

北航学报  
赠阅

ISSN 1001-5965  
CODEN BHHDE8



# 北京航空航天大学 学报

JOURNAL OF BEIJING UNIVERSITY OF  
AERONAUTICS AND ASTRONAUTICS



**2019-08**

Vol.45 No.8

目 次

多相流测量

电容成像双共轭梯度图像重建改进算法 ..... 马敏, 范广永, 孙颖 (1489)

小通道并联管干涸热动力学特性实验 ..... 李洪伟, 王亚成, 洪文鹏, 孙斌 (1495)

304 不锈钢两相流冲蚀腐蚀的实验研究 ..... 赵彦琳, 杨少帅, 姚军 (1504)

喷水推进泵临界空化工况空化流态试验 ..... 龙云, 冯超, 王路逸, 王德忠, 蔡佑林, 朱荣生 (1512)

微型探头-传感系统高频响应特性模型适应性 ..... 丁红兵, 李一鸣, 李金霞, 王超 (1519)

水介质中降落球形塑料颗粒与静止气泡的黏附行为 ..... 陈露阳, 孙志强 (1529)

基于超声多普勒与电导环的油水两相流流速测量 ..... 刘伟玲, 谭超, 董峰 (1536)

空间光学遥感器真空热试验工装模块化设计 ..... 周泽鑫, 孙志强, 徐冰, 洪扬 (1544)

基于波动光学的显微光场成像点扩散函数 ..... 顾梦涛, 宋祥磊, 张彪, 唐志永, 许传龙 (1552)

直连式甩油盘非均匀流动特性 ..... 叶宇隆, 金捷, 刘睿, 高翔, 王方 (1560)

上升气泡与塑料平板在纯水中的碰撞黏附行为 ..... 聂东强, 黄学章, 孙志强 (1569)

静电传感器测量固体颗粒质量流量实验研究 ..... 吴诗彤, 闫勇, 钱相臣 (1575)

超声加工技术

超声激励薄液膜 Faraday 波形成机理 ..... 高国富, 李康, 李瑜, 向道辉, 赵波 (1582)

附件化超声振动工作台设计及有限元优化分析 .....  
..... 王岩, 林彬, 东野广恒, 董颖怀, 赵静楠, 张晓峰 (1589)

钛合金超声振动钻削工艺特性仿真及试验研究 ..... 赵甘霖, 冯平法, 张建富 (1597)

钛合金薄壁件高速超声椭圆振动铣削机理和试验 ..... 张明亮, 张德远, 刘佳佳, 高泽, 韩雄 (1606)

CFRP 旋转超声辅助钻削的缺陷抑制机理及实验研究 .....  
..... 邵振宇, 姜兴刚, 张德远, 耿大喜, 李少敏, 刘大鹏 (1613)

10 kN 超声辅助塑性成形压力机设计与试验 ..... 雷玉兰, 韩光超, 盛超杰, 张召臣 (1622)

大端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆设计及应用 ..... 靳涛, 胡小平, 于保华 (1630)

超磁致伸缩超声换能器的磁路优化设计 ..... 刘强, 李鹏阳, 许光耀, 王权岱, 杨明顺 (1639)

航空科学

基于快速模拟退火的组合聚类算法 ..... 李红, 张志宾 (1646)

大角速度条件下星像运动轨迹建模及误差评估 ..... 何贻洋, 王宏力, 冯磊, 由四海, 陈志侃 (1653)

桁架拓扑优化几何稳定性判定法和约束方案比较 ..... 郝宝新, 周志成, 曲广吉, 李东泽 (1663)

多传感器协同识别跟踪多目标管理方法 ..... 庞策, 单甘霖, 段修生 (1674)

沉积环境下气膜冷却效率的实验 ..... 杨晓军, 于天浩, 崔莫含, 刘智刚 (1681)

CONTENTS

**Multiphase Flow Measurement**

- Improved capacitance imaging biconjugate gradient image reconstruction algorithm  
..... MA Min, FAN Guangyong, SUN Ying (1489)
- Experiment on thermodynamic characteristics of parallel mini-channel tube' dryout  
..... LI Hongwei, WANG Yacheng, HONG Wenpeng, SUN Bin (1495)
- Experimental study on erosion-corrosion of 304 stainless steel under two-phase flow condition  
..... ZHAO Yanlin, YANG Shaoshuai, YAO Jun (1504)
- Experiment on cavitation flow in critical cavitation condition of water-jet propulsion pump  
..... LONG Yun, FENG Chao, WANG Luyi, WANG Dezhong, CAI Youlin, ZHU Rongsheng (1512)
- Adaptability of high-frequency response characteristic model for micro probe-transducer system  
..... DING Hongbing, LI Yiming, LI Jinxia, WANG Chao (1519)
- Attachment behavior of falling spherical plastic particle on static bubbles in water medium  
..... CHEN Luyang, SUN Zhiqiang (1529)
- Oil-water two-phase flow velocity measurement based on ultrasonic Doppler and conductance ring  
..... LIU Weiling, TAN Chao, DONG Feng (1536)
- Modularization design of vacuum thermal test frock for space optical remote sensor  
..... ZHOU Zexin, SUN Zhiqiang, XU Bing, HONG Yang (1544)
- Point spread function of microscopic light field imaging based on wave optics  
..... GU Mengtao, SONG Xianglei, ZHANG Biao, TANG Zhiyong, XU Chuanlong (1552)
- Non-uniform flow characteristics of direct-connected fuel slinger  
..... YE Yulong, JIN Jie, LIU Rui, GAO Xiang, WANG Fang (1560)
- Collision and attachment behavior between rising bubble and plastic plate in pure water  
..... NIE Dongqiang, HUANG Xuezhong, SUN Zhiqiang (1569)
- Experimental study on mass flow measurement of solid particles using electrostatic sensors  
..... WU Shitong, YAN Yong, QIAN Xiangchen (1575)

**Ultrasonic Machining Technology**

- Formation mechanism of Faraday wave on thin liquid film excited by ultrasonic vibration  
..... GAO Guofu, LI Kang, LI Yu, XIANG Daohui, ZHAO Bo (1582)
- Design and finite element optimization analyses of accessory ultrasonic vibration working table  
..... WANG Yan, LIN Bin, DONGYE Guangheng, DONG Yinghui, ZHAO Jingnan, ZHANG Xiaofeng (1589)
- Simulation and experimental study on ultrasonic vibration drilling process characteristics of titanium alloy  
..... ZHAO Ganlin, FENG Pingfa, ZHANG Jianfu (1597)
- Mechanism and experiment of high-speed ultrasonic elliptical vibration milling of thin-walled titanium alloy parts  
..... ZHANG Mingliang, ZHANG Deyuan, LIU Jiajia, GAO Ze, HAN Xiong (1606)
- Defect suppression mechanism and experimental study on rotary ultrasonic-assisted drilling of CFRP  
..... SHAO Zhenyu, JIANG Xinggang, ZHANG Deyuan, GENG Daxi, LI Shaomin, LIU Dapeng (1613)
- Design of 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine and experiment  
..... LEI Yulan, HAN Guangchao, SHENG Chaojie, ZHANG Zhaochen (1622)
- Design and application of compound conical horn with cylinder at big end  
..... JIN Tao, HU Xiaoping, YU Baohua (1630)
- Optimal design for magnetic circuit in giant magnetostrictive ultrasonic transducer  
..... LIU Qiang, LI Pengyang, XU Guangyao, WANG Quandai, YANG Mingshun (1639)

**Aeronautical Science**

- Ensemble clustering algorithm based on rapid simulated annealing  
..... LI Hong, ZHANG Zhibin (1646)
- Star spot motion trajectory modeling and error evaluation under large angular velocity  
..... HE Yiyang, WANG Hongli, FENG Lei, YOU Sihai, CHEN Zhikan (1653)
- Comparison of determining methods and constraint schemes for geometric stability in truss topology optimization  
..... HAO Baoxin, ZHOU Zhicheng, QU Guangji, LI Dongze (1663)
- Management method for multiple sensors' recognizing and tracking multiple targets cooperatively  
..... PANG Ce, SHAN Ganlin, DUAN Xiusheng (1674)
- Experiment on gas film cooling efficiency in environment of deposition  
..... YANG Xiaojun, YU Tianhao, CUI Mohan, LIU Zhigang (1681)

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2019.0015

# 电容成像双共轭梯度图像重建改进算法



马敏\*, 范广永, 孙颖

(中国民航大学 电子信息与自动化学院, 天津 300300)

**摘 要:** 针对电容层析成像技术(ECT)逆问题中软场效应的影响,以及重建图像时使用的传统迭代类算法迭代次数多、成像速度慢等问题,将双共轭梯度(BICG)应用到电容层析成像技术中,为了得到更好的重建效果,提出了双共轭梯度与正则化思想相结合来求解逆问题的最佳解。通过 COMSOL5.3 软件进行建模,使用 MATLAB 2014a 进行图像重建与图像评估,分别使用 Tikhonov、Landweber、共轭梯度(CG)、BICG、所提改进算法进行图像重建。实验表明:所提改进算法的成像效果不仅优于其他迭代类算法,而且大大缩短了图像重建需要的时间;尤其对一些复杂流型成像效果更佳,图像错误率低至约 0.2,相关系数高达约 0.88,成像时间缩短至 2.77 s,迭代次数减少至 20 次。

**关键词:** 电容层析成像技术(ECT); 双共轭梯度(BICG)算法; 算法改进; 图像重建; COMSOL

中图分类号: TB971

文献标识码: A 文章编号: 1001-5965(2019)08-1489-06

航空发动机作为航空器的核心设备,其系统的结构复杂且长期工作于高温、高压的恶劣环境下,限制了一些传统设备对航空发动机尾气进行监测,基于电容层析成像技术(Electrical Capacitance Tomography, ECT)的航空发动机尾气检测系统为解决此问题提供了可能性。

ECT技术的优点在于非侵入性、安全性、响应速度快、安装便捷及成本低等,使得其在工业过程可视化检测中成为一项极具发展潜力的技术<sup>[1]</sup>。

1984年, Brown对电学成像技术进行了综述,并且提出了反投影算法<sup>[2]</sup>; 1985年, Murai和 Kagawa<sup>[3]</sup>根据 Geselowitz 灵敏度原理将灵敏度系数法引入到电学成像中; 1998年, Vauhkonen等<sup>[4]</sup>提出了卡尔曼滤波法,并将其应用到电学层析成像中; 1999年, 杨五强等<sup>[5]</sup>提出了改进的 Landweber 迭代算法,并成功应用到电学成像领域; 2002年, Kim等<sup>[6]</sup>研究出一种扩展的卡尔曼滤波算法;

2003年, 杨五强等<sup>[7]</sup>对 ECT 技术中常用的算法进行了综述; 2005年, 王化祥等<sup>[8]</sup>提出了基于灵敏度矩阵的奇异值分解理论及正则化共轭梯度(Conjugate Gradient, CG)法; 2007年, 王化祥等<sup>[9]</sup>提出了基于自适应网格的改进总变差算法。

本文将双共轭梯度(Biconjugate Gradient, BICG)算法引入到 ECT 技术中。为了得到更好的效果, 对该算法做了一些改进, 将 BICG 算法与正则化算法相结合, 并与传统的迭代类算法进行比较<sup>[10-11]</sup>。

## 1 ECT 系统

### 1.1 系统组成

传统的 ECT 系统主要由三大子系统组成: 传感器系统、数据采集系统和上位机成像系统。3 个系统具有各自的功能。传感器系统主要测量极板间的电容值, 数据采集系统将测得的电容值传输到上位机, 上位机通过软件及程序进行图像

收稿日期: 2019-01-16; 录用日期: 2019-02-02; 网络出版时间: 2019-03-15 16:40

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190314.0944.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190314.0944.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(U1733119)

\* 通信作者. E-mail: mm5739@163.com

引用格式: 马敏, 范广永, 孙颖. 电容成像双共轭梯度图像重建改进算法[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1489-1494.  
MA M, FAN G Y, SUN Y. Improved capacitance imaging biconjugate gradient image reconstruction algorithm[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1489-1494 (in Chinese).

