去除量分布

Fig.10 Distribution of surface processing removal amount

条形打磨残留,而摆线加工后表面纹理平整一致,排布均匀,从图 9 和 10 的纹理细节对比和材料去除分布可以看出,采用等距轨迹磨抛表面材料去除一致性较差,在砂带运动路径中心去除量大,边缘搭接处去除量小,所以产生不均匀条状加工残留,会影响叶片气动性能,而经摆线加工的工件表面去除量分布均匀,能较好地实现表面的磨抛加工,测量结果与理论模型、仿真效果相吻合。对于摆线轨迹加工,不合理的参数设置也会造成表面产生较为明显的曲线纹理。

从加工效率分析(图 12),采用等距轨迹加工,随着轨迹密度的增加,加工的时长也相应增加,最大耗时不超过 3 min。由于摆线加工需要读取、运行大量的加工轨迹点位,所以其程序较复杂,同样加工面积下其加工耗时较长,最大时长超过 20 min,加工效率相对较低。

3 结论

本文通过理论建模分析了磨抛加工表面主要影响因素及产生纹理残留的原因,比较了不同加工行距下等距轨迹和摆线轨迹磨抛曲面的效果,并进行了机器人磨抛加工叶片复杂曲面的试验验证,试验件表面光滑、加工均匀,得到以下结论。

(1) 等距轨迹加工表面会产生

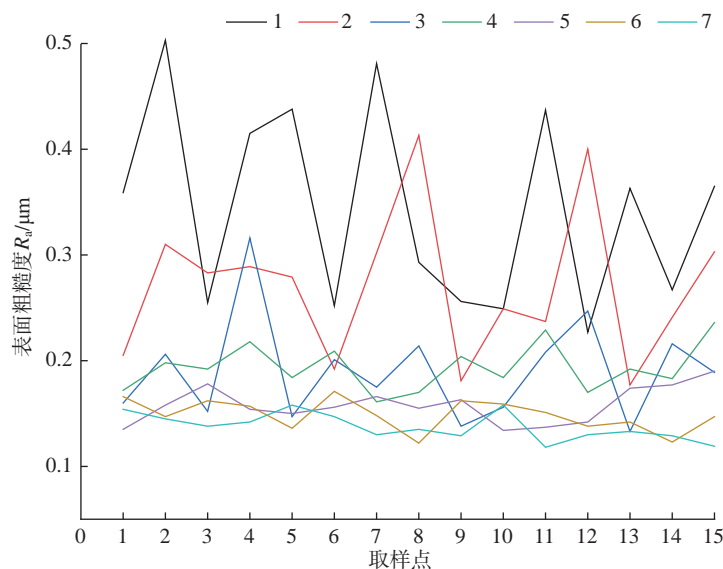


图 11 各组取样点的表面粗糙度

Fig.11 Surface roughness of sampling points in each group

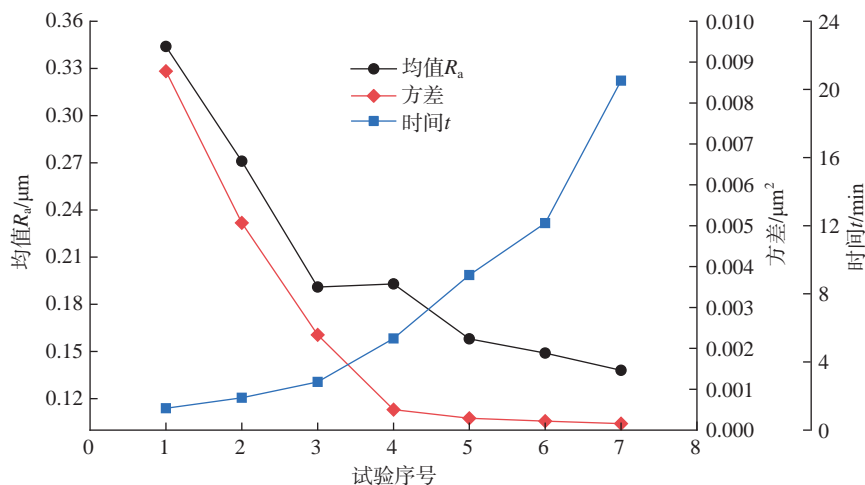


图 12 各组粗糙度均值、方差及加工时长

Fig.12 Average roughness, roughness variance and processing time of each group

沿轨迹方向的条状纹理,行距的改变会影响表面条状残留密度。轨迹行距较密,加工残留高度 h_s 变小,会产生更多的条带状残留;较稀疏的轨迹会导致表面加工粗糙度大、一致性差。

(2) 摆线加工后试验件表面纹理排布均匀,一致性更好。加工轨迹行内行间均无重叠、行内重叠行间不重叠、行内不重叠行间重叠和行内行间都重叠 4 种常见排布情况中,行内行间均有重叠的情况加工

效果最好(试验 7),即轨迹排布越密集表面越光滑平整,但耗时也会相应增加。

(3) 两种加工轨迹对比:普通直线轨迹加工形式简单高效,适用于表面质量要求不高追求效率的场合;摆线磨抛均匀性好,但由于点位多轨迹复杂,加工时间长,砂带磨损消耗大,由于摆线轨迹运动复杂,控制参数多,实际应用及优化较为烦琐,与此同时也需要注意机器人摆动时的运动干涉问题。

参考文献

- [1] DENKENA B, BOESS V, NESPOR D, et al. Engine blade regeneration: A literature review on common technologies in terms of machining[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, 81: 917-924.
- [2] 黄云. 砂带磨削技术的研究现状和发展方向简介[J]. *金刚石与磨料磨具工程*, 2020, 40(3): 1-4.
- HUANG Yun. Brief introduction of research status and development direction of abrasive belt grinding technology[J]. *Diamond & Abrasives Engineering*, 2020, 40(3): 1-4.
- [3] 柏慧, 王春梅. 工业机器人在自动化控制领域中的应用研究[J]. *内燃机与配件*, 2020(23): 207-209.
- BAI Hui, WANG Chunmei. Research on the application of industrial robots in the field of automatic control[J]. *Internal Combustion Engine & Parts*, 2020(23): 207-209.
- [4] 朱大虎, 徐小虎, 蒋诚, 等. 复杂叶片机器人磨抛加工工艺技术研究进展[J]. *航空学报*, 2021, 42(10): 1-23.
- ZHU Dahu, XU Xiaohu, JIANG Cheng, et al. Research progress in robotic grinding technology for complex blades[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2021, 42(10): 1-23.
- [5] 吕洪宾. 叶片类曲面数控砂带磨削接触理论与工艺优化方法研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2019.
- LÜ Hongbin. Research on contact theory and process optimization method of NC abrasive belt grinding for blade surface[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2019.
- [6] TAM H Y, CHENG H B. An investigation of the effects of the tool path on the removal of material in polishing[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, 210(5): 807-818.
- [7] WANG C J, WANG Z Z, XU Q. Unicursal random maze tool path for computer-controlled optical surfacing[J]. *Applied Optics*, 2015, 54(34): 10128-10136.
- [8] PATIL P, POLISHETTY A, GOLDBERG M, et al. Slot machining of Ti6Al4V with trochoidal milling technique[J]. *Journal of Machine Engineering*, 2014, 14(4): 42-54.
- [9] 王康. Hilbert 曲线引导的摆线抛光轨迹规划与参数控制[D]. 广州: 华南理工大学, 2020.
- WANG Kang. Planning and parameters control of cycloid toolpath guided by Hilbert curves for surface polishing[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2020.
- [10] 王清辉, 谢柳杰, 许晨暘, 等. 曲面抛光材料去除模型与摆线轨迹控制[J]. *华南理工大学学报(自然科学版)*, 2018, 46(3): 8-15.
- WANG Qinghui, XIE Liujie, XU Chenyang, et al. Material removal modeling and trochoidal toolpath control for surface polishing[J]. *Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition)*, 2018, 46(3): 8-15.
- [11] AVRAMPPOS P, VOSNIAKOS G C. Coverage in planar surface polishing by trochoidal tool paths[J]. *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJDeM)*, 2018, 12(2): 663-675.
- [12] ZHANG L, TAM H Y, YUAN C M, et al. On the removal of material along a polishing path by fixed abrasives[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2002, 216(9): 1217-1225.
- [13] POPOV V L. Contact mechanics and friction[M]. Berlin: Springer Berlin Heidelberg, 2010.
- [14] LÜ Y J, PENG Z, QU C, et al. An adaptive trajectory planning algorithm for robotic belt grinding of blade leading and trailing edges based on material removal profile model[J]. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 2020, 66: 101987.

Research on Influence of Machining Path on Surface Quality in Robot Grinding Complex Surface

TIAN Fengjie¹, ZHANG Yanzhi¹, ZHU Guang^{2,3}, QI Zijian¹

(1. Shenyang Ligong University, Shenyang 110159, China;

2. Shenyang Institute of Automation, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China;

3. Institutes for Robotics and Intelligent Manufacturing, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110169, China)

[ABSTRACT] In order to explore the influence of different machining paths and their arrangement on workpiece grinding effect, the influence law of robotic grinding paths on workpiece surface quality was studied. Based on Preston removal equation and Hertz contact theory, the material removal depth model of abrasive belt grinding was established. Then the formation mechanism of surface residual texture was analyzed. Taking curved aero-engine blades as experimental objects, equidistant paths and cycloidal paths were used respectively for machining experiments on a self-built robotic grinding system. Material removal effect and surface texture were analyzed. The experimental results show that the traditional linear machining isometric path produces strip texture at the joint. Because of its multi-directional machining action, the cycloid homogenizes the surface texture and improves the consistency of machining surface.

Keywords: Robotic grinding; Complex surface; Machining path; Cycloid path; Surface quality

(责编 七七)

引文格式: 党仁俊, 李志虎, 钱泓宇, 等. 基于机器人的自动化检测技术在航空制造中的应用进展[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 66-81.
DANG Renjun, LI Zhihu, QIAN Hongyu, et al. Application of robot-based automated inspection technology in aviation manufacturing[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 66-81.

基于机器人的自动化检测技术在航空制造中的应用进展

党仁俊, 李志虎, 钱泓宇, 陈睿, 徐静

(清华大学, 北京 100084)

[摘要] 随着航空工业的发展, 各类航空器的性能日益提升, 对质量检测的要求也不断提高。相较于传统人工方法, 基于机器人的自动化检测技术具有更高的操作精度和效率, 在航空制造与检修过程中已经得到广泛应用。本文重点关注了近 10 年基于机器人的自动化检测技术在零件加工、成品质量检测及飞机整机维护检修等各个环节中的应用情况。对比了六轴工业机器人、移动机器人和无人机等不同种类机器人与超声、光学和其他类型检测技术的应用效果。最终总结得出, 基于机器人的自动化检测技术的研究对提高航空制造与检修过程中的质量控制具有重要的实际意义, 但仍面临小型化、智能化、实用化的挑战。

关键词: 自动化检测; 机器人; 航空制造; 零件加工; 整机检修

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.066



党仁俊

博士研究生, 研究方向为航空制造测量与装配技术。

随着现代航空工业的发展, 飞机的应用场景越来越广泛, 性能也日益提升。检测技术用于飞机制造和装配的各个环节, 是飞机安全性的重要保证。

现代航空工业起步时, 由于检测设备的匮乏, 工人只能通过目视或者触摸的方式确定飞机的生产质量; 随着测量技术的发展, 人工手持测量仪器的检测方法逐渐占据主导。但是, 人工手持的方法无法确定测量仪器的自身定位, 难以满足大型场景的测量需求。因此, 随着机器人技术的日渐成熟, 基于机器人的自动化检测技术开始在航空工业中得到广泛应用。机器人系统可以突破传统测量方法单点测量、柔性差的局限, 为数字化测量系统提供足够的灵活性, 便于构建大尺寸的测量场。相比于传统的人工检测技术, 自动化检测技术

还可以避免人为错误的影响, 大幅度提高检测的精度和效率^[1]。

自动化检测技术已经渗透到飞机制造和检修的各个环节。首先, 在零部件加工过程中, 激光测距、双目视觉等检测设备配合机器人系统能够完成对于制孔、铣削和打磨过程的位置和法向校准^[2-4]; 其次, 在零部件成品的质量检测环节中, 与机器人结合的超声波、X 射线等检测设备能够完成对于材料的无损检测, 搭载三维扫描仪的机器人系统常用于零部件外形的整体质量检测; 最后, 在飞机检修过程中, 搭载非接触式测量设备的爬壁机器人、无人机等可以完成对于整机的缺陷检测。

针对以上飞机制造及检修过程中的检测问题, 本文总结了近 10 年自动化检测技术在飞机零件加工过程、成品质量检测及飞机整机维护检

修等各个环节中的应用情况,为自动化检测技术在航空制造工业中的应用提供参考。

1 飞机零件加工过程

1.1 表面制孔加工过程检测

随着现代飞机性能的增强,以及航空制造对稳定性和精度的要求不断提高,高精度检测技术在构件制造过程中的重要性日渐凸显。飞机蒙皮表面制孔任务是航空工业制造的重要一环,随着自动化技术的发展,传统手工制孔向全自动化、数字化升级迭代。飞机具有表面积大、质量要求高等特点,若制孔方向出现偏差,不仅孔的轴线会出现偏差,叠层材料的孔位也会产生错位(图 1^[2]),严重影响飞机寿命。Gao 等^[3]测量了制孔轴线与材料曲面法线偏斜一定角度时钛合金铆钉的疲劳寿命,发现制孔方向和加工曲面的垂直度对铆钉使用寿命具有决定性影响。因此,在制孔加工中曲面法矢的检测尤为重要。相较于人工方法,机器人自动化检测技术能够降低加工设备的位姿误差,提高制孔的垂直度。

在飞机表面机器人自动化制孔过程中,末端执行器靠近目标位置时往往会和理想位置产生一定的法向矢量偏差(图 2^[4]),需要测量目标表面的法矢以进行位姿调整。常见的手段是依靠激光位移传感器测量表面法矢与刀具轴向的偏差来调整方向。毕运波等^[5]提出了一种基于 4 个激光位移传感器的法向偏差修正技术,能够通过标定获得系统的零点位置和激光方向,并测量加工表面实际法矢方向进而调整姿态,该团队和航空工业陕西飞机工业(集团)有限公司在 2014 年研制了一套集激光测量、离线编程、计算机控制技术于一体的航空制孔机器人。同年,Chen 等^[6]采用基于激光测距传感器的法向测量算法对制孔点的法向进行测量,并根据其法向矢量与转轴矢量之

间的夹角调整两个偏心盘的转角,能够满足飞机装配的要求。Yu 等^[7]在 2017 年利用 4 个激光位移传感器实现了快速有效的曲面法向矢量和高度的非接触测量,并开发了一个专用数控机床进行法向调整,还使用了两个激光干涉仪识别两个旋转中心距离,调整后角度偏差能够小于 0.5° ,表面高度误差精度为 $\pm 0.04 \text{ mm}$ 。Gao 等^[8]在 2017 年提出了一种使用 4 个激光传感器测量法线方向的方

法并将其应用在制孔工作中,并且设计了一种机械结构来优化其安装精度。张赢等^[9]在 2021 年提出了基于多激光传感器的自适应自由曲面法线检测技术,能够达到较高的法向精度。表 1 将以上基于多激光位移传感器的法向矢量测量技术进行了总结和对比分析。

近年来,视觉传感器开始代替传统的激光测距应用于加工检测,相比激光测距利用几何参数获取位姿的

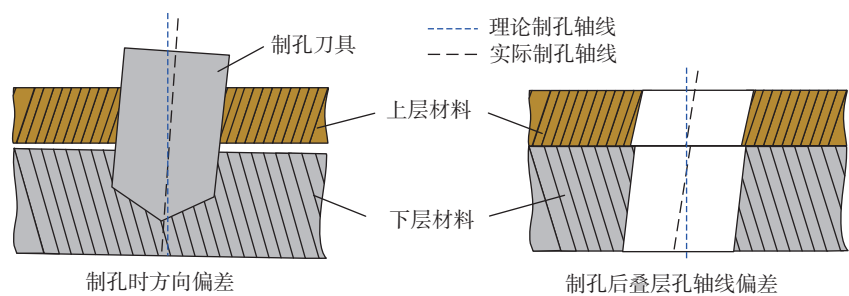


图 1 制孔法矢偏差示意图^[2]

Fig.1 Drilling method vector deviation diagram^[2]

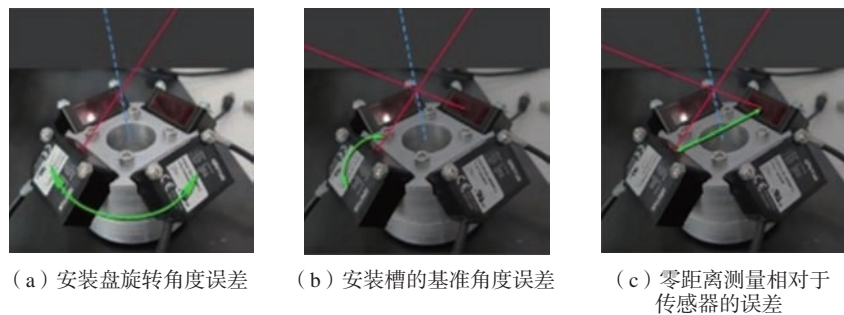


图 2 传感器在光束和刀具轴之间产生不同类型误差^[4]

Fig.2 Sensor generates different types of errors between beam and tool axis^[4]

表 1 激光位移传感器检测方法总结

Table 1 Summary of detection methods for laser displacement sensors

| 适用场景 | 关键技术 | 激光位移传感器数量 | 技术指标 |
|-----------------------------|--------------------|-----------|-----------------------------|
| 工业机器人飞机部件制孔 ^[5] | 法向偏差修正 | 4 | 法向偏差 $<0.5^\circ$, 制孔精度 H9 |
| 航空钻孔机器人末端执行器 ^[6] | 视觉定位曲线逼近计算法向角度 | 4 | 法向偏差 $<1^\circ$ |
| 飞机面板组装钻孔 ^[7] | 利用齐次变换矩阵(HTM)计算调整量 | 4 | 法向偏差 $<0.5^\circ$ |
| 飞机装配机器人制孔 ^[8] | 考虑角度偏差阈值进行迭代测量 | 4 | 法向偏差 $<0.5^\circ$ |
| 机器人自动钻铆系统 ^[9] | 自适应自由曲面法线检测技术 | 多个 | 法向偏差 $<0.5^\circ$ |

方式,视觉传感器改为利用图像信息来获取末端执行器在空间中的位姿,虽然仅对特定种类表面,尤其是纹理表面有效,且对环境要求更高,但能够达到更加稳定的定位和控制精度。袁培江等^[10]在2018年提出了基于双目测量系统的孔位补偿方案,能够对基准孔的三维坐标进行补偿,并将获得的信息导入数据库中提高其制孔位置精度,以优化飞机壁板工件数学模型,减少加工装配误差。Khanna等^[11]在2020年使用视觉检测装置检测低温环境下碳纤维增强聚合物(Carbon fiber reinforced polymer, CFRP)技术的钻孔分层效果,能够减少低温钻孔14%~38%的表面粗糙度。陈璐等^[12]在2022年提出了一种基于先进视觉检测技术的姿态修正方法,建立法向量检测模块的三维测量模型,生成了工件表面的三维点云数据,并通过无迹卡尔曼滤波标定将相机坐标系中的点云转换为制孔刀具坐标系中的点云。

国内外许多企业和高校团队针对机器人制孔工作进行了独立的研究,以提高飞机表面蒙皮的加工质量。韩锋等^[13]在2015年针对法向调姿这一飞机部件自动化钻铆的基础技术,采用改进的Grubler-Kutzbach算法进行自由度分析并设计出利用并联机构法向调姿的轻型自主爬行系统,能够在满足虚拟刀尖点不变的条件下,让末端执行器进行期望的位姿调整,得到所需位置调整量的逆解算法,并在MATLAB中进行了仿真验证。张晋等^[14]在2017年基于Beckhoff控制系统设计了一套以机器人为载体的自动钻铆设备,其硬件组态如图3所示,并在此前研发出了一款模块化多功能航空制孔机器人^[15],使用2D激光轮廓仪实现基准孔的轮廓检测,采用空间相似性原理对机器人的绝对位置误差进行补偿,孔位置误差 $\pm 0.5\text{ mm}$ 、法向测量误差 $\pm 0.3^\circ$ 。魏奎奎^[16]在2021年研制出多功能末

端执行器,集成了视觉定位与补偿、孔位法向检测、压紧力检测与控制、机器人自动制孔等关键技术,形成了机器人自动制孔系统。Frommknecht等^[17]研制出一种集成了多种测量传感器的航空制孔机器人,其平均位置精度达到了 0.285 mm ,垂直精度偏差在 0.27° 以内。Zhang等^[18]提出了一种用于自动化装配机器人的多功能末端执行器,用于飞机装配的CFRP部件和铝部件的钻孔及铆接过程,该执行器能够在 $\pm 0.5\text{ mm}$ 的各向同性精度水平内定位每个孔,垂直精度在 0.3° 以内。Tao等^[19]通过同步提取变换(Synchro extracting transform, SET)方法获得了被测物体振动信号的时频信息,提出了一种基于同步提取的机器人钻孔作业振动检测方法。Guo等^[20]提出了一种全方向移动机器人钻孔系统,该机器人配有激光测距和位移测量传感器,能够实现自主移动的钻孔。Zhang等^[4]提出了基于自适应对准方法的法线方向检测技术,建立了姿态对准的数学模型,并研究了检测装置的校准方法和机理,如图4所示。

1.2 大型、异形及复杂构件加工过程检测

除了飞机制孔任务,在飞机生产中还存在大型构件、异形构件及复杂构件制造难题,机器人在生产此类构件的过程中能够做到实时检测工件状态并闭环调整生产刀具位姿。

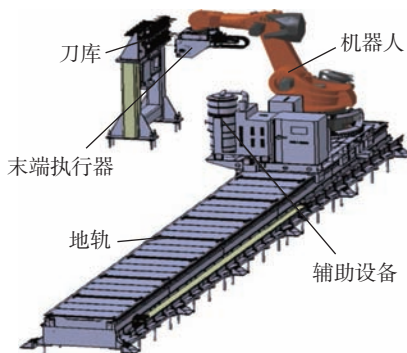
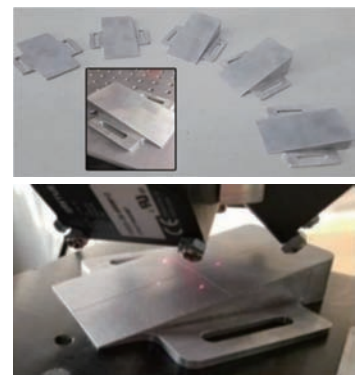


图3 常见集成系统硬件组态^[14]
Fig.3 Common integrated system hardware configurations^[14]

Kurc等^[21]通过比较测量结果并将偏差发送给神经网络决策系统来调整机器人的加工力度,将此方案在航空组件上进行了验证,并且已经应用于扩散器和ADT齿轮箱的过程参数优化。Tsuzki^[22]建立了一种自动化焊接系统,能够利用机器人获取焊接位置的相机图像,利用基于多层神经网络的机器学习方法实时分析焊接过程图像的合理性。谢福贵等^[23]在2020年针对大型复杂构件尺寸大、形状复杂、刚性弱等特点提出了一种基于移动式 and 吸附式机器人的多机协同原位加工新模式,利用集成了检测设备的多机器人系统自主定位、精确加工和原位检测的方式来实现多方位的铣削、孔加工和打磨等作业。Li等^[24]在2021年提出了一种加工异形薄壁工件的机器人自动化系统,在测量时,利用基于种子点的点云特征提取方法解决点云特征提取过程中的耗时问题;在加工时,机器人采用阻抗控制,根据安装在工具上的4个传感器的反馈进行补偿。马建伟



(a) 激光位移传感器检测设备



(b) 校准块

图4 自适应校准方法试验^[4]
Fig.4 Adaptive calibration method test^[4]

等^[25]在2022年针对特征关联异形构件难以保证待加工关联特征间精度的问题,提出了一种集激光刻蚀加工和加工质量原位检测为一体的机器人一体化加工系统,该系统使用了机器视觉进行起始点精准对刀,然后进行后续的激光刻蚀和加工检测。将以上典型检测方法进行总结,如表2所示。本节所描述的应用场景与加工方式较制孔过程更为多元化,因此仅使用激光位移传感器获取单点距离数据已经无法满足要求,使用三维光学测量手段或多种传感器获取更多信息的方式成为主流。

总的来说,现有机器人在飞机加工中的制孔检测场景往往通过测量末端执行器在空间中的相对位置进行实时调姿,其中3个或者4个激光传感器测量法线的方式对传感器安装位置具有较高的要求,但是不受物体表面纹理信息的影响。而通过结构光投影的方式能够增加物体表面纹理信息,进而直接生成物体点云以进行调姿,在一定条件下精度更高,但是需要更多的计算量。基于单目或者双目的工业机器人在检测场景中的应用也逐渐成熟,未来随着视觉传感器硬件分辨率和鲁棒性的提高,通过视觉方式进行调姿或许是一个更为理想的方案。大型、异形、复杂构件的检测任务与制孔场景类似,根据不同的加工场景要求进行自主测量,近年来很多团队将机器学习和图像处理方法应用在机器人实时检测

场景中,实现了更加智能的检测,也是未来的研究热点问题。

2 成品质量检测

成品质量检测泛指对航空制造流程中成品构件的各类检测过程。下文将重点关注基于机器人的自动化检测技术在内部材质无损检测和外形结构检测中的应用,前者主要使用各类无损检测设备检测材料内部缺陷,后者则主要使用各类光学检测手段检测零部件表面各类指标。

2.1 内部材质的无损检测

现有航空零件的制造材料主要分为金属和各类新兴复合材料。金属的制造工艺已十分成熟,一个较为典型的例子:万芳^[26]在国家科技重大专项支持下开发了航空发动机叶片自动化无损检测系统,该系统使用机器人结合检测设备,重点研究了叶片表面检测机器人路径规划算法,可以对叶片缺陷和厚度进行无损评估。

复合材料包括CFRP、玻璃纤维增强塑料(Glass fibre reinforced plastics, GFRP)和环氧树脂材料等^[27]。相对于金属材料具有重量轻、工程设计灵活,以及可在所需尺寸内实现高强度等优点,已经成为新型机身的主要材料。但在制造过程中,复合材料可能会出现皱纹和孔隙,削弱结构强度,导致材料失效,因此对复合材料制成的飞机零件的检测是十分重要的。传统的检测方法通常需要人工操作无损检测设备来对零部件进

行检测,使得数据记录和损伤评估变得极其困难^[28]。并且由于检测过程通常不能中断,因此需要操作人员24小时待命,对检测效果和工作效率都构成了巨大挑战。然而,基于机器人的自动化检测方法可以有效克服这些挑战。这类方法往往包括完整的检测路径模拟、数据采集优化以及评估过程,从而极大地提高了无损检测的效果和工作效率^[28-29]。早期的相关研究主要关注如何使用机器人实现检测过程自动化。在这一阶段,检测系统通常以集成的相控超声检测(Phased array ultrasonic testing, PAUT)设备为主。英国TWI公司支持的IntACOM项目^[30-31]致力于开发一种基于机器人的快速、自动化的复杂形状复合材料检测系统,目标是将检测效率提升至原来的4倍,这一系统由两个库卡KR16六轴机器人组成,配合喷水式PAUT作为检测模块。Mineo等^[32]使用MATLAB开发了针对六轴机器人的规划控制程序,可以导入零部件的CAD文件规划表面检测路径,并在检测点同步触发检测系统实现完整的规划与检测功能,如图5所示。这一程序同时提供了面向一线生产人员的友好用户界面,以减轻操作负担,实现在工厂内的落地使用。然而这一阶段的工作主要关注路径规划方法,实现自动化,没有考虑到超声检测复合材料时的特点,导致检测结果不佳。Mineo等^[33-34]在之后的研究中进一步使用

表2 复杂构件加工过程检测方法总结

Table 2 Summary of the inspection methods for complex component processing

| 适应场景 | 检测方式 | 搭配机器人 | 测量过程 | 工业应用 |
|------------------------------|-----------|-------------------|--------------------|----------------------|
| 航空发动机零件焊接与检测 ^[22] | 传感器获取设备参数 | 焊接机器人系统 | 数字化焊接和AI调参 | TIG自动化焊接 |
| 大型复杂构件 ^[23] | 双目视觉测量系统 | 移动式与吸附式 | 自主寻位、精确定位加工与质量原位检测 | 大型复杂构件多安装面并行铣削、制孔与打磨 |
| 异形薄壁工件 ^[24] | 三维工业相机 | 具有新型倒角刀具的自动化机器人系统 | 基于种子点的点云特征提取方法 | 飞机蒙皮、油箱等倒角工作 |
| 具有相关特征的异形部件 ^[25] | 视觉测量 | 原位一体化机器人加工系统 | 机器视觉进行加工定位和刀具对准 | 某型薄壁曲面共形天线 |

超声波回波信号来调整机器人路径以实现反射表面回波的最小变化,并更新了机器人和测量系统,达到了更好的监测效果。

Macleod 等^[35]介绍了旨在加强飞机部件设计和制造效能的 STeM 计划及其具体成果,这一计划使用超声自动相控阵技术配合库卡机器人,实现对大型复合材料部件的内部缺陷检测,并详细计算了其在工厂内的效能。欧盟的 VIEWS 计划^[36]也实

现了类似的功能,不过,该计划将检测系统更换为轮式探头执行检测,提高了检测速率,并新增了实时机器人路径矫正功能以实现最佳超声耦合。国内,邹志刚^[37]使用双机械臂增加移动轴和延长杆,实现了对一端封闭的复合材料回转体的 5 mm 分辨率超声检测,可以满足一般复合材料曲面工件缺陷检测的要求。王鑫^[38]则使用移动机器人搭载 UR10 机械臂和超声相控阵检测装置组成无损检测

系统对翼面进行自动化检测,拓展了无损检测的灵活性。表 3 总结了上文提到的各类基于机器人的 PAUT 无损检测的主要效果,可以发现,研究人员的目标已经由实现机器人检测自动化,向更快的检测速度和更优的检测质量迈进。

在自动化检测技术日益成熟之后,研究人员开始探索不同的新型检测手段以获得更好的检测结果。Galisson 等^[39]在 ACCURATE

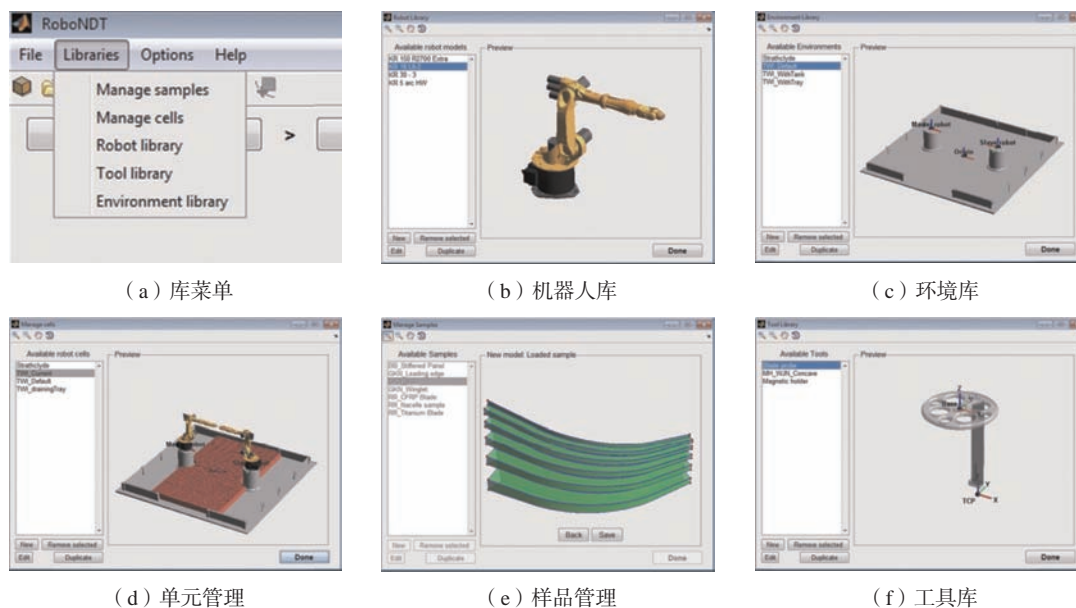


图 5 六轴机器人规划控制程序^[32]

Fig.5 Six-axis robot planning control program^[32]

表 3 基于机器人的 PAUT 检测主要效果总结

Table 3 Summary of robot-based PAUT technology

| 检测技术 | 机器人及数量 | 最大范围 | 主要效果 | 文献 |
|-------------------|-------------|--------------------|---|---------|
| 喷水式 PAUT | 固定式六轴机器人×2 | 3 m ³ | 较传统浸没方式,可 4 倍速检测复杂几何形状 | [30-31] |
| | 固定式六轴机器人×2 | 1.6 m ² | 使用 MATLAB 编写,填补特定路径规划软件在无损检测方面的空白 | [32] |
| | 固定式六轴机器人×2 | 5 m ³ | 使用超声波回波信号调整机器人路径以实现反射表面回波最小变化,提升检测质量 32% | [34] |
| | 线性轨道六轴机器人×2 | 1.5 m | 主要用于解决一端封闭、内腔狭窄细长的复合材料回转类构件的检测难题 | [37] |
| PAUT 滚轮式 | 移动平台 + 机器人 | 6.2 m | 移动平台可以实现大范围检测 | [38] |
| PAUT 滚轮式 + 三维激光扫描 | 线性轨道六轴机器人×2 | 7 m | 新的系统集成方式使得扫描速度可以达到 100 m ² /h | [33] |
| PAUT 滚轮式 + 视觉测量系统 | 固定式六轴机器人×2 | 3 m ³ | 无损检测与测量同时进行,并且评估了工厂内应用时不同检测参数的效果 | [35] |
| | 线性轨道六轴机器人×3 | 5.2 m | 基于力 - 力矩控制的实时机器人路径校正确保了最佳的超声波耦合姿态和一致的数据质量 | [36] |

计划中研究了将工业机器人与激光超声检测 (Laser ultrasonic testing, LUT) 设备结合用于大型 CFRP 飞机结构的快速非接触式检测, 效果良好。Lim 等^[40] 则重点研究了使用穿透式超声波 (Through-transmission ultrasonic, TTU) 方法检测复合材料时双机器人系统的精确调姿问题, 提出了一种用于校正转向架部件变形和错位的算法, 并在双机器人扫描人工设计有缺陷的样本场景中进行了验证, 如图 6 所示。Evangelista 等^[41] 在 Spirit 计划中提出了一种基于 X 射线传感器和机器人操纵器的复合材料零件检测系统, 用于检查碳纤维部件六边形核心单元结构。Khodayar 等^[42-43] 则研究了机器人结合线扫描热成像 (Line scan thermography, LST) 技术, 用以检测大型 CFRP 样品, 使用 COMSOL 软件模拟了样品的传热过程以修正机器人运动和热源的各类参数, 实现了 3.5 mm 的检测深度。Miranda^[44] 和 Ma^[45] 等则将目光转向较新的基于 Lamb 波的检测技术。不同的是, 后者基于库卡机器人设计了一套采用脉冲激光 (Pulsed laser, PL) 和扫描激光多普勒测振仪 (Scanning laser doppler vibrometer, SLDV) 进行非接触和远程 Lamb 波驱动与波场传感的监测系统; 前者则使用散射 Lamb 波来绘制金属 (各向同性) 和准各向同性复合板结构, 以实现移动机器人在被检测物周围的定位。Dimoka 等^[46] 提出了一种名为脉冲相位锁定热成像 (Pulsed phase-informed lock-in thermography, PPLIT) 的新型热成像技术, 能够快速、精确地检测评估材料损伤, 并结合机器学习和图像处理技术, 逐层剥离材料进行修复。表 4 总结了本节提到的各类新型检测手段的特点, 这类新型检测手段通常以原型机或实现原有 PAUT 无法实现的功能为主, 仍然处于实验室探索阶段, 未实现落地应用。

2.2 结构外形的检测

近 10 年来, 针对这一领域的早期研究主要集中于机器人在大型复杂曲面表面的运动路径规划。李浩^[47] 研究了面扫描测量机器人在测量复杂曲面时的自动路径规划问题及其 3 类基础算法: 曲面的最小包围盒算法、视点规划算法, 以及视场内曲面的可视性分析算法, 并使用 C++ 编写程序对一些复杂曲面的路径规划结果做了展示, 但是, 这些结果仅限于仿真测试, 并未在实际环境中进行测试。梁延德^[48] 和张晓蕾等^[49] 针对未知曲面表面形貌和形状的检测场景, 提出了在单次扫描结束后, 根据扫描结果中缺失点云位置规划二次扫描路径, 对缺失点云进行补充的方法, 并使用商用三维扫描仪搭配

UR5 机器人对小型曲面的扫描做了实验室验证。赵安安等^[50] 也提出了一种二次扫描方法, 但与前者不同的是, 研究人员以飞机零件上各类槽特征、筋特征生成二次扫描路径, 并对实际飞机壁板的扫描过程做了仿真模拟, 结果十分接近人工标定结果。Sharifzadeh 等^[51] 针对不同扫描仪在实际环境中应用的不同结果, 提出了鲁棒性更强的表面扫描方案。Xie 等^[52] 开发了一种灵活扫描系统, 使用预先定义的路径对飞机零件表面进行测量, 与前面的研究不同的是, 该系统集成了神经网络, 可以更好地计算蒙皮表面铆钉平齐度。与之相似的还有针对蒙皮对缝检测的相关研究, 张洪瑶等^[53] 基于机器人和 3D 激光扫描仪对固定蒙皮对缝进行了



图 6 扫描具有人工缺陷的参考样本^[40]

Fig.6 Scanning for reference specimens with artificial defects^[40]

表 4 基于机器人的新型检测方法特点总结

Table 4 Summary of robot-based novel inspection technology

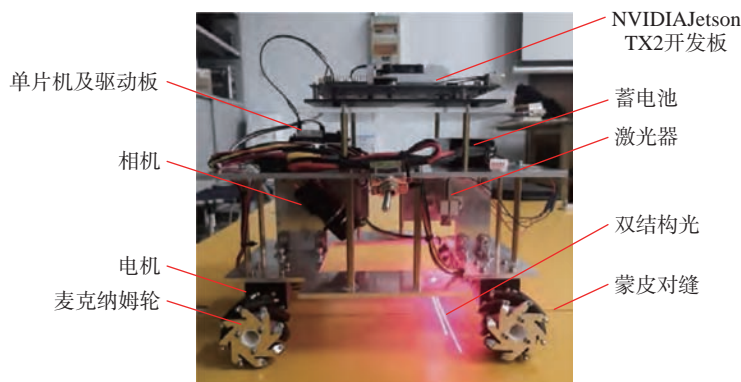
| 检测技术 | 机器人及数量 | 特点 | 文献 |
|--------|-------------|--------------------------------|---------|
| LUT | 固定式六轴机器人×1 | LUT 原型机 | [39] |
| TTU | 线性轨道六轴机器人×2 | 双机器人精确调姿, 以实现 TTU 准确测量 | [40] |
| X 射线 | 固定式六轴机器人×2 | X 射线图片实现反投影回 CAD 模型 | [41] |
| LST | 固定式六轴机器人×1 | 使用 3D-FEM 方法模拟 LST 检查期间发生的传热过程 | [42-43] |
| Lamb 波 | 固定式六轴机器人×1 | 非接触、较远距离驱动测量 | [44-45] |
| PPLIT | 移动机器人×1 | 3 种测量与修复模块集成 | [46] |

测量,依赖于其较高精度的手眼标定实现了最大误差不超过 0.05 mm 的结果,但这一试验依旧为实验室结果。王文辉等^[54]设计出图 7 所示的移动机器人,搭载结构光系统对地面上的蒙皮对缝进行检测,开发了移动机器人的自主调姿方法,实现对缝跟踪位置误差 5.81 mm、角度误差 3.52° 的结果。史有志^[55]开展了超过 5 m 的大型回转体检测的机器人扫描轨迹与仿真研究,针对大型回转体空间尺度大、轴向长度长的特点,结合激光扫描仪和所使用的库卡 KR-210 机器人的特点对回转体表面进行切分,尽可能拓展可达区域,实现了回转体表面全覆盖,并进行了仿真模拟。

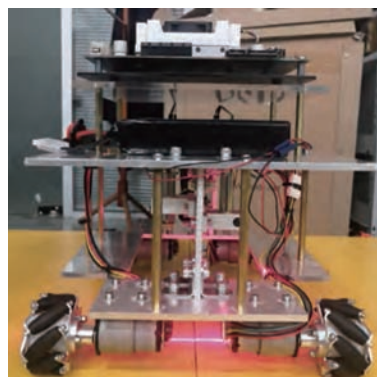
但是,针对这类大型物体,固定式的机器人无法灵活覆盖,且往往只搭载单一类型的检测设备,缺点明显。因此,研究人员开始使用移动机器人搭载各类测量设备进行检测。Zhou 等^[56]为移动平台搭载机械臂,该系统架构可在非结构化环境中与人类同事一起工作,详细介绍了机器人的硬件规格及安全的软件架构,并且考虑了机器人的效率和负载平衡问题。最为突出的是,这是第 1 个在实际工业环境中进行测试应用的案例,且研究人员提供了图形用户界面来验证系统设计。陈允全^[57]和熊涛等^[58]则提出了针对大型结构外形测量的检测系统,前者针对大型结构搭建了一整套检测系统(图 8^[57]),包含激光扫描仪、移动机器人及激光跟踪仪,并研究了系统的轨迹规划、扫描仿真和数据处理,对构建大尺寸测量场做出了贡献;后者则专注于检测系统内激光跟踪仪的站位优化,实现了在规划站位下测量耗时减少 80% 以上。Wang 等^[59-60]开发了一套移动机器人测量系统,包括六自由度机器人、自主移动平台、条纹投影扫描仪和立体视觉系统,提出了用于精确点云配准的 FOA-IICP 精细对准算法,并结合跟踪编码标记(TCM)与定位编

码标记(PCM)的机器人移动测量方法,实现了对 2.88 m 的大型结构较好的测量效果。李强等^[61]则提出了对飞机蒙皮装配间隙与阶差进行测

量的全向机器人检测平台,开发了蚁群算法,并采用视觉测量传感器与全向机器人辅助执行机构协同配合的测量方式,用于在广域大尺度测量场



(a) 正视图



(b) 侧视图

图 7 移动机器人结构图^[54]

Fig.7 Mobile robot structure diagram^[54]

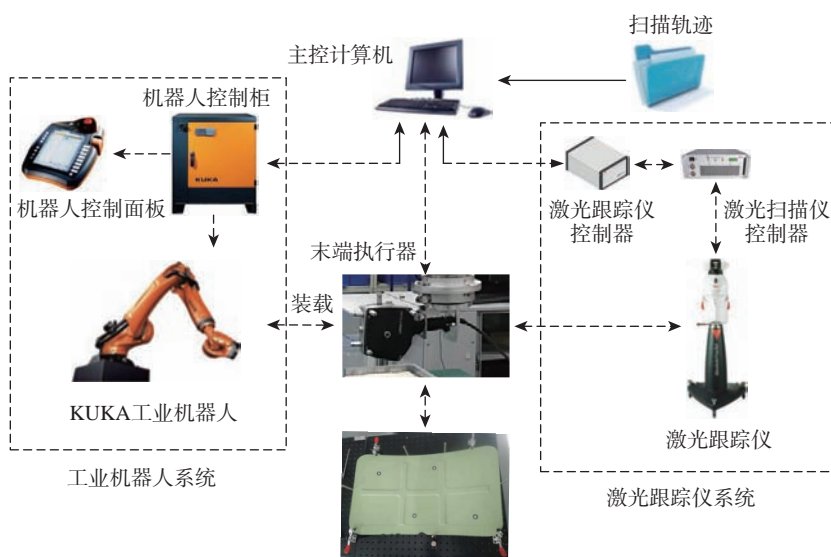


图 8 机器人扫描系统组成^[57]

Fig.8 Composition of robot scanning system^[57]

中精确测量。

目前已报道的文献中出现最多的技术路线是采用类似六轴机器人的通用多关节机器人配合喷水式 PAUT 或三维激光扫描这类十分成熟的检测技术,用于代替人工手段,实现检测自动化。仅使用移动机器人,或移动机器人与通用多关节机器人结合使用的案例,在现有文献中较少出现,主要是因为移动机器人的移动精度还无法满足精度较高的检测技术,强行结合追求移动范围的灵活性反而会导致检测精度下降,目前依旧缺乏有效方案的文献报道。

3 飞机整机维护检修中的检测技术

飞机整机维护检修由飞机维修技术人员或机长在飞行前执行,识别可能的缺陷,如污损、凹痕、裂纹、泄漏、零件断裂或缺失等(图 9^[62]),确保飞机的各项功能满足飞行要求,是飞行安全的重要保障。目前,目视检测是使用最广泛、速度快且成本相对较低的飞机整机检修技术,超过 80% 的大型运输类飞机的检查是基于直接或者相机协助的目视检测^[63]。传统的人工检测过程在地面进行或使用伸缩平台在机库进行,通常需要长达 1 d 的时间,而且目视检测容易出现遗漏缺陷的问题。由于机场的时间限制,目视检测需要快速进行^[64],使用自动化的装置(爬壁机器人、移动机器人、无人机(图 10^[63])等)进行辅助可以有效提高目视检测的效率,并且减少人为因素导致的错误^[65]。

蒙皮是飞机表面面积最大的组成部分,容易出现腐蚀、裂纹,以及漏油、油脂、污垢沉积物等污渍引起的表面缺陷。由于飞机蒙皮表面的平整性,真空吸附式爬壁机器人是飞机蒙皮检测最常见的机器人种类,如图 11 所示^[66]。爬壁机器人的运动控制问题是该领域的研究重点。牛国臣等^[67]针对飞机蒙皮非对称变曲率的

特点,提出了蒙皮检修爬行机器人的总体设计方案,设计了电动及气动相结合的控制系統,并研制了搭载涡流传感器及导航摄像机的机器人样机。姜俊俊^[68]分析了机器人在飞机蒙皮表面的运动步态,针对其单步连续运动控制建立了多输入多输出的动力学模型,并设计了一种滑膜轨迹跟踪控制方法。沈桂鹏等^[69]通过分析机器人在飞机表面的受力情况,基于牛顿-欧拉法建立了机器人非完整约束

动力学模型,提出了一种反演-滑膜控制方法。Ramalingam 等^[62]提出了一种可重构爬壁机器人和基于深度强化学习算法的飞机表面缺陷和污渍检测模型,其工作场景如图 12 所示。Hagiwara 等^[70]利用单元膨胀收缩传播的方式,推动爬壁机器人的前进。飞机蒙皮检测机器人在蒙皮表面顺利运动的关键是吸附过程的稳定性, Jiang 等^[66]针对机器人结构模型进行受力分析,得到吸盘组控制分

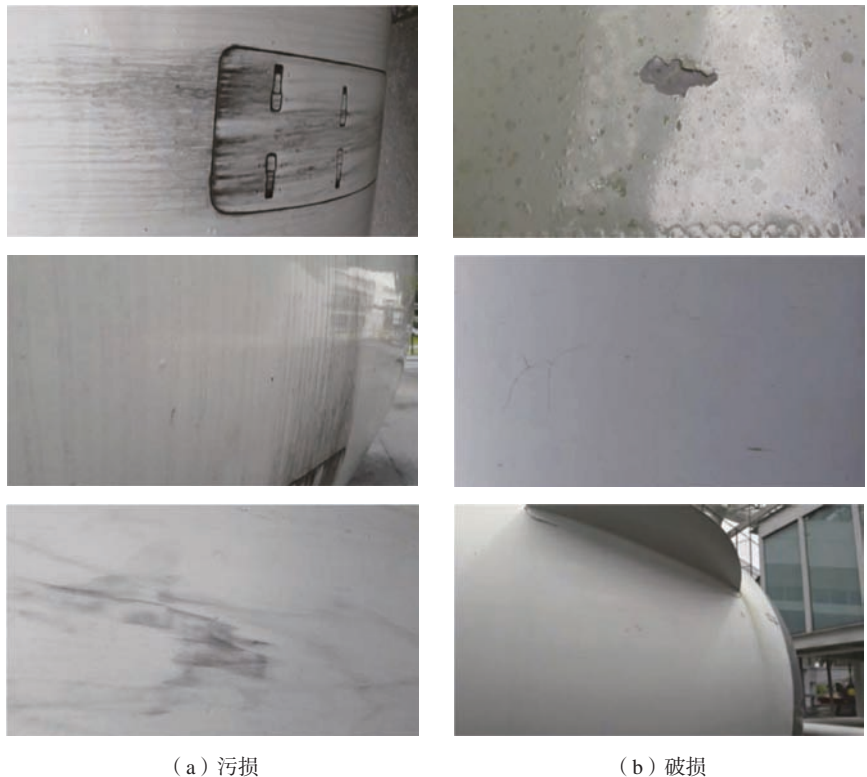


图 9 飞机表面缺陷问题^[62]

Fig.9 Captured stain and defect^[62]

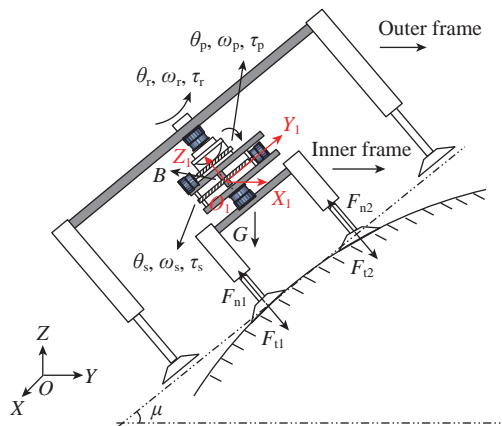


图 10 无人机平台^[63]

Fig.10 Unmanned aircraft^[63]



(a) 爬壁机器人



(b) 机器人结构示意图

图 11 双框架飞机蒙皮检测机器人^[66]
Fig.11 Aircraft skin inspection robot with double frame^[66]

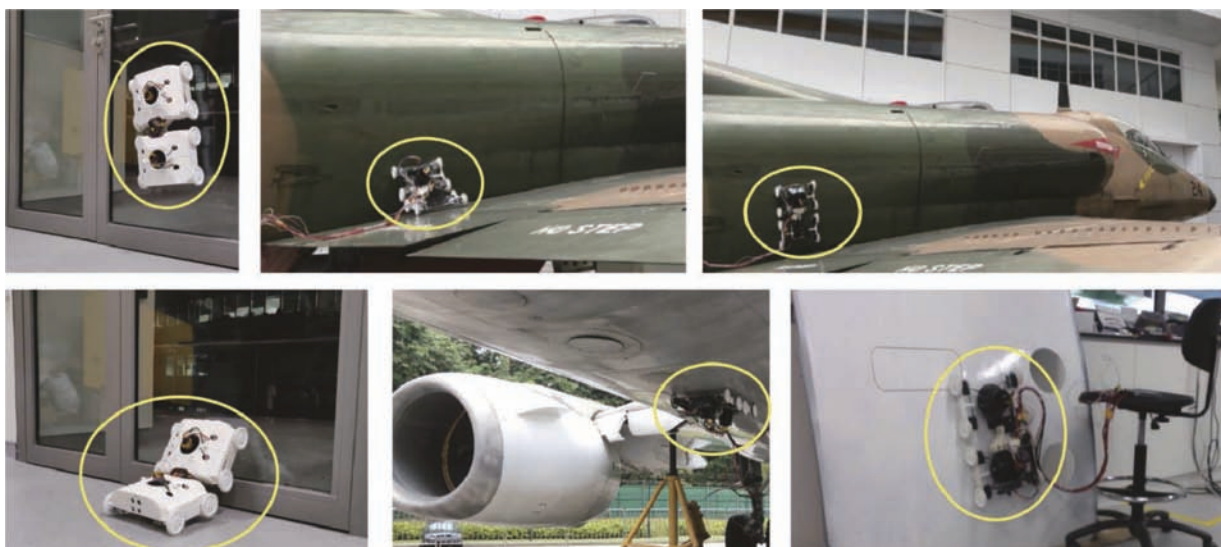


图 12 爬壁机器人应用场景^[62]
Fig.12 Wall-climbing robot application scenario^[62]

配矩阵,并在此基础上设计控制分配器;然后考虑吸盘组出现故障的情况,采用改变吸盘优先级的故障适应策略改变吸盘的加权系数。然而,由于吸气和放气过程的存在,吸盘式爬壁机器人的爬行速度受到严重影响,为此,诸葛晶昌等^[71]提出了一种螺旋桨反推式的履带机器人,通过在履带结构中加入变形结构,使机器人具备良好爬壁性能的同时,提升运动效率。表 5 将现有的蒙皮检测机器人进行了汇总,其中,移动方式主要分为框架式、履带式、轮式和行波式,框架式和行波式在速度和灵活性上受

到限制,履带式 and 轮式虽然更灵活,但也存在损伤蒙皮表面的风险。贴附方式主要分为真空吸盘和螺旋桨推力式,真空吸盘式贴附更加稳定,但也增加了气驱的机构,同时限制了运动速度和检测效率。

然而,爬壁机器人只能用于蒙皮结构的检查,对于飞机其他复杂结构的检查,使用移动机器人和无人机是更为便捷的方式。如图 13 所示, Aleshin 等^[72]研究了无人机在极端风作用下的复杂操作模式,通过系链机构的控制确保了无人机在极端风作用下不会与飞机相撞。Papa

等^[63]提出使用自主的小型四旋翼配合高清摄像机和超声距离保持系统(Ultrasonic distance keeper system, UDKS)组成硬件平台,配合避障和路径规划算法,使目视检查人员能够在电脑端进行数据收集和处理。Sun 等^[73]提出了一个配备 RGB-D 相机的无人机、无人地面车和配备高精度 3D 扫描仪的机械手组成的机器人系统,用于执行自动扫描,利用强化学习技术和蒙特卡洛树搜索算法,基于飞机的低分辨率点云来规划最佳扫描轨迹,从而获取飞机的 3D 模型。

同时,对于使用无人机或者移动

表 5 典型蒙皮检测机器人原理总结
Table 5 Summary of principles of typical skin inspection robots

| 机器人 | 构型 | 适应表面方式 | 贴附方式 | 移动方式 | 贴附机构数量 | 运动状态 | 传感器 |
|-------------------------------|----------|-----------|--------|--------------|--------|-------------------|-------------|
| Kiropter ^[65] | 可重构轮式 | 伺服电机和旋转关节 | 螺旋桨推力式 | 轮式 | 2 | 车轮滚动和机器人形状变换 | RGB 相机 |
| 飞机蒙皮缺陷检查机器人 ^[66] | “十”字形框架式 | 气缸 | 真空吸盘 | 滚珠丝杠和导轨 | 8 | x 轴和 y 轴交替运动 | 涡流传感器及导航摄像机 |
| 双框架蒙皮检测机器人 ^[67-68] | 双框架结构 | 气缸和旋转电机 | 真空吸盘组 | 双框架交替运动 | 8 | 滑动步态和旋转步态 | CCD 摄像头 |
| 负压吸附行波爬壁机器人 ^[69] | 多单元串联 | 万向节 | 真空吸盘 | 单元之间膨胀和收缩的传播 | 4 | 单元膨胀与收缩 | — |
| 蒙皮检测爬壁机器人 ^[71] | 可变形履带式结构 | 丝杠和连杆 | 螺旋桨推力式 | 履带 | 1 | 两侧履带同速直线运动和差速转向运动 | 视觉传感器 |

机器人检查,通常需要飞机的数字模型来规划机器人的路径,但是生成准确的飞机数字模型是非常耗时耗力的。在飞机原始 CAD 模型不可用的情况下, Sun 等^[74]提出了一种两阶段的扫描方法:首先使用配备 RGB-D 相机的无人机系统沿着远离飞机表面的预定义路径快速扫描飞机并生成飞机的粗略模型;基于粗略模型,使用蒙特卡洛树搜索的方法,计算覆盖飞机全部表面的最佳扫描路径,使得飞行距离最短(图 14),从而生成密集、精确的飞机三维模型,该方法可以在 1 h 内扫描 70% 的飞机表面。

自动化装置不仅可以提供目视检查的原始图片数据,还可以根据知识库得出检测结果,以进一步提高检测效率。Leiva^[64]和 Donadio^[75]等构建了协作移动机器人搭配变焦相机的系统。该机器人能够在飞机附近自主导航,将相机指向目标检测区域,并利用图片处理算法得出诊断结果,将错误信息提供给操作者以便快速处置。最后,操作者会对机器人做出的每个诊断进行验证。Jovančević 等^[76]研究了配备摄像头的移动机器人的导航任务,通过相似函数将图片特征和飞机 CAD 模型进行匹配,进而完成定位和检查,并介绍了静压

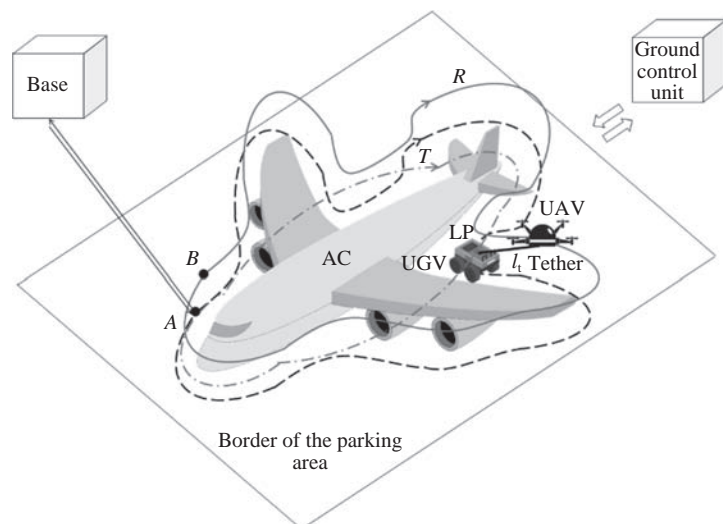


图 13 无人机和无人地面车组成的机器人系统^[72]
Fig.13 Robotic system consisting of UAV and UGV^[72]

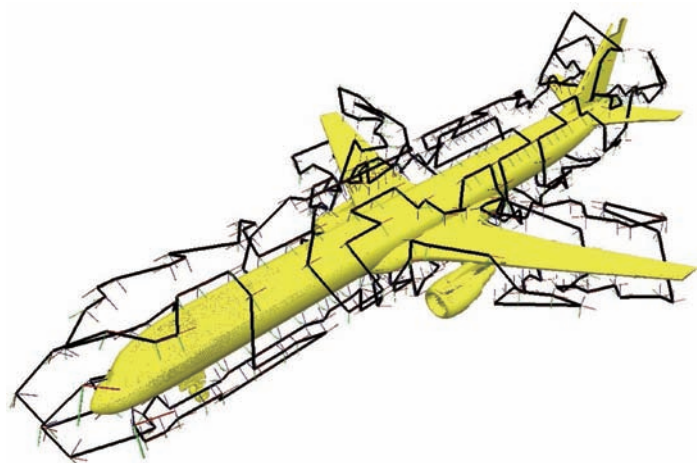


图 14 扫描路径示意图^[74]
Fig.14 Scanning paths diagram^[74]

孔和进气口的检测方法。Jovančević 等^[77]还研究了用于检测飞机外部不同物品的图像处理框架,使用搭载变焦相机并且能够围绕飞机自主移动的机器人进行图片采集,首先通过规则形状的检测(圆角矩形、圆形、椭圆形)使相机指向需要检查的位置,然后利用图片特征分析得到检测结果,应用于空客 A320 飞机的氧气舱手柄、进气口、静态端口和风扇叶片检查。Cazzato 等^[78]研究了使用无人机进行飞机检查时的定位和姿态控制技术,将安装在无人机上的 RGB 相机采集的图像与机身表面上的特征点数据库进行比较,试验表明,该方案能够获取高精度的无人机的位姿信息。

除了飞机表面质量的检查外,飞机的大部分内部系统只能通过狭窄的检查口进行检查和维修,因此需要开发高柔性的专业机器人完成该任务。Alatorre 等^[79]开发了一种五自由度的机器人系统,可以通过狭窄的检查口执行准确的检查和维修任务,并对机器人的运动学进行了分析以实现精确的路径规划。对于飞机油箱检测任务,Heilemann 等^[80]介绍了一种新型内窥镜系统,能够通过狭窄的通道进入飞机油箱,实现全数字化的检查和三维结构数据的生成,如图 15 所示。常用的连续型机器人具有运动灵活性,但冗余自由度导致了三维空间规划的多解性,增加了算法的复杂度。牛国臣等^[81]通过降低维度的方式,将三维空间转化为二维平面进行规划,降低了规划算法的复杂度。对于航空发动机原位检测任务,针对传统单芯柱骨架连续体机器人控制困难、容易扭曲的问题,Niu 等^[82]提出了一种基于强化学习算法的路径规划方法,生成从初始点到目标点的路径。向立清等^[83]设计了一种交错排列的双芯柱冗余自由度连续体机器人,基于几何分析方法建立其逆运动学模

型,通过运动试验验证了其完成发动机检测任务的可行性。Dong 等^[84]设计了一种 25 自由度的高度柔性细长连续体机器人,该机器人能够进入非常受限的环境完成进给运动和复杂的轨迹,通过配备摄像头的末端执行器,能够完成发动机压缩机的原位检测。

此外,在飞机发动机中还存在复杂的管路系统,空间更加狭窄,难以进入。Tang 等^[85]提出了一种智能材料驱动的管道检测机器人,直径小于 10 mm,可以适应亚厘米直径和不同曲率的管道,该机器人使用长寿命电介质弹性体作为驱动器,高效锚固装置作为传动器,使用数量可调的磁铁快速组装部件,可以适应不同的管道几何形状。

4 现有工业机器人检测技术的不足

总结本文提及的近 10 年内文献报道中出现的检测技术与机器人类型(表 6)。根据机器人类型进行对比,仅使用通用多关节机器人或结合线性轨道实现一定范围内的移动的方式依旧是主流;根据检测技术进行对比,技术较为成熟,有成套商用设备的激光扫描仪和视觉测量系统占比最多。将表格中的技术与 3 类任务的要求进行对比,总结出有机器人检测技术存在着一些共性不足。

(1) 灵活性不足。现有文献报道中,占比最高的通用多关节机器人配合线性轨道的方法占地面积大,且

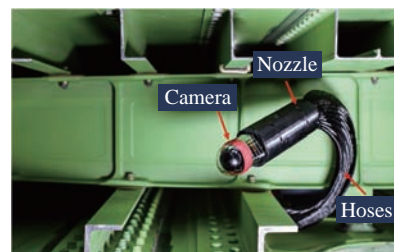
需要设置专用工装辅助机器人运动。例如文献[34]中提到的系统,占地 60 m²,且有一个长 7 m 的专用工装用来放置复合材料机翼。使用移动机器人进行检测的技术目前仍在发展中,应用广泛程度相比前者仍较少。同时,目前部分专用检测设备受限于技术发展,本身体积较大,也对检测灵活性造成影响,例如无损检测中最常使用的喷水式 PAUT 需要配置专门的水循环系统。这些不足都限制了机器人自动化检测向灵活的柔性检测发展。

(2) 算法智能程度不足。目前发展迅速的各类涉及智能学习的方法对相关算法起到了极大的辅助作用,但面对复杂的工厂环境,其鲁棒性差的缺点也为实际应用带来了巨大的挑战。算法智能程度不足不仅影响着检测技术的进步,也对机器人理解任务、规划轨迹、执行操作的精度与效率有显著影响。针对整机复杂内部环境检测对于效率及鲁棒性的需求,使用智能算法实现路径规划、导航、避障及故障检测,也是未来研究的重点方向。

(3) 人机交互研究不足。目前的航空制造检修现场仍需大量人工参与,面对这类人与机器共存的场景,一般的解决方案是设立专门的安全区,例如文献[36]中提到,为机器人系统设置了带两道安全门的 103 m² 的专用工作空间。然而随着移动机器人的发展,在尚未完全达到无人化前,人与机器人在同一空间中工作



(a) 油箱维护概念图



(b) 飞机油箱维护过程演示

图 15 油箱维护概念图及维护过程演示^[80]

Fig.15 Fuel tank maintenance concept diagram and maintenance process demonstration^[80]

表 6 近 10 年机器人检测技术总结
Table 6 Summary of robot inspection technology in recent 10 years

| 检测技术 | 机器人类型 | 检测技术与机器人类型结合特点 | 文献 |
|--------|------------------|---|------------------------------------|
| 超声 | 喷水式 PAUT | 通用多关节机器人 | [30–34] |
| | | 通用多关节机器人配合线性轨道 | [37] |
| | 喷水式 TTU | 通用多关节机器人配合线性轨道 | [40] |
| | 滚轮式 PAUT | 通用多关节机器人 | [35] |
| | | 通用多关节机器人配合线性轨道 | [33], [36] |
| | 通用多关节机器人配合轮式移动平台 | [38] | |
| 光学 | 激光位移传感器 | 通用多关节机器人 | [4], [6–9], [17–18] |
| | | 通用多关节机器人配合线性轨道 | [5] |
| | | 轮式移动机器人 | [20] |
| | | 爬行移动机器人 | [10] |
| | 激光扫描仪 | 通用多关节机器人 | [15], [21], [47–49], [51], [57–58] |
| | | 通用多关节机器人配合线性轨道 | [33], [55] |
| | | 通用多关节机器人配合轮式移动平台 | [52], [56], [60], [72] |
| | 结构光 | 通用多关节机器人 | [53] |
| | | 通用多关节机器人配合轮式移动平台 | [59–61] |
| | | 轮式移动机器人 | [54] |
| | 视觉测量系统 | 通用多关节机器人 | [11–13], [17], [22], [24–25], [35] |
| | | 通用多关节机器人配合线性轨道 | [36] |
| | | 通用多关节机器人配合轮式移动机器人 | [59], [63], [75] |
| | | 轮式移动机器人 | [16], [23], [65], [71], [76–77] |
| | | 爬行移动机器人 | [66–68] |
| 无人机 | | [72–74], [78] | |
| 连续体机器人 | [79–80], [82–85] | | |
| X 射线 | 通用多关节机器人 | X 射线检测需要发射端与接收端双端协同, 因此需要使用两个通用多关节机器人保证检测要求 | [41] |
| LUT | 通用多关节机器人 | LUT 作为一种新型检测手段, 仅由研究人员使用通用多关节机器人做验证测试 | [39] |
| 其他 | LST | 通用多关节机器人 | [42–43] |
| | PPLIT | 轮式移动机器人 | [26] |
| | Lamb 波 | 通用多关节机器人 | [45] |
| | 涡流传感器 | 爬行机器人 | [66] |
| | | 连续体机器人 | [83] |
| | 振动检测 | 通用多关节机器人 | [19] |
| 力传感器 | 通用多关节机器人 | [24] | |

是必然会出现的场景。Zhou 等^[56]设计了机器人控制架构、安全控制架构和人机交互架构等三大软件架构,囊括了移动平台、机械臂、安全监控系统、触觉传感系统和末端执行器等全部硬件系统,以便于移动机器人与人一同工作在非结构化环境中,相关研究仍十分缺少。

5 结论

(1) 本文梳理了近 10 年来航空制造及检修过程中,基于机器人的自动化检测技术应用在飞机零件加工、零部件质量检测和整机检修 3 个过程中的进展。

(2) 现有基于机器人的自动化检测已经可以完成部分在固定场景的检测,但仍有灵活性不足、算法智能程度不足、人机交互研究不足等缺点。

基于机器人的自动化检测技术可以极大提高航空制造领域的精度与效率,目前仍需继续推进相关领域的研究,以实现航空制造效率与质量的提高。

参考文献

[1] 汪俊,李红卫.飞机大尺寸自动化柔性测量技术研究进展[J].南京航空航天大学学报,2020,52(3):353-362.
WANG Jun, LI Hongwei. Aircraft large-scale automation flexible measurement technology[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2020, 52(3): 353-362.

[2] 饶刚.机器人制孔法矢的面结构光三维测量与控制研究[D].北京:清华大学,2019.
RAO Gang. Research on 3D measurement and control of plane structured light of robot drilling normal[D]. Beijing: Tsinghua University, 2019.

[3] GAO Y H, WU D, NAN C G, et al. The interlayer gap and non-coaxiality in stack drilling[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2015, 99: 68-76.

[4] ZHANG Y, DING H C, ZHAO C F, et al. Detecting the normal-direction in automated aircraft manufacturing based on adaptive alignment[J]. Science Progress, 2020, 103(4):

003685042098121.

[5] 毕运波,李永超,顾金伟,等.机器人自动化制孔系统[J].浙江大学学报(工学版),2014,48(8):1427-1433.

BI Yunbo, LI Yongchao, GU Jinwei, et al. Robot automatic hole-making system[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2014, 48(8): 1427-1433.

[6] CHEN D D, YUAN P J, WANG T, et al. Intelligent surface normal measurement method of end effector for the aeronautical drilling robot[C]//2014 International Conference on Multisensor Fusion and Information Integration for Intelligent Systems (MFI). Piscataway: IEEE, 2014.

[7] YU L, ZHANG Y L, BI Q Z, et al. Research on surface normal measurement and adjustment in aircraft assembly[J]. Precision Engineering, 2017, 50: 482-493.

[8] GAO Y H, WU D, DONG Y F, et al. The method of aiming towards the normal direction for robotic drilling[J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 2017, 18(6): 787-794.

[9] 张赢,丁红昌,赵长福,等.基于多激光传感器装配的自由曲面法线找正方法研究[J].中国光学,2021,14(2):344-352.

ZHANG Ying, DING Hongchang, ZHAO Changfu, et al. The normal alignment method for freeform surfaces based on multiple laser sensor assembly[J]. Chinese Journal of Optics, 2021, 14(2): 344-352.

[10] 袁培江,陈冬冬,王田苗,等.基于双目视觉测量系统的孔位补偿研究[J].航空制造技术,2018,61(4):41-46.

YUAN Peiji, CHEN Dongdong, WANG Tianmiao, et al. Research on positional error compensation method based on binocular vision measurement system[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2018, 61(4): 41-46.

[11] KHANNA N, PUSAVEC F, AGRAWAL C, et al. Measurement and evaluation of hole attributes for drilling CFRP composites using an indigenously developed cryogenic machining facility[J]. Measurement, 2020, 154: 107504.

[12] 陈璐,关立文,刘春,等.基于结构光三维视觉测量的机器人制孔姿态修正方法[J].清华大学学报(自然科学版),2022,62(1):149-155.

CHEN Lu, GUAN Liwen, LIU Chun, et al. Robotic hole drilling attitude correction method based on structured light 3-D visual measurements[J]. Journal of Tsinghua University

(Science and Technology), 2022, 62(1): 149-155.

[13] 韩锋,田威,廖文和,等.基于并联机构的轻型自主爬行钻铆系统法向调姿算法[J].航空学报,2015,36(6):2083-2090.

HAN Feng, TIAN Wei, LIAO Wenhe, et al. Normal posture adjustment algorithm for lightweight auto-crawling drilling and riveting system based on parallel mechanism[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2015, 36(6): 2083-2090.