重建,这就是一个简单的 ECT 系统的成像过程。

图 1 为传统 ECT 系统模型。

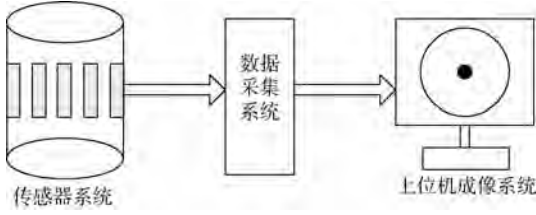


图 1 传统 ECT 系统模型

Fig. 1 Traditional ECT system model

### 1.2 算法介绍

CG 算法一般适用于求解大型线性方程,属于最速下降法的一种改进,误差不计的条件下,CG 算法在  $N$  步内就可以达到收敛效果。虽然 CG 算法在有限的步骤内就可到达收敛,但对于求解出的矩阵  $G$  来说, $N$  的取值是非常大的。因此,本文在经典 CG 算法的基础上引进了 BICG 算法来提高计算速度。BICG 算法使用 2 组共轭向量作为搜索方向,而 CG 算法仅使用 1 组共轭向量作为搜索方向,因此 BICG 算法的速度得到大幅度提高。如果系数矩阵  $A$  为实对称阵,且求解节点数较多时,BICG 算法收敛速度将会更快。通过实验仿真和数据对比,验证了 BICG 算法效果明显高于其他几种迭代类算法。图 2 为 BICG 算法的计算流程。

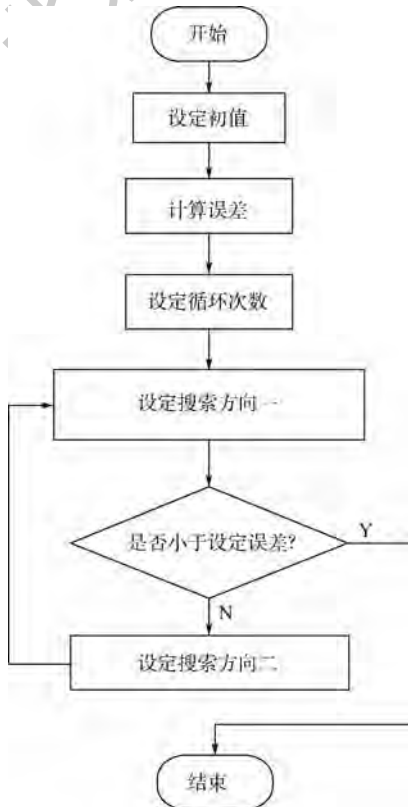


图 2 BICG 算法计算流程

Fig. 2 BICG algorithm calculation flowchart

## 2 仿真设计

仿真使用 COMSOL5.3 软件对 12 电极的 ECT 系统进行建模,对系统进行有限元分割,分割网络设置为  $64 \times 64$ ,共有 3 228 个有效单元,通过有效网络来求解场内的电容值及灵敏度分布情况,即 ECT 技术的正问题。空场材料的介电常数设为 1,屏蔽罩及电极的介电常数为 2.2,管道内被测物体的介电常数设为 4.2。图 3(a) 为电极数目为 12 的传统 ECT 系统模型,图 3(b) 为通过有限元分割后得到的模型。

通过有限元方法分割完网格后,对场内进行计算,计算结果可通过静电场电势(见图 4(a))及场内电场线分布情况(见图 4(b))呈现出来。

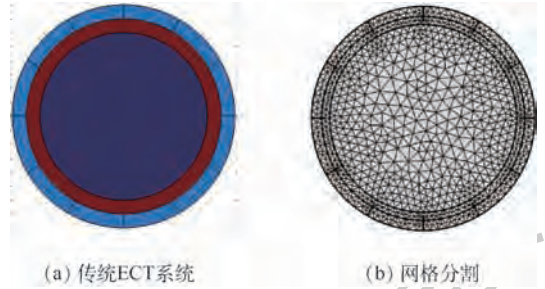


图 3 ECT 系统仿真

Fig. 3 ECT system simulation

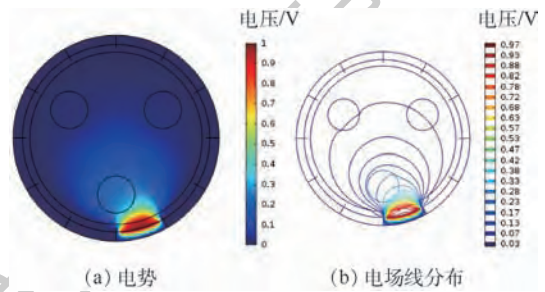


图 4 传感器电势分布

Fig. 4 Sensor potential distribution

## 3 图像重建算法

实验通过 5 种图像重建算法,即 Tikhonov 算法、Landweber 算法、CG 算法、BICG 算法及本文改进算法对各模型仿真进行图像重建<sup>[12-13]</sup>。

### 3.1 LBP 算法

LBP 算法基于以下 2 个理想条件:①灵敏度系数均匀分布在场内;②电容值与灵敏度矩阵和介质分布有关。

$$c = sg \tag{1}$$

$$g = s^T c \tag{2}$$

式中: $c$  为电容值矩阵; $s$  为灵敏度矩阵; $g$  为介质

分布向量;  $s^T$  为  $s$  的转置矩阵,用来代替  $s$  的逆矩阵。

### 3.2 Landweber 算法

Landweber 算法计算过程如下:

$$f(g) = 12 \|c - sg\|^2 \quad (3)$$

把式(3)展开为

$$f(g) = 12 (sg - c)^T (sg - c) \quad (4)$$

函数  $f(g)$  的最速下降方向,即梯度为

$$\nabla f(g) = s^T (sg - c) \quad (5)$$

以 LBP 算法作为图像初值, Landweber 算法为

$$\begin{cases} g_0 = s^T c \\ g_{k+1} = g_k + \alpha s^T (c - sg_k) \end{cases} \quad (6)$$

设  $\lambda_{\max}$  为  $s^T s$  的最大特征值,  $\alpha \leq 2\lambda_{\max}$  保证 Landweber 算法收敛。

### 3.3 CG 算法

CG 算法计算过程为:在式(7)的两边乘以  $S$  的转置矩阵  $S^T$ ,得到式(8)。

$$SG = C \quad (7)$$

$$S^T SG = S^T C \quad (8)$$

式中:  $S$  为灵敏度矩阵;  $G$  为介电常数矩阵;  $C$  为电容值。

1) 记初始灰度值为向量  $G_0$ , 设为零向量。

2) 给定参数令  $S^T S = S'$ ,  $S^T C = C'$ , 得到新的未知方程  $S'G = C'$ 。  $r_0 = C' - S'G_0$ ,  $p_0 = r_0$ ; 进行循环迭代计算。

3) 当  $k=0, 1, 2, \dots, n$  时, 进行循环计算。

$$\alpha_k = \frac{r_k^T r_k}{p_k^T S' p_k} \quad (9)$$

$$G_{k+1} = G_k + \alpha_k p_k \quad (10)$$

$$r_{k+1} = r_k - \alpha_k S' p_k \quad (11)$$

式中:  $p_k$  为第  $k$  次的搜索方向;  $r_k$  为残差向量。

如果  $\|r_k\| < e$  或  $k > n$ , 则停止, 否则进行式(12)的计算。其中:  $e$  为迭代终止的误差。

$$b_k = \frac{r_{k+1}^T r_{k+1}}{r_k^T r_k} \quad (12)$$

$$p_{k+1} = r_{k+1} + b_k p_k \quad (13)$$

转到式(11)。

### 3.4 BICG 算法

BICG 算法计算过程如下:

1) 记初始灰度值为向量  $G_0$ , 设为零向量。

2) 给定参数  $r_0 = C' - S'G_0$ ,  $p_0 = r_0$ ,  $p_{n0} = r_{n0}$ ,  $r_{n0}$  为  $r_0$  的共轭矩阵; 进行循环迭代计算。

3) 当  $k=0, 1, 2, \dots, n$  时, 进行循环计算。

$$\alpha_k = \frac{r_{tk}^T r_k}{p_{tk}^T S' p_k} \quad (14)$$

$$G_{k+1} = G_k + \alpha_k p_k$$

$$r_{k+1} = r_k - \alpha_k S' p_k$$

$$r_{t(k+1)} = r_{tk} - \alpha_{tk} S'^T p_{tk} \quad (15)$$

如果  $\|r_k\| < e$  或  $k > n$ , 则停止, 否则进行式(16)的计算。

$$b_k = \frac{r_{t(k+1)}^T r_{k+1}}{r_{tk}^T r_k} \quad (16)$$

$$p_{k+1} = r_{k+1} + b_k p_k$$

$$p_{t(k+1)} = r_{t(k+1)} + b_{tk} p_{tk} \quad (17)$$

转到式(16)。

### 3.5 Tikhonov 算法

正则化算法是以最小二乘准则及平滑准则作为理论依据计算的, 目标泛函为

$$\min J(G) = \min \|SG - C\|^2 + \alpha \|LG\| \quad (18)$$

式中:  $\alpha$  为正则化参数;  $L$  为正则化算子。

对于给定的正则化算子  $L$ , 选取合适的正则化参数  $\alpha > 0$ , 最小化方程, 可以得到 Tikhonov 算法的解为

$$G = (S^T S + \alpha L^T L)^{-1} S^T C \quad (19)$$

其原理就是引入一个正则化参数, 使原来不能求逆的矩阵可以求逆矩阵。设  $L$  为单位矩阵, 可得标准 Tikhonov 算法的解为

$$G = (S^T S + \alpha I)^{-1} S^T C \quad (20)$$

正则化参数  $\alpha$  的取值是至关重要的, 直接影响到图像重建的质量, 而且正则化参数  $\alpha$  的选择是很难确定的。本文实验选取的正则化参数为 0.003。

### 3.6 改进算法

本文改进算法是在 BICG 算法基础上加入了正则化的思想。传统的 BICG 算法应用时针对不同的流型所要的迭代次数会有很大的变化, 为了改进这一不足, 加入了正则化的思想。将 BICG 算法经过 Tikhonov 正则化后变为

$$(S^T S + \alpha I) G = S^T C \quad (21)$$

$$(S^T S + y_0 y_0^T) G = S^T C \quad (22)$$

式中:  $y_0 = S^T x_0$ ,  $x_0$  为正则化向量。选取合适的  $x_0$ , 令  $y_0 = S^T x_0$ ,  $S' = S^T S + y_0 y_0^T$ , 取初始灰度值  $G_0$  为零向量,  $r_0 = C' - S'G_0$ ,  $p_0 = r_0$ , 其循环迭代过程与 BICG 算法相同。

## 4 实验与分析

### 4.1 图像重建

运行 MATLAB 2014a 软件, 首先, 对建模完成的程序分别进行空场、物场、满场电容值和灵敏度的计算, 并进行归一化处理; 其次, 分别通过 Tikhonov 算法、Landweber 算法、CG 算法、BICG 算法

及改进算法等5种算法对各模型进行图像重建。仿真模型选择核心流、双泡流、三泡流、层流和环流。图像重建结果如图5所示。

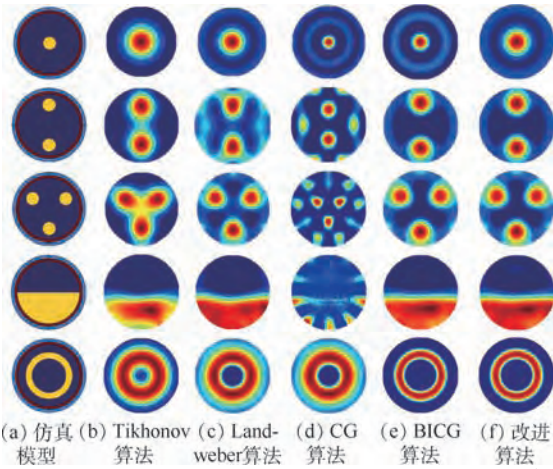


图5 各模型重建图像

Fig. 5 Reconstructed images of each model

### 4.2 图像重建分析

仿真实验中,通过计算重建图像的图像错误率(IME)和图像相关系数(CORR)来对重建图像进行评估,对重建图像的效果进行评价<sup>[14-15]</sup>。将Tikhonov算法、Landweber算法、CG算法、BICG算法及改进算法的重建图像的图像错误率和图像相关系数进行对比,分析改进算法的成像优缺点。图像错误率IME和图像相关系数CORR的计算公式分别为

$$IME = \frac{\|\hat{g} - g\|}{\|g\|} \quad (23)$$

$$CORR = \frac{\sum_{i=1}^n (\hat{g}_i - \bar{\hat{g}})(g_i - \bar{g})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (\hat{g}_i - \bar{\hat{g}})^2 \sum_{i=1}^n (g_i - \bar{g})^2}} \quad (24)$$