[14] 张晋,田威,周敏,等.机器人自动钻铆系统集成控制技术[J].航空制造技术,2017,60(9):38-42,49.

ZHANG Jin, TIAN Wei, ZHOU Min, et al. Integrated control system of robot automatic drilling and riveting technology[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017, 60(9): 38-42, 49.

[15] 李震宇,田威,廖文和.用于复材自动钻铆末端执行器的设计及应用[J].机电一体化,2016,22(5):54-58,63.

LI Zhenyu, TIAN Wei, LIAO Wenhe. Design and application of automatic drilling and riveting end executor using in composite materials processing[J]. Mechatronics, 2016, 22(5): 54-58, 63.

[16] 魏显奎.机器人自动制孔系统应用研究[J].机电信息,2021(20):19-22.

WEI Xiankui. Research on application of robot automatic hole-making system[J]. Mechanical and Electrical Information, 2021(20): 19-22.

[17] FROMMKNECHT A, KUEHNLE J, EFFENBERGER I, et al. Multi-sensor measurement system for robotic drilling[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2017, 47: 4-10.

[18] ZHANG L, TIAN W, LI D, et al. Design of drilling and riveting multi-functional end effector for CFRP and aluminum components in robotic aircraft assembly[J]. Transactions of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2018, 35(3): 529-538.

[19] TAO J F, QIN C J, LIU C L. A synchroextracting-based method for early chatter identification of robotic drilling process[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 100(1-4): 273-285.

[20] GUO S, DIAO Q Z, XI F F. Vision based navigation for omni-directional mobile industrial robot[J]. Procedia Computer Science, 2017, 105: 20-26.

[21] KURC K, BURGHARDT A, GIERLAK P, et al. Application of a 3D scanner in

- robotic measurement of aviation components[J]. Electronics, 2022, 11(19): 3216.
- [22] TSUZUKI R. Development of automation and artificial intelligence technology for welding and inspection process in aircraft industry[J]. Welding in the World, 2022, 66(1): 105–116.
- [23] 谢福贵, 梅斌, 刘辛军, 等. 一种大型复杂构件加工新模式及新装备探讨[J]. 机械工程学报, 2020, 56(19): 70–78.
- XIE Fugui, MEI Bin, LIU Xinjun, et al. Discussion on a new machining mode and new equipment for large complex components[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2020, 56(19): 70–78.
- [24] LI M, DU Z, MA X, et al. A robot chamfering system for special-shaped and thin-walled workpieces[J]. Assembly Automation, 2021, 41(1): 116–130.
- [25] 马建伟, 闫惠腾, 吕琦, 等. 特征关联异形构件机器人原位一体化加工技术[J]. 机械工程学报, 2022, 58(14): 104–115.
- MA Jianwei, YAN Huiteng, LÜ Qi, et al. In-situ integrated robot machining technology for special-shaped components with correlation feature[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58(14): 104–115.
- [26] 万芳. 航空发动机叶片超声无损检测系统机器人轨迹规划研究[D]. 兰州: 兰州理工大学, 2016.
- WAN Fang. Research on robot trajectory planning of ultrasonic nondestructive testing system for aero-engine blades[D]. Lanzhou: Lanzhou University of Technology, 2016.
- [27] TOWSYFYAN H, BIGURI A, BOARDMAN R, et al. Successes and challenges in non-destructive testing of aircraft composite structures[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2020, 33(3): 771–791.
- [28] Composites World. Extending robotic NDT to aerospace certification[EB/OL]. (2014–07–01) [2023–09–17]. <https://www.compositesworld.com/articles/extending-robotic-ndt-to-aerospace-certification>.
- [29] MINEO C, HERBERT D, MOROZOV M, et al. Robotic non-destructive inspection[C]//51st Annual Conference of the British Institute of Non-Destructive Testing. 2012: 345–352.
- [30] MINEO C, PIERCE S G, WRIGHT B, et al. PAUT inspection of complex-shaped composite materials through six DOFs robotic manipulators[J]. Insight-Non-Destructive Testing and Condition Monitoring, 2015, 57(3): 161–166.
- [31] WU K, STEWART B, MARTIN R A. ISAAC advanced composites research testbed[C]//The Composites and Advanced Materials Exposition, 2014.
- [32] MINEO C, PIERCE S G, NICHOLSON P I, et al. Robotic path planning for non-destructive testing—A custom MATLAB toolbox approach[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2016, 37: 1–12.
- [33] MINEO C, MCCUBBIN C, WATSON D, et al. Robotic geometric and volumetric inspection of high value and large scale aircraft wings[C]//2019 IEEE 5th International Workshop on Metrology for AeroSpace (MetroAeroSpace). Torino, Piscataway, NJ: IEEE, 2019.
- [34] RIISE J, MINEO C, PIERCE S, et al. Adapting robot paths for automated NDT of complex structures using ultrasonic alignment[C]. AIP Publishing LLC, 2019.
- [35] MACLEOD C N, PIERCE S G, MOROZOV M, et al. Automated metrology and NDE measurements for increased throughput in aerospace component manufacture[C]//AIP Conference Proceedings. Boise, 2015.
- [36] MINEO C, MACLEOD C, MOROZOV M, et al. Flexible integration of robotics, ultrasonics and metrology for the inspection of aerospace components[C]//AIP Conference Proceedings. Atlanta, 2017.
- [37] 邹志刚. 超声检测双机械手及扩展轴控制技术[D]. 北京: 北京理工大学, 2015.
- ZOU Zhigang. Twin-robot and external axis control technology for ultrasonic testing[D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2015.
- [38] 王鑫. 无损检测系统搭载平台结构设计及关键技术研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2018.
- WANG Xin. Structural design and key technology research of nondestructive testing system carrying platform[D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2018.
- [39] GALISSON G, HAMMADI M, GHERIB M, et al. Model-based systems engineering methodology for defining multiphysics simulation models[C]//2022 IEEE International Systems Conference (SysCon). Montreal, 2022.
- [40] LIM J S, PARK T S, CHOI Y M, et al. Improvement in accuracy of a multi-joint robotic ultrasonic inspection system for the integrity of composite structures[J]. Applied Sciences, 2020, 10(19): 6967.
- [41] EVANGELISTA D, TERRERAN M, PRETTO A, et al. 3D mapping of X-ray images in inspections of aerospace parts[C]//2020 25th IEEE International Conference on Emerging Technologies and Factory Automation (ETFA). Vienna, Piscataway, NJ: IEEE, 2020.
- [42] KHODAYAR F, LOPEZ F, IBARRA-CASTANEDO C, et al. Parameter optimization of robotize line scan thermography for CFRP composite inspection[J]. Journal of Nondestructive Evaluation, 2018, 37(1): 1–9.
- [43] KHODAYAR F, LOPEZ F, IBARRA-CASTANEDO C, et al. Optimization of the inspection of large composite materials using robotized line scan thermography[J]. Journal of Nondestructive Evaluation, 2017, 36(2): 1–15.
- [44] MIRANDA A, VANDER HOOK J, SCHAAL C. Lamb wave-based mapping of plate structures via frontier exploration[J]. Ultrasonics, 2021, 110: 106282.
- [45] MA Z Y, YU L Y. Laser based remote and rapid inspection for composite plates[C]//SPIE Smart Structures + Nondestructive Evaluation. Proc SPIE 11382, Smart Structures and NDE for Industry 4.0, Smart Cities, and Energy Systems, Online Only. 2020, 11382: 63–69.
- [46] DIMOKA P, VLACHOS D, ATHANASOPOULOS N, et al. Self-heating composite molds for the “green” manufacturing of composite components[C]//10th Hellenic Polymer Society Conference. Patras, 2014.
- [47] 李浩. 面向扫描测量机器人的测量规划基础算法研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2014.
- LI Hao. Research on basic algorithm of measurement planning for surface-oriented scanning measurement robot[D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2014.
- [48] 梁延德, 王瑞锋, 何福本, 等. 基于工业机器人的三维扫描技术研究[J]. 组合机床与自动化加工技术, 2018(8): 57–59, 67.
- LIANG Yande, WANG Ruifeng, HE Fuben, et al. Research on 3D scanning technology based on industrial robot[J]. Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique, 2018(8): 57–59, 67.
- [49] 张晓蕾. 基于动态路径规划的三维扫描方法研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2017.
- ZHANG Xiaolei. Research on 3D scanning method based on dynamic path planning[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2017.
- [50] 赵安, 王洲涛, 汪俊. 基于飞机壁板特征的扫描路径生成方法研究[J]. 南京航空航天大学学报, 2021, 53(3): 344–349.
- ZHAO An'an, WANG Zhoutao, WANG Jun. Scanning path generation based on aircraft panel features[J]. Journal of Nanjing University of

Aeronautics & Astronautics, 2021, 53(3): 344-349.

[51] SHARIFZADEH S, BIRO I, LOHSE N, et al. Abnormality detection strategies for surface inspection using robot mounted laser scanners[J]. Mechatronics, 2018, 51: 59-74.

[52] XIE Q A, LU D N, HUANG A Y, et al. RRCNet: Rivet region classification network for rivet flush measurement based on 3-D point cloud[J]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2021, 70: 3028399.

[53] 张洪瑶, 李论, 赵吉宾, 等. 基于机器人—扫描仪测量的蒙皮对缝检测技术研究[J]. 工具技术, 2018, 52(8): 121-126.

ZHANG Hongyao, LI Lun, ZHAO Jibin, et al. Research on measurement technique of flush and gap between aircraft skins based on robot-3D laser scanner system[J]. Tool Engineering, 2018, 52(8): 121-126.

[54] 王文辉, 黄翔, 孟亚云, 等. 面向飞机蒙皮对缝的移动机器人自主跟踪方法[J]. 航空制造技术, 2021, 64(3): 76-82.

WANG Wenhui, HUANG Xiang, MENG Yayun, et al. A mobile robot autonomous tracking method for aircraft skin seam[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(3): 76-82.

[55] 史有志. 基于机器人的大型回转体外形扫描轨迹规划与仿真[D]. 大连: 大连理工大学, 2018.

SHI Youzhi. Robot-based planning and simulation of scanning trajectory of large-scale rotating body[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2018.

[56] ZHOU K, EBENHOFER G, EITZINGER C, et al. Mobile manipulator is coming to aerospace manufacturing industry[C]//2014 IEEE International Symposium on Robotic and Sensors Environments (ROSE) Proceedings. Timisoara, Piscataway, NJ: IEEE, 2014.

[57] 陈允全, 李泷杲, 黄翔, 等. 基于机器人的飞机大型结构三维自动化检测方法[J]. 航空制造技术, 2019, 62(10): 51-57.

CHEN Yunquan, LI Shuanggao, HUANG Xiang, et al. Three-dimensional automatic detection method for large-scale structure of aircraft based on robot[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2019, 62(10): 51-57.

[58] 熊涛, 李泷杲, 李琦, 等. 基于组合测量的激光跟踪仪站位规划[J]. 激光与光电学进展, 2021, 58(17): 246-255.

XIONG Tao, LI Shuanggao, LI Qi, et al. Station planning of laser tracker based on combination measurement[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2021, 58(17): 246-255.

[59] WANG J S, TAO B, GONG Z Y, et al. A mobile robotic measurement system for large-scale complex components based on optical scanning and visual tracking[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2021, 67: 102010.

[60] WANG J S, TAO B, GONG Z Y, et al. A mobile robotic 3-D measurement method based on point clouds alignment for large-scale complex surfaces[J]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2021, 70: 3090156.

[61] 李强, 杜福洲. 全向机器人蚁群算法路径规划与运动控制研究[J]. 机械设计与制造, 2018(S2): 157-159, 163.

LI Qiang, DU Fuzhou. Research on path planning and motion control of omnidirectional robot based on ant colony algorithm[J]. Machinery Design & Manufacture, 2018(S2): 157-159, 163.

[62] RAMALINGAM B, MANUEL V H, ELARA M R, et al. Visual inspection of the aircraft surface using a teleoperated reconfigurable climbing robot and enhanced deep learning technique[J]. International Journal of Aerospace Engineering, 2019, 2019: 1-14.

[63] PAPA U, PONTE S. Preliminary design of an unmanned aircraft system for aircraft general visual inspection[J]. Electronics, 2018, 7(12): 435.

[64] LEIVA J R, VILLEMOT T, DANGOUMEAU G, et al. Automatic visual detection and verification of exterior aircraft elements[C]//2017 IEEE International Workshop of Electronics, Control, Measurement, Signals and their Application to Mechatronics (ECMSM). Donostia, Piscataway, NJ: IEEE, 2017.

[65] BUGAJ M, NOVAK A, STELMACH A, et al. Unmanned aerial vehicles and their use for aircraft inspection[C]//2020 New Trends in Civil Aviation (NTCA). Prague, Piscataway, NJ: IEEE, 2020.

[66] JIANG J J, WANG C Q. Modelling and backstepping motion control of the aircraft skin inspection robot[J]. Computer Modeling in Engineering & Sciences, 2019, 120(1): 105-121.

[67] 牛国臣, 胡丹丹, 王漫. 飞机蒙皮缺陷检查机器人系统设计[J]. 机床与液压, 2012, 40(3): 87-90, 114.

NIU Guochen, HU Dandan, WANG Man. Design of aircraft skin defect inspection robot system[J]. Machine Tool & Hydraulics, 2012, 40(3): 87-90, 114.

[68] 姜俊俊. 飞机蒙皮检测机器人动力学控制与实验研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2019.

JIANG Junjun. Dynamic control and experimental study of aircraft skin inspection robot[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2019.

[69] 沈桂鹏, 王从庆, 王琪. 双框架飞机蒙皮检测机器人切换运动控制方法[J]. 航空学报, 2015, 36(6): 2064-2073.

SHEN Guipeng, WANG Congqing, WANG Qi. Switching motion control of an aircraft skin detection robot with double frames[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2015, 36(6): 2064-2073.

[70] HAGIWARA D, TADAMI N, AMAKAWA T, et al. Development of negative pressure adsorption type traveling-wave wall-climbing robot for aircraft inspection and running experiment[J]. Transactions of the Society of Instrument and Control Engineers, 2019, 55(1): 59-67.

[71] 诸葛晶晶, 曾昭鹏, 徐黎, 等. 飞机蒙皮检测爬壁机器人结构设计与运动分析[J]. 机械科学与技术, 2021, 40(4): 641-648.

ZHUGE Jingchang, ZENG Zhaopeng, XU Jun, et al. Mechanical structure design and motion analysis for wall-climbing robot of aircraft skin detection[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2021, 40(4): 641-648.

[72] ALESHIN B S, CHERNOMORSKY A I, KURIS E D, et al. Robotic complex for inspection of the outer surface of the aircraft in its parking lot[J]. Incas Bulletin, 2020, 12(S): 21-31.

[73] SUN Y F, ZHANG L, MA O. Robotics-assisted 3D scanning of aircraft[C]//Proceedings of the AIAA Aviation 2020 Forum. Reston, 2020.

[74] SUN Y F, MA O. Automating aircraft scanning for inspection or 3D model creation with a UAV and optimal path planning[J]. Drones, 2022, 6(4): 87.

[75] DONADIO F, FREJAVILLE J, LARNIER S, et al. Human-robot collaboration to perform aircraft inspection in working environment[C]//Proceedings of the Proceedings of 5th International conference on Machine Control and Guidance (MCG). Florida, 2016.

[76] JOVANČEVIĆ I, VIANA I, ORTEU J J, et al. Matching CAD model and image features for robot navigation and inspection of an aircraft[C]//Proceedings of the 5th International Conference on Pattern Recognition Applications and Methods. Rome, 2016.

[77] JOVANČEVIĆ I, LARNIER S, ORTEU J J, et al. Automated exterior inspection of an aircraft with a pan-tilt-zoom camera mounted

on a mobile robot[J]. *Journal of Electronic Imaging*, 2015, 24(6): 061110.

[78] CAZZATO D, OLIVARES-MENDEZ M A, SANCHEZ-LOPEZ J L, et al. Vision-based aircraft pose estimation for UAVs autonomous inspection without fiducial markers[C]//*IECON 2019—45th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. Lisbon, Piscataway, NJ: IEEE, 2019.

[79] ALATORRE D, NASSER B, RABANI A, et al. Robotic boreblending: The future of In-situ gas turbine repair[C]//*2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Madrid, Piscataway, NJ: IEEE, 2018.

[80] HEILEMANN F, DADASHI A, WICKE K. Eeloscope—Towards a novel endoscopic system enabling digital aircraft fuel

tank maintenance[J]. *Aerospace*, 2021, 8(5): 136.

[81] 牛国臣, 张成巍, 李紫微. 基于区域行进策略的飞机油箱检查机器人路径规划算法[J]. *计算机应用*, 2014, 34(8): 2415–2418.

NIU Guochen, ZHANG Chengwei, LI Ziwei. Path planning algorithm based on regional-advance strategy for aircraft fuel tank inspection robot[J]. *Journal of Computer Applications*, 2014, 34(8): 2415–2418.

[82] NIU G C, XU K L. Path planning based on Q-learning and three-segment method for aircraft fuel tank inspection robot[J]. *Filomat*, 2018, 32(5): 1797–1807.

[83] 向立清, 鞠锋, 齐飞, 等. 用于航空发动机原位检测的连续体机器人运动研究[J]. *机电工程*, 2019, 36(5): 464–469, 528.

XIANG Liqing, JU Feng, QI Fei, et al. Kinematics research of continuum robot for in

situ detection of aero-engine[J]. *Mechanical & Electrical Engineering Magazine*, 2019, 36(5): 464–469, 528.

[84] DONG X, AXINTE D, PALMER D, et al. Development of a slender continuum robotic system for on-wing inspection/repair of gas turbine engines[J]. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 2017, 44: 218–229.

[85] TANG C, DU B Y, JIANG S W, et al. A pipeline inspection robot for navigating tubular environments in the sub-centimeter scale[J]. *Science Robotics*, 2022, 7(66): eabm8597.

通讯作者: 徐静, 长聘副教授, 博士, 研究方向为视触觉感知、智能制造、机器人。

Application of Robot-Based Automated Inspection Technology in Aviation Manufacturing

DANG Renjun, LI Zhihu, QIAN Hongyu, CHEN Rui, XU Jing

(Tsinghua University, Beijing 100084, China)

[ABSTRACT] With the development of the aviation industry, the performance of aircraft has been improving, and the requirements for quality inspection have been continuously increasing. Compared with traditional manual methods, robot-based automated inspection technology has higher operating accuracy and efficiency, and has been widely used in aviation manufacturing and maintenance processes. This article focuses on the application of robot-based automated inspection technology in various aspects such as component processing, finished product quality inspection, and aircraft maintenance and repair over the past decade, especially in surface drilling process inspection, large, irregular and complex component processing inspection, internal material nondestructive inspection, structural shape inspection, aircraft skin and surface quality inspection and aircraft internal narrow space inspection. This paper reviews in detail the application effects of different kinds of robots such as six-axis industrial robots, wheeled mobile robots, crawling robots, continuum robots and unmanned aerial vehicles with ultrasonic, optical and other types of detection technologies. Most of the articles reviewed were summarized in a table for reference by the researchers concerned. In conclusion, research on robot-based automated inspection technology is of great practical significance for improving quality control in aviation manufacturing and maintenance processes, but it still faces challenges of insufficient flexibility, insufficient algorithm intelligence and insufficient human-computer interaction research.

Keywords: Automated inspection; Robot; Aviation manufacturing; Part processing; Overall maintenance

(责编 七七)

引文格式: 杨文锋, 杨帆, 朱小伟, 等. 塞斯纳172飞机发动机机匣脉冲激光清洗工艺研究[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 82-88.

YANG Wenfeng, YANG Fan, ZHU Xiaowei, et al. Research on pulsed laser cleaning process of Cessna 172 engine casing [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 82-88.

塞斯纳172飞机发动机机匣脉冲激光清洗工艺研究*

杨文锋¹, 杨帆¹, 朱小伟², 李绍龙¹, 樊占鹏³, 李天权¹

(1. 中国民用航空飞行学院复合材料研究中心, 广汉 618307;

2. 温州大学激光与光电智能制造研究院, 温州 325035;

3. 中国民用航空飞行学院飞机修理厂, 广汉 618301)

[摘要] 针对航空发动机机匣表面除漆需求, 采用纳秒脉冲激光开展了塞斯纳 172 飞机发动机机匣表面漆层的激光清洗研究。通过对机匣除漆区域的表面形貌及粗糙度进行分析, 探究了激光能量密度与扫描速度对机匣表面漆层清洗效果的影响规律, 确定了机匣激光除漆最佳工艺参数, 并对机匣除漆后的表面质量、显微硬度及粗糙度进行综合评估。结果表明, 能量密度和扫描速度均显著影响机匣除漆质量, 能量密度 18.33 J/cm^2 、扫描速度 1600 mm/s 时, 可实现除漆率 98.7% , 表面粗糙度 S_a 为 $2.48 \mu\text{m}$, 机匣本身未损伤, 表面显微硬度提升 1.9% , 满足机匣表面除漆质量要求。研究结果为发动机机匣激光除漆提供了理论与技术支持。

关键词: 航空发动机; 激光除漆; 表面形貌; 显微硬度; 除漆率

Research on Pulsed Laser Cleaning Process of Cessna 172 Engine Casing

YANG Wenfeng¹, YANG Fan¹, ZHU Xiaowei², LI Shaolong¹, FAN Zhanpeng³, LI Tianquan¹

(1. Civil Aircraft Composites Maintenance Research Center, Civil Aviation Flight University of China, Guanghan 618307, China;

2. Laser and Optoelectronic Intelligent Manufacturing Research Institute, Wenzhou University, Wenzhou 325035, China;

3. Aircraft Repair & Overhaul Plant, Civil Aviation Flight University of China, Guanghan 618301, China)

[ABSTRACT] In order to remove paint from aero-engine casing surface, a study on laser cleaning of Cessna 172 aircraft engine casing surface was carried out by using nanosecond pulse laser. By analyzing the surface topography and roughness of the paint removal area of the casing, the influence of laser energy density and scanning speed on the cleaning effect of the paint layer on the casing surface was explored, and the optimal process parameters of laser paint removal on the casing were determined. The surface quality, microhardness and roughness of the casing after removing paint were comprehensively evaluated. The results show that both energy density and scanning speed significantly affect the paint removal quality of casing. When the energy density is 18.33 J/cm^2 and the scanning speed is 1600 mm/s , the paint removal rate is 98.7% , the surface roughness S_a is $2.48 \mu\text{m}$, the casing itself is not damaged, and the surface microhardness is increased by 1.9% , which meets the paint removal quality requirements of the casing surface. The research results provide theoretical and technical support for laser paint removal of engine casing.

Keywords: Aero-engine; Laser stripping; Surface topography; Microhardness; Paint removal rate

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.082

* 基金项目: 四川省科技厅重点研发项目(2021YFSY0025); 四川省通用航空器维修工程技术研究中心研究项目(GAMRC2021YB07); 大学生创新创业训练计划项目(S202110624168)。

航空发动机机匣长期与大气接触,易受大气中水分、尘埃与二氧化硫的侵蚀^[1],表面的保护漆层不可避免地遭到破坏,在航空发动机维修过程中,需对机匣表面破损漆层进行清除,并完成漆层更换。目前普遍采用喷砂清洗和化学清洗相结合的方式对发动机机匣表面进行除漆,但存在清洗不均与基体过度磨损的问题^[2]。近年来,国内外研究人员使用电化学法^[3]、超声波清洗法^[4]、干冰清洗法^[5]及高压水射流法^[6]对航空发动机机匣表面漆层进行清洗,这些方法虽已比较成熟,但均存在各自的局限性:电化学法清洗对金属有一定的腐蚀性;干冰清洗设备体积庞大且价格昂贵;高压水枪清洗对水资源浪费较大;超声波清洗噪声大^[7]。激光清洗技术是一种绿色、高效的清洗新技术,相关参数确定后可实现数字化、自动化远程操作,清洗质量稳定可靠,未来有望部分或完全替代传统的工业除漆方法。

近年来,随着激光器技术的发展,尤其是大功率纳秒脉冲激光器的出现及其在激光除漆领域的广泛应用^[8-9],飞机部件的激光清洗技术得到了越来越多的关注。刘鹏飞^[10]、赵海朝^[11]等使用纳秒脉冲激光对飞机蒙皮表面聚合物漆层进行去除,认为激光能量密度与扫描速度对除漆效果有很大影响,且不同工艺参数下的激光除漆作用机制存在差异,其中内聚力破坏机制与裂纹扩展机制是主要作用机制。Shan等^[12]利用纳秒光纤脉冲激光对铝合金表面漆层进行了去除研究,当能量密度为 21.23 J/cm^2 时,激光清洗的清洁度和表面完整性最佳,激光清洗后的基体表面力学性能得到明显改善。Zhao等^[13]指出,扫描速度过低会导致扫描轨迹重叠率高,从而对基体造成破坏;扫描速度过高,则使激光光斑无法完全覆盖漆层表面而导致除漆质量下降。邱太文等^[14]利用纳秒脉冲激光清洗铝合金表面环氧漆层,研究发现,激光除漆后可获得与原始基体相似的表面形貌、元素含量和表面硬度。以上关于飞机部件的激光清洗技术研究主要集中于飞机蒙皮及其表面聚合物漆层,考虑到航空发动机机匣在工作时承受各种交变载荷和热负荷,且表面保护漆层通常采用铝青铜漆层,除漆原理及工艺与飞机蒙皮除漆存在差异,因此,有必要对航空发动机机匣表面激光清洗技术开展研究。

本文针对航空发动机机匣表面漆层更换时的除漆需求,采用纳秒脉冲激光对塞斯纳 172 飞机发动机附件机匣表面漆层开展激光清洗研究;系统地分析了激光工

艺参数与除漆质量间的耦合关系,确定了机匣表面最佳除漆工艺参数,通过表面形貌、粗糙度与显微硬度测试对除漆质量进行表征;实现了塞斯纳 172 飞机发动机机匣表面高质量无损清洗技术,以期激光清洗技术在航空发动机制造和再制造领域的应用提供技术支持。

1 研究对象及方法

1.1 研究对象

研究对象为塞斯纳 172 飞机发动机附件机匣,其作用是在发动机启动时提供扭矩,如图 1 所示。

机匣基体材料为 ZL105 铝合金,具有耐工业、耐海洋大气腐蚀的能力,广泛应用于航空工业。使用美国 PerkinElmer 公司 Optima8000 电感耦合等离子体发射光谱仪测试其化学成分,结果如表 1 所示。

1.2 研究方法

激光清洗系统主要由光纤脉冲激光器、工业机器人、清洗加工头和控制系统组成。激光清洗头搭载在六自由度工业机器人上,实现与工件表面的空间相对定位、光束聚焦与清洗工作。清洗系统及清洗路径的示意图如图 2 所示,采用深圳市创鑫激光股份有限公司 MFPT-120P 脉冲光纤激光器,最大功率为 120 W,场镜焦距为 190 mm,采用“S”形轨迹对机匣表面进行扫描。

激光能量密度 E_d 和扫描速度 v 是影响激光除漆质量的关键因素,激光能量密度可以表示为^[15]

$$E_d = \frac{4P}{f \cdot \pi \cdot D^2} \quad (1)$$

式中, f 为重复频率; D 为光斑直径; P 为激光平均功率。

固定重复频率 f 与光斑直径 D ,通过调整激光功率以获得不同的能量密度。此外,根据式(1),当脉冲重

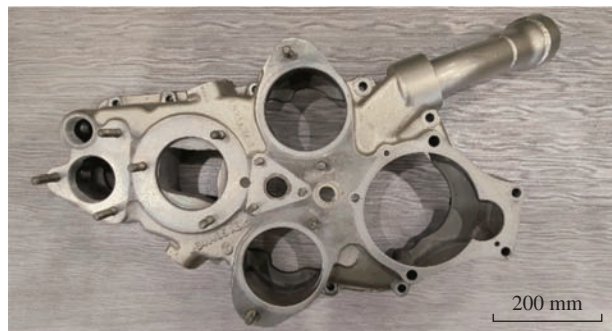


图1 塞斯纳 172 飞机发动机附件机匣
Fig.1 Cessna 172 aircraft engine accessory casing

表 1 ZL105 铝合金的化学成分(质量分数)

Table 1 Chemical composition of ZL105 aluminium alloy (mass fraction)

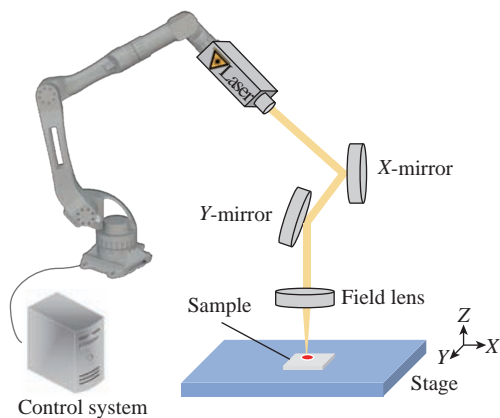
| Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Cr | Ni | Ti | V | Pb | Sn | Zr | Al |
|------|------|------|-------|------|-------|--------|------|-------|-------|--------|-------|----|
| 5.50 | 0.22 | 1.26 | 0.004 | 0.50 | 0.003 | <0.001 | 0.13 | 0.019 | 0.002 | <0.001 | 0.004 | 余量 |

%

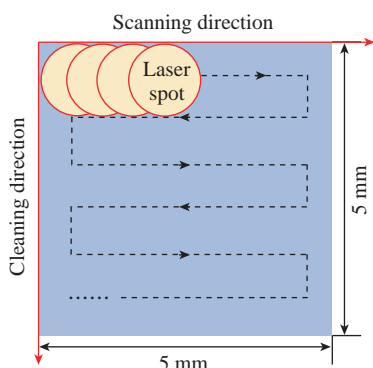
复频率、光斑直径和激光功率不变时,激光能量密度为定值,此时激光与材料表面的相互作用程度主要由激光的扫描速度决定,本文主要通过改变激光能量密度 E_d 和扫描速度 v 进行机匣表面除漆质量分析。根据前期的预研试验结果,选择激光能量密度 12.22~24.45 J/cm²、扫描速度 800~2400 mm/s 范围下进行试验,试验参数见表 2。

激光除漆试验完成后,通过对除漆表面形貌、粗糙度、除漆率及显微硬度的表征综合评估机匣表面除漆质量。使用深圳市善时仪器有限公司 SS-60 型扫描电子显微镜,观察除漆表面的微观形貌,判断激光除漆对基材表面的影响;使用西班牙 Sensofar 公司 S Neox090 光学表面轮廓仪,观测除漆表面的三维形貌并对其表面粗糙度进行测量(机匣原始表面粗糙度 S_a 为 2.38 μm);使用奥地利 Rockwell (Qness) 公司 Q10A+ 全自动显微维氏硬度计,对除漆表面的显微硬度进行测试;利用杭州海康威视公司 MV-CS050-10GV-PRO 工业相机对除漆表面进行拍照,并使用 Matlab 软件对图像进行二值化处理,将残余漆层区域和除漆区域分别识别为黑色和白色,如图 3 所示(其中, ζ 为除漆率)。

计算二值化图像中黑色像素点与总像素点的比值



(a) 清洗系统示意图



(b) 清洗路径示意图

图 2 激光清洗系统和清洗路径示意图

Fig.2 Schematics of laser cleaning system and cleaning path

并作为除漆率,从而实现除漆效果的量化,除漆率 ζ 可表示为^[16]

$$\xi = \frac{Q_b}{Q} \quad (2)$$

式中, Q_b 为黑色像素点的总数量; Q 为图像总像素点数量。

2 结果与讨论

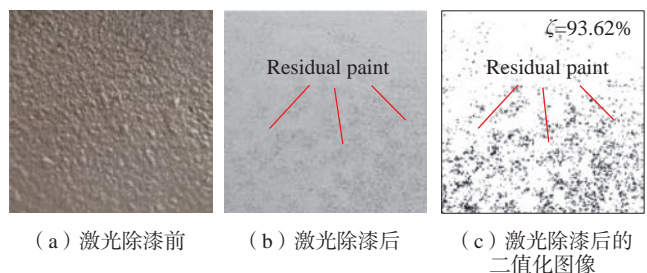
2.1 表面形貌与粗糙度

不同能量密度下的激光除漆表面形貌与粗糙度变化如图 4 所示,其中扫描速度为 1600 mm/s,重复频率为 100 kHz,脉冲宽度为 200 ns。能量密度为 12.22 J/cm² 时,由于漆层与基体的热膨胀系数不同,漆层与基体结合面处出现温度梯度并产生了热应力,漆层受热应力作用开始以块状形式分裂(图 4 (a)),表面粗糙度 $S_a=7.68 \mu\text{m}$;能量密度为 15.28 J/cm² 时,激光作用在表面的热效应使漆层进一步气化解,除漆表面较之前更为平整,粗糙度略微下降 ($S_a=6.87 \mu\text{m}$),但仍有一层薄漆层以片状结构附着在基体上,向上的热应力导致漆层表面出现了更多微裂纹(图 4 (b)),有助于漆层从基体表面分离;能量密度达到 18.33 J/cm² 时,基体表面已观察不到漆层附着(图 4 (c)),表面较为光滑,粗糙度达到最小值 ($S_a=2.48 \mu\text{m}$);当能量密度增大至 21.39 J/cm²,“溢出”的脉冲激光能量直接作用于机匣基体,基体表面产生固-液-固相变,留下轻微的烧蚀痕迹和小孔(图 4 (d)),表面完整

表 2 激光清洗试验工艺参数

Table 2 Technological parameters of laser cleaning test

| 激光参数 | A 组 (能量密度 E_d 变化) | B 组 (扫描速度 v 变化) |
|--|----------------------------------|----------------------------|
| 能量密度 $E_d / (\text{J} \cdot \text{cm}^{-2})$ | 12.22/15.28/18.33 21.39/24.45 | 18.33 |
| 扫描速度 $v / (\text{mm} \cdot \text{s}^{-1})$ | 1600 | 800/1200/1600 2000/2400 |
| 光斑直径 D / mm | 0.05 | 0.05 |
| 脉冲宽度 τ / ns | 200 | 200 |
| 重复频率 f / kHz | 100 | 100 |



(a) 激光除漆前 (b) 激光除漆后 (c) 激光除漆后的二值化图像

图 3 激光除漆前后机匣表面照片及除漆后二值化图像

Fig.3 Image of casing surface before and after laser paint removal and binarization image after paint removal