式中: $g$ 为仿真中设定的介电常数; $\hat{g}$ 为图像重建的介电常数; $\bar{g}$ 为 $g$ 和 $\hat{g}$ 的平均值。

由式(23)和式(24)计算得IME和CORR,分别如表1和表2所示。

通过数据对比可以看出,使用CG算法得到核心流模型的成像效果最佳,改进算法效果也相差不大,但BICG算法迭代次数少,成像时间快,

表1 IME计算值

Table 1 Calculated values of IME

仿真模型	Tikhonov 算法	Landweber 算法	CG 算法	BICG 算法	改进算法
核心流	0.3880	0.2537	0.2420	0.2857	0.2524
双泡流	0.4201	0.3813	0.4227	0.3512	0.3503
三泡流	0.4802	0.4254	0.5012	0.4003	0.4010
层流	0.5046	0.4213	0.9344	0.3612	0.3410
环流	0.6548	0.5826	0.5802	0.2013	0.2106

效率会更高一些。一般使用核心流模型验证传感器系统的基本性能。反观其他模型的图像重建数据对比,BICG算法和改进算法成像效果优于其他成像算法,尤其在环流模型中,其成像效果远远超出其他算法。

实验中,除了计算图像错误率和相关系数,还对各算法成像时间和迭代算法的迭代次数做了统计。表3为各成像算法数据对比。通过多次调节对比,各迭代算法选取的迭代次数不同,选择各算法最优成像效果。通过选择的迭代次数进行成像时长对比。由数据可以直接看出,改进算法迭代次数相对其他迭代类算法大大减少,而且成像时间也大大缩短。

表2 CORR计算值

Table 2 Calculated values of CORR

仿真模型	Tikhonov 算法	Landweber 算法	CG 算法	BICG 算法	改进算法
核心流	0.7012	0.8063	0.7901	0.7886	0.8095
双泡流	0.6325	0.6418	0.6558	0.7802	0.7795
三泡流	0.5361	0.5904	0.5418	0.6217	0.6223
层流	0.5241	0.6908	0.0130	0.7146	0.7134
环流	0.4529	0.4608	0.4621	0.8592	0.8786

表3 成像算法数据对比

Table 3 Comparison of imaging algorithm data

算法	迭代次数	成像时间/s
Tikhonov 算法		3.06
Landweber 算法	120	4.47
CG 算法	200	10.32
BICG 算法	50	3.12
改进算法	20	2.77

## 5 结论

1) 本文提出了将BICG算法应用到ECT技术,而且图像重建的分辨率更高,误差减小,通过仿真实验可以发现BICG算法的可行性,不同的流型都具有较好的成像效果,得到更高质量的重建图像,大幅度缩短重建图像的成像时间,可以更好地应用于在线监测。

2) 针对不同流型所对应的参数和迭代次数有所不同,而且变化幅度较大,在实际应用中可能会受到一些约束,为此将BICG算法与正则化算法相结合,通过调节一个正则化参数便可得到较好的成像效果。

3) 为使改进算法在ECT技术和其他领域可以得到更广泛、更有效的应用,还需要对其进行进一步的研究和发展。

## 参考文献 (References)

- [ 1 ] 张立峰. 压缩感知在电容层析成像中的应用[J]. 北京航空航天大学学报, 2017, 43(11): 2316-2321.  
ZHANG L F. Application of compressed sensing in electrical capacitance tomography [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2017, 43(11): 2316-2321 (in Chinese).
- [ 2 ] BROWN B E. International society for reef studies [J]. Coral Reefs, 1984, 3(1): 58.
- [ 3 ] KAGAWA Y, MURAI T. Numerical simulation of acoustic levitation [C] // IEEE 1985 Ultrasonics Symposium. Piscataway, NJ: IEEE Press, 1985: 198574.
- [ 4 ] VAUHKONEN M, KARJALAINEN P A, KAIPIO J P. A Kalman filter approach applied to the tracking of fast movements of organ boundaries [C] // Proceedings of the 20th Annual International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society. Piscataway, NJ: IEEE Press, 1998: 6345874.
- [ 5 ] YANG W Q, SPINK D M, YORK T A, et al. An image reconstruction algorithm based on Landweber's iteration method for electrical capacitance tomography [J]. Measurement Science and Technology, 1999, 10(11): 1065-1069.
- [ 6 ] KIM D K, KIM S B, KIM H K. Image processed tracking system of multiple moving objects based on Kalman filter [J]. KSME International Journal, 2002, 16(4): 427-435.
- [ 7 ] YANG W Q, STOTT A L, GAMIO J C. Analysis of the effect of stray capacitance on AC-based capacitance transducer for tomography [J]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2003, 52(5): 1674-1681.
- [ 8 ] 王化祥, 朱学明, 张立峰. 用于电容层析成像技术的共轭梯度算法[J]. 天津大学学报, 2005, 38(1): 1-4.  
WANG H X, ZHU X M, ZHANG L F. Conjugate gradient algorithm for electrical capacitance tomography [J]. Journal of Tianjin University, 2005, 38(1): 1-4 (in Chinese).
- [ 9 ] 王化祥, 胡理, 赵波. 基于自适应网格剖分的 EIT 图像重建算法 [C] // 中国生物医学工程进展——2007 中国生物医学工程联合学术年会, 2007: 5.  
WANG H X, HU L, ZHAO B. EIT image reconstruction algorithm based on adaptive meshing [C] // Progress in Biomedical Engineering in China—2007 China Biomedical Engineering Joint Academic Annual Meeting, 2007: 5 (in Chinese).
- [ 10 ] 田沛, 秦京建, 秦旭刚. 基于两相流电容层析成像系统的正则化 Landweber 算法 [J]. 仪器仪表用户, 2018, 25(9): 90-92.  
TIAN P, QIN J J, QIN X G. Regularized Landweber algorithm based on two-phase electrical capacitance tomography system [J]. Instrumentation Users, 2018, 25(9): 90-92 (in Chinese).
- [ 11 ] 袁俊峰. 基于并行稳定双共轭梯度算法的不可压缩管流数值模拟 [D]. 杭州: 杭州电子科技大学, 2013.  
YUAN J F. Numerical simulation of incompressible tube flow based on parallel stable double conjugate gradient algorithm [D]. Hangzhou: Hangzhou University of Electronic Science and Technology, 2013 (in Chinese).
- [ 12 ] 彭政, 陈东方, 王晓峰. 正则化超分辨率重建过程的自适应阈值去噪 [J]. 计算机应用, 2017, 37(7): 2084-2088.  
PENG Z, CHEN D F, WANG X F. Adaptive threshold denoising of regularized super-resolution reconstruction process [J]. Journal of Computer Applications, 2017, 37(7): 2084-2088 (in Chinese).
- [ 13 ] 陈德运, 陈宇, 王莉莉, 等. 基于改进 Gauss-Newton 的电容层析成像图像重建算法 [J]. 电子学报, 2009, 37(4): 739-743.  
CHEN D Y, CHEN Y, WANG L L, et al. Image reconstruction algorithm based on improved Gauss-Newton for electrical capacitance tomography [J]. Chinese Journal of Electronics, 2009, 37(4): 739-743 (in Chinese).
- [ 14 ] CUI Z, WANG H, YIN W. Electrical capacitance tomography with differential sensor [J]. IEEE Sensors Journal, 2015, 15(9): 5087-5094.
- [ 15 ] 马平, 司志宁. 基于小波变换的 CT/ECT 图像融合方法 [J]. 计量学报, 2018, 39(4): 536-540.  
MA P, SI Z N. CT/ECT image fusion method based on wavelet transform [J]. Acta Metrologica Sinica, 2018, 39(4): 536-540 (in Chinese).

## 作者简介:

马敏 女, 博士, 教授, 硕士生导师。主要研究方向: 无损检测及新型传感器。

范广永 男, 硕士研究生。主要研究方向: 无损检测及新型传感器。

孙颖 女, 硕士研究生。主要研究方向: 无损检测及新型传感器。

# Improved capacitance imaging biconjugate gradient image reconstruction algorithm

MA Min<sup>\*</sup>, FAN Guangyong, SUN Ying

(College of Electronic Information and Automation, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China)

**Abstract:** Aimed at the influence of the soft field effect on the inverse electrical capacitance tomography (ECT) problem and to solve the problems that the traditional iterative algorithm used to reconstruct images has numerous iteration times, and that the imaging speed is slow, for the first time, biconjugate gradient (BICG) is applied to the capacitance tomography technology. In order to obtain a better reconstruction effect, a BICG and regularization idea are combined to solve the optimal solution of the inverse problem. The experiment was modeled by COMSOL5.3 software and MATLAB 2014a was used for image reconstruction and image evaluation. The images were reconstructed using Tikhonov, Landweber, conjugate gradient (CG), BICG and improved biconjugate gradient algorithm. Experiments show that the effect of the improved biconjugate gradient algorithm is not only better than other iterative algorithms, but also greatly reduces the time required for image reconstruction. The experimental results show that the biconjugate gradient algorithm has better imaging effect in some complicated flow patterns. The error is as low as 0.2, the correlation coefficient is as high as 0.88, the imaging time is reduced to 2.77 s, and the number of iterations is reduced to 20 times.

**Keywords:** electrical capacitance tomography (ECT); biconjugate gradient (BICG) algorithm; algorithm improvement; image reconstruction; COMSOL

**Received:** 2019-01-16; **Accepted:** 2019-02-02; **Published online:** 2019-03-15 16:40

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190314.0944.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190314.0944.001.html)

**Foundation item:** National Natural Science Foundation of China (U1733119)

**\* Corresponding author.** E-mail: mm5739@163.com

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0633

# 小通道并联管干涸热动力学特性实验



李洪伟\*, 王亚成, 洪文鹏, 孙斌

(东北电力大学 能源与动力工程学院, 吉林 132012)

**摘 要:** 针对小通道并联管在沸腾传热过程中传热不稳定的问题, 对小通道并联管在干涸时的热动力学特性进行研究。首先, 通过观察小通道并联管内干涸点前后流型的转变, 将流型分成环状预警区、干涸初始点区和雾状干涸区 3 个区域。对 3 个流型下并联通道沸腾传热过程中通道内工质干度和传热系数的变化进行分析, 发现随着干涸的发展, 通道沸腾传热系数下降明显。然后, 对通道 3 个流型下的压降信号, 通过自适应最优核时频表示法 (AOK-TFR)、自回归 (AR) 模型功率谱分析法和递归图分析法进行分析, 发现在干涸初始点区, 通道内反复出现干涸现象, 且回流现象严重。最后, 通过对递归图分析法中特性参数归纳总结, 得到干涸初始点区与环状预警区、雾状干涸区的区别, 实现通过压降信号检测干涸的目的。研究结果可对小通道沸腾传热领域中的热动力学特性进行补充和完善。

**关键词:** 气液两相流; 热动力学特性; 干涸; 递归图; 递归特征量

**中图分类号:** O359.1

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1495-09

小通道的结构紧凑, 单位面积传热效率高, 具有体积小、质量轻、密封性好的优点。因此, 小通道沸腾传热特性被越来越多不同领域的学者所关注, 在航空航天、核反应堆、燃料电池等散热量大的设备中都有涉及。其中, 小通道在解决航空航天器发动机散热冷却问题上展现出极大的优势<sup>[1-3]</sup>。小通道内的沸腾传热可以分为过冷沸腾区、饱和核态沸腾区、强制对流换热区、缺液区、蒸汽传热区。缺液区中的干涸现象, 导致沸腾传热存在传热不稳定现象, 进而造成传热效率下降, 严重时将导致传热设备泄漏。因此, 许多学者通过模拟、试验、计算等手段对缺液区中的干涸现象进行研究。

彭传新等<sup>[4]</sup>对自然循环下的小通道的临界热流密度进行研究, 发现自然循环系统矩形实验本体增加功率后, 环状流液膜逐渐干涸, 流型转变

成弥散流; 同时附在加热壁面的液膜消失, 摩擦压降迅速减小, 虽然重力压降也出现明显的上升趋势, 但实验本体总压降下降, 导致自然循环流量出现明显的上升。宗露香等<sup>[5]</sup>通过对三角硅基小通道中沸腾传热不稳定性的研究, 发现在单相液体区域内, 压降随着热流密度增大略微升高, 温度线性升高; 气液两相流区域内, 随着热流密度增大, 压降迅速增大, 温度指数式上升。杜保周等<sup>[6]</sup>对微肋通道中沸腾临界热流密度 (CHF) 特性进行研究, 发现微肋片的存在大大减小了沸腾的反向流动和流动沸腾的不稳定性, 且微肋阵通道的临界热流密度比光滑微通道更高。毛宇飞等<sup>[7]</sup>通过对螺旋管内干涸特性的研究, 获得了干涸发生时螺旋管圈壁温的分布特征, 并得到压力、质量流速和壁面热流密度这 3 个参数对临界热流密度的影响规律。上述研究是对不同结构小通道

收稿日期: 2018-11-05; 录用日期: 2019-02-25; 网络出版时间: 2019-02-27 16:24

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190226.1740.003.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190226.1740.003.html)

基金项目: 国家自然科学基金 (51406031); 吉林省科技厅基金 (20160520032JH, 20170101123JC)

\* 通信作者. E-mail: lihongweihw@163.com

**引用格式:** 李洪伟, 王亚成, 洪文鹏, 等. 小通道并联管干涸热动力学特性实验[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1495-1503. LI H W, WANG Y C, HONG W P, et al. Experiment on thermodynamic characteristics of parallel mini-channel tube 'dry-out' [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1495-1503 (in Chinese).