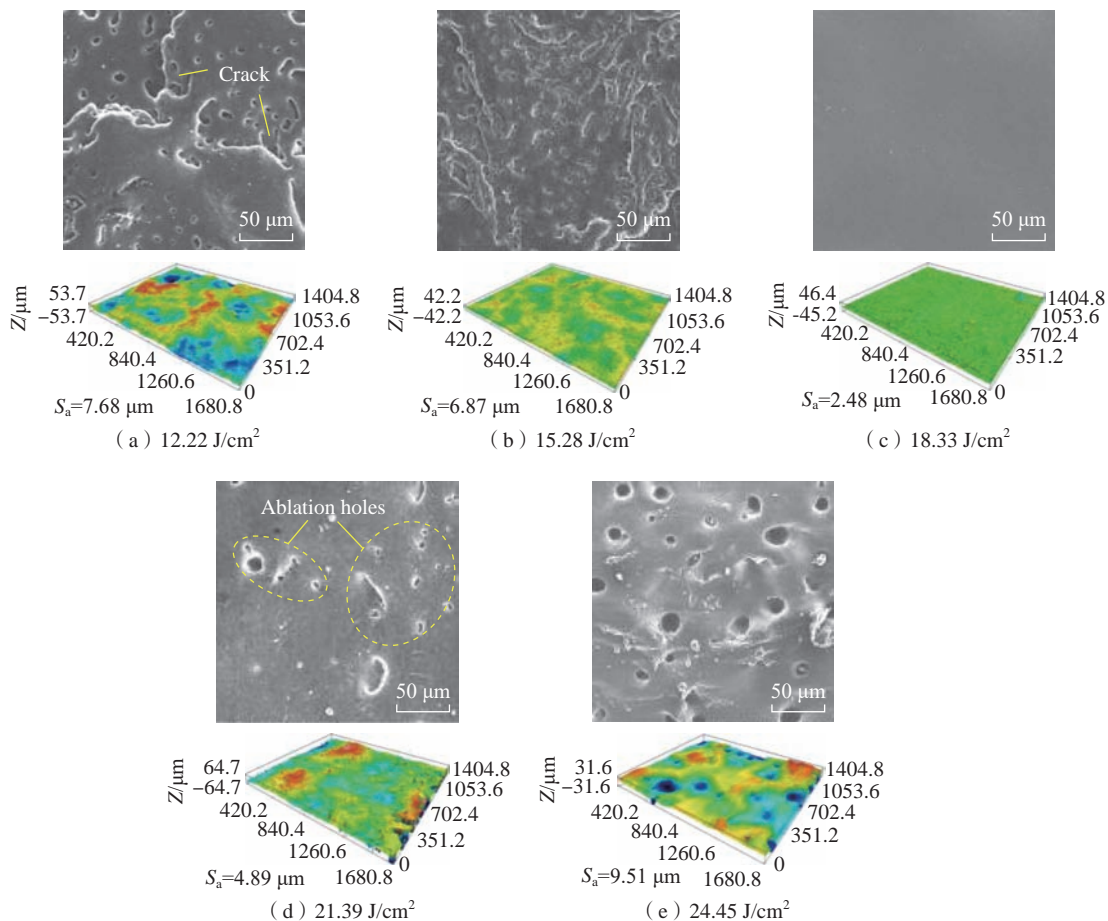


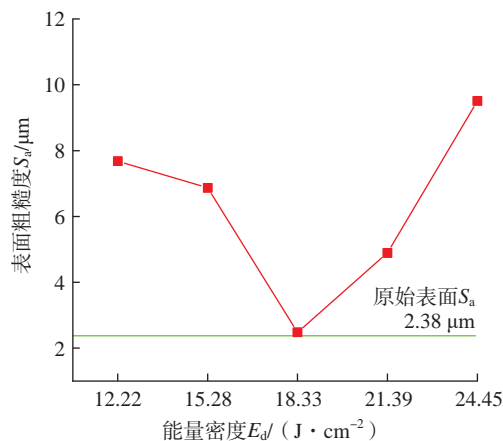
图4 不同能量密度下激光除漆表面形貌

Fig.4 Surface morphology of laser paint removal under different energy densities

性遭到破坏,粗糙度开始增加($S_a=4.89\ \mu\text{m}$);随着能量密度达到 $24.45\ \text{J}/\text{cm}^2$,表面呈多孔洞形貌(图4(e)),并呈现出明显的高低差别,表面粗糙度急剧上升($S_a=9.51\ \mu\text{m}$)。多孔洞形貌的形成是因为铝合金基体在凝固过程中产生缩孔现象^[17];由于脉冲激光作用时间较短,基体因激光作用产生的热效应熔化后快速凝固,但凝固收缩空隙没有及时得到足量的熔融金属填充,最终在基体表面形成尺寸各异、数量密集的气孔。

图5为不同能量密度时激光除漆后机匣表面粗糙度变化,能量密度为 $18.33\ \text{J}/\text{cm}^2$ 时,表面漆层清除干净,粗糙度达到最小值,对应 $S_a=2.48\ \mu\text{m}$ 。

不同扫描速度下的激光除漆表面形貌与粗糙度变化分别如图6和7所示,其中激光能量密度为 $18.33\ \text{J}/\text{cm}^2$,重复频率为 $100\ \text{kHz}$,脉冲宽度为 $200\ \text{ns}$ 。当扫描速度为 $2400\ \text{mm}/\text{s}$,基体表面有激光烧蚀堆积现象(图6(a)),这些片层状结构是激光与漆层剧烈作用所产生的裂解及烧蚀产物,其主要原因是此时扫描速度较快,激光辐照表面形成的热量没有完全传递到整个漆层;扫描速度降低至 $2000\ \text{mm}/\text{s}$,相邻光斑中心距减小导致单位光

图5 不同能量密度下激光除漆表面粗糙度变化($v=1600\ \text{mm}/\text{s}$)Fig.5 Surface roughness change of laser paint removal under different energy densities ($v=1600\ \text{mm}/\text{s}$)

斑获得的能量密度增加,激光对表面的振动效应与烧蚀作用明显,基体逐渐裸露(图6(b)),成片的漆层减少,但仍存在片状与颗粒状残余漆层;当扫描速度为 $1600\ \text{mm}/\text{s}$,基体表面已观察不到残余漆层存在(图6(c));当扫描速度为 $1200\ \text{mm}/\text{s}$,漆层被高温气化去除后,基

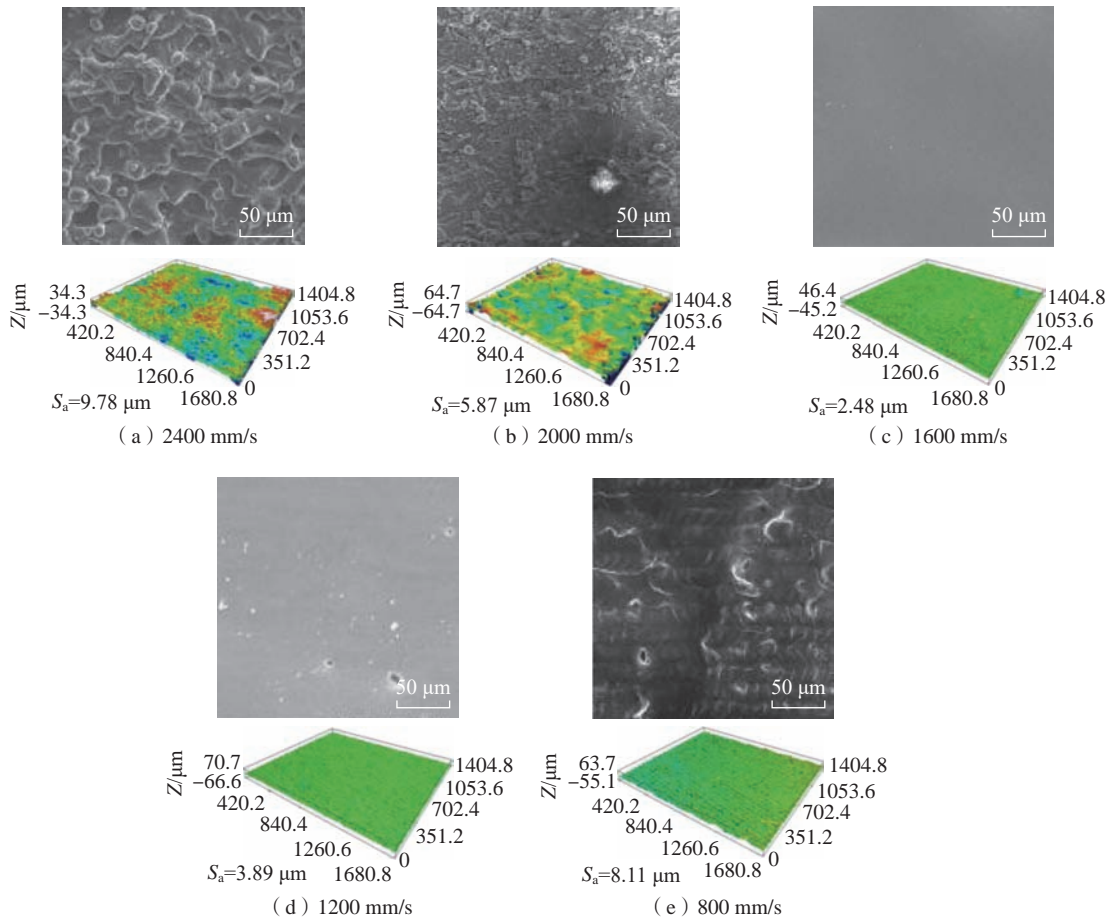


图6 不同扫描速度下激光除漆表面形貌

Fig.6 Surface morphology of laser paint removal under different scanning speeds

体表面可隐约看到与 X 轴平行的激光辐照路径 (图 6 (d)); 随着扫描速度降低至 800 mm/s, 由于相邻光斑距离过近, 烧蚀效应作用时间延长, 可明显观察到光斑搭接痕迹与激光的辐照路径 (图 6 (e)), 基体表面损伤严重。

如图 7 所示, 在扫描速度由 2400 mm/s 变化到 1600 mm/s 的过程中, 除漆表面粗糙度逐渐降低。这是因为随着扫描速度的降低, 相邻光斑中心距减小, 单位时间内表面漆层接受的能量增加, 漆层被逐渐去除使除漆表面趋于平缓, 粗糙度降低; 扫描速度达到 1600 mm/s 时, 已观察不到漆层附着, 漆层被完全去除, 此时表面粗糙度达到最小值 ($S_a=2.48 \mu\text{m}$); 当扫描速度小于 1600 mm/s 时, 由于扫描速度过低, 较高的单个光斑能量密度使机匣表面温度急剧升高, 基体开始损伤, 表面平整性遭到烧蚀破坏, 粗糙度随之逐渐增大。

结合上述试验结果与分析可以看出, 激光的能量密度和扫描速度过大或过小均会导致机匣表面粗糙度增大, 表面质量下降。其中, 激光能量密度 18.33 J/cm^2 、扫描速度 1600 mm/s 时, 机匣基体未损伤, 除漆后表面粗糙度为 $2.48 \mu\text{m}$, 与原始表面粗糙度 S_a 相比增加 0.1

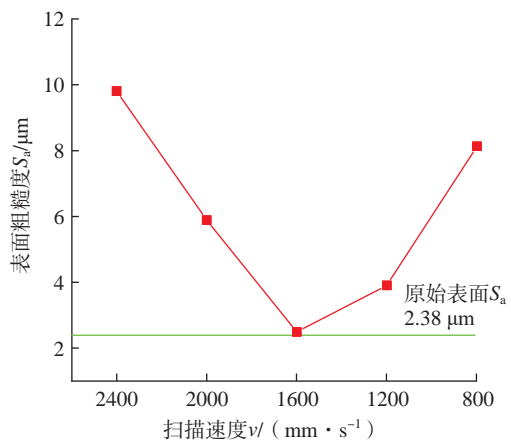


图7 不同扫描速度下激光除漆表面粗糙度变化 ($E_a=18.33 \text{ J/cm}^2$)

Fig.7 Surface roughness change of laser paint removal under different scanning speeds ($E_a=18.33 \text{ J/cm}^2$)

μm , 但粗糙度的适度增加可以增大机匣基体与漆层的接触面积^[18], 提升基体与漆层间的黏附力, 有利于机匣表面的再次涂装。

2.2 除漆率

不同能量密度及扫描速度对机匣表面除漆率的影

响如图8所示。从图8(a)可以看出,随着激光能量密度的增大,除漆率呈现先增大后减小的趋势。表面漆层因激光能量密度的增加被逐层去除,除漆率随之上升;但随着表面获得的激光能量持续增大,表面热积累效应严重,导致漆层焦化、转变为气化阈值更高的抗烧蚀层^[19],阻挡了激光对深层材料的直接作用,降低了漆层的质量迁移。因此,激光能量密度过大后,激光除漆率反而逐渐下降。

不同扫描速度下除漆率变化规律如图8(b)所示,随着扫描速度减小,激光除漆率先增大再减小,再增大。当激光扫描速度较高时,相邻光斑中心距较大,未被激光辐照的漆层受热应力作用被振动去除。随着扫描速度的减小,漆层与基体间的温度梯度变小,热应力和温度不足以将漆层完全去除,表面可见残余漆层颗粒(图6(d)),除漆率下降;但随着激光除漆速度继续减小,光斑能量密度的增加导致热积累效应明显,漆层表面温度急剧增大,此时热烧蚀效应开始起主导作用,除漆率

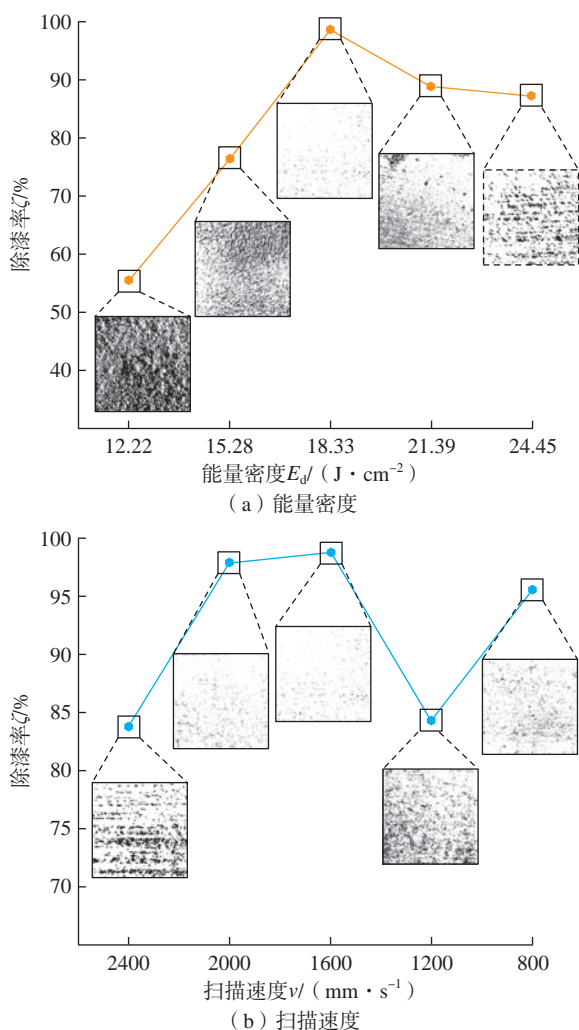


图8 不同激光参数下的除漆率变化

Fig.8 Change of paint removal rate under different laser parameters

再次上升。

由上述分析可以看出,当能量密度 $18.33 J/cm^2$ 、扫描速度 $1600 mm/s$ 时,除漆率可达到 $98.7%$,且除漆后的表面形貌和表面质量较好,是本研究条件下的最佳除漆参数。

2.3 表面显微硬度

机匣作为发动机核心部件的保护壳体,表面硬度可以反映其抵抗表面塑性变形与破坏的能力。尽管在最佳除漆参数 ($E_d=18.33 J/cm^2$, $v=1600 mm/s$) 作用下,机匣基体表面未发生损伤,但激光除漆是一种热加工,基体的表面组织可能因激光除漆时的热传递而发生变化,从而影响其表面强度,因此按照 ISO 6507—1:2018《金属材料—维氏硬度试验—第1部分:试验方法》中的试验方法对机匣原始表面与激光除漆表面进行显微硬度测试。样本点呈“田”字形点阵分布,加载载荷为 $1.961 N$,保载时间为 $15 s$,测试结果如图9所示。

可以看出,机匣原始表面硬度范围为 $136HV \sim 139HV$,激光除漆表面的硬度范围为 $139HV \sim 143HV$,激光除漆后机匣表面硬度值整体高于机匣原始表面,其平均值 ($140.71HV$) 较原始表面 ($138.04HV$) 提升 $1.9%$,这说明激光作用到机匣表面时存在激光冲击强化的效果。激光冲击强化是一种利用短脉冲激光束对材料表面进行改性,提高材料的疲劳强度、硬度、耐腐蚀性能和耐磨性等机械性能的技术^[20]。故激光除漆后其表面的硬度略高于原始基体,这表明该激光清洗过程对机匣的保护性能有一定程度的改善作用。Shan 等^[12]的研究结果也表明,激光清洗后基材的显微硬度会增加,并认为这是由于激光清洗过程中激光冲击和热效应的共同作用使基体表面产生了位错与晶格畸变,这令晶粒变

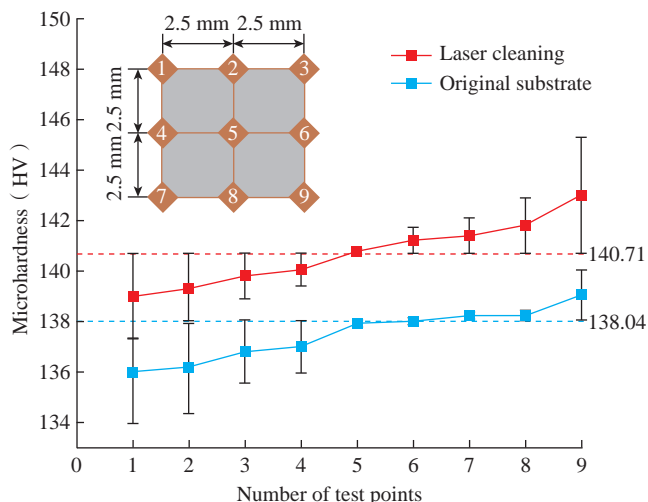


图9 原始基材与激光除漆表面显微硬度

Fig.9 Microhardness of original substrate and laser paint removal surface

形和位错滑移变得更加困难,从而可抵抗较大的外部压力,最终使基体表面显微硬度增加。

3 结论

(1) 在本研究条件下,激光能量密度 18.33 J/cm^2 、扫描速度 1600 mm/s 为机匣表面最佳激光除漆工艺参数,这一结果为激光除漆工艺在航空发动机机匣上的应用提供了数据参考。

(2) 激光能量密度和扫描速度对除漆质量影响显著,随着激光能量密度与扫描速度增加,机匣表面粗糙度总体变化趋势相似,均为先减少后增大,除漆率的变化与之相反。

(3) 机匣在最佳激光除漆参数的作用下,基体本身未损伤,除漆率可达 98.7% ;与机匣原始表面相比,激光除漆表面显微硬度得到增强,表面粗糙度无显著增加,保证了足够漆膜附着力,有利于机匣表面的再次涂装。

参考文献

[1] 郝兵,李成刚.表面涂层技术在航空发动机上的应用[J].航空发动机,2004,30(4):38-40.

HAO Bing, LI Chenggang. Application of surface coating technologies to aeroengines[J]. Aeroengine, 2004, 30(4): 38-40.

[2] ZHOU R, ZHANG Z, HONG M H. The art of laser ablation in aeroengine: The crown jewel of modern industry[J]. Journal of Applied Physics, 2020, 127(8): 080902.

[3] 幸泽宽.航空发动机机匣除漆方案的比较[J].材料保护,1996(8):37-38.

XING Zekuan. Comparison of paint removal schemes for aero engine casing[J]. Materials Protection, 1996(8): 37-38.

[4] 郭双全,李俊辰,冯云彪,等.一种航空发动机风扇机匣内密封严涂层的去除方法:CN106623177A[P].2017-05-10.

GUO Shuangquan, LI Junchen, FENG Yunbiao, et al. A method for removing the sealing coating on the inner wall of aero-engine fan casing: CN106623177A[P]. 2017-05-10.

[5] 张伯年,谢克,马金波.干冰清洗技术在军用航空发动机上的应用[J].长沙航空职业技术学院学报,2019,19(4):82-86.

ZHANG Bonian, XIE Ke, MA Jinbo. Application of dry ice cleaning technology in military aero-engine[J]. Journal of Changsha Aeronautical Vocational and Technical College, 2019, 19(4): 82-86.

[6] 肖咏.航空发动机大修过程中关键部件清理技术研究[D].沈阳:沈阳航空航天大学,2015.

XIAO Yong. Research on cleaning technology of key components in aero engine overhaul[D]. Shenyang: Shenyang Aerospace University, 2015.

[7] ATTANASIO A, CERETTI E, OUTEIRO J, et al. Numerical simulation of tool wear in drilling Inconel 718 under flood and cryogenic cooling conditions[J]. Wear, 2020, 458-459: 203403.

[8] 靳森,王静轩,袁晓东,等.飞机金属蒙皮以及复合材料表面激光除漆技术[J].航空制造技术,2018,61(17):63-70.

JIN Sen, WANG Jingxuan, YUAN Xiaodong, et al. Laser paint removal technology for aircraft metal skin and composite materials[J].

Aeronautical Manufacturing Technology, 2018, 61(17): 63-70.

[9] LI X Y, WANG H Y, YU W J, et al. Laser paint stripping strategy in engineering application: A systematic review[J]. Optik, 2021, 241: 167036.

[10] 刘鹏飞,王思捷,殷凤仕,等.2024铝合金表面激光除漆工艺及机理[J].材料导报,2020,34(24):24121-24126.

LIU Pengfei, WANG Sijie, YIN Fengshi, et al. Laser paint removal process and mechanism of 2024 aluminum alloy surface[J]. Materials Reports, 2020, 34(24): 24121-24126.

[11] 赵海朝,乔玉林,杜娟,等.脉冲激光清洗铝合金表面漆层的技术研究[J].中国激光,2021,48(6):0602121.

ZHAO Haichao, QIAO Yulin, DU Xian, et al. Study on the technology of pulsed laser cleaning paint layer on aluminum alloy surface[J]. Chinese Journal of Lasers, 2021, 48(6): 0602121.

[12] SHAN T, YIN F S, WANG S J, et al. Surface integrity control of laser cleaning of an aluminum alloy surface paint layer[J]. Applied Optics, 2020, 59(30): 9313-9319.

[13] ZHAO H C, QIAO Y L, DU X, et al. Laser cleaning performance and mechanism in stripping of Polyacrylate resin paint[J]. Applied Physics A, 2020, 126(5): 1-14.

[14] 邱太文,易俊兰,程程,等.纳秒脉冲激光清洗2024铝合金表面油漆涂层特性研究[J].激光与光电子学进展,2021,58(5):0514001.

QIU Taiwen, YI Junlan, CHENG Cheng, et al. Study on the characteristics of paint coating on the surface of 2024 aluminum alloy cleaned by nanosecond pulsed laser[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2021, 58(5): 0514001.

[15] ZHANG D H, XU J, LI Z C, et al. Removal mechanisms of nanosecond pulsed laser cleaning of blue and red polyurethane paint[J]. Applied Physics A, 2022, 128(2): 1-14.

[16] 杨毅然,余立冬,查榕威,等.激光清洗汉白玉表面油漆层的实验研究[J].应用光学,2022,43(2):352-358.

YANG Yiran, YU Lidong, ZHA Rongwei, et al. Experimental study on laser cleaning of paint layer on white marble surface[J]. Journal of Applied Optics, 2022, 43(2): 352-358.

[17] SHI T Y, WANG C M, MI G Y, et al. A study of microstructure and mechanical properties of aluminum alloy using laser cleaning[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2019, 42: 60-66.

[18] 刘世光,孙树峰,王萍萍,等.激光入射角度对去除2024铝合金表面油漆的影响[J/OL].激光与光电子学进展:1-16 [2022-07-19]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/31.1690.TN.20211011.0945.002.html>.

LIU Shiguang, SUN Shufeng, WANG Pingping, et al. Effect of laser incidence angle on paint removal of 2024 aluminum alloy[J/OL]. Laser & Optoelectronics Progress: 1-16 [2022-07-19]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/31.1690.TN.20211011.0945.002.html>.

[19] BRYGO F, DUTOUQUET C, LE GUERN F, et al. Laser fluence, repetition rate and pulse duration effects on paint ablation[J]. Applied Surface Science, 2006, 252(6): 2131-2138.

[20] 蒋一岚,叶亚云,周国瑞,等.飞机蒙皮的激光除漆技术研究[J].红外与激光工程,2018,47(12):1206003.

JIANG Yilan, YE Yayun, ZHOU Guorui, et al. Research on laser paint removing of aircraft surface[J]. Infrared and Laser Engineering, 2018, 47(12): 1206003.

通讯作者:杨文锋,教授,博士,主要从事激光智能维修研究。

(责编 七七)

引文格式: 王栋, 徐洁洁, 黄婷, 等. 飞秒激光表面织构化对CFRP/2060铝锂合金高速激光连接接头剪切性能的影响[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 89-94, 102.

WANG Dong, XU Jiejie, HUANG Ting, et al. Effect of femtosecond laser surface texturing on shear properties of high-speed laser joined CFRP and 2060 Al-Li alloy[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 89-94, 102.

飞秒激光表面织构化对CFRP/2060铝锂合金 高速激光连接接头剪切性能的影响*

王 栋, 徐洁洁, 黄 婷, 景若木, 张景泉, 肖荣诗

(北京工业大学材料与制造学部智能光子制造研究中心, 北京 100124)

[摘要] 激光表面织构化作为提高异质结构接头剪切性能的有效手段, 已广泛应用于碳纤维增强复合材料(CFRP)与金属材料激光连接领域中。采用波长 515 nm 的飞秒激光在 2060 铝锂合金表面制备微结构, 采用能量密度分布均匀的矩形光斑实现 CFRP 和 2060 铝锂合金异质接头的高速光纤激光连接, 探讨飞秒激光刻蚀深度、扫描线间距对异质结构接头剪切强度的影响规律。结果表明, 通过飞秒激光织构化处理, 异质接头剪切强度得到了大幅提升, 接头破坏形式均为界面断裂和基体断裂的混合断裂模式。在激光功率 5 kW、焊接速度高达 3.6 m/min 条件下, 接头平均剪切强度可达 35.7 MPa, 是未经飞秒激光织构化接头的 2.3 倍。

关键词: 碳纤维增强复合材料(CFRP); 2060 铝锂合金; 飞秒激光织构化; 激光连接; 剪切强度

Effect of Femtosecond Laser Surface Texturing on Shear Properties of High-Speed Laser Joined CFRP and 2060 Al-Li Alloy

WANG Dong, XU Jiejie, HUANG Ting, JING Ruomu, ZHANG Jingquan, XIAO Rongshi

(High-Power and Ultrafast Laser Manufacturing Lab, Faculty of Materials and Manufacturing,
Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

[ABSTRACT] Laser surface texturing is an effective method to improve the shear strength of the dissimilar joints, and has been widely used in laser joining CFRP to metal. In this work, a femtosecond laser with a wavelength of 515 nm was used to fabricate microstructure on the surface of 2060 Al-Li alloy. And on this basis, high-speed fiber laser joining of CFRP to 2060 Al-Li alloy was realized by a rectangular beam spot, which could provide a relatively uniform energy density. The influence of ablated depth of the microstructure and the scanning line space on the shear strength of dissimilar joints was investigated. The results indicate that the shear strength of the dissimilar joints is greatly improved through femtosecond laser texturing. All the dissimilar joints fail with the mixed failure mode composed of the CFRP matrix fracture and interface fracture. Remarkably, the average shear strength of the dissimilar joints is 35.7 MPa at a relatively high welding velocity of 3.6 m/min and a laser power of 5 kW, which is 2.3 times that of the joint without femtosecond laser texturing.

Keywords: Carbon fiber reinforced plastics (CFRP); 2060 Al-Li alloy; Femtosecond laser texturing; Laser joining; Shear strength

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.089

* 基金项目: 北京市教委科技重点资助项目(KZ202010005011)。

碳纤维增强热塑性树脂基复合材料 (CFRP) 具有高比强度、优异的耐腐蚀性和抗疲劳性等性能,在航空航天、汽车制造等领域得到广泛应用^[1-3];金属材料具有良好机械加工性、热导性、成本低等优势,是首选的结构材料^[4]。为了充分发挥两种材料的优越性能,在未来轻量化结构设计与制造中不可避免涉及 CFRP 与金属材料的连接问题^[5-6]。

CFRP 与金属材料的连接方式主要包括机械连接、粘接及焊接^[7-8]。机械连接存在复材制孔困难、结构件额外增重、接头密封性差等不足^[9],而粘接工艺周期较长、表面预处理要求较高、接头环境适应性差^[10]。相比之下,激光连接可控性好、加工效率高,具有较好的工业应用前景,受到国内外研究者的广泛关注^[9-11]。CFRP 与金属的物化性质差异大,接头连接界面是异质结构最薄弱的部位。如何获得力学性能良好的异质结构连接接头成为研究的焦点。

目前,较为常用的界面结合增强途径主要包括增强化学键结合和增强机械结合^[12-16]。增强化学键结合是通过增加异质结构界面处的化学键数量,以提高界面结合强度,主要途径包括金属表面阳极氧化处理^[12]和 CFRP 表面紫外光接枝处理^[13]等;增强机械结合则是通过增加连接界面的机械锚固作用,从而提高连接接头强度,主要途径包括对金属表面进行砂纸打磨^[14]、铣削处理^[15]及表面织构化处理^[16]等。其中,激光表面织构化具有可控性好、结构密度高等优势,作为可有效提高异质结构接头强度的方式受到越来越广泛的关注^[17-18]。Zhang 等^[19]同时发现,激光制备的微结构改变了异质结构界面处的热传递形式,可在一定程度上减少接头界面处的凝固收缩气孔缺陷产生。Zhang^[20]和 Jiao^[21]等分别采用连续激光和纳秒脉冲激光在铝合金表面预制出一定的微结构,接头剪切强度均超过 30 MPa,实现了激光连接异质结构接头剪切性能的较大提升。同时, Feng 等^[22]通过纳秒激光在铝合金表面刻蚀网格状微结构,异质结构接头剪切强度提升至 23.8 MPa,表明强化接头的主要连接机制为机械结合,界面处未检测到新的化学键生成。

现有研究大多采用圆形光斑进行 CFRP 与金属材料的激光连接,且采用较小的激光功率 (<2 kW) 和较低的连接速度 (<20 mm/s)^[20-24]。由于能量密度和温度分布的不均匀,以及较长的加热时间,接头中心区域树脂存在较为严重的热分解,弱化了 CFRP 与刻蚀结构之间的机械锚固作用^[25]。

近年来,高功率飞秒激光技术快速发展,已从实验室走向工业应用。金属材料飞秒激光加工热影响区小,不会产生气孔、裂纹等缺陷^[26]。而且,飞秒激光可制备

密度更高的表面微结构,从而增大 CFRP 与金属异质接头界面机械锚固作用,这一优势已在 Al/PC (聚碳酸酯) 异质结构激光连接中得到初步验证^[27]。但是飞秒激光表面织构化处理对金属与 CFRP 激光连接接头力学性能影响规律尚缺少系统性的研究。

本文采用飞秒激光在 2060 铝锂合金表面制备微结构,并采用能量分布较为均匀的矩形光斑实现了 CFRP/2060 铝锂合金异质结构接头的高速激光连接,探讨了飞秒激光刻蚀深度与扫描线间距对连接接头剪切强度的影响规律。

1 试验及方法

试验材料为新型航空航天用高强 2060 铝锂合金和短切碳纤维体积分数 22% 的 CFRP,其中 CFRP 中的树脂基体为 PA6。试样尺寸分别为 60 mm × 30 mm × 2 mm 和 60 mm × 25 mm × 4 mm。试验前使用丙酮去除 2060 铝锂合金表面的污渍。由于 CFRP 具有较强的亲水性,为排除残留水分对连接接头的影响,试验前将酒精清洗后的 CFRP 置于鼓风干燥箱内干燥 6 h。

采用德国通快公司生产的 TruMicro5000 绿光飞秒激光器和 SCANLAB 公司生产的 hurrySCAN14 扫描振镜去除铝锂合金表面氧化膜并进行表面织构化加工。激光波长为 515 nm,脉冲重复频率为 600 kHz,脉冲宽度为 800 fs,最大功率为 75 W,光束质量因子 $M^2=1.13$,聚焦光斑直径 50 μm。飞秒激光表面处理试验均在大气环境下完成,环境温度为 25 °C。图 1 为飞秒激光织构化刻蚀扫描线间距与刻蚀深度示意图,刻蚀扫描方向与激光连接方向平行。

激光连接试验采用 IPG 生产的 YLS-6000 型光纤激光器,激光波长为 1070 nm,准直镜焦距为 200 mm。采用积分镜进行光束整形,积分镜焦距 200 mm、光斑尺寸 0.6 mm × 5.8 mm。图 2 为激光连接 CFRP 和 2026 Al-Li 示意图,激光直接照射到铝合金表面,铝锂合金吸收激光能量后将热量传至连接界面处使 CFRP 的树脂加热熔化,在夹具施加的压力作用下,两者充分结合,冷

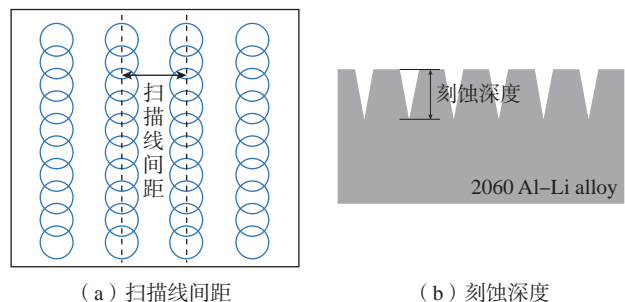


图 1 扫描线间距与刻蚀深度示意图
Fig.1 Schematic drawings of scanning line space and ablated depth

却后形成连接接头。本试验中所采用的激光功率和连接速度分别为 5 kW 和 3.6 m/min。

拉伸试验采用 MTS 公司生产的 MTS370 型号拉伸试验机,拉伸加载速率为 0.5 mm/min,每组参数拉伸试样为 3 组。试样尺寸及拉伸方向如图 3 所示。使用光学显微镜(OM, OLYMPUS GX51)、超景深显微镜(KEYENCE VHX970)、扫描电镜(Hitachi S-4300N)进行刻蚀结构和接头横截面形貌观察。金相试样均采用标准抛光方法。

2 结果与讨论

2.1 飞秒激光刻蚀形貌特征

首先使用飞秒激光去除待刻蚀区域的氧化膜,然后进行织构化刻蚀加工。去除氧化膜的工艺参数为:激光功率 60 W、扫描速度 2000 mm/s、搭接率 20%、扫描 2 遍。微结构刻蚀工艺参数和刻蚀深度如表 1 所示。

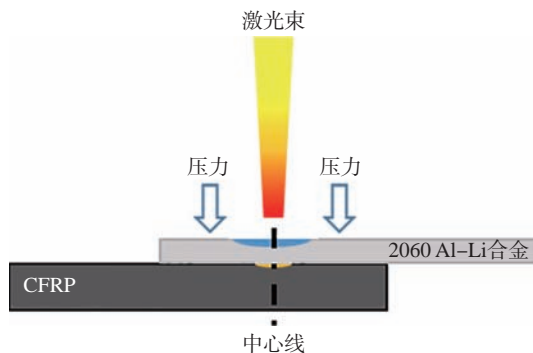


图 2 激光连接 CFRP 和 2060 Al-Li 合金示意图

Fig.2 Schematic drawings of laser joining CFRP and 2060 Al-Li alloy

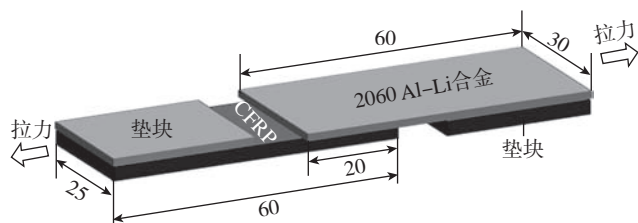


图 3 拉伸测试示意图(mm)

Fig.3 Schematic diagram of tensile test (mm)

表 1 飞秒激光刻蚀工艺参数及刻蚀深度

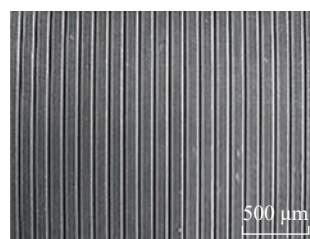
Table 1 Process parameters of femtosecond laser ablation and ablated depth

| 序号 | 激光功率/W | 扫描速度 / (mm · s ⁻¹) | 扫描遍数 | 刻蚀深度 / μm |
|----|--------|--------------------------------|------|-----------|
| 1 | 15 | 2000 | 15 | 58 |
| 2 | 15 | 2000 | 30 | 106 |
| 3 | 15 | 2000 | 60 | 167 |
| 4 | 15 | 1000 | 60 | 197 |

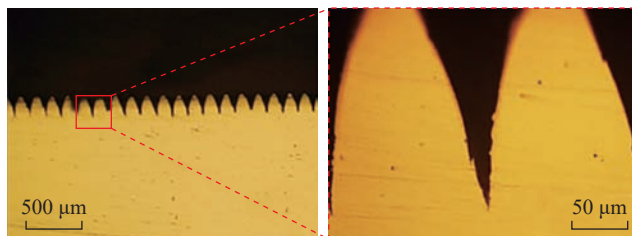
图 4 (a)为刻蚀形貌表面,图 4 (b)为横截面特征。可以看出,微结构呈“V”字形,壁面光洁,无熔化金属的附着物。飞秒激光加工时,由于脉冲持续时间远小于材料内部受激电子的弛豫时间,抑制了热扩散的产生,实现了“冷加工”^[26]。相比于其他短脉冲激光和连续激光,飞秒激光织构化避免了重凝层的产生,从根本上防止了加工区域气孔、裂纹等缺陷的产生。由于飞秒激光脉冲能量分布为高斯分布,光斑中心具有较高的能量分布,导致在光斑中心区域的刻蚀深度较深。

2.2 连接接头形貌特征

图 5 为 CFRP/2060 铝锂合金激光连接接头宏观形貌及横截面形貌,其刻蚀结构特征:扫描线间距 114 μm、刻蚀深度 197 μm。可见,连接接头成形良好,未发



(a) 表面



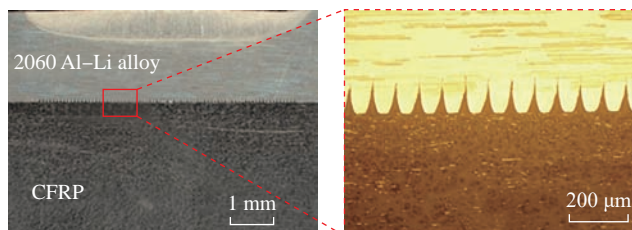
(b) 横截面

图 4 刻蚀结构形貌

Fig.4 Morphology of etching structure



(a) 宏观形貌



(b) 横截面

图 5 CFRP 与 2060 铝锂合金连接接头形貌

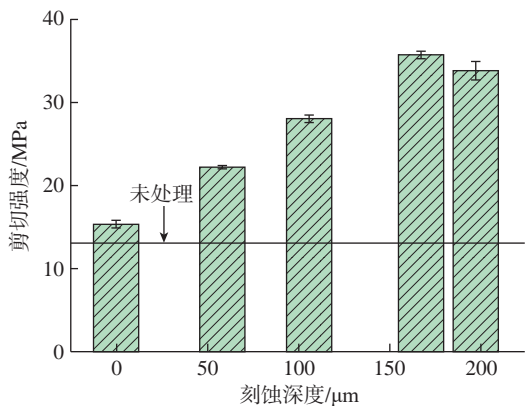
Fig.5 Morphology of CFRP and 2060 Al-Li alloy joint

现气泡、裂纹等缺陷。在激光连接过程中,较多的熔融树脂均匀填充至飞秒激光刻蚀的“V”形微结构中,两者实现了较强的机械结合作用。

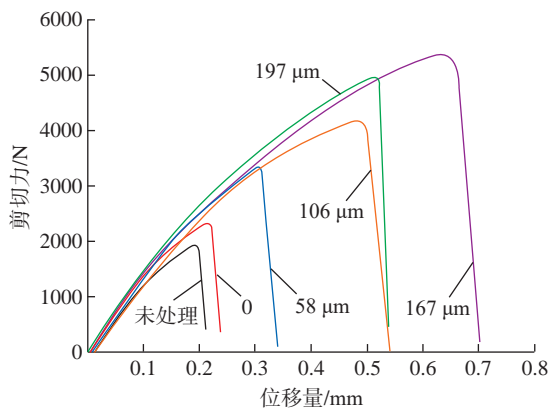
本文采用矩形光斑实现了异质结构高速激光连接,连接速度高达 3.6 m/min,远高于现有文献中的连接速度^[28-29]。一方面,飞秒激光结构化微结构壁面光洁,有利用激光连接过程中熔融树脂的流动填充;另一方面,矩形光斑能量分布均匀,使接头温度场分布较为均匀,有效避免了圆形光斑激光连接时接头中心区域温度过高导致树脂的热分解气泡产生。此外,由于增强纤维和树脂基体的热膨胀系数存在较大差别,低速连接时过长的加热时间会促进界面相内的水分扩散、界面缺陷生长等物理、化学过程的进行,从而影响接头力学性能^[30]。因此,在保证足够的热输入量前提下,高速连接使界面处 CFRP 处于熔融状态的时间及处于热分解状态的时间大幅缩短,有利于改善接头质量。

2.3 刻蚀深度对连接接头的影响

图 6 为飞秒激光扫描线间距为 114 μm 时,接头剪切强度和拉伸曲线随刻蚀深度的变化。图 6 (a) 中的水平线是铝锂合金表面未经飞秒激光去除氧化膜处理



(a) 剪切强度随刻蚀深度的变化



(b) 拉伸曲线随刻蚀深度的变化

图 6 连接接头剪切性能随刻蚀深度的变化

Fig.6 Variation of shear properties of joints with ablated depth

的接头强度,可以看出,原始表面的接头平均剪切强度仅为 12.9 MPa,而经飞秒激光去除氧化膜后接头平均剪切强度提高到 15.3 MPa。这说明采用飞秒激光在大气环境下对 2060 铝锂合金进行表面处理后产生新的氧化铝薄膜,其对连接接头影响也很小。经飞秒激光结构化后的接头平均剪切强度进一步提升,接头剪切强度随刻蚀深度呈先增加后降低的变化规律。当刻蚀深度为 167 μm 时,接头平均剪切强度最高,达到 35.7 MPa,约为未经结构化的接头剪切强度的 2.3 倍。同样,接头拉伸断裂位移量大小随刻蚀深度呈先增加后降低的变化规律。当刻蚀深度为 167 μm 时,接头断裂位移量最大,约 0.7 mm,是未经结构化处理接头断裂位移量的 3 倍左右。

图 7 为刻蚀深度为 0、58 μm、106 μm 及 167 μm 时,2060 铝锂合金一侧的断口形貌,亮色物质为 CFRP 中的树脂基体。可以看出,2060 铝锂合金一侧断口残留的 CFRP 随刻蚀深度的增加而逐渐增多,原因为:随着刻蚀深度的增加,连接界面处的 CFRP 与 2060 铝锂合金实际结合面积增加,机械结合作用得到增强,连接接头剪切强度和断裂位移量均呈上升趋势。相比于未经刻蚀的接头,刻蚀后的接头断裂模式由单一界面断裂模式向界面断裂和 CFRP 基体断裂的混合断裂模式转变。但是,当刻蚀深度过大时,会导致熔融树脂不足而产生未完全填充缺陷,接头在拉伸过程中缺陷处产生局部应力集中,从而使接头强度和断裂位移量降低。

图 8 为不同刻蚀深度对应的接头横截面。可以看出,当刻蚀深度为 197 μm 时,连接接头局部出现了未完全填充缺陷,使其接头剪切强度和断裂位移量较刻蚀深度 167 μm 时降低。此外,刻蚀深度为 197 μm 的接头

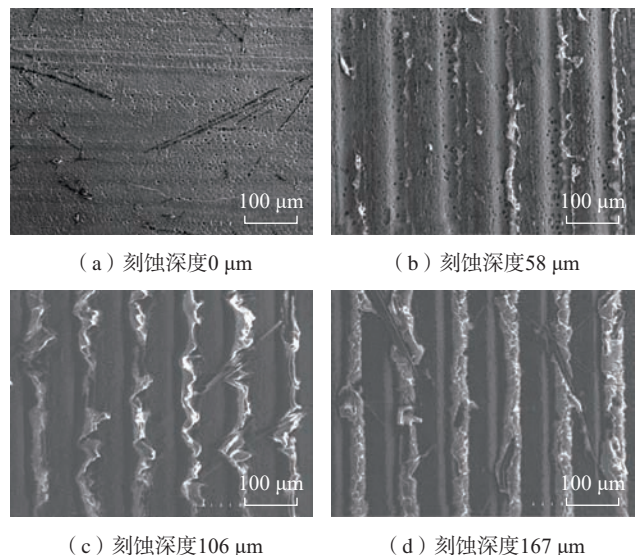


图 7 2060 铝锂合金一侧断口

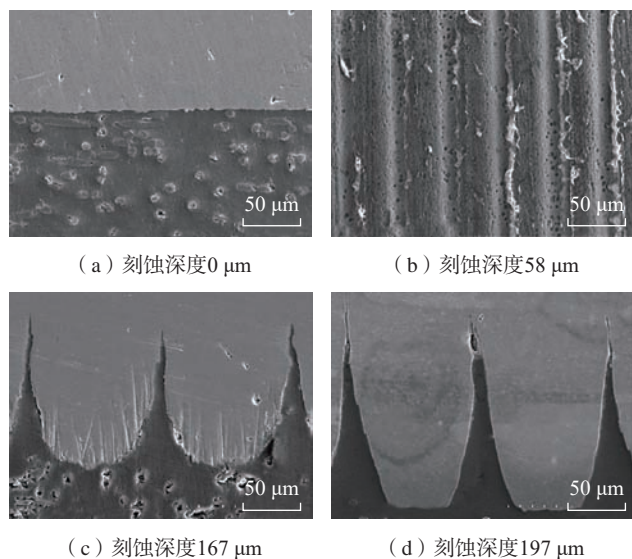
Fig.7 2060 Al-Li alloy side fracture

剪切强度与断裂位移量均大于刻蚀深度为 106 μm 时的接头,主要是由于刻蚀深度为 197 μm 时,接头实际结合深度要远大于刻蚀深度为 106 μm 的接头,因此其机械结合作用较强。

2.4 扫描线间距对连接接头的影响

由图 6 (a)可知,当飞秒激光扫描线间距 114 μm 、刻蚀深度 167 μm 时,接头剪切强度最高。因此,本文在刻蚀深度为 167 μm 的前提下,探讨了飞秒激光扫描线间距对异质结构接头剪切强度的影响。图 9 (a)为刻蚀深度为 167 μm 时,接头剪切强度随扫描线间距的变化图。可以看出,接头平均剪切强度随扫描线间距的增加呈现先增加后减小的趋势。当扫描线间距为 80 μm 时,连接接头平均剪切强度为 31.8 MPa;当扫描线间距为 114 μm 时,接头的剪切强度最高,达到 35.7 MPa;当扫描线间距提高至 150 μm 时,连接接头平均剪切强度降低至 32.3 MPa。图 9 (b)为刻蚀深度为 167 μm 时,接头拉伸曲线随扫描线间距的变化图。可以看出,断裂位移量大小亦随扫描线间距呈现先增加后降低的变化规律。

图 10 为不同扫描线间距的异质结构接头横截面。当扫描线间距为 80 μm 时,由于刻蚀微结构密度过大,熔融树脂不能充分填充微结构,连接界面处存在较多的未完全填充缺陷,致使其接头剪切强度和断裂位移量均低于扫描线间距为 114 μm 时的接头。当扫描线间距为 150 μm 时,虽然界面处的 CFRP 与 2060 铝锂合金充分接触,但由于接头实际接触面积低于扫描线间距为 114 μm 时的连接接头,机械结合作用相对较弱,导致其接头剪切强度和断裂位移量较小。此外,当



(a) 刻蚀深度 0 μm

(b) 刻蚀深度 58 μm

(c) 刻蚀深度 167 μm

(d) 刻蚀深度 197 μm

图 8 CFRP 与 2060 铝锂合金连接接头横截面

Fig.8 Cross section of CFRP and 2060 Al-Li alloy connecting joint

扫描线间距为 80 μm 时,接头缺陷导致接头剪切强度略低于扫描线间距为 150 μm 的接头剪切强度,但由于激光连接过程中较多的 CFRP 填充至微结构中,使断裂位移量较大。

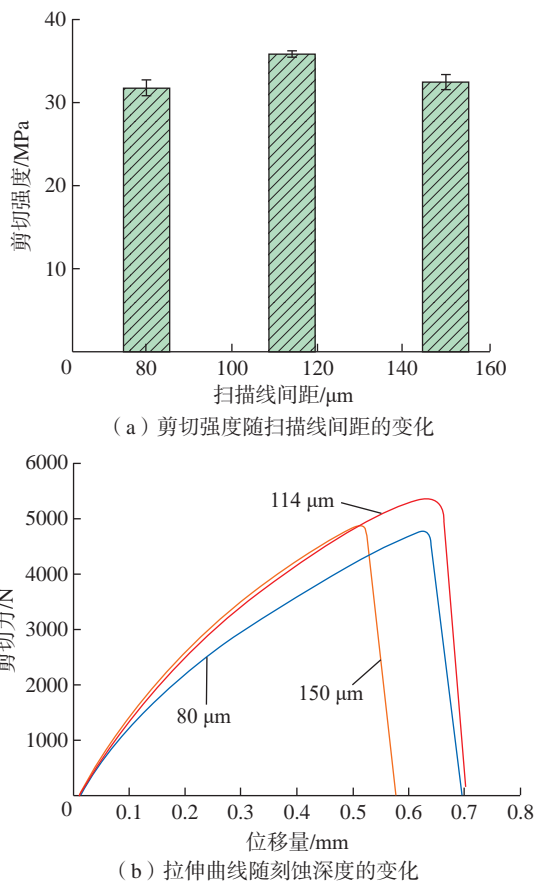
3 结论

本文采用飞秒激光在铝锂合金表面加工微结构,并通过光束整形的方式,实现了 CFRP 与 2060 铝锂合金的高速光纤激光连接,具体研究结果如下。

(1) 经飞秒激光表面织构化后,采用矩形光斑在激光功率 5 kW、焊接速度高达 3.6 m/min 的条件下,CFRP/2060 铝锂合金连接接头平均剪切强度最高可达 35.7 MPa,为未经飞秒激光织构化接头的 2.3 倍。

(2) 飞秒激光表面织构化微结构表面光洁,有利于激光高速连接时熔融树脂的填充,显著提高接头性能,接头破坏形式均为界面断裂和 CFRP 基体断裂的混合断裂模式。

(3) 随着飞秒激光织构化刻蚀深度和刻蚀密度的增加,接头剪切强度与断裂位移量均呈先上升后降低的趋势。



(a) 剪切强度随扫描线间距的变化

(b) 拉伸曲线随刻蚀深度的变化

图 9 连接接头剪切性能随扫描线间距的变化 (刻蚀深度 167 μm)

Fig.9 Variation of shear properties of joints with scanning line space (ablated depth 167 μm)

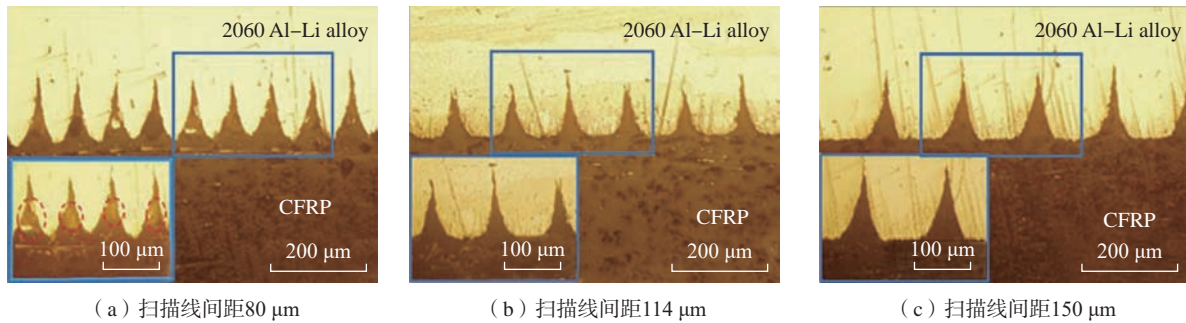


图 10 CFRP 与 2060 铝锂合金连接接头横截面
Fig.10 Cross section of CFRP and 2060 Al-Li alloy connecting joint

参考文献

[1] CHEON J, NA S J. Relation of joint strength and polymer molecular structure in laser assisted metal and polymer joining[J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2014, 19(8): 631–637.

[2] VAN GROOTEL A, CHANG J, WARDLE B L, et al. Manufacturing variability drives significant environmental and economic impact: The case of carbon fiber reinforced polymer composites in the aerospace industry[J]. Journal of Cleaner Production, 2020, 261: 121087.

[3] AL-LAMI A, HILMER P, SINAPIUS M. Eco-efficiency assessment of manufacturing carbon fiber reinforced polymers (CFRP) in aerospace industry[J]. Aerospace Science and Technology, 2018, 79: 669–678.

[4] ZHANG D W, ZHANG Q, FAN X G, et al. Review on joining process of carbon fiber-reinforced polymer and metal: Methods and joining process[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2018, 47(12): 3686–3696.

[5] KASHAEV N, VENTZKE V, RIEKEHR S, et al. Assessment of alternative joining techniques for Ti–6Al–4V/CFRP hybrid joints regarding tensile and fatigue strength[J]. Materials & Design, 2015, 81: 73–81.

[6] PRAMANIK A, BASAK A K, DONG Y, et al. Joining of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites and aluminium alloys—A review[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2017, 101: 1–29.

[7] TSOKANAS P, LOUTAS T, NIJHUIS P. Interfacial fracture toughness assessment of a new titanium–CFRP adhesive joint: An experimental comparative study[J]. Metals, 2020, 10(5): 699–710.

[8] MARANNANO G, ZUCCARELLO B. Numerical experimental analysis of hybrid double lap aluminum–CFRP joints[J]. Composites Part B: Engineering, 2015, 71: 28–39.

[9] BU H C, LI Y, YANG H Y, et al. Investigation of laser joining process of CFRTP and aluminum alloy[J]. Materials and Manufacturing Processes, 2020, 35(11): 1251–1258.

[10] 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): 032003.

[11] JIAO J K, XU Z F, WANG Q, et al. Research on carbon fiber reinforced thermal polymer/stainless steel laser direct joining[J]. Journal of Laser Applications, 2018, 30(3): 032419.

[12] ZHANG Z, SHAN J G, TAN X H, et al. Effect of anodizing

pretreatment on laser joining CFRTP to aluminum alloy A6061[J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2016, 70: 142–151.

[13] ZHANG Z, SHAN J G, TAN X H. Evaluation of the CFRTP grafting and its influence on the laser joining CFRTP to aluminum alloy[J]. Journal of Adhesion Science and Technology, 2018, 32(4): 390–406.

[14] 王强, 焦俊科, 王飞亚, 等. 界面状态对CFRTP/不锈钢激光连接接头强度的影响规律研究[J]. 应用激光, 2016, 36(5): 527–534.

WANG Qiang, JIAO Junke, WANG Feiya, et al. Effects of the interface state to the laser joining strength of CFRTP/stainless steel joint[J]. Applied Laser, 2016, 36(5): 527–534.

[15] SCHRICKER K, STAMBKE M, BERGMANN J P, et al. Macroscopic surface structures for polymer-metal hybrid joints manufactured by laser based thermal joining[J]. Physics Procedia, 2014, 56: 782–790.

[16] KAM D H, JEON N K, JEONG T E, et al. Pre-inscribed laser surface patterning for increased joining strength in laser fusion bonding of CFRTP and zinc-coated steel[J]. Applied Sciences, 2019, 9(21): 4640.

[17] YE Y Y, ZOU Q, XIAO Y N, et al. Effect of interface pretreatment of Al alloy on bonding strength of the laser joined Al/CFRTP butt joint[J]. Micromachines, 2021, 12(2): 179.

[18] TAN C W, SU J H, FENG Z W, et al. Laser joining of CFRTP to titanium alloy via laser surface texturing[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2021, 34(5): 103–114.

[19] ZHANG Z, TAN X H, ZHANG J, et al. Suppression of shrinkage porosity in laser-joining of CFRTP and steel using a laser surface modification process “Surfi-Sculpt[®]” [J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2018, 85: 184–192.

[20] ZHANG Z, SHAN J G, TAN X H, et al. Improvement of the laser joining of CFRTP and aluminum via laser pre-treatment[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 90(9–12): 3465–3472.

[21] JIAO J K, JIA S H, XU Z F, et al. Laser direct joining of CFRTP and aluminium alloy with a hybrid surface pre-treating method[J]. Composites Part B: Engineering, 2019, 173: 106911.

[22] FENG Z W, MA G L, SU J H, et al. Influence of process parameters on the joint characteristics during laser joining of aluminium alloy and CFRTP[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2021, 64: 1493–1506.

[23] JIAO J K, XU Z F, WANG Q, et al. CFRTP and stainless steel laser joining: Thermal defects analysis and joining parameters optimization[J]. Optics & Laser Technology, 2018, 103: 170–176.

(下转第 102 页)

引文格式: 李恒, 赵兵, 赖泳辉, 等. 伺服特征信息与RV减速器负载关联性研究[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 95-102.

LI Heng, ZHAO Bing, LAI Yonghui, et al. Study of servo characteristic information and RV reducer loads relevance[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 95-102.

伺服特征信息与RV减速器负载关联性研究*

李 恒, 赵 兵, 赖泳辉, 张 申

(青海大学, 西宁 810016)

[摘要] 针对现有RV减速器工况识别中传感器安装位置受限和采集信号易受外界噪声干扰等问题, 综合利用伺服特征信息对RV减速器工作状况进行监测, 提高工业机器人在制造领域的服役性能。首先, 根据RV减速器的结构参数及工作机制, 分析输入转速与RV减速器关键频率、伺服特征信息与负载之间的关联性; 然后, 基于K-means聚类算法构建伺服特征信息与RV减速器负载之间的关联性辨识模型; 最后, 通过搭建RV减速器试验平台采集不同负载工况下伺服系统反馈信息, 进行相应处理后运用关联辨识模型, 实现了对负载状态的精确识别, 识别率高达97.45%。本文可为基于伺服特征信息的RV减速器运行状态监测提供技术支撑。

关键词: 工业机器人; 特征信息; RV减速器; K-means聚类; 负载; 关联性

Study of Servo Characteristic Information and RV Reducer Loads Relevance

LI Heng, ZHAO Bing, LAI Yonghui, ZHANG Shen

(Qinghai University, Xining 810016, China)

[ABSTRACT] The sensor installation position is limited and the collected signal is easily disturbed by external noise in the existing RV reducer condition recognition. The comprehensive utilization of servo characteristic information to monitor the load condition of the RV reducer can improve the service performance of industrial robots in the field of manufacturing. Firstly, according to the structural parameters and working mechanism of the RV reducer, analyzed the correlation between the input speed and the important frequency, the servo characteristic information and the load of the RV reducer. Then, constructed the correlation identification model between servo feature information and RV reducer load based on the K-means clustering algorithm. Finally, the experimental platform of the RV reducer is built to collect the feedback information of the servo system under different load conditions. After corresponding processing, the correlation identification model is used to realize the accurate identification of load state, and the recognition rate is as high as 97.45%. This paper can provide technical support for monitoring the running state of RV reducer based on servo characteristic information.

Keywords: Industrial robot; Characteristic information; RV reducer; K-means cluster; Load; Relevance

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.095

随着“中国制造2025”战略的提出, 工业机器人在航空航天制造领域的布置不断增多^[1], 不仅可以完成传统的涂胶、喷涂、装配及检测等任务^[2-4], 在钻孔、铆接、

复合材料铺敷等特种作业上也发挥着优异性能^[5-6]。工业机器人在从事复杂加工任务时, 通常要在末端执行器上加装钻孔设备、折弯机、超冗余探测机械臂等实施装

* 基金项目: 青海省“昆仑英才·高端创新创业人才”计划(K9923194); 教育部产学研协同育人项目(202102108040); 青海大学智能制造工程创新实验班建设项目(RCPY-2021-04)。

置进行二次开发^[7-9],持续性的负载对RV减速器的可靠性及安全性提出了更高要求^[10]。RV减速器作为工业机器人重要的支撑、旋转部件,使用不当会造成整机的颤振、损坏等,并且RV减速器在过载、周期性疲劳应力等不良工况下,易出现各种强磨损、齿根裂纹、断齿等故障^[11]。为确保其定位精度,对RV减速器运行工况进行监测是必要环节^[12]。

近年来,国内外学者从温度、振动、传递特性等领域对减速器进行工况监测分析以评判减速器的综合性能,进而提高智能产线的生产效率。机械部件从正常运行到轻微磨损再到报废无法使用,其各阶段温度状态是不断变化的。通过温度情况判断部件状况相对简单明了,但极易造成耦合现象,往往需要进行其他关键信息的采集^[13]。基于振动信号监测的相关研究比较成熟,是现阶段使用最多的一种方法。振动信号多是用加速度传感器采集得到,面对复杂工况时,传动特征就会明显降低,并且传感器的寿命往往低于机械部件,不利于实时在线监测^[14-15]。传递特性是衡量减速器性能优劣的标准,监测其传动误差、传递扭矩、回程差等可以精确地反映出减速器的运行状态^[16-18],但此类办法需要进行拆机检查。王庆锋等^[19]利用K-means聚类识别模型计算出实时监测数据的聚类中心,利用直观距离判据实现离心压缩机故障模式自动识别。柴娜^[20]利用伺服电机反馈信号监测传动链不对中、齿轮故障的问题,识别效果优异。Hamadache等^[21]采集转子系统的电流、转速信号,实现了恒定负载变转速工况下的轴承故障识别。

综上所述,针对现有的RV减速器工况监测方法复杂、计算较多,以及需要其他传感器采集数据支撑的问题,本文采用伺服系统反馈的转速、电流等特征信息对RV减速器运行工况进行识别,该方法可以做到不使用外置传感器,为伺服系统集成机械智能诊断功能提供技术支持,继而为航空航天制造提供保障。

1 理论分析

RV减速器是一种具有两级减速的双摆线针轮传动机构,具有传动精度高、传递扭矩大、传动平稳等优点,广泛应用于精密和重载机器人。本文以RV-20E型减速器为研究对象,外部主要由1个渐开线中心轮、2个渐开线行星轮构成一级减速,内部主要由2个摆线轮、2个曲柄轴、针齿壳、行星架等构成二级减速,两级减速共同组成减速比为121的新型减速器。因其结构复杂、装配工艺要求高,高质量减速器的生产技术近几年才被国内突破,RV减速器的结构简图与实物图如图1所示。

RV减速器的动力由伺服电机驱动渐开线中心轮提供,中心轮齿轮与行星轮齿轮啮合将动力通过曲柄轴

传输到摆线轮。偏心位置成180°安放的摆线轮与针齿轮相互作用,产生的反作用力通过转臂轴承作用到曲柄轴,形成曲柄轴的公转,最终通过行星架输出(针齿壳固定行星架输出是现行工业机器人使用最多的一种装配形式),RV-20E减速器部分结构参数见表1。

1.1 输入转速与频率关联分析

RV减速器作为一种典型的高精密、大速比摆线针轮减速器,其传动比可以通过转化机构法进行求解^[22]。对外部一级减速进行求解时,可以假设中心轮与行星轮啮合时行星轮保持架无自转,根据行星传动的原理,可得到

$$i_1 = i_{1,2}^6 = \frac{n_1 - n_6}{n_2 - n_6} = -\frac{z_2}{z_1} \quad (1)$$

图1(a)中序号1~7对应下文各变量的下角标,式中, n_j ($j=1\sim6$) 分别表示中心轮、行星轮、曲柄轴、针齿、摆线轮及行星架的转速; i_1 、 i_2 分别表示各级减速比。

摆线轮与针轮传动作为二级减速,行星轮自转带动两个摆线轮旋转。假设曲柄轴无公转,根据上述转化机构法进行求解可得到二级减速比(式(2)),其中针齿壳固定, $n_4=0$ 。

$$i_2 = i_{5,4}^3 = \frac{n_5 - n_3}{n_4 - n_3} = \frac{z_4}{z_5} \quad (2)$$

行星轮驱动曲柄轴进行旋转运动可知其转速相同,即 $n_2=n_3$; 当针齿壳固定时,摆线轮与行星架保持相同的转速进行运动,它们之间只有平动,无转动,即 $n_5=n_6$ 。

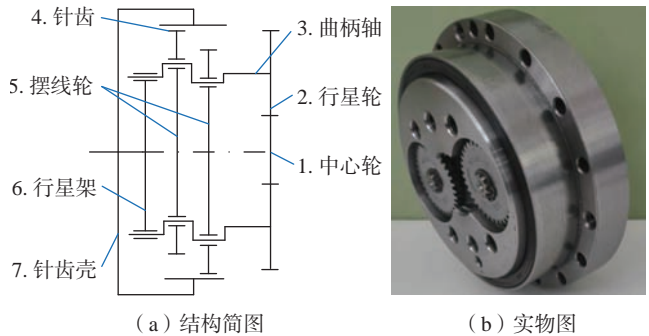


图1 RV-20E减速器
Fig.1 RV-20E reducer

表1 RV-20E减速器部分结构参数
Table 1 Partial structural parameters of RV-20E reducer

| 名称 | 参数 | 名称 | 参数 |
|-------------|----|-------------------------------|-----|
| 中心轮齿数 z_1 | 11 | 压力角/(°) | 20 |
| 行星轮齿数 z_2 | 33 | 模数/mm | 1.5 |
| 针齿齿数 z_4 | 40 | 额定输出转速/(r·min ⁻¹) | 15 |
| 摆线轮齿数 z_5 | 39 | 额定转矩/(N·m) | 167 |

结合上式可解得 RV-20E 减速器的总传动比为

$$i = i_{1,6} = \frac{n_1}{n_6} = 1 + \frac{z_2 z_4}{z_1(z_4 - z_5)} = 1 + \frac{z_2}{z_1} \times z_4 \quad (3)$$

式中, i 为减速器传动比, 取 121。

利用式 (1)~(3) 可求得减速器运动学的齐次表达式 (式 (4))。当输入转速已知时, 可以求出任意传动机构的转速。

$$\begin{cases} n_1 - i_1 n_2 - (1 - i_1) n_6 = 0 \\ n_5 - i_2 n_4 - (1 - i_2) n_3 = 0 \\ n_2 = n_3 \\ n_5 = n_6 \\ n_4 = 0 \end{cases} \quad (4)$$

结合伺服电机与 RV 减速器的工作原理可得到电机驱动减速器工作时的理论转速计算公式, 即

$$\begin{cases} n_1 = 60f/P \\ n_2 = -(z_5/i)n_1 \\ n_6 = n_1/i \end{cases} \quad (5)$$

式中, f 为变频器输出频率; P 为伺服电机极对数, 取 5。

根据式 (4) 和 (5), 可知针齿壳固定时 RV 减速器的工作转频和两级传动的啮合频率^[23]。结合文中研究需要, 列举 RV 减速器主要部件的转动频率及啮合频率 (Hz), 具体计算公式如下。

- 伺服电机转频 $f_e = (n_1 \cdot P) / 60$;
- 中心轮转频 $f_1 = n_1 / 60$;
- 行星轮 (曲轴) 转频 $f_2 = (f_1 \cdot z_5) / i$;
- 行星架转频 $f_3 = f_1 / i$;
- 一级传动啮合频率 $f_{sp} = (f_1 \cdot z_2 \cdot z_4) / i$;
- 二级传动啮合频率 $f_{cs} = (f_1 \cdot z_4 \cdot z_5) / i$

1.2 伺服特征信息与负载关联分析

工业机器人在智能制造产线中, 沿着预先设置好的路径进行循环往复运动, 在一个运动周期内负载变化是相对平稳的。RV 减速器通常安放在工业机器人关节处, 运行到不同姿态时承受着不同形式的作用力, 大部分用来承载径向的负载转矩 T_1 , 少部分用来承受轴向作用力 F_a 。 F_x 、 F_y 分别表示在 x 轴和 y 轴上的径向力分量; G 为机械臂的重力, 减速器输出盘上的负载形式如图 2 所示。减速器传递转矩的理论公式为 $T_1 = i \times T_m \times \eta$ (i 为减速比; T_m 为电机输出转矩值; η 为减速器的传递效

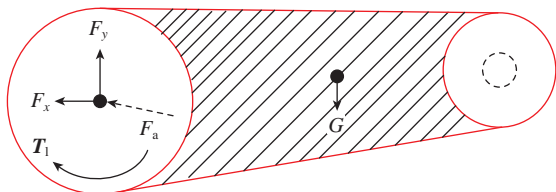


图2 RV 减速器输出盘受力分析
Fig.2 Force analysis of RV reducer output disk

率), 试验表明, 减速器在相同转速和负载下其传递效率 η 稳定于某一值^[24]。

交流伺服电机采用速度控制模式时会根据负载情况调节电流大小控制输出转矩。根据理论分析可知, 相同负载下, 减速器工作的一个周期内变频器输出的电流信号应是相对稳定的, 可以使用电流信号对其传动系统进行状态监测。

对于旋转机械而言, 转速同样可以为减速器工况分析和状态监测提供重要的特征信息。本文中采用速度控制模式进行试验, 对工业机器人运动轴进行单轴简化处理。分析传动链结构得到理想状态下的机电系统, 其机电一体化等效系统原理图如图 3 所示。

伺服电机驱动 RV 减速器运行时, 电枢回路会产生一个与电机转速成正比的反向电动势 e , 电机的电磁转矩 T_{em} 与电枢回路电流 I 成正比^[25]。根据图 3 并利用相关知识可得到其运动系统方程, 即

$$\begin{cases} u = LI + IR + e \\ T_{em} = T_m + D\omega_m + J\dot{\omega}_m \\ e = k_E \omega_m \\ T_{em} = k_T I \end{cases} \quad (6)$$

式中, u 为电枢电压; i 为电流的一阶倒数, 表示电流变化率; R 、 L 分别表示回路等效电阻值、电感值; ω_m 、 $\dot{\omega}_m$ 分别表示电机角速度、角加速度; D 、 J 分别表示电机的黏滞阻尼系数、转动惯量; k_E 、 k_T 分别表示电机的反电势常数、电机转矩系数。

当负载不随运动过程发生变化时, 考虑电机的黏滞阻尼系数, 可得到

$$\begin{cases} u = \frac{LJ}{k_T} \ddot{\omega}_m + \frac{RJ + LD}{k_T} \dot{\omega}_m + \left(k_E + \frac{DR}{k_T} \right) \omega_m + \frac{RT_m}{k_T} \\ I = \frac{J}{k_T} \dot{\omega}_m + \frac{D}{k_T} \omega_m + \frac{T_m}{k_T} \end{cases} \quad (7)$$

式中, $\ddot{\omega}$ 为角加速度的变化率, 是角速度的二阶导数。

由式 (7) 可知, 伺服运动控制系统是一个二阶系统, 在转动过程中系统稳定性受到阻尼比、超调量等因素的影响。电流 I 与角加速度、角速度、负载均有一定的关系。因此, 仅利用电流信息或转速信息通过相应的理论公式去评估传动链装置运行状态是比较困难的, 需借助相应的机器学习算法对采集到的伺服特征信息进