中沸腾传热不稳定性的研究,其中由于矩形小通道结构简单、易于封装、流动阻力小、不易堵塞,被广泛关注。

Shen 等<sup>[8]</sup>通过对直流蒸发器的干涸现象及瞬态传热模拟,得出当一次侧的冷却剂质量流量和焓降低时,预热区和核沸腾区的长度增加,出口蒸汽过热度降低,干涸点向下游移动。Jiang 等<sup>[9]</sup>发现 CO<sub>2</sub> 在微小通道沸腾传热过程中,热通量对传热系数有显著影响,热通量的增加会促进核沸腾传热,使传热系数增大,加速干涸过程,同时热通量的变化会影响到干涸阶段的蒸汽品质。Sun 等<sup>[10]</sup>对干涸后热偏差模型进行建模研究,发现干涸的发生导致壁面直接接触蒸汽,壁温升高,传热性能急剧下降。Statham 和 Novog<sup>[11]</sup>提出在质量受限的低质量范围的高热流密度下,液滴的沉积不足以冷却表面,因此当连续液膜干燥时就发生干涸。Bao 等<sup>[12]</sup>在方槽中进行了干涸试验研究,结果表明,随着质量流速的增加和入口蒸汽质量的降低,干涸热通量增加;此外,随着热流密度的增加,干涸点处壁温逐渐增大,干涸点的位置向试验段进口移动。Dalkılıç 等<sup>[13]</sup>发现在低的蒸气质量下,热通量在增加传热系数中起主要作用,而质量通量的影响是可以忽略的;随着热通量的增加,对流沸腾开始控制传热机理,传热系数随着蒸汽质量和质量流量的增加而增加,直到出现干涸点。

尽管小通道内干涸现象已经引起国内外学者的重视,但相较于国外,国内对于小通道沸腾传热的研究并不完善,研究多集中于提高临界热流密度和抑制通道的不稳定性,对于引起通道不稳定的干涸现象并没有进行相关的分析。本文重点研究了与干涸有关的 3 个区域(环状预警区、干涸初始点区和雾状干涸区),对其进行了干度和传热系数的计算,得到干涸点附近的干度和传热系数的分布情况,揭示随干涸发展的热力学变化特性。同时,利用自适应最优核时频表示法(AOK-TFR)、自回归(AR)模型功率谱分析法和递归图分析法对通道压降时间序列信号进行处理,得到随干涸发展动力学特性的变化。通过递归图分析后得出的 3 个特征数揭示 3 个区域的递归特性常数的变化特性。本文的研究为小通道并联管干涸的检测和预测提供了理论基础。

## 1 小通道结构和实验系统

实验段结构和实物分别如图 1 和图 2 所示。实验台是通过螺钉连接的 4 层结构体,下层为铝

板,并开有 4 个直径  $d = 1.5 \text{ mm}$  测温孔,上面为 9 个并联小通道(见图 3,通道槽宽  $W_H = 2 \text{ mm}$ ,通道肋宽  $W_C = 2 \text{ mm}$ ,通道高  $H = 2 \text{ mm}$ )组成。该通道开有 2 个进出口压力测孔和进出口温度测孔。通道上部覆盖石英玻璃盖板实现实验通道段可视化。最上层为上层夹板。

实验台包括工质流体循环系统、制冷系统和数据采集系统,如图 4 所示。工质流体循环系统包括液体储存器、泵、预热器、实验段。实验段包括用于测试传热系数和压降的蒸发部分、用于观察两相流动模式的可视化部分。工质循环过程为:工质从液体储存器中流出,经过流量计进入预热器,达到饱和液体温度后进入实验吸热,从实验段流出的工质流经水冷装置冷却,冷却后经过过滤器,过滤后的工质重新回到液体储存器完成一个完整的工质循环。实验中使用 2 个校准的 PT100 铂电阻(外径为 5 mm,精确度为  $\pm 0.2^\circ\text{C}$ )和 4 个 K 型(外径为 1.5 mm,精确度为  $\pm 0.2^\circ\text{C}$ )

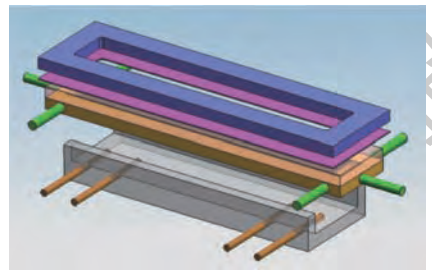


图 1 实验段结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of experimental section structure



图 2 实验段实物图

Fig. 2 Photo of experimental section

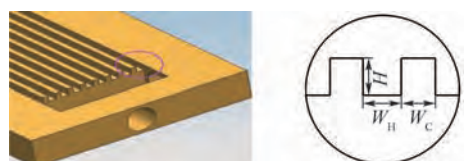


图 3 小通道并联管结构示意图

Fig. 3 Schematic diagram of parallel mini-channel tube structure

热电偶为测量温度设备。使用 2 个罗斯蒙特压力传感器测量压力。实验系统中的驱动设备为



图 4 实验装置

Fig. 4 Experimental device

BT100M 数字转速型蠕动泵搭配 YZ1515x 泵头。蠕动泵的流速范围为 0.007 ~ 380 mL/min, 流速误差小于 5%。实验工质采用制冷剂为 R141b, 物性参数如表 1 所示。

本文通过观测流型, 记录各流型的时间参数, 将采集的温度信号和压力信号进行分区计算。图 5 为小通道并联管的流型。本文重点研究与干涸相关的区域(即环状预警区、干涸初始点区和雾状干涸区)的热动力学特性。

表 1 R141b 制冷剂物性参数

Table 1 Physical properties of R141b refrigerant

参数	沸点/ ℃	分子量	比热/(kJ· (kg·℃) <sup>-1</sup> )	密度/(g· cm <sup>-3</sup> )	蒸发潜热/ (kJ·kg <sup>-1</sup> )
数值	32.05	116.95	1.16	1.227	233.0

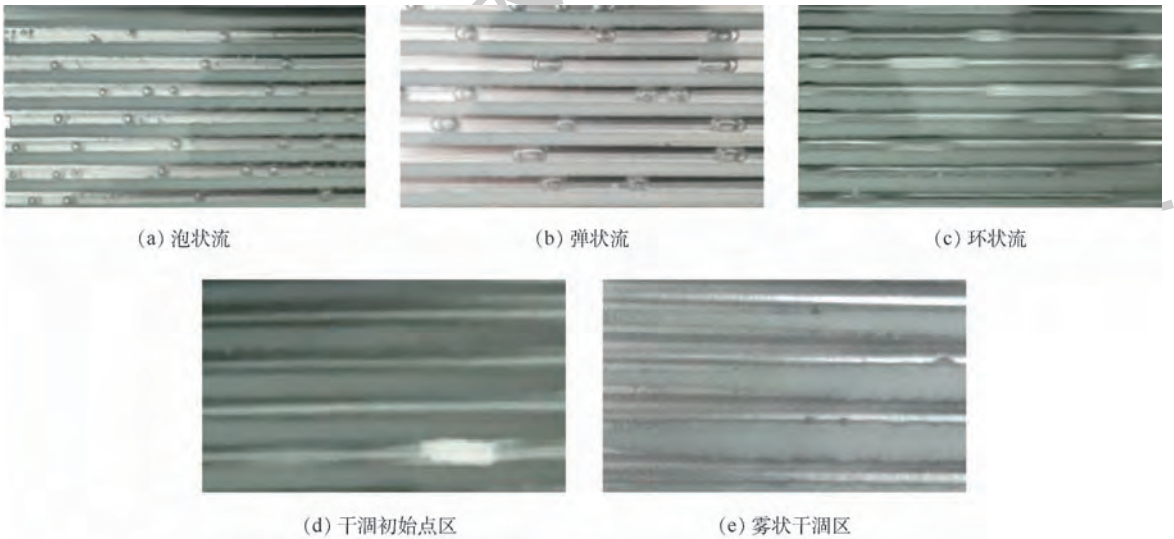


图 5 小通道并联管流型图

Fig. 5 Flow pattern of mini-channel parallel tube

## 2 干涸及干涸后的传热特性

制冷剂工质在并联管中加热后依次出现过冷沸腾区、饱和核态沸腾区、强制对流换热区、缺液区、蒸汽传热区 5 个热力学区。通过可视化观测得到的两相流型变化为泡状流、弹状流、环状流、干涸初始点区、雾状干涸区 5 个流型区域。本文对不同区域内制冷剂工质的干度和传热系数进行计算。图 6 为各流型下工质进出口温差。

### 2.1 干度计算

干度  $x$  的计算式为

$$x = \frac{Q_{pre} + Q - gc_{p,l}(T_{sat} - T_{pre,in})}{gh_{1,v}} \quad (1)$$

式中:  $Q_{pre}$  为测量表测得预热器加热量, kJ;  $Q$  为加

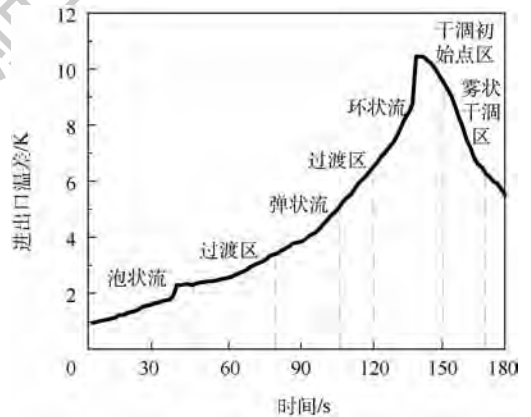


图 6 工质进出口温差

Fig. 6 Temperature difference of working medium between entrance and exit

热板加热量,  $\text{kJ}$ ;  $g$  为制冷剂质量流量,  $\text{kg/s}$ ;  $c_{p,l}$  为制冷剂的比热,  $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ ;  $T_{\text{sat}}$  为制冷剂饱和温度,  $\text{K}$ ;  $T_{\text{pre,in}}$  为冷凝器入口温度,  $\text{K}$ ;  $h_{l,v}$  为制冷剂蒸发潜热,  $\text{J/kg}$ 。

图 7 为不同流量下制冷剂干度在不同区域内的分布情况。

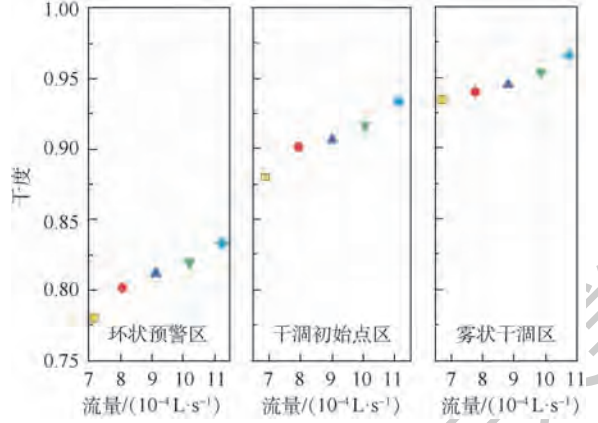


图 7 不同区域内制冷剂干度分布

Fig. 7 Dryness distribution of refrigerant in different regions

## 2.2 传热系数计算

制冷剂吸收的热量为

$$Q_f = gc_{p,l}(T_{\text{out}} - T_{\text{in}}) \quad (2)$$

式中:  $T_{\text{out}}$  为通道出口温度,  $\text{K}$ ;  $T_{\text{in}}$  为通道进口温度,  $\text{K}$ 。