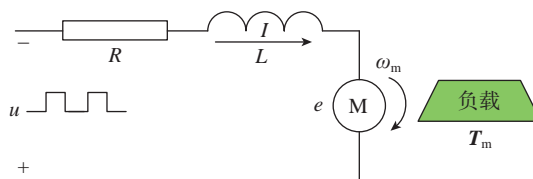


图3 机电一体化等效系统
Fig.3 Equivalent electromechanical system

行处理,进而对 RV 减速器的运行状态进行监测。

2 关联性辨识

2.1 K-means 聚类原理

K-means 是一种经典的聚类识别算法,凭借其原理简单、效率高的优势在数据分类中广泛得到使用^[26]。作为一种基于距离度量的简单迭代性“无监督”、自适应聚类方法, K-means 将一个 W 维的数据点集 $A=\{x_w|w=1, \dots, W\}$ 不断重新分配数据点并更新聚类中心,从而得到 K 个类簇及其聚类中心,其中每个数据点到其归属类簇的聚类中心距离最小。

K-means 聚类常使用欧式距离(式 8-I)、曼哈顿距离(式 8-II)、切比雪夫距离(式 8-III)作为其相似性度量计算准则。本文中采用最常用的欧式距离公式进行度量计算^[27],并以数据点与初始聚类中心的误差平方和(SSE)公式作为度量聚类质量的目标函数。

$$\begin{cases} d(x, y) = \sqrt{\sum_{w=1}^W (x_w - y_w)^2} & \text{(I)} \\ d(x, y) = \sum_{w=1}^W |x_w - y_w| & \text{(II)} \\ d(x, y) = \max(|x_w - y_w|) & \text{(III)} \end{cases} \quad (8)$$

计算数据集 A 中的数据点集 x_w 与第 k 个类簇的聚类中心 c_k 的欧式距离,即

$$d(x, c_k) = \sqrt{\sum_{w=1}^W (x_w - c_k)^2} \quad (9)$$

计算出 K 个类簇中总的误差平方和 SSE,即

$$SSE = \sum_{k=1}^K \sum_{x_w \in c_k} |d(x_w, c_k)|^2 \quad (10)$$

上述算法是一种动态聚类算法,首先选择 K 个数据点作为初始聚类中心,其中 K 值在本文中根据试验要求进行人为设定。通过计算数据点到各个初始聚类中心的距离,不断将数据点以距离最小准则分配到对应的类簇,从而更新聚类中心。经过重复计算与分配,当 SSE 取最小时算法结束,并获得相应的各类簇聚类中心。

2.2 辨识建模

当减速系统承受负载转矩工作时,仅从简单的某一信息进行状态监测是极其困难的。伴随着伺服系统的发展,其反馈信息在实际应用中变得越发广泛,不仅限于运动精度的控制,在对其传动链的状态监测上也起到了积极作用。基于转速/电流信号的特征分析具有低成本且简单可靠的优点,目前在其他旋转机械的状态监测中起到了一定的应用效果,具体识别原理如图 4 所示(其中,数字 1~6 表示第 1 轴~第 6 轴)。

对 RV 减速器在不同负载工况下采集到的信息使用 K-means 聚类识别算法,训练出相应的关键参数,实

现多种传动模式识别。伺服特征信息与 RV 减速器负载关联性辨识模型由 Python 编程实现,具体分类预测流程如图 5 所示。

3 试验研究

3.1 测试平台搭建与数据获取

本文采用国产某公司出厂合格的减速器作为研究对象,具体参数见表 1。通过 RV 减速器试验测试台获取相应的试验数据,验证开发模型的适用性,具体测试平台如图 6 所示。

试验平台主要包括数据存储与分析的笔记本电脑、

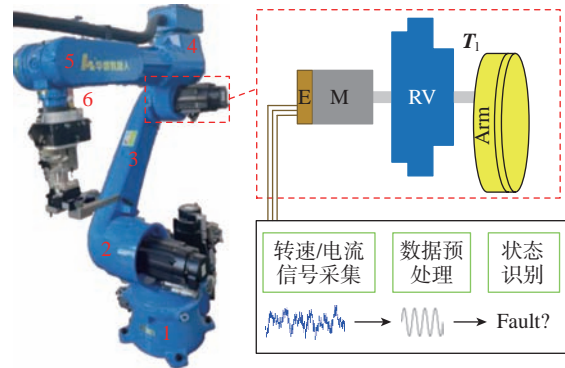


图 4 伺服反馈信息状态监测原理图

Fig.4 Principle diagram of servo feedback information status monitoring

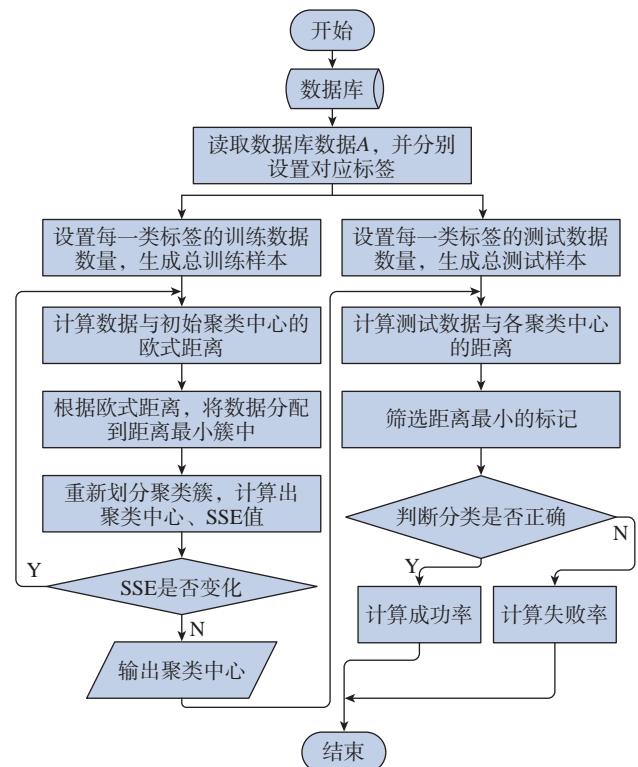


图 5 K-means 聚类识别流程图

Fig.5 K-means clustering recognition flowchart

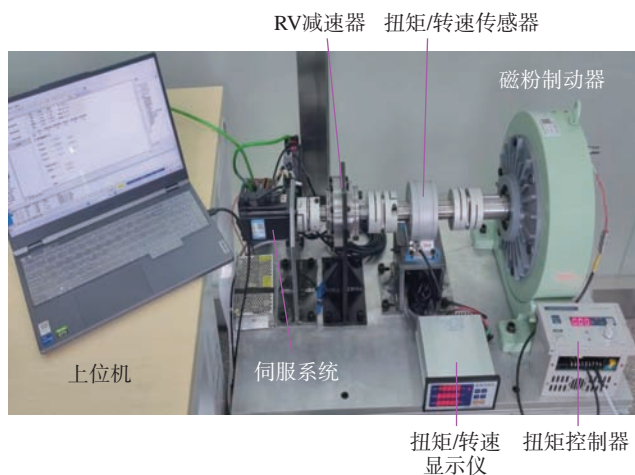


图6 RV减速器试验测试台
Fig.6 RV reducer test bench

用于驱动RV减速器运动的伺服系统,对减速器输出量测量的扭矩/转速传感器、模拟负载的磁粉制动器以及联轴器等。驱动装置采用汇川技术生产的0.75 kW具有23位绝对值编码器的MS1H4型交流伺服电机,其运行转速、电流、电压等信息均可由上位机软件进行实时采集。

本次试验设置了不同转矩、转速下的单因素单水平试验。用磁粉制动器模拟负载,分别设置10%、50%、100%、120%的RV减速器额定负载转矩。使用PLC控制伺服电机的输出转速,分别为减速器额定输入的10%、50%、80%、100%。遵循上述要求对磁粉制动器、伺服系统设置对应参数并开展试验,共计采集到16组相应的转速与电流反馈信号,采样频率为1 kHz,每组采集32000个数据点。获得的原始电流数据如图7所示(部分)。

图7中, $A_1 \sim A_4$ 表示在10%额定转速下不同负载转

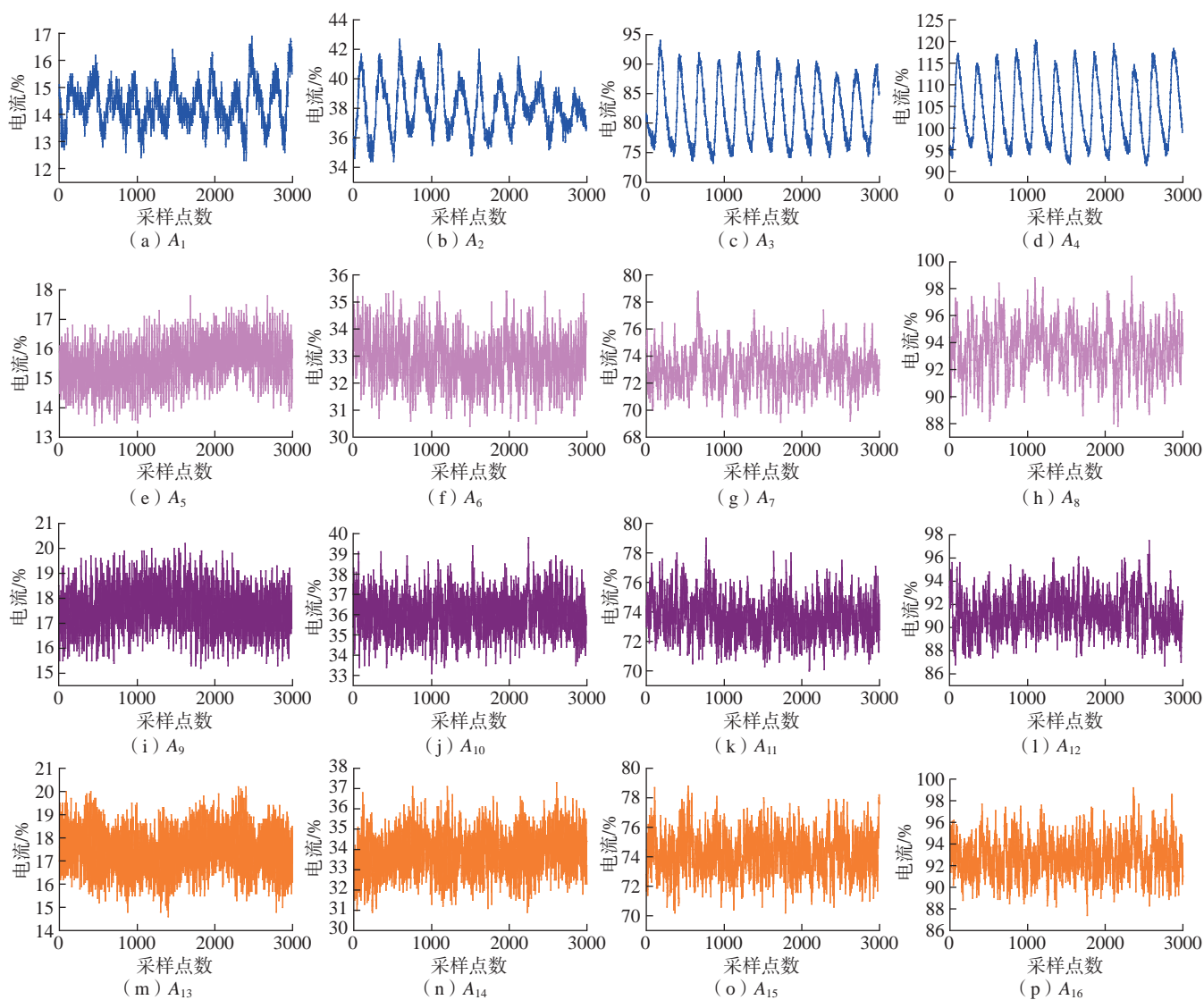


图7 反馈电流信号波形图(部分)
Fig.7 Waveform of feedback current signal (partial)

矩时采集的数据; $A_5 \sim A_8$ 表示在 50% 额定转速下不同负载转矩时采集的数据; $A_9 \sim A_{12}$ 表示在 80% 额定转速下不同负载转矩时采集的数据; $A_{13} \sim A_{16}$ 表示在额定转速下不同负载转矩时采集的数据。

3.2 数据处理与分析

在进行数据分析处理前,首先检查采样数据的完整性,避免在数据采集时遇到因模数转换设备异常、传输线通信错误、数据生成缺陷等问题导致的某段时间内出现空值等异常数据。如果存在缺失的现象,本文将采用均值填补,以确保数据的完整性。

因试验过程中,外界环境的变化容易导致奇异数据点及噪声产生,并且其对正确结果的预测影响比较大。文中利用 3σ 准则统计识别方法剔除假数,剔除完数据点后对新数据进行重新验证,直到满足要求为止。

根据前文中的理论分析可知,伺服系统中的相电流与负载状况、转速等密切相关。利用 RV 减速器主要部件的转动频率及啮合频率的计算公式计算出 RV 减速器在上述 4 种转速下的理论特征频率,如表 2 所示。

为突出核心问题,文中简化分析过程,并考虑实际工作中 RV 减速器的传递速度和扭矩均会有所波动,仅使用上文中 A_1 (181.5 r/min)、 A_6 (907.5 r/min)、 A_{11} (1452 r/min)、 A_{16} (1815 r/min) 4 种时域电流信号对信号进行快速傅里叶变换并提取相应的特征频率,得到图 8 所示的频谱图。

通过上述时频域转换后,对特定频率使用红色星形进行标记。经分析发现,除图 8 (c) 部分频率特征不明显以外,在多数情况下可以很好地提取到 RV 减速器的工作频率,与理论值相差较小。上述结果证明伺服系统相电流频谱中包含 RV 减速器的固有频率,利用其反馈信息可以进行状态监测。但是也不难发现,利用频谱信息并不能对负载情况进行清晰判断识别,接下来将采用电流、转速信息聚类融合的方法对负载工况进行分类识别。

3.3 关联性验证与对比分析

为进一步验证伺服系统运行特征与负载的关联性,继而基于伺服系统反馈的信息开发出 RV 减速器运行

表 2 不同转速下 RV 减速器重要频率

Table 2 Important frequency of RV reducer at different speeds

| 转速/ ($r \cdot \min^{-1}$) | f_e /Hz | f_1 /Hz | f_2 /Hz | f_3 /Hz | f_{sp} /Hz | f_{cs} /Hz |
|--------------------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|--------------|--------------|
| 181.5 | 15.125 | 3.025 | 0.975 | 0.025 | 33 | 39 |
| 907.5 | 75.625 | 15.125 | 4.875 | 0.125 | 165 | 195 |
| 1452 | 121 | 24.2 | 7.8 | 0.2 | 264 | 312 |
| 1815 | 151.25 | 30.25 | 9.75 | 0.25 | 330 | 390 |

状态准确识别模型。本文将采集到的数据分为训练集与测试集,分别输入到 K -means 聚类识别模型中进行训练与分类预测,从而对减速器的 16 种运行状态进行聚类识别,各状态下的标签从 1~16 依次命名,即 K 值取 16。本次试验在 $A_1 \sim A_{16}$ 的每组数据中各随机选取 30000 个数据点作为训练集,通过 K -means 聚类模型获得各簇的聚类中心。经聚类模型识别处理后,各数据点会被划分到 16 个类簇,聚类中心位置如图 9 中的五角星所示。

可以看出,在 10% 额定转速下产生了聚类混叠现象,这是因为在低转速、超额负载下,伺服电机接近报警状态,需要短时间内提供超额转矩导致电流波动较大;在低负载状态下聚类中心较重载更明确,可以清楚地划分出其边界;RV 减速器工作在额定转速时,对 4 种工况辨识也比较清晰。

在采集的每组数据中各随机选取 300 个数据点作为测试集,用于测试上述模型的准确性。结果表明,整体试验预测准确率可以达到 97.45% 以上,分类结果如图 10 所示。

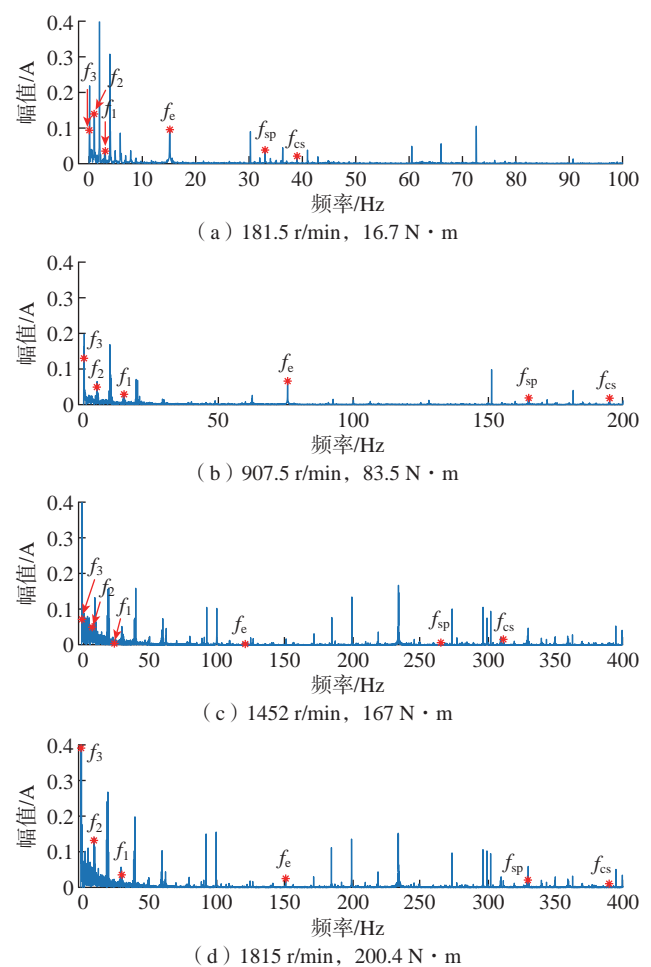


图 8 不同工况下的频谱图

Fig.8 Spectrograms under different operating conditions

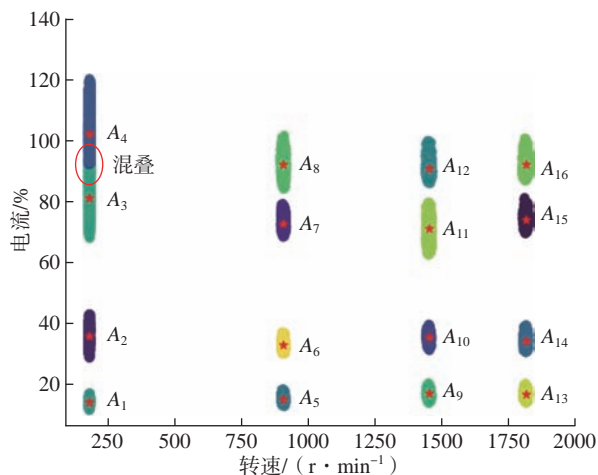


图9 聚类中心分布情况

Fig.9 Distribution of clustering centers

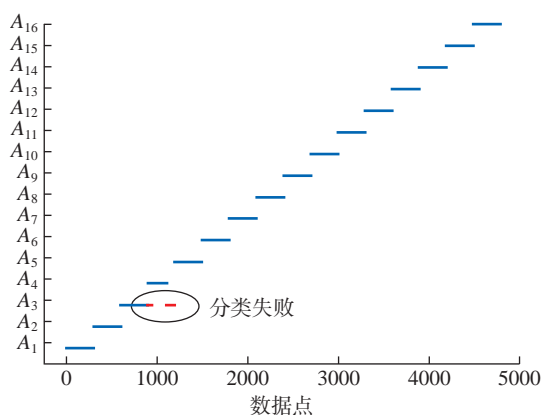


图10 分类预测结果

Fig.10 Classification prediction results

观察图10中的数据可知,分类失败点主要集中于低转速重负载情况,在其余的试验工况下分类预测准确率均较高。预测结果很好地印证了RV减速器运行稳定情况下,其负载与伺服系统反馈信号有很好的关联性,也说明了工业机器人在重负载状态下特征信息分布不均,不利于传动精度控制。

4 结论

研究了基于K-means聚类的伺服系统运行特征信息对RV减速器传动负载识别方法,分析了输入转速与RV减速器关键频率、伺服特征信息与负载的关系,搭建对应的试验平台,试验验证了该方法的有效性,得到以下结论。

(1)对伺服传动链系统进行理论分析得到电机运行受负载角速度、角加速度、负载等因素影响,仅采集单一反馈信号,难以实现负载工况的准确识别。

(2)对试验采集的电流信号进行频谱分析发现,频率谱中可以有效提取到RV减速器的转动频率及啮合

频率,伺服特征信息可用于RV减速器运行工况识别。

(3)使用训练集数据对伺服特征信息与RV减速器负载关联性模型进行训练,计算出不同工况下的聚类中心点,可用于负载状态的识别监测。测试集的验证表明,通过伺服电机的特征信息可以对减速器的传动负载进行实时的监测,预测精度可以达到97.45%,可为“无”传感故障诊断提供技术支撑。

参考文献

- [1] 王皓,陈根良.机器人型装备在航空装配中的应用现状与研究展望[J].航空学报,2022,43(5):41-63.
WANG Hao, CHEN Genliang. Research progress and perspective of robotic equipment applied in aviation assembly[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2022, 43(5): 41-63.
- [2] 许斌,周新房,王伟华,等.面向飞机长桁壁板的柔性化机器人涂胶系统[J].航空制造技术,2022,65(19):100-106,118.
XU Bin, ZHOU Xinfang, WANG Weihua, et al. Flexible robot gluing system for aircraft stringer and skin[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2022, 65(19): 100-106, 118.
- [3] DA SILVA SANTOS K R, VILLANI E, DE OLIVEIRA W R, et al. Comparison of visual servoing technologies for robotized aerospace structural assembly and inspection[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2022, 73: 102237.
- [4] SÉGUIN-CHARBONNEAU L, WALTER J, THÉROUX L D, et al. Automated defect detection for ultrasonic inspection of CFRP aircraft components[J]. NDT & E International, 2021, 122: 102478.
- [5] MEI B, ZHU W D. Accurate positioning of a drilling and riveting cell for aircraft assembly[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2021, 69: 102112.
- [6] 孙守政,赵尧旭,王扬,等.热塑性复合材料机器人铺放系统设计及工艺优化研究[J].机械工程学报,2021,57(23):209-219.
SUN Shouzheng, ZHAO Yaoxu, WANG Yang, et al. Design of robotic fiber placement machine and process optimization for thermoplastic composites[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2021, 57(23): 209-219.
- [7] LI B, TIAN W, ZHANG C F, et al. Positioning error compensation of an industrial robot using neural networks and experimental study[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2022, 35(2): 346-360.
- [8] 刘春梅,郑硕,郭文凤,等.基于工业机器人的数字化弯管成形技术研究[J].航空制造技术,2022,65(13):63-69.
LIU Chunmei, ZHENG Shuo, GUO Wenfeng, et al. Research on digital tube bending technology based on industrial robot[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2022, 65(13): 63-69.
- [9] BUCKINGHAM R O, GRAHAM A C. Dexterous manipulators for nuclear inspection and maintenance—Case study[C]//2010 1st International Conference on Applied Robotics for the Power Industry (CARPI 2010). Montreal, Piscataway, NJ: IEEE, 2010.
- [10] 廖文和,郑佩,孙连军,等.大型复杂构件机器人加工稳定性研究进展[J].航空学报,2022,43(1):156-175.
LIAO Wenhe, ZHENG Kan, SUN Lianjun, et al. Review on chatter stability in robotic machining for large complex components[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2022, 43(1): 156-175.
- [11] GONG T, YANG J H, LIU S Y, et al. Non-stationary feature

extraction by the stochastic response of coupled oscillators and its application in bearing fault diagnosis under variable speed condition[J]. *Nonlinear Dynamics*, 2022, 108(4): 3839–3857.

[12] 韩特, 李彦夫, 雷亚国, 等. 融合图标签传播和判别特征增强的工业机器人关键部件半监督故障诊断方法[J]. *机械工程学报*, 2022, 58(17): 116–124.

HAN Te, LI Yanfu, LEI Yaguo, et al. Semi-supervised fault diagnosis method via graph label propagation and discriminative feature enhancement for critical components of industrial robot[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2022, 58(17): 116–124.

[13] WANG X F, GUO Y X, XIONG L. Hybrid fiber Bragg grating sensor for vibration and temperature monitoring of a train bearing[J]. *Chinese Optics Letters*, 2018, 16(7): 070604.

[14] YU Z, QIU Z R, LI H, et al. Measuring the no-load running torque of RV reducer based on the SVD and MCSA[J]. *Measurement*, 2022, 190: 110697.

[15] FENG K, BORGHESEANI P, SMITH W A, et al. Vibration-based updating of wear prediction for spur gears[J]. *Wear*, 2019, 426–427: 1410–1415.

[16] AMINI F, HEDAYATI Y, ZANDDIZARI H. Exploiting the inter-correlation of structural vibration signals for data loss recovery: A distributed compressive sensing based approach[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2021, 152: 107473.

[17] ZHANG R H, ZHOU J X, WEI Z. Study on transmission error and torsional stiffness of RV reducer under wear[J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2022, 36(8): 4067–4081.

[18] HE W D, SHAN L J. Research and analysis on transmission error of RV reducer used in robot[M]//Recent Advances in Mechanism Design for Robotics. Cham: Springer International Publishing, 2015: 231–238.

[19] 王庆锋, 刘家赫, 卫炳坤, 等. 数据驱动的聚类分析故障识别方法研究[J]. *机械工程学报*, 2020, 56(18): 7–14.

WANG Qingfeng, LIU Jiahe, WEI Bingkun, et al. Research on data-driven clustering analysis fault identification method[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2020, 56(18): 7–14.

[20] 柴娜. 伺服电机系统传动链典型故障诊断技术研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2021.

CHAI Na. Diagnosis technology investigation of typical faults of drive chain in servo motor system[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2021.

[21] HAMADACHE M, LEE D, VELUVOLU K C. Rotor speed-based bearing fault diagnosis (RSB-BFD) under variable speed and constant load[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2015, 62(10): 6486–6495.

[22] 孙桓, 葛文杰. 机械原理[M]. 9版. 北京: 高等教育出版社, 2021.

SUN Huan, GE Wenjie. Mechanical principle[M]. 9th ed. Beijing: Higher Education Press, 2021.

[23] GU J J, HUANG D S, TAN J, et al. Manufacturing quality assurance for a rotate vector reducer with vibration technology[J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2019, 33(5): 1995–2001.

[24] WANG H, SHI Z Y, YU B, et al. Transmission performance analysis of RV reducers influenced by profile modification and load[J]. *Applied Sciences*, 2019, 9(19): 4099.

[25] XU K, WU X, WANG D X, et al. Electromechanical coupling modeling and motor current signature analysis of bolt loosening of

industrial robot joint[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2023, 184: 109681.

[26] 谢刚. 基于数据挖掘的设备状态知识获取方法研究[J]. *航空制造技术*, 2014, 54(1/2): 12–15.

XIE Gang. Device status knowledge acquisition method based on data mining[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2014, 54(1/2): 12–15.

[27] 曲福恒, 潘日涛, 杨勇, 等. 基于加权空间划分的高效全局 K-means 聚类算法[J/OL]. *吉林大学学报(工学版)*: 1–8(2022–12–16) [2023–11–20]. <https://doi.org/10.13229/j.cnki.jdxbgxb20221338>.

QU Fuheng, PAN Ritao, YANG Yong, et al. An efficient global K-means clustering algorithm based on weighted space partitioning[J/OL]. *Journal of Jilin University (Engineering and Technology Edition)*: 1–8(2022–12–16) [2023–11–20]. <https://doi.org/10.13229/j.cnki.jdxbgxb20221338>.

通讯作者: 赵兵, 副教授, 博士, 研究方向为航空发动机装配工艺、智能装配技术与装备。

(责编 七七)

(上接第 94 页)

[24] TAO W, SU X, CHEN Y B, et al. Joint formation and fracture characteristics of laser welded CFRP/TC4 joints[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, 45: 1–8.

[25] BATES P J, OKORO T B, CHEN M. Thermal degradation of PC and PA6 during laser transmission welding[J]. *Welding in the World*, 2015, 59(3): 381–390.

[26] 肖荣诗, 张寰臻, 黄婷. 飞秒激光加工最新研究进展[J]. *机械工程学报*, 2016, 52(17): 176–186.

XIAO Rongshi, ZHANG Huanzhen, HUANG Ting. Recent progress in femtosecond pulsed laser processing research[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2016, 52(17): 176–186.

[27] HENROTTIN A, PATARS J, RAMOS-DE-CAMPOS J A. New approach for assembling dissimilar materials: Laser technology[J]. *Journal of Laser Micro Nanoengineering*, 2018, 13: 296–300.

[28] TAN C W, SU J H, ZHU B H, et al. Effect of scanning speed on laser joining of carbon fiber reinforced PEEK to titanium alloy[J]. *Optics & Laser Technology*, 2020, 129: 106273.

[29] SHENG L Y, JIAO J K, DU B N, et al. Influence of processing parameters on laser direct joining of CFRTP and stainless steel[J]. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2018, 2018: 1–15.

[30] 刘雪蓉, 徐元铭, 张卫方, 等. 碳纤维增强树脂基复合材料湿热老化研究进展[J]. *纤维复合材料*, 2020, 37(4): 20–25.

LIU Xuerong, XU Yuanming, ZHANG Weifang, et al. Research progress of hydrothermal aging of carbon fiber reinforced resin matrix composites[J]. *Fiber Composites*, 2020, 37(4): 20–25.

通讯作者: 黄婷, 教授, 博士生导师, 主要从事先进异质结构激光制造新原理、新方法、新技术研究。

(责编 七七)

引文格式: 沈泽东, 刘旭, 陈耿祥, 等. 基于多源迁移学习的变位姿刀尖点模态参数预测[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 103–109.
SHEN Zedong, LIU Xu, CHEN Gengxiang, et al. Pose-dependent tool tip modal parameters prediction method based on multi-source transfer learning[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 103–109.

基于多源迁移学习的变位姿刀尖点模态参数预测*

沈泽东¹, 刘旭¹, 陈耿祥², 陈璐²

(1. 南京工业大学, 南京 210009;
2. 南京航空航天大学, 南京 210016)

[摘要] 切削颤振会导致被加工工件表面质量变差、材料去除率降低以及刀具磨损增加等问题。刀尖点模态参数是构建稳定性叶瓣图、选取无颤振加工参数必不可少的输入。然而在加工过程中刀尖点模态参数随刀具位姿而变化且刀具更换频繁, 经典锤击试验方法效率低、成本高, 如何准确高效地预测变位姿下的刀尖模态参数成为切削加工中亟待解决的问题。本文结合迁移学习思想, 提出一种基于多源迁移学习的变位姿刀尖点模态参数预测方法。当更换新刀具后, 仅需通过锤击试验获取少量位姿下的刀尖点模态参数, 再结合已有多把刀具的模态参数数据进行多源迁移得到新刀具的刀尖点模态参数预测模型。最后, 在实际五轴机床上进行试验, 试验表明所提方法是有效的。

关键词: 数据驱动; 切削颤振; 锤击试验; 模态参数; 多源迁移学习

Pose-Dependent Tool Tip Modal Parameters Prediction Method Based on Multi-Source Transfer Learning

SHEN Zedong¹, LIU Xu¹, CHEN Gengxiang², CHEN Lu²

(1. Nanjing Tech University, Nanjing 210009, China;
2. Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

[ABSTRACT] Cutting chatter can lead to problems such as poor surface quality of the machined workpiece, reduced material removal rate and increased tool wear. The tool tip modal parameters are essential inputs for constructing stability lobe diagrams and selecting chatter free machining parameters. However, in the machining process, the tool tip modal parameters change with the tool pose and the tool changes frequently, and the classical impact test method has low efficiency and high cost, so how to accurately and efficiently predict the tool tip modal parameters under the changed pose has become an urgent problem to be solved in the cutting process. In this paper, combined with the idea of transfer learning, a method of modal parameter prediction based on multi-source transfer learning is proposed. When a new tool is used, the tool point modal parameters under only a few positions need to be measured through impact test, and then the tool point modal parameter prediction model for the new tool can be obtained by multi-source transfer combined with the modal parameter data of multiple existing tools. Finally, a practical experiment on a five-axis machine tool shows that the proposed method is effective.