热偏差为

$$\varepsilon = \frac{|Q - Q_f|}{Q} \quad (3)$$

经过计算热偏差在 2% 以内, 可以达到精度要求。

借鉴 Qu 和 Mudawar<sup>[14]</sup> 对矩形微槽道两相传热特征分析法, 利用能量守恒方程, 可得

$$h = \frac{q(W_H + W_C)}{(T_w - T_{\text{sat}})(W_C + 2\eta H)} \quad (4)$$

式中:  $h$  为沸腾传热系数,  $\text{kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ;  $q$  为热流密度,  $\text{W}/\text{m}^2$ ;  $W_H$  和  $W_C$  分别为槽宽和肋宽,  $\text{mm}$ ;  $T_w$  为壁面温度,  $\text{K}$ ;  $\eta$  为肋片效率。

肋片效率定义为

$$\eta = \frac{\tanh(mH)}{mH} \quad (5)$$

式中:  $m$  为肋片参数, 定义为

$$m = \sqrt{\frac{2h}{\lambda W_C}} \quad (6)$$

式中:  $\lambda$  为铜的导热系数,  $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。

本文实验通过调压器改变加热板输出功率。热流密度  $q$  的计算公式为

$$q = \frac{Q}{S_h} \quad (7)$$

式中:  $S_h$  为实验段有效受热面积。

图 8 为传热系数在不同区域的分布情况。

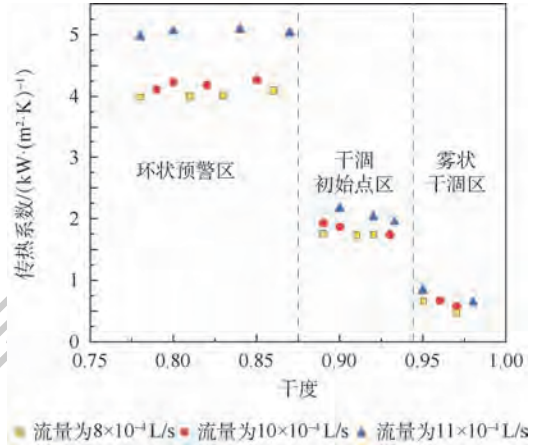


图 8 不同区域内制冷剂传热系数分布

Fig. 8 Distribution of heat transfer coefficient of refrigerant in different regions

综上, 小通道并联管干涸的热力学特性表现为: 进出口温差随着干涸的发展呈现出先增大后减小的趋势, 且在干涸初始点区内出现最大温差; 传热系数随着干度的增加而降低, 由环状预警区发展为干涸初始点区过程中传热系数下降最明显。由此可见, 干涸点的出现极大地影响了小通道并联管的换热性能。在沸腾传热过程中, 流动与传热具有强耦合机制, 本文对进出口压降的时间序列进行分析, 得出干涸相关区域的动力学特性, 同时利用递归图的 3 个递归特性参数实现对干涸进程的判断。

## 3 干涸热动力学特性

实验中, 压降信号采集频率为 200 Hz, 采样时间为 120 s, 每组流动工况采集 24 000 个点。流量范围为 0.007 ~ 380 mL/min, 本文实验的数据采集系统选用 National Instruments 的 NI DAQ-9174 机箱插入 NI9213 数据采集模块。

### 3.1 AOK-TFR

AOK-TFR 是一种新的时频分析方法, 在波信号动态挖掘方面具有显著的优势, 主要应用在两相流计算中。

图 9 为工质流量为  $11 \times 10^{-4} \text{ L/s}$  时数据采集器采集的压力信号经过 AOK-TFR 处理后的时频谱图。图 9(a) 处于环状预警区, 时频图中有明显的能量集中部分, 且能量集中点分散, 随着时间的发展, 能量集中更加明显。这是由于该流态下

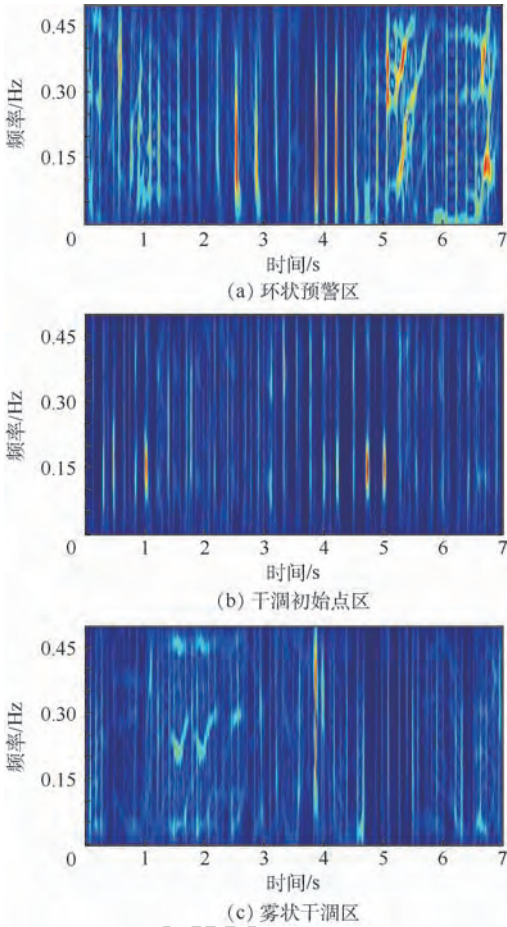


图 9 AOK-TFR 处理后的频谱图

Fig. 9 Spectrogram based on AOK-TFR

通道内发生干涸前,通道底部覆盖一层液膜,液膜的厚度会因为气液两相流的流动发生波动,导致压力波动信号极不稳定,频谱能量分布呈现非周期性分布。同时,随着热流密度的增加,通道内底部液膜变薄,汽塞现象加剧,导致能量分布集中且分散。图 9(b)处于干涸初始点区,时频图中存在 3 个明显的能量集中,证明通道内的气液两相信号出现反复。这是由于在干涸初始点区通道出现干涸点,部分地方液膜被蒸干,液相减少,气相增多,其压力信号较环状预警区的压力信号更为平稳,但干涸点的反复浸润使得压降信号存在间歇性变化。图 9(c)的时频图则均匀分布在光滑区域内,仅存在一个明显的能量集中,频谱图没有出现明显的特征。频谱图会出现上述特征,是由于雾状干涸区,通道大面积干涸,出口处气相流动占主导地位,液相被蒸干,因此不存在反复浸润现象,仅存在轻微回流现象,通道内的液体均匀分布在气体中。而此时工质能量小,导致压降幅值降低,进而使得压降时间序列随机,且不会出现明显峰值。

综上所述,干涸及干涸后的热动力学特性表

现为:随着干涸的发展,气相逐渐增多,液相逐渐减少,工质的平均密度降低。由于实验流量不变,工质密度下降,引起平均流速增加,摩擦阻力增大。当达到干涸后,沸腾不稳定性增大,干涸点迅速向上流通道蔓延,导致汽塞现象,使得压降急剧降低,波动趋于稳定。

### 3.2 自回归模型功率谱分析法

自回归模型功率谱分析法是一种以频域内的各种特性为主要研究内容,可以提取频域内被噪声淹没的有用信息的方法。

图10为工质流量为 $11 \times 10^{-4}$  L/s时实验段压

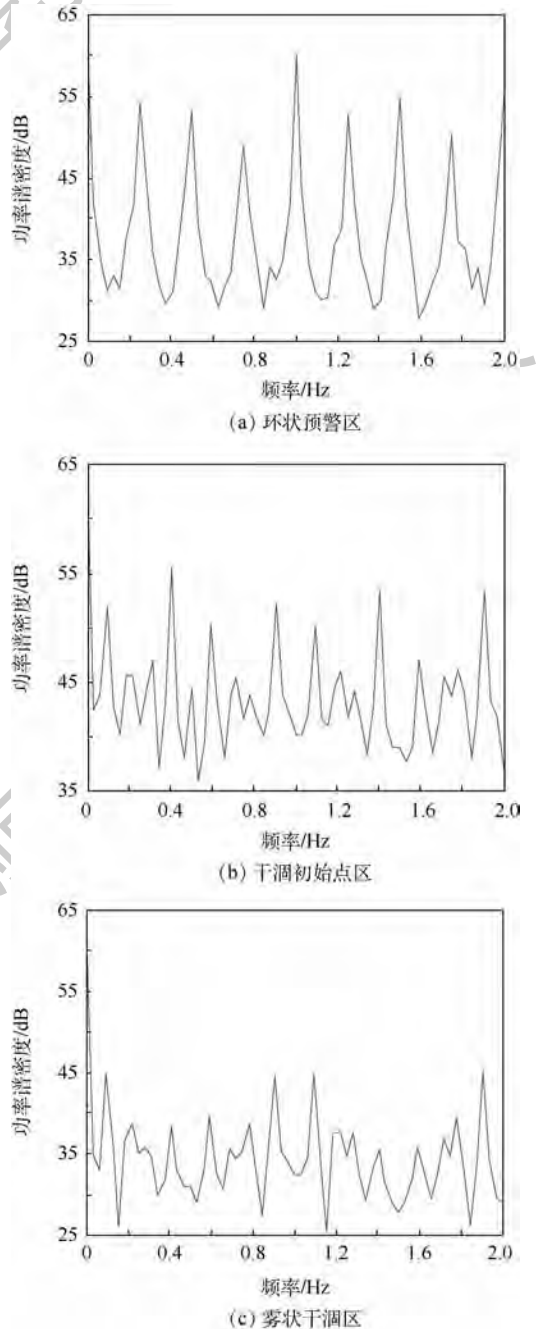


Fig. 10 自回归模型功率谱分析

Fig. 10 AR power spectrum analysis

降信号的功率谱图。图 10(a) 为环状预警区压降信号分析图, 功率谱在 30 ~ 60 dB 范围内周期性波动。图 10(b) 为干涸初始点区压降信号分析图, 该区域内的压降信号在 35 ~ 60 dB 范围内波动, 频谱图波动幅值降低, 波动开始变得不规律。图 10(c) 为雾状干涸区压降信号分析图, 该流态下的信号在 25 ~ 45 dB 内波动, 该区域内的频谱图幅值进一步降低, 并且波动随着频率的变化开始出现一定的周期性规律。整体来看, 从环状预警区到雾状干涸区, 功率谱图的幅值越来越小, 这是由于在环状预警区中底部液膜的速度明显小于气相移动速度, 因此在相界面上产生摩擦应力使其表面液体的速度大于下层液体, 表面液体显示出波状变化, 而此时能量主要集中在与相界面接触的表面流体上。在雾状干涸区中, 气相占运动的主导地位, 部分液滴被气相在夹带作用下携带, 此时液体动能降低。在干涸初始点区, 部分底部液膜蒸干, 通道内出现回流和汽塞现象, 使得通道内能量变化不稳定, 但其工质的能量较环状预警区有所下降。

### 3.3 递归图分析法

对于某一动态系统(包括非线性系统和混沌系统), 可以将其定义为递归状态。小通道沸腾传热本身就是一种混沌状态。在这种情况下, 递归分析显示了其优越性。一方面, 递归图分析法揭示了不同流动状态下的混沌程度; 另一方面, 循环图结构的整体结构特征和结构细节纹理可以用来描述不同系统状态的特征, 并在反应通道中确定流型的动态特征。

图 11 为工质流量为  $11 \times 10^{-4}$  L/s 时实验段压降信号递归图。图 11(a) 呈现明显的矩形结构聚集, 且聚集结构不规则地分布到平面内各个位置, 该流态下, 气液两相流压降信号极不稳定。在环状预警区内, 汽塞被破坏, 分散相液体与具有较高动能的气体混合, 导致并联小通道内呈现极不稳定的振荡型流动特征。图 11(b) 处于干涸初始点区, 矩形结构集中于上对角区域, 沿对角线有发散趋势。在干涸初始点区, 由于部分液膜被蒸干, 导致其液体存在干涸点反复出现, 此时通道内回流现象严重, 从而加重振荡信号的不稳定情况。图 11(c) 中没有出现明显的聚集现象, 递归图分布较为均匀。在雾状干涸区内, 并联小通道内出现大面积干涸现象。气相逐渐增多液相逐渐降低, 且随着气相逐渐增多, 压降信号波动幅值降低, 信号波动趋于平缓。整体来看, 随着干涸的发展, 气液两相流的递归图也呈现逐步发展趋势, 例

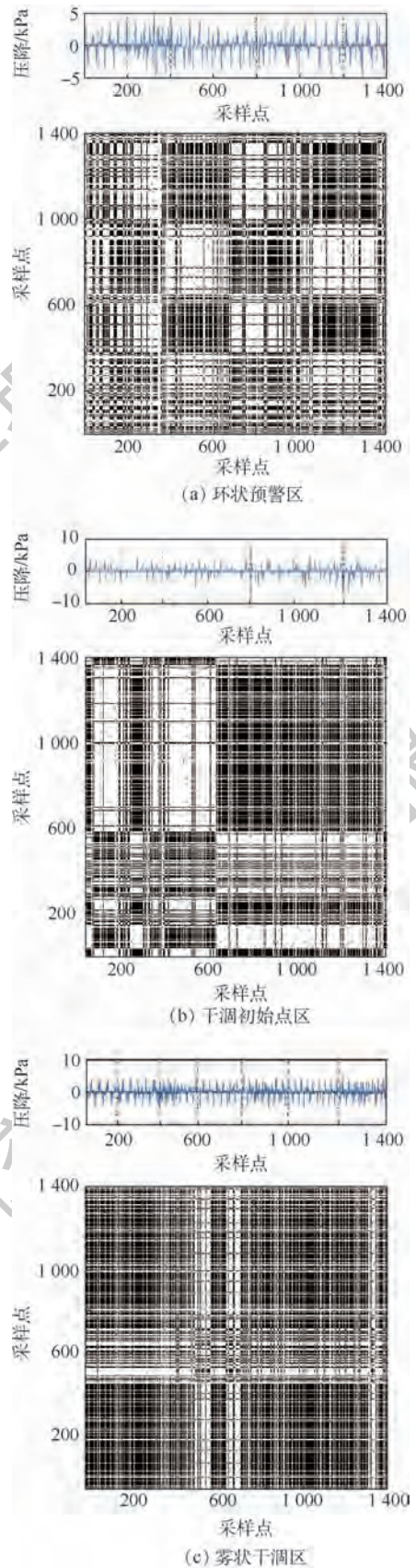


图 11 递归图分析

Fig. 11 Recurrence plots analysis

如图 11(a) 中矩形方阵, 逐渐扩展至图 11(c) 中的整个平面。而且干涸初始点区作为环状预警区

和雾状干涸区的过渡区域,其递归图也表现出如图 11(a)和图 11(c)所示的组合特性。

#### 4 干涸特性参数分析

在对第 2 节干涸传热特性的分析中发现,干涸点出现使得传热系数大幅下降,影响散热器传热效率,在对第 3 节干涸的热动力学特分析后发现,干涸相关的 3 个区域内的动力特性有着明显的不同。本节将在递归图的基础上对通道的压降信号提取 3 个特征值,对干涸进程进行定量研究。

本文采用的递归特征量是由 Eckmann 等<sup>[15]</sup>提出的。与本文有关的 3 个特征量表达式如下。

1) 平均对角长度  $L$ 。即对角线方向线段长度的加权平均值。

$$L = \frac{\sum_{l=l_{\min}}^{N-l} lp(l)}{N-l} \quad (8)$$

$$L = \frac{\sum_{l=l_{\min}}^{N-l} p(l)}{\sum_{l=l_{\min}}^{N-l} p(l)} \quad (8)$$

式中: $N$ 为取样点数量; $l$ 为对角线长度; $p(l)$ 为对角线分布概率密度。

2) 熵 ENTR。即由结构点构成不同长度沿对角线方向线段的分布。

$$ENTR = - \sum_{l=l_{\min}}^{N-l} p(l) \ln p(l) \quad (9)$$

$$p(l) = \frac{p^\alpha}{\sum_{l=l_{\min}}^N p^\alpha(l)} \quad (10)$$

式中: $\alpha$ 为阈值,其大小一般小于标准差的 15%。

3) 捕获时间 TT。即垂线段的平均长度。

$$TT = \frac{\sum_{v=v_{\min}}^N vp^\alpha(v)}{\sum_{v=v_{\min}}^N p^\alpha(v)} \quad (11)$$

式中: $v$ 为对角线上垂线段长度。

3 个流型区域内的不同特征值分布情况如图 12 所示。捕获时间类似于平均对角长度,表示递归图中垂直线结构的平均长度,2 个参数均可描述系统混沌特性;熵值中蕴含动力学信息量或随机性的程度。递归图确定性结构愈复杂,熵值就愈高,因此熵值可以反映系统的复杂性。从图 12 中可以看到,不同工况下递归图特征参数分布都表现为干涸初始点区数值最大。以熵值为例,这是由于干涸初始点区出现时,壁面液膜被蒸干,通道出现反复干涸现象和回流现象,这一现象的出现加剧了通道内工质的波动,使得压降信号极不稳定。而当干涸区域发展为雾状干涸时,通

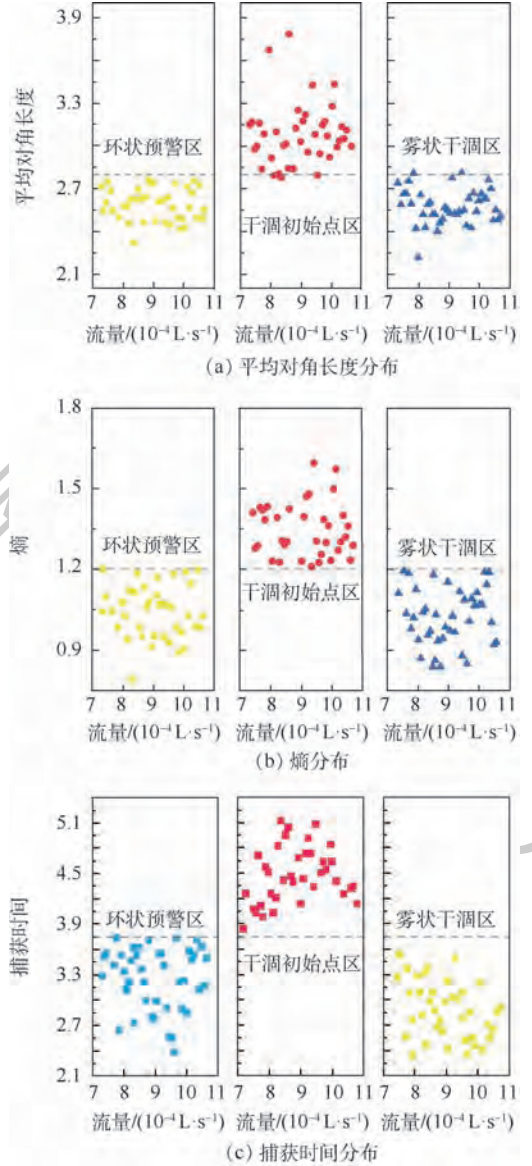


图 12 基于递归图分析法的特性参数分布

Fig. 12 Distribution of characteristic parameters based on recurrence plots analysis method

道内呈现出大面积的干涸区域,此时气相逐渐增多,成为压降波动的主导因素,压降信号的幅值反而降低。通过递归图分析可以发现,当干涸点出现(即干涸初始点区)时,3 个特征常数的值与雾状干涸区和环状预警区的值出现明显分区。干涸初始点区的平均对角长度大于 2.84,熵值大于 1.2,捕获时间大于 3.75。由此可以判断,当压降信号经递归图分析后,出现 3 个特征值大于分界值时即可判断通道处于干涸初始点区。

对本文实验的 50 组气液两相流压降信号进行递归定量分析,得到如图 12 所示的平均对角长度、熵、捕获时间随流量(流量为  $7 \times 10^{-4} \sim 11 \times 10^{-4} \text{ L/s}$ )的变化规律。实验结果中有 45 组压降信号的特征参数落在指定区域,准确率达到

90%。总体来说,气液两相流的压降信号,经递归定量分析后可以较好地判别干涸初始点区的出现,为气液两相流干涸点附近的流型判别提供了新的依据。

## 5 结 论

1) 同一工况下,小通道并联管的传热系数在干涸点附近随着干度的增加而下降。由环状预警区发展为干涸初始点区的过程中,传热系数下降最明显。

2) 小通道并联管热动力学特性可归纳为:AOK-TFR 揭示出随着干涸的发展,压降的随机性增加。由自回归模型功率谱分析法得出,由于工质在干涸初始点区出现液塞现象和回流现象,使工质在干涸初始点区运动呈现不稳定性,且随着干涸的发展,功率谱密度图的波动幅值逐渐降低。由递归图分析法可以看出,干涸初始点区作为环状预警区和雾状干涸区的过渡流态,其运动特性表现为环状预警区和雾状干涸区的组合特性。

3) 采用递归图分析法,发现多通道并联管中压降的递归特性参数规律为:平均对角长度、嫡值和捕获时间呈现出先增大后减小的变化规律。当平均对角长度大于 2.84、嫡值大于 1.2、捕获时间大于 3.75 时,即可判断通道内处于干涸初始点区。

## 参考文献 (References)

- [1] 葛洋,姜未汀.微通道换热器的研究及应用现状[J].化工进展,2016,35(s1):10-15.  
GE Y,JIANG W T. The research progress and application of the micro-channel heat exchanger[J]. Chemical Industry and Engineering Progress,2016,35(s1):10-15 (in Chinese).
- [2] LIU Z,BI Q,YANG Z, et al. Critical heat flux of cyclohexane in uniformly heated minichannels with high inlet subcooling[J]. Experimental Thermal and Fluid Science,2015,63:106-114.
- [3] WU Z,LI W. A new predictive tool for saturated critical heat flux in micro/mini-channels: Effect of the heated length-to-diameter ratio[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer,2011,54(13):2880-2889.
- [4] 彭传新,陈炳德,卓文彬,等.自然循环临界热流密度实验现象及分析[J].核动力工程,2017,38(3):7-11.  
PENG C X,CHEN B D,ZHUO W B, et al. Phenomenon and analysis of natural circulation CHF[J]. Nuclear Power Engineering,2017,38(3):7-11 (in Chinese).
- [5] 宗露香,徐进良,刘国华.微通道内流动沸腾不稳定性影响因素实验研究[J].高校化学工程学报,2015,29(1):90-95.  
ZONG L X,XU J L,LIU G H. Experimental study on the flow boiling instability governing parameters in microchannel[J]. Journal of Chemical Engineering of Chinese Universities,2015,29(1):90-95 (in Chinese).
- [6] 杜保周,孔令健,郭保仓,等.微肋阵通道内流动沸腾 CHF 特性[J].化工学报,2018,69(5):1989-1998.  
DU B Z,KONG L J,GUO B C, et al. Critical heat flux characteristics during flow boiling in a micro channel with micro pin fins[J]. CIESC Journal,2018,69(5):1989-1998 (in Chinese).
- [7] 毛宇飞,郭烈锦,白博峰,等.螺旋管内高压汽水两相流动沸腾干涸点的研究[J].工程热物理学报,2011,32(7):1145-1148.  
MAO Y F,GUO L J,BAI B F, et al. Experimental investigation on the dryout point for two-phase flow boiling of steam-water at high pressures in helical coils[J]. Journal of Engineering Thermophysics,2011,32(7):1145-1148 (in Chinese).
- [8] SHEN Z,SHI J,GAN Y, et al. Simulation of dryout phenomenon and transient heat transfer performance of the once-through steam generator based on heat transfer partition[J]. Annals of Nuclear Energy,2018,115:268-279.
- [9] JIANG L,LIU J,ZHANG L, et al. A research on the dryout characteristics of CO<sub>2</sub>'S flow boiling heat transfer process in mini-channels[J]. International Journal of Refrigeration,2017,83:131-142.
- [10] SHI J,SUN B,YU X, et al. Modeling the full-range thermal-hydraulic characteristics and post-dryout deviation from thermodynamic equilibrium in once-through steam generators[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer,2017,109:266-277.
- [11] STATHAM B A,NOVOG D R. The effects of transient conditions on the onset of intermittent dryout during blowdown[J]. Nuclear Engineering and Design,2017,317:118-132.
- [12] BAO H,GUO Y,LIU S, et al. Experimental study on the dryout point and post-dryout heat transfer in square channel[J]. Fusion Engineering and Design,2018,136(B):1012-1018.
- [13] DALKILIÇ A S,ÖZMAN C,SAKAMATAPAN K, et al. Experimental investigation on the flow boiling of R134a in a multi-microchannel heat sink[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer,2018,91:125-137.
- [14] QU W,MUDAWAR I. Measurement and correlation of critical heat flux in two-phase micro-channel heat sinks[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer,2004,47(10-11):2045-2059.
- [15] ECKMANN J P,KAMPHORST S O,RUELLE D. Recurrence plots of dynamical systems[J]. Europhysics Letters,1987,4(9):973-977.