Keywords: Data driven; Cutting chatter; Impact test; Modal parameters; Multi-source transfer learning

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.103

高速切削加工是集高效、优质、低耗于一体的先进制造技术, 在航空航天领域中被广泛应用。但是由于高速机床结构、刀具系统构成、工件材料特性、切削参数选

用和加工环境状况等原因, 极易在加工过程中引发颤振, 影响零件表面加工质量、降低材料去除率、加剧刀具磨损^[1]。目前学术界及工业界最广泛使用的颤振抑制

* 基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52275491)。

方法是基于稳定性叶瓣图选取无颤振加工参数^[1-2]。而加工刀具的刀尖点模态参数是构建稳定性叶瓣图的重要输入^[3-4]。刀尖点模态参数与机床结构密切相关,在加工过程中随刀具位姿变化而发生改变^[5-6]。因此,准确获得随位姿变化的刀尖点模态参数是构建稳定性叶瓣图的重要前提^[7]。

目前,获得刀尖点模态参数最为可靠的方法是锤击试验^[1],通过冲击锤敲击刀具尖端,同时用传感器收集响应信号,然后基于冲击力和响应数据,利用模态参数识别方法辨识出刀尖点的模态参数,其准确性高。但是测量刀具全工作空间下的刀尖点模态参数时,锤击试验工作量大且需要停机测量,成本高、效率低。现有的刀尖点模态参数预测方法主要有响应耦合子结构分析法(Receptance coupling substructure analysis, RCSA)和基于数据驱动的方法。

RCSA方法将机床划分成多个子结构,通过耦合各结构的频率响应函数(Frequency response function, FRF)来计算机床刀尖点的模态参数。Schmitz等^[8]将机床分成刀具伸出部分和机床剩余部分,通过计算和锤击试验分别获取两部分的频响函数,最后通过单点弹簧阻尼模型进行耦合。Movahhedy等^[9]提出一种子结构之间的连接模型,避免了主轴-刀柄系统旋转动态特性的测量难题。为了解决更换刀具导致的重复测量问题,Duncan^[10]和Schmitz^[11]等又将机床进一步划分为刀具、外露刀柄与刀柄底座、主轴3个部分。Kivanc等^[12-13]将刀具划分为刀杆和刀刃两个子结构,然后参考刀刃部分的实际几何特性,搭建了较精确的刀具频率响应函数模型。Özsahin等^[14]将非对称刀具划分成许多具有相同惯性矩的小单元,计算了各单元的惯性矩,随后计算每个单元的频响函数,最后耦合得到整个刀具频率响应函数。Ertürk等^[15-16]也进一步研究了主轴、刀柄和刀具的几何参数对整个机床系统频响函数的影响。朱坚民等^[17]则将机床分成主轴-刀柄-部分刀杆、其余部分刀杆及刀刃,计算得出刀柄的频响函数,通过锤击试验和逆RCSA方法得出主轴-刀柄-部分刀杆的频响函数,最后刚性耦合得到刀尖点频响函数。子结构之间的连接处的动力学特性也是影响RCSA方法精度的一个主要因素,Duncan^[10]和Schmitz^[11]等使用单点弹簧阻尼模型作为连接状态模型,并使用非线性优化算法对连接处的动力学特性进行求解。王二化^[18]和王军^[19]等也采用了类似的求解方法。闫蓉等^[20]通过在刀柄和刀具结合面上均匀布置多点弹簧阻尼连接来模拟连接处动力学特性,然后通过遗传算法对连接处的连接参数进行了求解。目前大部分的研究致力于提高RCSA方法的准确性^[21]。

近年来,迁移学习在机器学习领域中被广泛关注,可从已有任务的大量训练数据中学习有用的知识来提升只有少量训练数据的相似预测任务的学习性能,以此来避免机械重复且耗时的数据采集^[22]。Liu等^[23]通过试验发现,不同刀具随位姿变化的刀尖点模态参数间存在一定的相似性,进而利用迁移学习算法进行刀尖点模态参数预测,避免了RCSA方法中连接参数不准确带来的影响,但是作者仅考虑迁移一把源刀具模态参数数据,当源刀具和目标刀具的相似性较低时,预测的效果有限。

本文提出一种基于多源迁移学习的刀尖点模态参数预测方法,使得新刀具预测模型可以从多把源刀具数据中获取相似性更强的知识。当更换新刀具后,仅需通过锤击试验获取少量位姿下的刀尖点模态参数,再利用已有多把刀具的刀尖点模态参数数据进行多源迁移,便可得到新刀具的刀尖点模态参数预测模型。

1 基于多源迁移学习的刀尖点模态参数预测

1.1 刀尖点模态参数预测问题建模

本文所用的一些符号和定义如下。

用 X 表示输入空间,即机床的整个工作空间。对于 $x_i \in X$, $x_i = \{x_{1i}, x_{2i}, x_{3i}, x_{4i}, x_{5i}\}$,表示第 i 个输入数据,其中, x_{1i}, x_{2i}, x_{3i} 为五轴机床的3个平动轴坐标; x_{4i}, x_{5i} 为机床的两个回转轴的坐标; X^{S_p} 和 X^T 分别表示第 p 个源刀具和目标刀具的输入空间。

用 Y 表示由刀尖点模态参数组成的标签空间。对于 $y_i \in Y$, $y_i = \{w_i, \zeta_i, K_i\}$,表示 x_i 位姿下的刀尖点模态参数,其中, w_i 代表固有频率; ζ_i 代表阻尼比; K_i 代表刚度; Y^{S_p} 和 Y^T 分别代表 X^{S_p} 和 X^T 对应的标签空间。

$f(x)$ 表示 $x_i \in X$ 和 $f(x_i) \in Y$ 之间的刀尖点模态参数预测函数。 $f^{S_p}(X)$ 和 $f^T(X)$ 分别代表第 p 个源刀具和目标刀具的预测模型。

多个源域数据集,即多把源刀具的刀尖点模态参数数据,表示为 $D^S = \{D^{S_1}, \dots, D^{S_p}\}$,其中, p 为源刀具个数。对于每个源域,有 $D^{S_p} = \{(x_i^{S_p}, y_i^{S_p})\}$,其中 $x_i^{S_p} \in X^{S_p}$, $y_i^{S_p} \in Y^{S_p}$,且 $i=1, 2, \dots, n^{S_p}$, n^{S_p} 为第 p 个源域中的数据个数。

目标域数据集,即少量的目标刀具的刀尖点模态参数数据,表示为 $D^T = \{(x_i^T, y_i^T)\}$,其中, $x_i^T \in X^T$, $y_i^T \in Y^T$,且 $i=1, 2, \dots, n^T$, n^T 为目标域中的数据个数,其远小于源域的训练数据个数,即 $n^T \ll n^{S_p}$, $p=1, 2, \dots, P$ 。

本文所提方法旨在利用可获得的多个源域数据集 $D^S = \{D^{S_1}, \dots, D^{S_p}\}$ 来帮助仅有少量数据的目标域数据集 D^T 建立准确的刀尖点模态参数预测模型 $f^T(X)$ 。

1.2 基于多源迁移学习的刀尖点模态参数预测

由于不同刀具间的刀尖点模态参数相似性不同,为了更好地实现目标刀具模态参数预测,本文引入一种基

于高斯过程回归的多源迁移学习方法,可以评估不同源刀具和目标刀具之间的相似性。在具体介绍该方法之前,首先阐述其所用到的迁移核函数。

1.2.1 基于高斯过程回归的迁移核函数

高斯过程回归是一种常见的机器学习算法,可直接学习训练数据和测试数据输出之间的关系,并且可以给出预测值的方差,广泛应用于工程领域。高斯过程回归对一维数据的建模效果如图1所示。刀尖点模态参数的采集依赖于传感器测量及模态参数识别,数据处理易引起多种不确定度,因此高斯过程回归更加适用于本文的测量方差大而预测精度要求高的刀尖点模态参数预测问题。

给定指定刀具的模态参数训练数据,输入 $X \in \mathbb{R}^{n \times d}$, 输出 $y \in \mathbb{R}^n$, n 为训练数据的个数; d 为训练数据输入的维度。对于待预测位姿数据 $X^* \in \mathbb{R}^{m \times d}$, m 为测试数据的个数。高斯过程回归建模得到的预测值为

$$f^* | X^*, X, y \sim N[\mathbf{K}_{X^*,X}(\mathbf{K}_{XX} + \sigma_n^2 \mathbf{I})^{-1} y, \mathbf{K}_{X^*,X^*} - \mathbf{K}_{X^*,X}(\mathbf{K}_{XX} + \sigma_n^2 \mathbf{I})^{-1} \mathbf{K}_{XX^*}] \quad (1)$$

式中, N 表示高斯分布; \mathbf{I} 为单位矩阵; σ_n 为训练数据噪声的标准差。

可以看出,高斯过程给出了预测的正态分布,在此认为均值便是相应的预测值。其中, \mathbf{K} 矩阵中的元素由核函数 $\kappa(\cdot, \cdot)$ 确定,即

$$\mathbf{K}_{XX} = \begin{pmatrix} \kappa(x_1, x_1) & \dots & \kappa(x_1, x_n) \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \kappa(x_n, x_1) & \dots & \kappa(x_n, x_n) \end{pmatrix} \in \mathbb{R}^{n \times n} \quad (2)$$

常见的核函数有线性核函数、多项式核函数和高斯核函数等。在迁移学习任务过程中,需要从源域中提取相似的可重用的信息至目标域,因此在目标建模过程中,首先要衡量源域数据对于目标域模型训练的价值。由于核矩阵中的核函数能够描述数据之间的相关关系,因此可通过设计核函数来实现对数据价值的衡量。

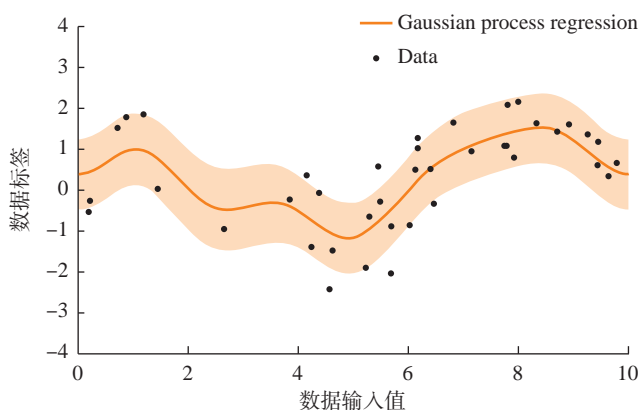


图1 高斯过程回归

Fig.1 Gaussian process regression

Pan 等^[24]提出一种迁移核函数,用于衡量源域和目标域之间的相似性,即

$$\kappa_*(x, x') = \begin{cases} \lambda \kappa(x, x'), x \in X^S \text{ and } x' \in X^T \\ \text{or } x \in X^T \text{ and } x' \in X^S \\ \kappa(x, x'), \text{ otherwise.} \end{cases} \quad (3)$$

式中, λ 为描述源域与目标域间相似性的衡量指数,可通过构造先验分布求解,也可以通过共轭梯度下降等优化方法求解。

基于迁移核函数,可定义同时包括目标数据和源数据的核矩阵,矩阵的维度为源数据和目标数据的尺寸和,由于核矩阵要保证半正定性,因此根据目标数据和源数据的数量将矩阵分为分块矩阵,即

$$\mathbf{K} = \begin{pmatrix} \mathbf{K}_{11} & \mathbf{K}_{12} \\ \mathbf{K}_{21} & \mathbf{K}_{22} \end{pmatrix} \quad (4)$$

式中, \mathbf{K}_{11} 为刀尖点模态参数源数据与源数据间的核矩阵; \mathbf{K}_{12} 为刀尖点模态参数源数据与目标数据间的核矩阵; \mathbf{K}_{21} 为刀尖点模态参数目标数据与源数据间的核矩阵; \mathbf{K}_{22} 为刀尖点模态参数目标数据与目标数据间的核矩阵。

为了保证核矩阵的半正定性,迁移核也应当对称使用。因此考虑核矩阵 \mathbf{K}_{12} 及其所定义的迁移核函数,此时核矩阵表示为

$$\mathbf{K} = \begin{pmatrix} \mathbf{K}_{11} & \lambda \mathbf{K}_{12} \\ \lambda \mathbf{K}_{21} & \mathbf{K}_{22} \end{pmatrix} \quad (5)$$

1.2.2 基于迁移核函数的多源迁移学习方法

为了更好地将多把刀具中的模态参数数据用于目标刀具建模,本文采用 Wei 等^[25]提出的一种基于高斯过程回归的多源迁移学习算法用于刀尖点模态参数预测。首先在每一组源刀具数据 $\{X^S, Y^S\}$ 和目标刀具数据 $\{X^T, Y^T\}$ 上利用迁移核函数得到单源迁移模型 $f^{(S_p, T)}(x, \Omega_p, \lambda_p)$; 然后通过相似性系数 λ_p 对每个单源迁移模型加权得到目标刀具刀尖点模态参数预测模型,即

$$f^T(x) = \sum_{p=1}^P \left(\frac{g(\lambda_p)}{\sum_{p=1}^P g(\lambda_p)} \right) f^{(S_p, T)}(x, \Omega_p, \lambda_p) \quad (6)$$

式中, Ω_p 和 λ_p 为单源迁移模型中的参数; $g(\lambda_p)$ 建立相似性系数 λ_p 和模型权重系数之间的关系。考虑到源域之间的依赖性,多个单源迁移模型同时训练。目标函数为

$$\min_{\{\Omega_p, \lambda_p\}_{p=1}^P} \sum_{i=1}^{n^T} (f^T(x_i^T) - y_i^T)^2 \quad (7)$$

式中, $f^T(x_i^T)$ 为目标刀具模态参数预测模型对目标数据 x_i^T 的预测值; y_i^T 为 x_i^T 相应的测量值。最终通过共轭梯度方法最小化目标函数求解模型中的参数。

因此刀尖点模态参数多源迁移学习过程可分为以下步骤:(1)获取多组源数据以及目标数据;(2)基于

上文定义的迁移核函数及高斯过程回归,建立单把源刀具至目标刀具的初始迁移模型;(3)利用多源迁移学习方法集成上述多组初始迁移模型,通过共轭梯度法优化模型相似性系数及模型权重;(4)对于待预测位姿,利用加权多源迁移模型求解刀尖点模态参数预测结果。

刀尖点模态参数包括固有频率、阻尼比及刚度,当刀尖频率响应函数为多自由度时,待预测标签为一组向量,本文所提高斯过程回归对向量中每个维度的元素预测均采用相同处理,因此本文方法适用于多自由度多模态参数同时预测。

2 试验验证

为验证本文所提算法的有效性,选取一台五坐标加工中心开展试验验证。加工中心具有 X、Y、Z 3 个平动轴和 A、C 两个回转轴,在实际铣削加工中,由于零件复杂的几何变化导致加工过程中各轴位姿发生剧烈变化,因此需要对变位姿情况下的刀尖点模态参数进行建模,通过前期仿真及试验分析发现, X、Y、Z 3 个平动轴对刀尖点模态参数的影响较小,而 A/C 摆头的位姿变化会导致固有频率和模态刚度发生剧烈变化,因此本节重点关注 A 轴、C 轴摆角变化下的刀尖点模态参数预测问题,对于其他类型的机床,方法通用。对于本文验证,特征变量具体定义为 $x_i = \{x_{1i}, x_{2i}\} \in \mathbb{R}^2$,其中 A 轴的旋转范围是 $x_{1i} \in [-90^\circ, 90^\circ]$, C 轴的旋转范围是 $x_{2i} \in [0^\circ, 360^\circ]$ 。

试验用机床常用于加工飞机结构件,所涉及刀具规格、材料、尺寸较广,本文选取精加工中最常用的刀具尺寸, T₁、T₂、T₃、T₄ 刀具各一把,同时为验证相似规格材料情况下刀具材质对迁移效果的影响,本试验中 T₁ 及 T₄ 为硬质合金刀具, T₂ 及 T₃ 为高速钢刀具。由于刀具伸出长度影响刀尖点结构的动力学性能,从而对模态参数产生影响,因此本文所有试验中保证伸出长度的数值固定,试验所需的刀具具体信息如表 1 所示。

2.1 数据集建立

本案例验证选取 T₂、T₃ 和 T₄ 3 把刀具的变位姿刀尖点模态参数数据作为 3 个源数据集,选取刀具上的少量变位姿作为目标数据,同时在刀具上大量采集模态参数数据作为算法验证所用的测试数据。

为体现不同源域的差异性,多组源域模态参数的采集过程中对机床回转轴的离散方式不同,对于刀具 T₃ 与 T₄,将 A 轴从 $-90^\circ \sim 10^\circ$ 以 10° 的步距角离散,将 C 轴从 $0^\circ \sim 30^\circ$ 以 30° 的步距角离散,因此刀具 T₃ 与 T₄ 分别在 247 组位姿下采集了频响函数数据;对于刀具 T₂,将 A 轴从 $-90^\circ \sim 90^\circ$ 以 10° 的步距角离散,将 C 轴从 $0^\circ \sim 360^\circ$ 以 20° 的步距角离散,得到这把刀具的 361 组

位姿下的频响函数数据。锤击试验具体过程如图 2 所示,激振力的方向应始终垂直于 A 轴和刀具方向,同时在相对侧用加速度传感器收集响应信号,激励和振动信号由数据采集单元分析,每个位姿的最终模态参数是 5 次重复锤击试验的平均值。使用有理分数多项式的方法^[26],可以根据试验测得的频率响应函数识别得到刀架组件的固有频率、模态刚度以及阻尼比。

本文所提方法在源刀具训练数据足够的情况下,只要获取小部分的目标刀具数据就能够训练得到目标刀具预测模型。然而,多源迁移学习的预测效果依赖于目标数据的数量及具体分布,当目标数据数量不足以描述各域之间的领域偏差时,仅能实现试验目标数据局部位置的分布适配,从而引起负迁移,而目标数据的数量过多时,迁移学习本身便失去了意义。其次目标数据的分布也对迁移学习效果有很大影响,应尽可能表示目标域的数据分布,因此本试验首先考虑目标数据与源数据的实例空间边界重合,同时目标数据应在工作空间内分布均匀。根据以上准则共确定了 10 个位姿,如表 2 所示。根据这 10 个位姿来进行锤击试验,获取目标数据。

表 1 试验刀具
Table 1 Test tools

| 刀具序号 | 刀具 | 材质 | 直径/mm | 长度/mm |
|----------------|--|------|-------|-------|
| T ₁ |  | 硬质合金 | 6 | 50 |
| T ₂ |  | 高速钢 | 8 | 65 |
| T ₃ |  | 高速钢 | 10 | 85 |
| T ₄ |  | 硬质合金 | 12 | 85 |

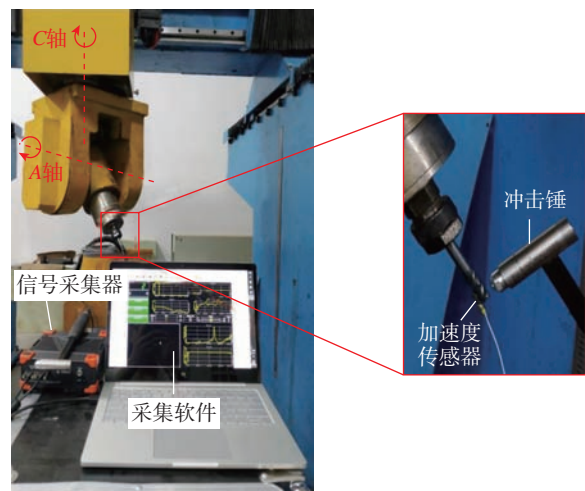


图 2 五轴试验平台
Fig.2 Five-axis test platform

2.2 试验验证结果

在获得 D^S 和 D^T 后,根据上文介绍的方法训练目标刀具的刀尖模态预测模型。最终得到刀具 T_1 的固有频率、模态刚度和阻尼比的预测模型,如图 3 所示。

用均方根误差(Root mean square error, RMSE)和平均相对误差(Mean relative error, MAE)来衡量所提方法得到的模态参数预测模型的准确性, RMSE 和 MAE 分别被定义为

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y_{i_{pred}} - y_{i_{test}})^2} \quad (8)$$

$$MAE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{y_{i_{pred}} - y_{i_{test}}}{y_{i_{test}}} \right| \times 100\% \quad (9)$$

式中, $y_{i_{pred}}$ 和 $y_{i_{test}}$ 分别是第 i 个位姿下预测和测量的刀尖点模态参数,包括固有频率、刚度和阻尼比; N 是测试数据集的大小, $N=247$ 。根据式(8)和(9)可计算得到目标刀具模态参数预测模型的预测误差,如表 3 所示,预测精度表明本文所提方法是有效的。

2.3 与机理模型进行对比

为进一步分析,将所提方法与 Deng 等^[27]提出的基于 RCSA 的方法进行比较。该方法首先通过测量主轴

在少量位姿的频响函数,建立 Kriging 预测模型,然后基于 RCSA 生成刀尖的频响函数。对于目标刀具,通过在位姿 $A=0^\circ$, $C=0^\circ$ 下进行锤击试验,并利用 Mehrpouya 等^[28]提出的逆响应耦合(IRC)方法计算关节频响函数矩阵,然后利用关节频响函数矩阵和该位姿的刀架频响函数计算其刀尖点频响函数。本节分别在 $A=10^\circ$ $C=0^\circ$ 、 $A=30^\circ$ $C=0^\circ$ 、 $A=50^\circ$ $C=0^\circ$ 和 $A=80^\circ$ $C=0^\circ$ 4 组刀具位姿下与 Deng 等^[27]的方法进行比较,模态参数预测精度如表 4 所示(括号中的数值表示预测值与测量值的相对误差)。

将本文方法、RCSA 方法^[27]、锤击试验测量法进行对比,如图 4 所示。从预测精度及频响函数曲线可以看出,在位姿 $A=10^\circ$ 、 $C=0^\circ$ 下,本文方法和对比方法的预测结果均接近于测量值,但在其余 3 个位姿下本文方法优于对比方法,尤其是在位姿 $A=50^\circ$ 、 $C=0^\circ$ 和 $A=80^\circ$ 、 $C=0^\circ$ 下,对比方法所得结果与测量值有明显偏差。这是因为 Deng 等^[27]的方法中,关节频响函数矩阵在位姿 $A=0^\circ$ 、 $C=0^\circ$ 下计算所得,因此当目标刀具的测试位姿接近于 $A=0^\circ$ 、 $C=0^\circ$ 时,其结果准确;当位姿差异较大时,该方法的预测效果较差。综上所述,本文方法对于变位姿下的模态参数预测效果更加准确。

表 2 构建目标数据的关键位姿

Table 2 Construct the key poses of target data

| 回转轴 | P_1 | P_2 | P_3 | P_4 | P_5 | P_6 | P_7 | P_8 | P_9 | P_{10} |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|----------|
| A 轴/ $(^\circ)$ | -90 | -90 | 90 | 90 | 0 | 0 | 40 | 40 | -40 | -40 |
| C 轴/ $(^\circ)$ | 0 | 360 | 0 | 360 | 120 | 240 | 90 | 270 | 90 | 270 |

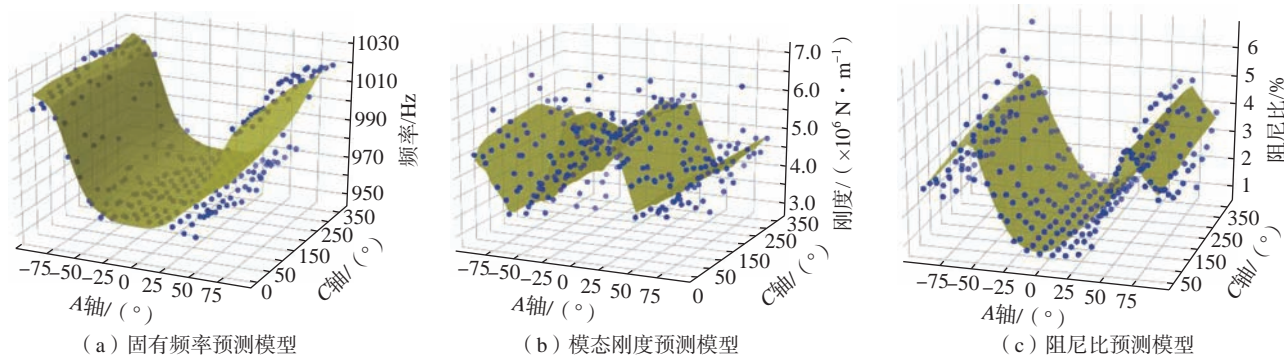


图 3 目标刀具刀尖点模态参数预测模型

Fig.3 Prediction model of tool point modal parameters of target tool

表 3 目标刀具刀尖点模态参数预测模型精度

Table 3 Prediction model accuracy of tool point modal parameters of target tool

| 误差 | 固有频率 | 模态刚度 | 阻尼比 |
|------|---------|------------------------|-------|
| RMSE | 5.76 Hz | 0.33×10^6 N/m | 0.59% |
| MAE | 0.42% | 6.8% | 8.72% |

表 4 4 个刀具位姿下本文方法与 RCSA 方法预测精度对比

Table 4 Comparison of the prediction accuracy between the proposed method and RCSA method under four tool poses

| 刀轴位姿 | 固有频率/Hz | | | 阻尼比/% | | | 模态刚度/ $(\times 10^6 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1})$ | | |
|-------------------------|---------|-----------------|----------------|-------|------------------|------------------|---|------------------|------------------|
| | 测量值 | 本文方法 | RCSA 方法 | 测量值 | 本文方法 | RCSA 方法 | 测量值 | 本文方法 | RCSA 方法 |
| $A=10^\circ, C=0^\circ$ | 966 | 973 (0.72%) | 971 (0.51%) | 1.01 | 0.82 (18.81%) | 1.23 (21.78%) | 6.77 | 5.96 (11.96%) | 4.77 (29.54%) |
| $A=30^\circ, C=0^\circ$ | 965 | 966 (0.10%) | 973 (0.82%) | 1.13 | 1.02 (9.73%) | 1.23 (8.84%) | 5.91 | 5.46 (7.61%) | 4.93 (16.58%) |
| $A=50^\circ, C=0^\circ$ | 962 | 959 (0.31%) | 975 (1.35%) | 2.65 | 2.43 (8.30%) | 2.10 (20.75%) | 3.97 | 3.69 (7.05%) | 3.13 (21.15%) |
| $A=80^\circ, C=0^\circ$ | 1019 | 1012 (0.67%) | 976 (4.21%) | 3.7 | 3.43 (7.29%) | 1.99 (46.21%) | 5.03 | 4.68 (6.95%) | 3.42 (32.01%) |

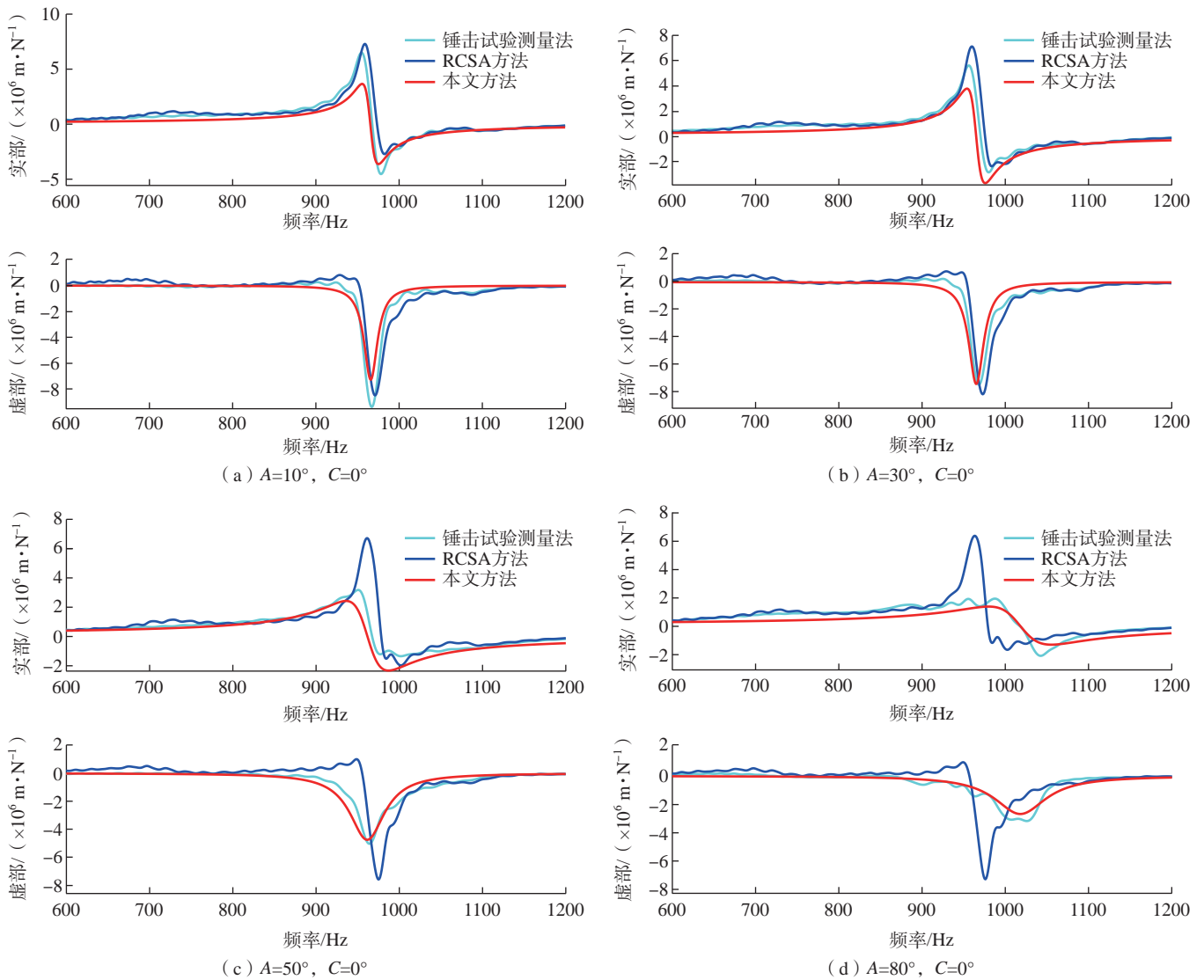


图 4 不同刀具位姿下频率响应函数对比

Fig.4 Comparison of frequency response functions under different tool poses

3 结论

本文针对刀尖点模态参数预测问题,提出一种基于

多源迁移学习的刀尖点模态参数预测方法。当更换新刀具后,仅需通过锤击试验获取少量位姿下的刀尖点模态参数,再利用已有多把刀具的刀尖点模态参数数据进

行多源迁移,便可得到新刀具的刀尖点模态参数预测模型。最后,在五轴铣削机床上进行试验验证,且与现有基于 RCSA 方法试验结果进行对比,结果表明,本文提出的方法是有效的。

参考文献

- [1] MUNOA J, BEUDAERT X, DOMBOVARI Z, et al. Chatter suppression techniques in metal cutting[J]. *CIRP Annals—Manufacturing Technology*, 2016, 65(2): 785–808.
- [2] 汤爱君, 马海龙. 机床再生颤振系统研究现状的综述[J]. *机床与液压*, 2007, 35(8): 223–225.
- TANG Aijun, MA Hailong. Survey on the regenerative chatter of the machine tool[J]. *Machine Tool & Hydraulics*, 2007, 35(8): 223–225.
- [3] YUE C X, GAO H N, LIU X L, et al. A review of chatter vibration research in milling[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2019, 32(2): 215–242.
- [4] ÖZSAHIN O, ÖZGÜVEN H N, BUDAK E. Analysis and compensation of mass loading effect of accelerometers on tool point FRF measurements for chatter stability predictions[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2010, 50(6): 585–589.
- [5] POSTEL M, ÖZSAHIN O, ALTINTAS Y. High speed tooltip FRF predictions of arbitrary tool–holder combinations based on operational spindle identification[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2018, 129: 48–60.
- [6] LAW M, ALTINTAS Y, PHANI A S. Rapid evaluation and optimization of machine tools with position–dependent stability[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2013, 68: 81–90.
- [7] ALTINTAS Y. Modeling the orientation-dependent dynamics of machine tools with gimbal heads[J]. *Race Gender & Class*, 2006, 13(1/2): 7–25.
- [8] SCHMITZ T L, DONALSON R R. Predicting high-speed machining dynamics by substructure analysis[J]. *CIRP Annals—Manufacturing Technology*, 2000, 49(1): 303–308.
- [9] MOVAHHEDI M R, GERAMI J M. Prediction of spindle dynamics in milling by sub-structure coupling[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46(3–4): 243–251.
- [10] DUNCAN G S, SCHMITZ T. An improved RCSA model for tool point frequency response prediction[C]//*Proceedings of the 23rd International Modal Analysis Conference*. New Delhi: Springer, 2005.
- [11] SCHMITZ T L, DUNCAN G S. Three-component receptance coupling substructure analysis for tool point dynamics prediction[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2005, 127(4): 781–790.
- [12] KIVANC E B, BUDAK E. Structural modeling of end mills for form error and stability analysis[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, 44(11): 1151–1161.
- [13] KIVANC E B, BUDAK E. Development of analytical endmill deflection and dynamics models[C]//*ASME 2003 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. American Society of Mechanical Engineers. Washington DC: ASME, 2003: 85–94.
- [14] ÖZSAHIN O, ALTINTAS Y. Prediction of frequency response function (FRF) of asymmetric tools from the analytical coupling of spindle and beam models of holder and tool[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2015, 92: 31–40.
- [15] ERTÜRK A, ÖZGÜVEN H N, Budak E. Effect analysis of bearing and interface dynamics on tool point FRF for chatter stability in machine tools by using a new analytical model for spindle–tool assemblies[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, 47(1): 23–32.
- [16] ERTÜRK A, BUDAK E, ÖZGÜVEN H N. Selection of design and operational parameters in spindle-holder-tool assemblies for maximum chatter stability by using a new analytical model[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, 47(9): 1401–1409.
- [17] 朱坚民, 王健, 张统超, 等. 一种改进的基于响应耦合子结构法的刀尖点频响函数预测方法[J]. *中国机械工程*, 2015(3): 285–292.
- ZHU Jianmin, WANG Jian, ZHANG Tongchao, et al. An improved tool point frequency response function prediction method based on response coupled substructure method[J]. *China Mechanical Engineering*, 2015(3): 285–292.
- [18] 王二化, 吴波, 胡友民, 等. 主轴–刀柄与刀柄–刀具结合面参数辨识研究[J]. *振动与冲击*, 2014, 33(10): 50–54.
- WANG Erhua, WU Bo, HU Youmin, et al. Parametric identification of spindle-holder and holder-tool interfaces[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(10): 50–54.
- [19] 王军. 数控铣削加工过程稳定性分析与预测[D]. 武汉: 华中科技大学, 2013.
- WANG Jun. Stability analysis and prediction of NC milling process[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2013.
- [20] 闫蓉, 蔡飞飞, 彭芳瑜, 等. 基于响应耦合方法的铣刀刀尖点频响函数预测[J]. *华中科技大学学报(自然科学版)*, 2013(4): 1–5.
- YAN Rong, CAI Feifei, PENG Fangyu, et al. Frequency response function prediction of milling tool point based on response coupling method[J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology(Natural Science Edition)*, 2013(4): 1–5.
- [21] JI Y, BI Q, ZHANG S, et al. A new receptance coupling substructure analysis methodology to predict tool tip dynamics[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2017, 126: 18–26.
- [22] PAN S J, QIANG Y. A Survey on transfer learning[J]. *IEEE Transactions on Knowledge and Data Engineering*, 2010, 22(10): 1345–1359.
- [23] LIU X, LI Y, CHEN G. Multimode tool tip dynamics prediction based on transfer learning[J]. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 2019, 57: 146–154.
- [24] PAN W, XIANG E W, LIU N N, et al. Proceedings of the twenty-fourth AAAI conference on artificial intelligence (AAAI-10) transfer learning in collaborative filtering for sparsity reduction[C]//*Twenty-Fourth AAAI Conference on Artificial Intelligence*. Atlanta, 2010: 17–38.
- [25] WEI P, RAMÓN S, KE Y, et al. Source-target similarity modelings for multi-source transfer Gaussian process regression[C]//*Proceedings of the 34th International Conference on Machine Learning*. Caserta: Mondadori Press, 2017.
- [26] RICHARDSON M H, FORMENTI D L. Parameter estimation from frequency response measurements using rational fraction polynomials[C]//*Proceedings of the 1st International Modal Analysis Conference*. New York: ASME, 1982: 167–186.
- [27] DENG C, MIAO J, WEI B, et al. Evaluation of machine tools with position-dependent milling stability based on Kriging model[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2018, 124: 33–42.
- [28] MEHRPOUYA M, GRAHAM E, PARK S S. FRF based joint dynamics modeling and identification[J]. *Mechanical Systems & Signal Processing*, 2013, 39(1/2): 265–279.

通讯作者: 刘旭, 教授, 博士, 主要研究方向为数字化制造与智能制造。

(责编 七七)

引文格式: 田汉清, 陈刚, 刘畅, 等. 近球形TC4钛合金粉末注射成形[J]. 航空制造技术, 2024, 67(5): 110–115.

TIAN Hanqing, CHEN Gang, LIU Chang, et al. Injection molding of TC4 titanium alloy using quasi-spherical powders[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(5): 110–115.

近球形 TC4 钛合金粉末注射成形*

田汉清, 陈刚, 刘畅, 魏敬浩, 韩龙晓, 秦明礼, 曲选辉

(北京科技大学新材料技术研究院北京材料基因工程高精尖创新中心, 北京 100083)

[摘要] 以低成本的氢化脱氢(HDH) TC4钛合金粉末为原料, 通过气流磨(Jet-milled, JMed)技术对粉末进行整形改性, 并进行了注射成形工艺研究。其中, 分别以 HDH、JMed HDH 和气雾化球形(GA) 3种粉末为原料, 研究并对比了不同粉末原料注射成形的喂料极限装载量、烧结致密度、杂质含量、显微组织及力学性能等。结果表明, 经气流磨处理后的 JMed 粉末形貌呈近球形, 其球形度较未处理原始 HDH 粉末得到了显著提高, 其喂料极限装载量(体积分数)较未处理原始 HDH 粉末提高了 6%, 在 1300 °C 烧结 2 h 后, JMed 粉末烧结件的致密度为 98.3%, 高于原始 HDH 粉末烧结件的致密度(95.3%), 且与 GA 粉末烧结件的致密度(98.4%)相当; JMed 粉末烧结件的室温抗拉强度为 904.2 MPa, 屈服强度为 809.1 MPa, 与 GA 粉末烧结件强度相当, 断裂延伸率 8.14%, 显著优于原始 HDH 粉末烧结件。本研究制备的近球形 HDH TC4 粉末在注射成形领域展现出良好的应用前景。

关键词: 粉末注射成形; 钛合金; 烧结; 粉体改性; 显微组织; 力学性能

Injection Molding of TC4 Titanium Alloy Using Quasi-Spherical Powders

TIAN Hanqing, CHEN Gang, LIU Chang, WEI Jinghao, HAN Longxiao, QIN Mingli, QU Xuanhui

(Beijing Advanced Innovation Center for Materials Genome Engineering, Institute for Advanced Material and Technology, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

[ABSTRACT] Injection molding of the TC4 titanium alloy was investigated using the low-cost hydrogenation-dehydrogenation (HDH) powders modified by jet-milled (JMed) as the raw material. Three types of powders, including HDH, jet-milled (JMed) HDH and gas-atomized (GA), were compared in terms of maximum loading capacity, sintered density, impurity content, microstructure, and mechanical properties. Results showed that the particle sphericity of the JMed powder was significantly improved and thus enhanced the maximum loading capacity (volume fraction) by 6%, and exhibited higher sintering densification, as compared to the original HDH powders. After sintering at 1300 °C for 2 h, the density of the sintered parts using the JMed powders is 98.3%, higher than that using the original HDH powders (95.3%), while equivalent to that using the GA powders (98.4%). The room temperature mechanical properties of the sintered parts using the JMed powders showed the tensile strength of 904.2 MPa, yield strength of 809.1 MPa, elongation of 8.14% respectively, much better than those using the original HDH powders. Furthermore, the strength of the sintered parts using the JMed powders demonstrated equivalent performance to that using the GA powders, indicating the quasi-spherical TC4 powders exhibiting a great potential for engineering applications.