### 作者简介:

李洪伟 男,博士,副教授。主要研究方向:多相流参数检测、微小通道两相流传热与流动特性。

王亚成 男,硕士研究生。主要研究方向:微小通道两相流传热与流动特性。

洪文鹏 男,博士,教授。主要研究方向:分布式能源、多相流参数检测。

孙斌 男,博士,教授。主要研究方向:多相流参数检测、纳米流体强化传热。

## Experiment on thermodynamic characteristics of parallel mini-channel tube' dryout

LI Hongwei\*, WANG Yacheng, HONG Wenpeng, SUN Bin

(School of Energy and Power Engineering, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China)

**Abstract:** Aiming at the unstable heat transfer of mini-channel parallel tubes in boiling heat transfer process, the thermodynamic characteristics of mini-channel parallel tubes during dryout were studied. Firstly, by observing the transition of the flow pattern before and after the dryout in the parallel mini-channels, the flow pattern is divided into three areas: the annular warning zone, the initial dryout zone and the mist dryout zone. The changes of dryness and heat transfer coefficient of working medium in mini-channel parallel tubes under three flow patterns were analyzed. It was found that the boiling heat transfer coefficient decreased significantly with the development of dryout. Then, the pressure drop signals under the three flow patterns are collected and analyzed by the adaptive optimal kernel time-frequency representation (AOK-TFR), auto regression (AR) power spectrum and recurrence plots analysis method to obtain the dynamic characteristics of the corresponding flow pattern. It is found that in the initial point of dryout, the phenomenon of dryout occurs repeatedly in the channel, and the phenomenon of reflux is serious. Finally, by summarizing the characteristic parameters in the recurrence plots, the difference among the initial dryout zone, annular warning zone and the mist dryout area is obtained. Based on the distribution of the recursive eigenvalues, the different zones can be identified, and then the dryout can be predicted by the pressure drop signals. The research of this paper hopes to supplement and improve the thermodynamic characteristics in the field of mini-channel boiling heat transfer.

**Keywords:** gas-liquid two-phase flow; dynamic characteristics; dryout; recurrence plots; recursive eigenvalue

**Received:** 2018-11-05; **Accepted:** 2019-02-25; **Published online:** 2019-02-27 16:24

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190226.1740.003.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190226.1740.003.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51406031); Jilin Provincial Science and Technology Agency Fund (20160520032JH,20170101123JC)

\* **Corresponding author.** E-mail: lihongweihw@163.com

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0728

## 304 不锈钢两相流冲蚀腐蚀的实验研究



赵彦琳, 杨少帅, 姚军\*

(中国石油大学(北京)机械与储运工程学院, 北京 102249)

**摘 要:** 通过液固两相流冲蚀腐蚀实验, 辅以电化学测量方法, 研究了不同冲角 ( $45^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ )、冲蚀时间、流体性质(有无氯离子)等因素对 304 不锈钢冲蚀腐蚀的影响。实验结果表明, 模拟海水 (NaCl 的质量分数为 3.5%) 中的氯离子极大促进了颗粒对材料的冲蚀效果,  $45^\circ$  冲角下氯离子对冲蚀腐蚀的促进作用最为显著, 其次是  $90^\circ$  和  $60^\circ$  冲角。金相显微照片显示了冲蚀时间对样品表面形貌的影响。在 3 个不同冲角冲蚀腐蚀下, 电化学测试表明, 材料钝化膜随冲蚀腐蚀时间增加而变得不完整是不锈钢材料抗腐蚀性能下降的主要原因。

**关键词:** 冲蚀; 两相流; 不锈钢; 质量损失; 腐蚀

**中图分类号:** TK121; V250.3

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1504-08

材料表面的冲蚀磨损通常是由坚硬固体颗粒的冲击引起的, 在中国西北等军用实验环境下, 沙尘环境中的颗粒<sup>[1]</sup>对军用设备及直升机部件、机载设备的性能会造成严重影响。不锈钢材料常用于飞机的机身主梁、驱动装置、起落架等关键承力结构部件<sup>[2]</sup>, 在水陆两栖飞机执行特殊任务模式时, 如长期在高温、高湿、高盐、海上任务等情况下, 飞机的不锈钢零部件受海水冲蚀腐蚀而引起的材料腐蚀磨损<sup>[3]</sup>, 不仅威胁飞行安全, 而且会降低飞机的使用寿命。此外, 在工程应用中, 如石化管道输送、海洋平台钻井、水轮机运作等领域, 两相流冲蚀腐蚀交互过程更为常见。

两相流冲蚀腐蚀是机械磨损与电化学腐蚀过程相耦合下材料失效的一种形式, 当腐蚀与冲蚀交互作用时, 其破坏机理更为复杂, 通常所测得的质量损失高于由冲蚀或腐蚀单独引起的材料损失<sup>[4]</sup>。冲蚀腐蚀 (erosion-corrosion) 是纯冲蚀 (erosion) 和纯腐蚀 (corrosion) 相结合作用的结果, 但其单独作用产生的质量损失并不等于总的

冲蚀腐蚀的质量损失。而那部分由电化学过程和机械磨损过程相互作用产生的质量损失称之为协同作用 (synergistic effect)。所以, 冲蚀腐蚀的总质量损失是由纯冲蚀、纯腐蚀及其两者的协同作用引起的<sup>[5]</sup>。

已有研究表明, 相比于两相流垂直冲击, 斜角冲击会使材料表面更加粗糙, 同时也使得材料更加脆弱。斜角下的纯冲蚀也比垂直冲角下的冲蚀腐蚀对材料产生的破坏力更大。因此, 冲角与金属材料的冲蚀率有明显的相关关系<sup>[6-8]</sup>。Burstein 和 Sasaki<sup>[9]</sup>采用声波法研究了 304L 不锈钢在  $10^\circ \sim 90^\circ$  冲角区间下的冲蚀腐蚀行为, 管路流体为质量分数 0.8% 的泥浆和 0.6 mol 的 NaCl 水溶液, 实验表明, 样品的质量损失峰值出现在  $40^\circ \sim 50^\circ$  冲角区间内。Lopez 等<sup>[10]</sup>研究了奥氏体 304 不锈钢和马氏体 420 不锈钢在酸性环境下 ( $0.5 \text{ mol H}_2\text{SO}_4 + \text{质量分数 } 3.5\% \text{ NaCl} + \text{质量分数 } 30\% \text{ 石英砂}$ ) 的抗冲蚀腐蚀性, 结果表明, 较硬的 420 不锈钢表现出较弱的抗冲蚀腐蚀性能。

收稿日期: 2018-12-17; 录用日期: 2019-03-15; 网络出版时间: 2019-04-10 11:32

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1124.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1124.002.html)

基金项目: 国家自然科学基金 (51776225, 51876221)

\* 通信作者: E-mail: yaojun@cup.edu.cn

**引用格式:** 赵彦琳, 杨少帅, 姚军. 304 不锈钢两相流冲蚀腐蚀的实验研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1504-1511.  
ZHAO Y L, YANG S S, YAO J. Experimental study on erosion-corrosion of 304 stainless steel under two-phase flow condition [J].  
Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1504-1511 (in Chinese).

Andrews 等<sup>[11]</sup>研究了泥浆冲蚀腐蚀环境下冲角对 316 不锈钢性能的影响,结果表明,在 45° 冲角下 316 不锈钢的质量损失最大,表现出较弱的抗冲蚀性能。Hu 与 Neville<sup>[12]</sup>在研究 316 不锈钢和 326 不锈钢两相射流的实验中采用电化学手段描述了冲蚀与腐蚀之间的协同作用。Abedini 和 Ghasemi<sup>[13]</sup>研究了射流速度和颗粒浓度对铝黄铜表面粗糙度的影响。Yao 等<sup>[14-16]</sup>考虑了颗粒运动轨迹和颗粒-壁面撞击点分布等因素,探究了射流条件下对材料冲蚀腐蚀行为的影响,为本文实验提供了一定的指导意义。

本文研究了不同冲角、冲蚀时间、流体性质(有无氯离子)等因素对 304 不锈钢冲蚀腐蚀的影响。采用金相显微镜和电化学测量方法对不同冲角下材料的表面形貌和抗冲蚀腐蚀性能进行了研究。

## 1 实验方法和装置

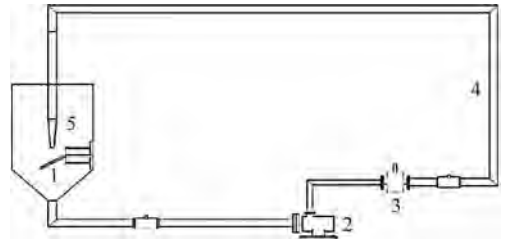
以 304 不锈钢作为实验材料,其 HV 硬度值为 200,化学元素组分如表 1 所示。冲蚀颗粒采用分析纯石英砂,密度为 2650 kg/m<sup>3</sup>,目数为 40 ~ 60,粒径在 250 ~ 375 μm 之间。

冲蚀实验装置如图 1 所示。图 1 中喷嘴射流与样品支架的示意图如图 2 所示,喷嘴与样品之间间隔为 50 mm,喷嘴口径为 13 mm。实验样品为直径 15 mm 的 304 不锈钢圆片,砂水两相流流量为 4.1 m<sup>3</sup>/h,平均流速为 9.6 m/s。在进行冲蚀实验之前,分别用 180#、400#、800# 砂纸对 304 不锈钢样品表面进行打磨。打磨后的样品在水和无水乙醇中清洗、干燥并称重。纯冲蚀实验中,液固两相流为质量分数 0.5% 的石英砂和水,冲蚀腐蚀实验则在水中再加入质量分数为 3.5% 的 NaCl。冲蚀实验后的样品在超声波清洗仪中清洗 5 min,干燥后采用电子天平称量样品质量以得到冲蚀磨损量。

表 1 304 不锈钢化学元素组分

Table 1 Chemical composition of 304 stainless steel

化学元素	质量分数/%
C	0.03
Si	0.3
Mn	1.6
Ni	10.9
Cr	18.4
S	0.01
P	0.03
Fe	68.73



1—样品支架; 2—泵与电机; 3—电磁流量计;  
4—有机玻璃管; 5—喷嘴。

图 1 冲蚀实验装置

Fig. 1 Experimental setup of erosion

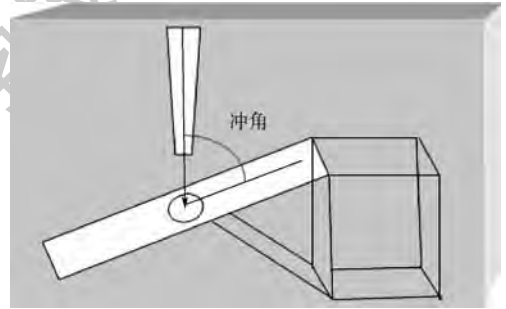


图 2 样品支架示意图

Fig. 2 Schematic of sample holder

冲蚀腐蚀实验后的样品表面形貌由金相显微镜测得。电化学测量使用瑞士万通 Auto Lab 电化学工作站。

## 2 实验结果与讨论

### 2.1 冲蚀与冲蚀腐蚀后质量损失变化趋势

图 3(a) 为不同冲角下,质量分数为 3.5% NaCl 和质量分数为 0.5% 石英砂的两相流体对 304 不锈钢冲蚀腐蚀 12 h 的累积质量损失趋势,即 304 不锈钢在 NaCl 腐蚀介质中的冲蚀腐蚀磨损量。图 3(b) 为 304 不锈钢在无 NaCl 的两相流中冲蚀腐蚀后累积质量损失趋势。结果表明,在腐蚀介质中 304 不锈钢的质量损失大于在非腐蚀介质中的质量损失。但在 2 种介质中,冲角对质量损失的影响是类似的,在 45° 冲角下质量损失最大,60° 冲角下质量损失最小。图 4 为 304 不锈钢在不同冲角下冲蚀(无腐蚀介质)和冲蚀腐蚀(有腐蚀介质)的累积质量损失对比。结果表明,在腐蚀介质中冲蚀腐蚀后的质量损失大于无腐蚀介质中冲蚀后的质量损失。以 45° 冲角实验为例,在冲蚀初期(1 h),二者的差值很小,为 0.0012 g/cm<sup>2</sup>,而在中后期(6 h),差值逐渐趋于恒定,为 0.004 /cm<sup>2</sup>,这可能与长时间的冲蚀导致样品表面产生加工硬化效应所致。由此可见,随着时间增加,腐蚀对冲蚀磨损的促进作用逐渐增