Keywords: Powder injection molding; Titanium alloy; Sintering; Powder modification; Microstructure; Mechanical properties

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.05.110

* 基金项目: 国家重点研发计划(2021YFB3701900); 国家自然科学基金(51971036); 山东省重点研发计划(2019JZZY010327)。

钛及钛合金具有轻质、比强度高、耐腐蚀性优异、生物相容性好等优点,一直受到工业界的关注与重视^[1-3]。然而,钛及钛合金的机加工性能较差,导致其生产制造成本较高,极大地限制了其广泛应用^[4]。金属粉末注射成形(MIM)作为一种近净成形技术,可以在短时间内生产大批量形状复杂、性能优异的钛及钛合金制品,被誉为“零部件制造的革命性技术”^[5]。

金属粉末注射成形通常使用的粉末原料为雾化(Gas-atomized, GA)球形钛合金粉,而球形钛合金粉末成本较高(>1000元/kg),使用低成本且不规则形貌的氢化脱氢(Hydrogenation-dehydrogenation, HDH)钛合金粉末(<400元/kg)则是目前钛合金注射成形的研究热点。喻岚等^[6]使用HDH钛粉制备的注射成形TC4合金获得了抗拉强度819 MPa、断裂延伸率7%的烧结件;Guo等^[7]使用10%的HDH粉末替代GA粉末通过注射成形并在1230℃烧结3h制得TC4烧结件,其抗拉强度为835 MPa;崔珊等^[8]使用HDH TC4粉末,在体积分数49%的装载量下通过注射成形获得了注射坯。然而,上述报道中由于使用了不规则形貌的HDH钛合金粉末,其装载量普遍较低,获得的注射坯强度低,进而产生保形性差、尺寸精度低等问题。而且,较低的粉末装载量通常会使得脱脂困难,容易在脱脂烧结过程中残留杂质,从而导致烧结件的塑性低。崔珊等^[9]的研究表明,采用球形度高的金属粉末制成注射成形喂料的流变性能会显著优于球形度低的喂料。此外,Tao等^[10]使用气流磨(Jet-milled, JMed)技术,仅在室温下即可显著改善不规则金属粉末的表面形貌,提高其球形度,可用于注射成形领域。

因此,通过改善不规则形貌HDH粉末的球形度来提高注射成形喂料的粉末装载量,使其适用于注射成形工艺,有助于优化性能并降低注射成形钛合金粉末原料成本。本研究采用JMed技术对HDH TC4钛合金粉末进行整形改性,提高粉末球形度和装载量,旨在优化性能,JMed处理后的HDH钛合金粉末成本能控制在500元/kg以内,较气雾化球形钛合金粉末成本降低50%以上,从而实现注射成形钛合金的低成本化。

1 试验部分

1.1 原材料

分别选用国产商用HDH TC4钛合金粉末、GA TC4钛合金粉末和经JMed处理的HDH TC4钛合金粉末为原料进行注射成形研究。其中,JMed粉末是由QLMR-150T型JMed在0.5 MPa时对HDH TC4钛合金粉末研磨整形10 min,并在40 Hz分级后制得的粉末,各类粉末化学成分以及中位径如表1所示。

本研究中,使用蜡基黏结剂体系进行注射成形试验,其主要成分包括石蜡(PW)、硬脂酸(SA)、聚乙烯(PE)和聚丙烯(PP)。各黏结剂组分的部分物理性能如表2所示。

1.2 试验工艺

为了获得成分均匀的喂料,使用巨易隆机械M-H-1L-DCSS-H型密炼机将3种粉末分别以最佳装载量与黏结剂进行混合密炼。具体操作:在170℃下,以30 r/min混合2 h,获得成分均匀的喂料;喂料挤出造粒后,在EM80-SVP/2型注塑机上进行注射成形获得注射坯;再在溶剂脱脂炉中采用三氯乙烯作为萃取介质,在50℃下保温10 h对注射坯进行溶剂脱脂;最后在BFZS1903111型真空烧结炉中烧结成制品,最终烧结温度分别为1200℃、1250℃、1300℃、1350℃,保温时间2 h,随炉冷却。

1.3 试验表征

使用哈普RM200型转矩流变仪测试3种粉末喂料的极限装载量,以确定每种粉末喂料的最佳装载量。在160℃的温度下以30 r/min的混合速度进行试验。在转矩流变仪混合腔室中,黏结剂的添加量是固定的,金属粉末的添加量一般由装载量反推计算确定得出,以恒定的装载量梯度连续添加,直到体系黏度陡然增加或不稳定为止。通常,喂料体系以低极限装载量2%~5%(体积分数)为最佳装载量^[11]。

使用Mastersizer2000型激光粒度仪对粉末进行粒度分析;采用阿基米德排水法测试烧结件的密度,每种样品测试3次取平均值;使用Regulus8100冷场扫描电镜,观察粉末形貌以及烧结件表面的显微组织;使用

表1 TC4合金粉末化学成分与中位径

Table 1 Chemical composition and median diameter of TC4 powders

| 粉末类型 | Ti 质量分数/% | Al 质量分数/% | V 质量分数/% | H 质量分数/% | C 质量分数/% | O 质量分数/% | N 质量分数/% | $D_{50}/\mu\text{m}$ |
|------|-----------|-----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------------------|
| HDH | 余量 | 5.94 | 3.90 | 0.027 | 0.059 | 0.15 | 0.026 | 23.7 |
| JMed | 余量 | 5.94 | 3.89 | 0.027 | 0.061 | 0.19 | 0.026 | 23.8 |
| GA | 余量 | 5.94 | 3.90 | 0.004 | 0.010 | 0.12 | 0.017 | 18.1 |

表 2 黏结剂体系各成分主要物理性质

Table 2 Main physical properties of each component of binder system

| 参数 | PW | SA | PE | PP |
|------------------------------|------|------|------|------|
| 密度 / (g · cm ⁻³) | 0.92 | 0.96 | 0.93 | 0.92 |
| 熔点/℃ | 70 | 60 | 120 | 150 |

WDW-100 型电子万能试验机以 GB/T228—2002 标准对烧结拉伸条的室温力学性能进行测试,有效拉伸间距为 4 m,拉伸速率为 $5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$,每种样品测试 3 次取平均值;使用 EMGA-830 型氧氮氢分析仪、EMIA-920V2 型碳硫分析仪分别对原料粉末以及烧结样品(表面取样)的氧元素和碳元素含量进行分析,每种样品测试 3 次取平均值。

2 结果与讨论

2.1 粉末形貌及粒度分布

图 1 为 TC4 钛合金粉末的 SEM 及粒度分布曲线图,可以看出,原始粉末的粒度分布更宽,粉末表面棱角分明;经过 JMed 处理之后,JMed 粉末的粒度分布变窄,同时粉末表面经过 JMed 处理后变得圆滑,这是由于在 JMed 处理的过程中,金属颗粒经过高压气流冲击打磨之后,其剪切力、冲击力使其达到了整形的效果;此外,由于粉末颗粒的分级与 JMed 研磨的过程是同时进行的,因此经 JMed 处理后粒度分布变窄^[9]。通过对比

GA 粉末与 HDH、JMed 粉末不难看出,GA 粉末球形度最高,JMed 粉末次之,HDH 粉末则较差。

2.2 极限装载量

图 2 分别展示了 HDH、JMed 及 GA 粉末的混合扭矩和加工时间之间的关系。极限装载量是粉末在没有外部压力的情况下,尽可能紧密地包裹,并且粉末之间的所有空间都充满黏结剂时的状态。在低于极限装载量时,喂料体系的混合扭矩随着粉末装载量的增加而缓慢增加。然而,一旦粉末装载量超过极限装载量,混合扭矩就会急剧增加。通常情况下,一般将混合扭矩急剧增加的装载量定义为极限装载量^[12-13]。

如图 2 (a) 所示,HDH 粉末体系的混合扭矩随着装载量的增加而缓慢增加,在装载量 58% 之前,每次添加粉末后,体系的混合扭矩骤然增加,但随着混合的进行,扭矩会逐渐降低并稳定在某个固定值附近,而在装载量提升到 60% 后,图形曲线开始出现较大的波动,混合扭矩难以稳定,随着装载量继续提升,这种趋势更加明显;如图 2 (b) 所示,对于 JMed 粉末体系而言,在装载量提升到 64% 之前,体系混合扭矩的变化趋势与未达到极限装载量的 HDH 粉末体系相同,当装载量提升至 66% 时,虽然体系的混合扭矩依旧稳定到一个固定值,但 JMed 粉末体系稳定后的混合扭矩在 64%~66% 之间的增量较大;如图 2 (c) 所示,对 GA 粉末体系来说,当装载量提升至 70% 时,混合扭矩出现较大的波动。上述结果表明,对于 HDH 粉末原料来说,极限装载量为

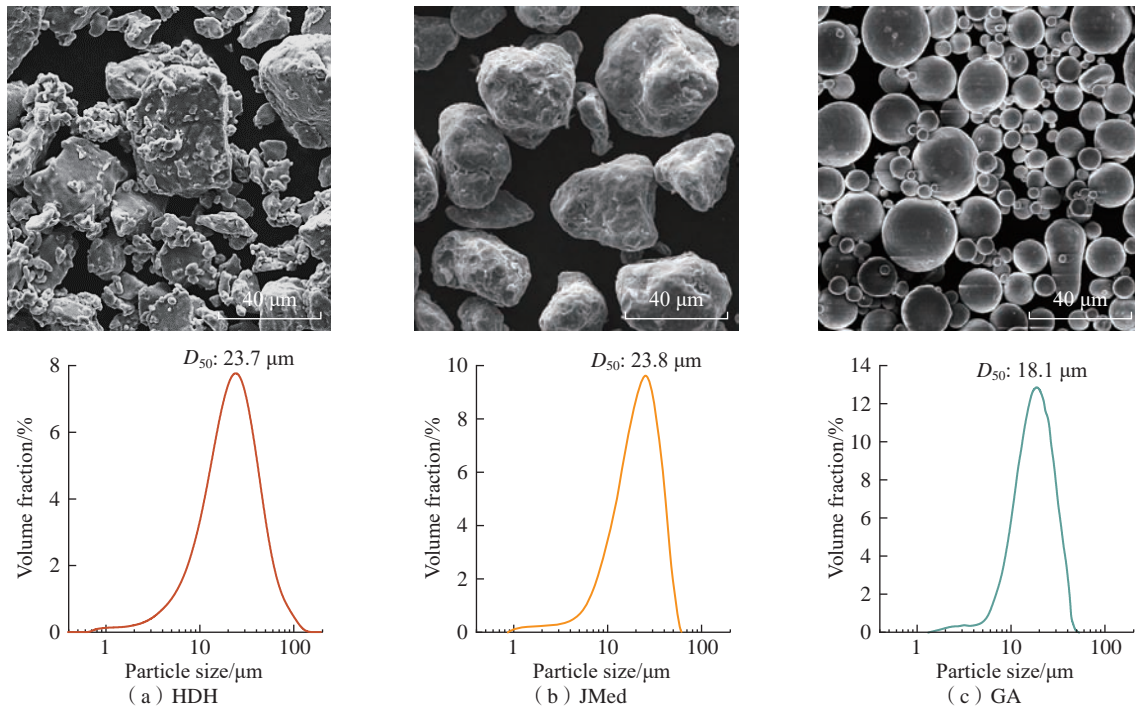


图 1 TC4 钛合金粉末的 SEM 及粒度分布曲线图

Fig.1 SEM and particle size distribution curves of TC4 titanium alloy powder

58%, JMed 粉末原料的极限固体负荷为 64%, GA 粉末原料的极限装载量为 69%。因此,本研究 3 种喂料的装载量分别确定为: HDH 56%、JMed 62%、GA 67%。

经过 JMed 处理之后, JMed 粉末体系极限装载量较 HDH 粉末体系显著提高了 6%, 与 GA 粉末体系的极限装载量仅差 5%, 这种差异主要归因于粉末形貌的区别。本研究通过将表面棱角分明的 HDH 粉经过 JMed 处理后, 对表面进行改性使其圆润光滑(图 1(b)), 有效提高了其喂料的粉末装载量; 而对于 GA 粉末而言, 由于其本身形貌为球形, 粉末颗粒在黏结剂体系中流动时, 不会由于颗粒的旋转对流动性产生较大的影响^[8]。相较于不规则的 HDH 粉末, JMed 粉末对黏结剂体系在注射过程中的影响更小, 黏度更低, 这是由于粉末颗粒对黏结剂体系的阻碍减弱了, 同时粉体颗粒之间的碰撞、摩擦的阻力也更小; 而且, 由于 JMed 之后球形度提高, 比体积(单位质量的黏粘剂所占有的体积)更小, 粉末颗粒之间的缝隙更少, 装载量也得到了较大的提高^[9], 更接近 GA 粉末的性能。

2.3 烧结致密度

图 3(a) 为经过 1300 °C 烧结 2 h 后 3 种不同粉末烧结件的外观照片。可以看出, 3 种粉末烧结件的表面

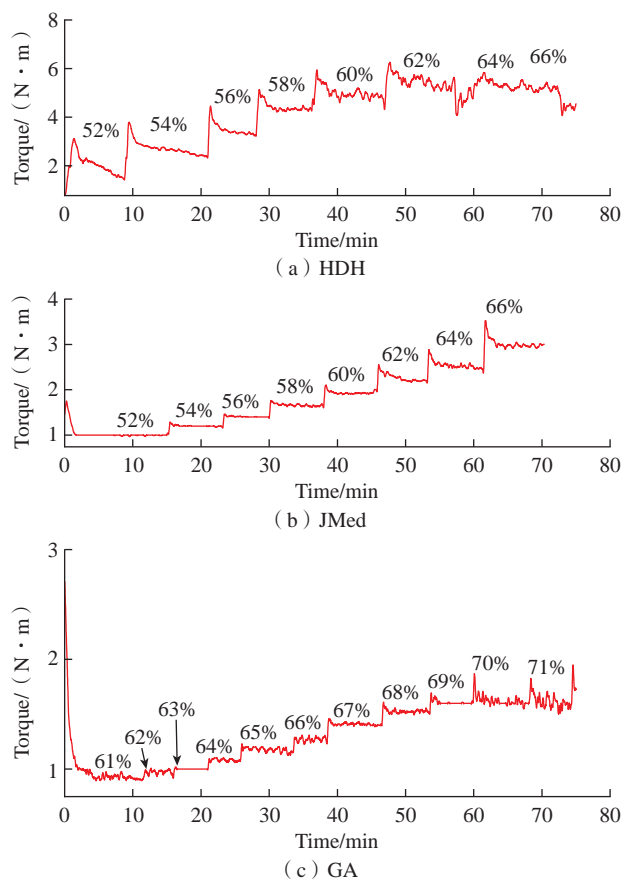


图 2 TC4 钛合金粉末喂料极限装载量测试
Fig.2 TC4 titanium alloy powder feed limit loading test

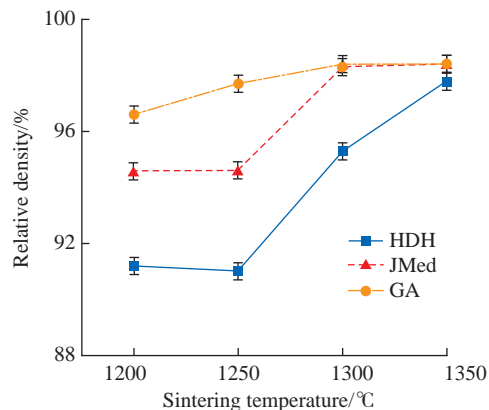
均具有金属光泽, 且无明显缺陷, 但其收缩率不同, 主要原因是 3 种喂料的粉末装载量不同。在 1200~1350 °C 烧结 2 h 后, 3 种粉末喂料制备的钛合金烧结件致密度见图 3(b)。可以看出, 随着烧结温度的升高, 致密度提高。GA 烧结件的致密化进程相较于其他两种试样更快, 这不仅是由于其装载量更高, 生坯粉末颗粒间隙更小, 还因为 GA 粉末的粒度更小(表 1、图 1(c)), 其表面能和烧结激活能最小, 故更有利于致密化^[14]。在 1300 °C 以上烧结时, GA 粉末烧结件和 JMed 粉末烧结件致密度变化不大, 并且两种烧结件致密度相当, 均在 98.4% 左右。HDH 烧结件在 1300 °C 及以下温度烧结时的致密度明显低于其他试样, 这主要是因为在其装载量不高的情况下, 粉末之间原始间隙较大, 烧结致密化难度较大。

2.4 显微组织

图 4 为 HDH、JMed、GA 3 种粉末样品在 1300 °C 烧结 2 h 后的显微组织照片。可以看出, GA 粉末烧结件的组织为魏氏组织, 主要是从原始 β 相中降温析出的针状次生 α 相组成, 而且组织内部较为致密, 并无明显残余孔隙出现。HDH 和 JMed 粉末烧结件的残余孔隙较多, 组织也较为相似, 都是由初生 α 相与次生 α 相组成



(a) 1300 °C 烧结 2 h 后 3 种 TC4 钛合金粉末烧结件外观



(b) 烧结温度对 3 种 TC4 钛合金粉末烧结致密度的影响规律

图 3 3 种 TC4 钛合金烧结件外观及致密度随烧结温度变化规律
Fig.3 Variation of appearance and density of three kinds of TC4 titanium alloy sintered parts with sintering temperature

的网篮状组织,次生针状 α 相被初生 α 相包围了起来。HDH和JMed粉末烧结件中的针状 α 相的长径比相较于GA粉末烧结件而言更小。这主要是由于在烧结过程中,GA粉末的粒径较小,表面能更大且氧含量更低,有助于烧结致密化过程。在相同的烧结时间下,GA粉末烧结件的原生 β 相异常长大,在冷却过程中发生相变,生成了长径比较大的针状 α 相。然而,相对于GA粉末,HDH和JMed粉末的粒径较大、氧含量较高、烧结激活能较高,致密化过程要相对较慢,在烧结过程中产生的初生 α 相得到保留,形成了独特的网篮状组织^[15]。

2.5 力学性能

图5为3种粉末烧结件的室温拉伸应力-应变关系曲线。可以看出,JMed粉末烧结件拥有最优的抗拉强度,GA粉末烧结件的综合力学性能更好,而HDH粉末烧结件的抗拉强度和延伸率均不如其他两种粉末原料烧结件。表3展示了3种粉末原料烧结件的力学性能与碳、氧杂质含量,可见3种制品的碳质量分数均在

0.110%左右,但JMed粉末烧结件的氧含量比GA粉末烧结件高出0.101%。这是由于GA粉末本身氧含量较低,注射坯中GA球形粉末颗粒之间形成的脱脂通道更加规律均匀,在脱脂阶段黏结剂更容易从中排出,避免了增氧;而对于JMed粉末烧结件来说,尽管相较于HDH粉末,烧结件球形度已经有所提高,但是由于在JMed过程中,粉末颗粒在球化整形的过程中产生了新鲜表面,该新鲜表面的存在更容易与氧元素发生反应,因此,JMed烧结件的氧含量为3种粉末原料制品中最高的。

由图4可见,氧含量较低的GA粉末烧结样品为塑性断裂特征,断口表面主要由韧窝构成,没有明显的解离现象发生;而HDH和JMed粉末烧结样品的断口类似,主要由韧窝和部分河流状花样的解离面构成,解离面以烧结残余孔隙或者粗大晶粒为扩展源发生解离。

一般来说,当氧含量较低时,钛合金断裂时为微孔聚集性断裂,以韧窝为特征,韧窝的数量越多,则延伸率越好,钛合金的塑性变形能力越好;氧含量较高时,钛合金的塑性变形能力降低,位错运动至障碍物处易发生塞积导致应力集中,并且位错增殖和运动所需的切应力较大,过高的应力集中无法松弛,微裂纹在界面行核,裂纹延解理面迅速扩展,造成脆性解理断裂^[16]。结

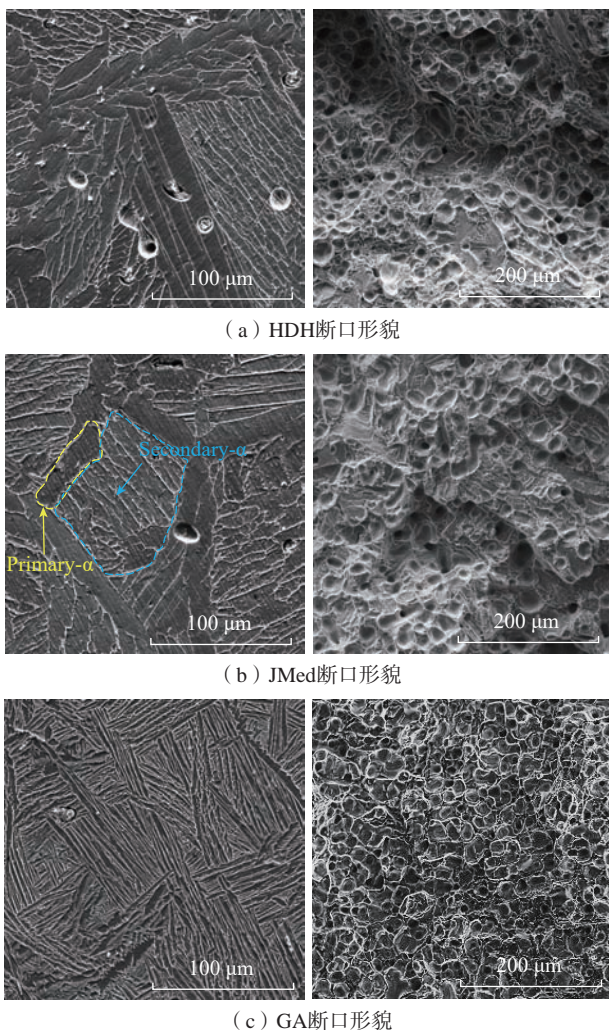


图4 钛合金粉末在1300 °C烧结2 h后的显微组织SEM图

Fig.4 SEM images of titanium alloy powder sintered at 1300 °C for 2 h

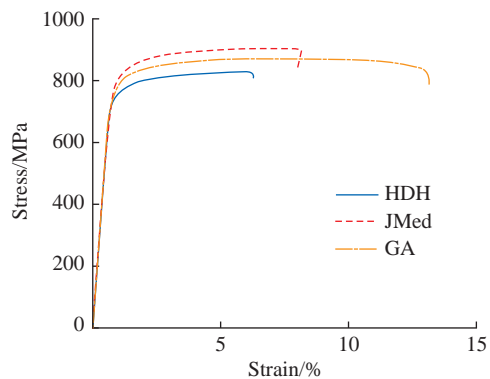


图5 3种粉末原料烧结件在1300 °C烧结2 h后的室温拉伸应力-应变曲线

Fig.5 Room-temperature tensile stress-strain curves of samples after sintering at 1300 °C for 2 h using three types of powders

表3 3种粉末原料烧结件在1300 °C烧结2 h后的室温拉伸性能与杂质含量

Table 3 Room-temperature tensile properties and impurity contents of samples after sintering at 1300 °C for 2 h using three types of powders

| 粉末类型 | 极限抗拉强度/MPa | 屈服强度/MPa | 延伸率/% | O质量分数/% | C质量分数/% | 相对密度/% |
|------|------------|----------|-------|---------|---------|--------|
| HDH | 829.3 | 739.4 | 6.11 | 0.216 | 0.105 | 95.3 |
| JMed | 904.2 | 809.1 | 8.14 | 0.261 | 0.116 | 98.3 |
| GA | 871.5 | 773.2 | 13.50 | 0.16 | 0.112 | 98.4 |

合图4可以看出, HDH和JMed粉末烧结样品相较GA粉末烧结样品, 晶粒尺寸更大, 烧结残余孔隙更多, 氧含量较高, 因此其塑性不如GA粉末烧结件。

对于钛合金产品来说, 氧元素的存在严重影响钛合金的力学性能, 尤其是塑性。当氧固溶于晶格间隙中时, 固溶强化使钛合金的强度升高, 塑性降低^[17]。从图5和表3可以看出, GA粉末烧结件的延伸率最高, 这主要是由于其氧含量在3种烧结件中最低, 对塑性影响较小; 而对JMed粉末烧结件来说, 由于固溶了较高的氧含量, 其强度比GA、HDH粉末烧结件更高, 但延伸率低于GA粉末烧结件; HDH粉末烧结件, 由于其致密度较低(95.3%), 其强度与延伸率均不如其他两种粉末制品。

3 结论

(1) 采用气流磨技术对不规则形貌的HDH钛合金粉末进行改性处理之后, JMed粉末球形度得到了提高, 粒度分布更加集中, 其喂料极限装载量(体积分数)较未处理的HDH粉末提高了6%, 显著地提升了HDH粉末喂料的装载量。

(2) JMed粉末注射件在相同烧结温度下烧结件的致密度大于未处理HDH粉末烧结件; 在烧结温度为1300℃时, JMed粉末烧结件致密度与GA粉末烧结件相当, 二者分别为98.3%与98.4%。

(3) 以JMed粉末为原料, 在1300℃烧结2h后, 其显微组织为典型的魏氏组织, 并获得如下室温力学性能: 抗拉强度904.2MPa、屈服强度809.1MPa、断裂延伸率8.14%, 其强度与GA粉末烧结件相当, 但JMed粉末原料成本较GA粉末降低了50%以上; 断裂形式为韧性断裂, 断口分布着均匀的韧窝以及少量解离面。

参考文献

[1] HARUN W S W, MANAM N S, KAMARIAH M S I N, et al. A review of powdered additive manufacturing techniques for Ti-6Al-4V biomedical applications[J]. Powder Technology, 2018, 331: 74-97.

[2] HAMIDI M F F A, HARUN W S W, SAMYKANO M, et al. A review of biocompatible metal injection moulding process parameters for biomedical applications[J]. Materials Science and Engineering: C, 2017, 78: 1263-1276.

[3] 张宝柱, 孙洁琼. 钛合金在典型民用飞机机体结构上的应用现状[J]. 航空工程进展, 2014, 5(3): 275-280.

ZHANG Baozhu, SUN Jieqiong. Recent applications of titanium alloys in typical commercial aircraft fuselage structure[J]. Advances in Aeronautical Science and Engineering, 2014, 5(3): 275-280.

[4] GISARIO A, KAZARIAN M, MARTINA F, et al. Metal additive manufacturing in the commercial aviation industry: A review[J]. Journal of Manufacturing Systems, 2019, 53: 124-149.

[5] DEGHAN-MANSHADI A, YU P, DARGUSCH M, et al. Metal injection moulding of surgical tools, biomaterials and medical

devices: A review[J]. Powder Technology, 2020, 364: 189-204.

[6] 喻岚, 李益民, 邓忠勇, 等. 采用氢化-脱氢(HDH)钛粉和氢化钛粉制备MIM Ti-6Al-4V合金[J]. 稀有金属材料与工程, 2005, 34(10): 1622-1626.

YU Lan, LI Yimin, DENG Zhongyong, et al. Preparation of P/M Ti-6Al-4V alloy using hydrogenation-dehydrogenation (HDH) powder and hydride powder[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2005, 34(10): 1622-1626.

[7] GUO S B, QU X H, HE X B, et al. Powder injection molding of Ti-6Al-4V alloy[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006, 173(3): 310-314.

[8] 崔珊, 张恩耀, 石芬. TC4钛合金粉末注射成形喂料性能研究[J]. 造纸装备及材料, 2022, 51(2): 48-50.

CUI Shan, ZHANG Enyao, SHI Fen. Study on feeding performance of TC4 titanium alloy powder injection molding[J]. Papermaking Equipment and Materials, 2022, 51(2): 48-50.

[9] 崔珊, 张恩耀, 胡可, 等. 粉末粒形对Ti-6Al-4V注射成形喂料显微形貌及流变性能的影响[J]. 粉末冶金工业, 2022, 32(4): 31-37.

CUI Shan, ZHANG Enyao, HU Ke, et al. Effect of powder particle shape on micro-morphology and rheological properties of Ti-6Al-4V injection molding feed[J]. Powder Metallurgy Industry, 2022, 32(4): 31-37.

[10] TAO Q Y, DING W W, CHEN G, et al. Effect of jet milling on HDH CP-Ti powders: Microstructure and properties[J]. Journal of Minerals, 2021, 73(10): 3102-3110.

[11] LIN D G, CHUNG S T, KWON Y S, et al. Preparation of Ti-6Al-4V feedstock for titanium powder injection molding[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2016, 30(4): 1859-1864.

[12] LIN D G, SANETRNİK D, CHO H, et al. Rheological and thermal debinding properties of blended elemental Ti-6Al-4V powder injection molding feedstock[J]. Powder Technology, 2017, 311: 357-363.

[13] 李睿. 钨粉颗粒粒度形貌优化及其近终成形[D]. 北京: 北京科技大学, 2018.

LI Rui. Optimization of particle size and morphology of tungsten powder and its near final forming[D]. Beijing: Beijing University of Science and Technology, 2018.

[14] 谢兴铖, 曹瑞军, 周增林, 等. 粉末装载量对WC-10Co注射成形工艺影响的研究[J]. 稀有金属, 2021, 45(10): 1275-1280.

XIE Xingcheng, CAO Ruijun, ZHOU Zenglin, et al. WC-10Co injection molding process with different powder loading[J]. Chinese Journal of Rare Metals, 2021, 45(10): 1275-1280.

[15] 杨晓霞, 马新武, 王广春. 金属粉末注射成形钛合金工艺研究[J]. 材料科学与工艺, 2021, 29(2): 90-96.

YANG Xiaoxia, MA Xinwu, WANG Guangchun. Research on the technology of metal powder injection molding of titanium alloy[J]. Materials Science and Technology, 2021, 29(2): 90-96.

[16] ERGÜL E, ÖZKAN GÜLSOY H, GÜNAY V. Effect of sintering parameters on mechanical properties of injection moulded Ti-6Al-4V alloys[J]. Powder Metallurgy, 2009, 52(1): 65-71.

[17] 罗铁钢, 毛新华, 符乃科, 等. 不同钛粉末的PIM烧结性能研究[J]. 稀有金属材料与工程, 2017, 46(S1): 104-108.

LUO Tiegang, MAO Xinhua, FU Naikē, et al. Sintering property of different titanium powders by PIM[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2017, 46(S1): 104-108.

通讯作者: 陈刚, 研究员, 研究方向为粉末冶金新材料新工艺。

(责编 七七)



成都国际工业博览会

Chengdu International Industry Fair

工业引领 赋能产业新发展

2024年4月24-26日 中国西部国际博览城

www.cdiif.com



同期展会



工业自动化



数控机床与
金属加工



工业机器人



新一代信息技术



新材料



节能与工业配套



汉诺威米兰展览(上海)有限公司
电话: 021-5045 6700
CDIIF@hmf-china.com



上海工业商务展览有限公司
电话: 021-2206 8388
CDIIF@shanghaiexpogroup.com



四川天府国际会展有限公司
电话: 028-8025 6232
stex@cdtf.gov.cn



四川鹏璨文化传媒有限公司
电话: 028-67646118
邮箱: CDIIF@pengcan.com

| 公司名称 | 位 置 | 索引号 |
|--------------------|-----|---------|
| 北京易加三维科技有限公司 | 封二 | 24-1001 |
| 北京韦林意威特工业内窥镜有限公司 | 封三 | 24-1005 |
| Seco公司 | 封底 | 24-1010 |
| 魏因加特纳机械制造有限公司 | 1 | 24-1032 |
| 埃马克（中国）机械有限公司 | 3 | 24-1022 |
| 斯达拉格公司 | 5 | 24-1014 |
| 约翰内斯·海德汉博士（中国）有限公司 | 7 | 24-1038 |
| 北京迪蒙数控技术有限责任公司 | 9 | 24-1011 |
| 北京东兴润滑剂有限公司 | 11 | 24-1004 |
| 上海柴孚机器人有限公司 | 13 | 24-1049 |
| 成都国际工业博览会 | 116 | 24-1082 |
| 第十三届中国数控机床展览会 | 118 | 24-1085 |

创造价值 贡献航空

2024年“复合材料”专刊征稿

选题背景

先进复合材料是应用于飞机、火箭、卫星、飞船等航空航天飞行器的理想材料。其应用已经成为评价航空航天器制造水平的重要标准，同时也是提高航空航天器结构先进性的重要物质基础和先导技术。为充分探讨复合材料在航空航天领域的发展及应用，《航空制造技术》继续出版复合材料专刊。诚挚邀请您对团队的研究成果进行论述，展示最新的研究进展，以期促进我国航空航天领域复合材料应用水平的提高。

征稿范围

自动化与低成本制造技术，如数字化制造技术、自动化制造技术、整体化成型技术、液体成型、预浸料拉挤成型技术、纺织复合材料和连续纤维增强热塑性复合材料制造技术等；复合工艺理论与制造模拟，如复合材料传热行为、复合体系传质与传压行为、应力与变形等；高性能增强材料与基体，如碳纤维、硼纤维、陶瓷、SiC、Al₂O₃、TiC、Ti、石墨烯等高性能增强材料，以及树脂基体、金属基体、陶瓷基体等材料。

投稿要求

- 论文要体现研究前沿、有创新性，综述或研究论文均可。
- 保证投稿论文的原创性。
- 投稿论文直接发送至邮箱wyp@amte.net.cn。

截稿日期

本征稿于2024年5月15日截止。

联系方式

责任编辑：王燕萍

联系电话：010-85700465-292

第十三届中国数控机床展览会

CHINA CNC MACHINE TOOL FAIR 2024

CCMT 2024



时间: 2024年4月8-12日

地点: 上海浦东 上海新国际博览中心

Date: April 8-12, 2024

**Venue: Shanghai New International Expo
Centre (Pudong, Shanghai)**

主办: 中国机床工具工业协会

承办: 中国机床工具工业协会

上海市国际展览(集团)有限公司



CMTBA微信订阅号

Sponsor: China Machine Tool & Tool Builders' Association (CMTBA)
Organizers: China Machine Tool & Tool Builders' Association (CMTBA)
Shanghai International Exhibition (Group) Co., Ltd. (SIEG)

广告索引号24-1085



Part of Waygate Technologies, Baker Hughes

Everest Mentor Visual iQ™ VideoProbe™ 系列

韦林超级一体化手持式工业视频内窥镜系统

一直被模仿，从未被超越



可搭载ADR人工智能辅助缺陷判断系统

单物镜相位扫描三维立体测量系统

整机一体化手持机式便携型设计

CCD原生像素值可达120万

叶片智能计数分析功能

北京韦林意威特工业内窥镜有限公司

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专门经销商

中国北京亚运村北辰汇欣大厦B座0901室至0907室 电话 (8610) 8499 1572 手机 (86) 13901023370 网站 www.everestbj.com



广告索引号24-1005

可持续之事

知之非艰,行之惟艰

然山高所行,正此难事



Made for Makers
secotools.com

广告索引号24-1010