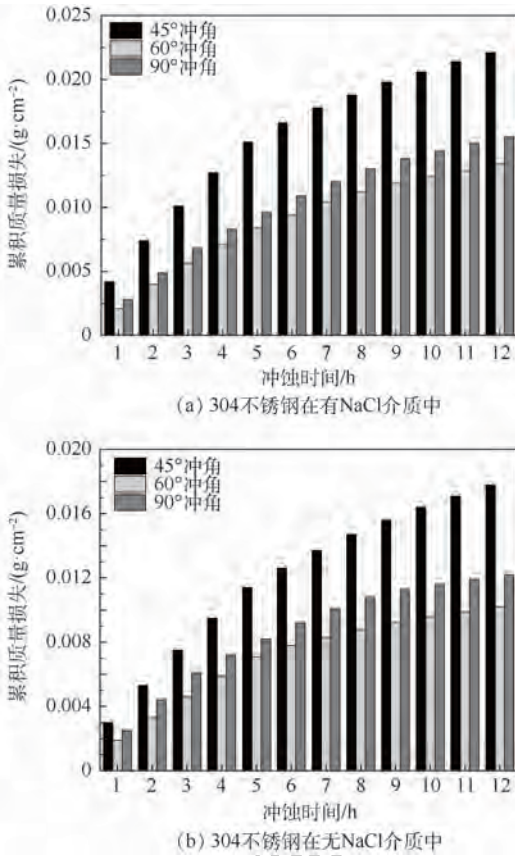


图3 304 不锈钢在有/无 NaCl 介质中冲蚀腐蚀的累积质量损失变化

Fig. 3 Cumulative variation of 304 stainless steel weight loss in erosion environment (with and without NaCl)

大,在冲蚀6h后腐蚀的促进作用趋于稳定。

### 2.2 冲蚀腐蚀交互作用

图5给出了304不锈钢在模拟海水条件下(质量分数为3.5% NaCl),冲蚀腐蚀交互作用产生的质量损失( $V_m$ )和纯冲蚀磨损产生的质量损失( $V_e$ )所占比例饼状图。通过在腐蚀介质中的冲蚀腐蚀实验得到304不锈钢的总质量损失 $V_t$ ,通过在无腐蚀介质中的纯冲蚀实验得到304不锈钢的质量损失 $V_e$ ,通过电化学极化曲线测试可计算出纯腐蚀产生的质量损失 $V_c$ 。极化曲线通过Tafel外伸法可求得极化电阻 $R_p$ 及阴极和阳极的极化率 $b_c$ 和 $b_a$ ,利用式(1)可计算得到腐蚀电流密度 $i_{corr}$ :

$$i_{corr} = \frac{b_a b_c}{2.3(b_a + b_c) R_p} \quad (1)$$

通过Faraday公式(式(2))可进一步将腐蚀电流密度 $i_{corr}$ 转化为腐蚀引起的体积损失量 $V_{corr}$ :

$$V_{corr} = \frac{i_{corr} t M}{n F \rho} \quad (2)$$

式中: $t$ 为腐蚀磨损的持续时间; $F$ 为Faraday常数; $\rho$ 为304不锈钢的密度; $M$ 为不锈钢的相对分

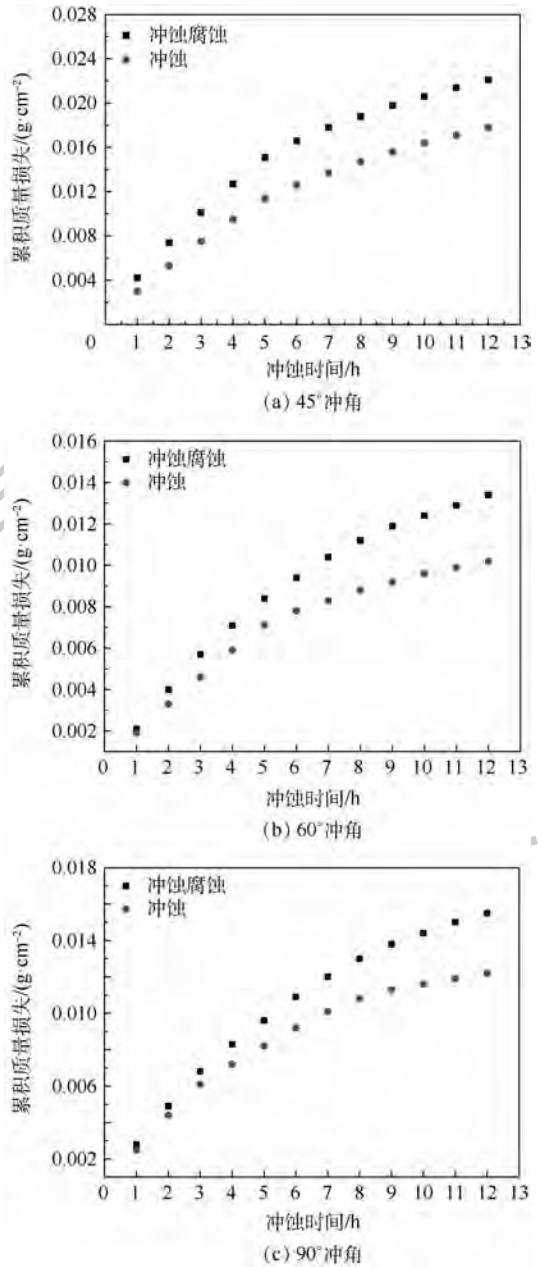


图4 304 不锈钢在不同冲角下冲蚀和冲蚀腐蚀累积质量损失对比

Fig. 4 Comparison of weight loss of erosion and erosion-corrosion of 304 stainless steel at different impact angles

子量; $n$ 为化合价。

通过计算可知,304不锈钢在NaCl溶液下的纯腐蚀量很小, $V_c$ 可忽略不计。

从图5可以看出,冲蚀腐蚀交互作用所产生的质量损失占冲蚀腐蚀总质量损失的9.52%~28.57%。在45°冲角下,冲蚀腐蚀交互作用所产生的质量损失占总质量损失的比重最大,其次是90°冲角和60°冲角。3个不同冲角的冲蚀腐蚀实验均表明在含腐蚀介质的流体中,冲蚀腐蚀交互作用对材料质量损失有显著的影响。但冲角不同,其对应的冲蚀腐蚀交互作用程度有较大差异。

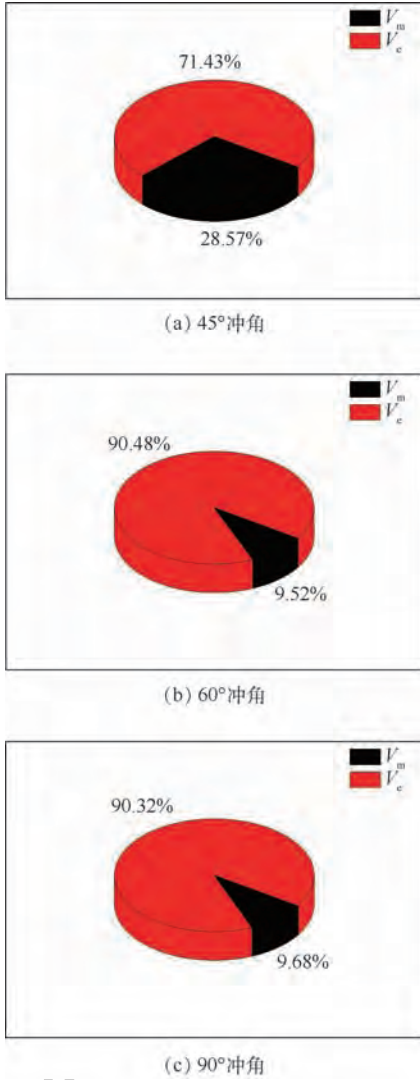


图 5 304 不锈钢在模拟海水中纯冲蚀质量损失和冲蚀腐蚀质量损失所占比例

Fig. 5 Proportion of pure erosion and erosion-corrosion interaction in total weight loss of 304 stainless steel after impingement in simulated seawater

纯冲蚀产生的质量损失  $V_e$  占总质量损失  $V_l$  的比例为 71.43% ~ 90.48%, 表明在冲蚀腐蚀过程中纯磨损作用明显大于腐蚀作用及其对纯磨损的正协同作用, 力学作用仍是造成材料质量损失的主要原因。

### 2.3 样品表面形貌

图 6 为 304 不锈钢在 45° 冲角, 质量分数为 3.5% NaCl 和质量分数为 0.5% 石英砂流体中冲蚀腐蚀各阶段的金相显微照片。图 6(a) 为 304 不锈钢未经冲蚀的金相显微照片, 可看出其表面较为平整光滑, 表面上有砂纸打磨产生的极小坑洞。在冲蚀 1 h 后 (见图 6(b)), 样品表面受到破坏, 沿水流冲击方向可看到表面有较为明显的刮痕。当冲刷 6 h 后 (见图 6(c)), 样品表面完全被

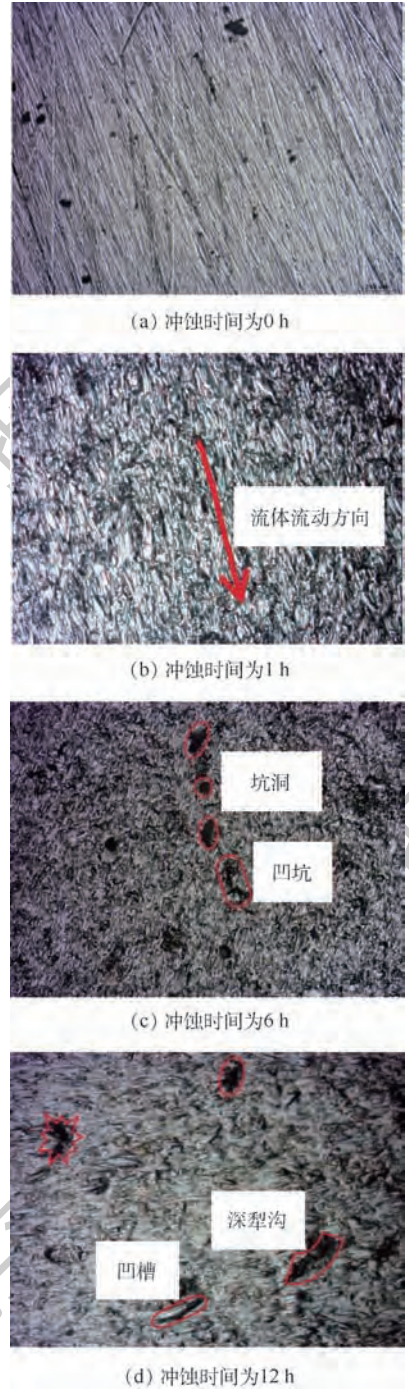


图 6 304 不锈钢在 45° 冲角下冲蚀腐蚀各阶段的金相显微照片

Fig. 6 Metallographic photographs of various stages of erosion-corrosion of 304 stainless steel at 45° impact angle

破坏, 显示出许多大小不一的坑洞。当冲蚀 12 h 后 (见图 6(d)), 样品表面犁沟加深, 趋于细长状, 形成较大的凹槽, 但坑洞数量并未增加反而略有减少。从金相显微照片观察得知, 304 不锈钢表面的破坏是由于产生了剧烈的塑性变形。随着冲蚀时间的增加, 样品表面材料损失持续增加。被侵蚀的表面可能是由沿射流方向的冲击压溃和

切削双重作用所致。颗粒的连续冲击在样品表面不断产生犁沟,冲击能沿表面的切向分量不断切削去除材料,综合导致材料质量损失持续增加。

### 2.4 冲蚀腐蚀各阶段样品的电化学特征

图7为304不锈钢在3个不同冲角下各冲蚀腐蚀阶段(冲蚀时间为1、6、12 h)的动电位极化曲线。

由图7可见,冲蚀腐蚀各阶段的阴极极化曲线是相似的,而阳极极化曲线不同。阳极极化曲线由3部分组成:活性溶解区、钝化区和点蚀引起

的过钝化区。自腐蚀电位( $E_{corr}$ )是指电流密度最小时所对应的电位值,维钝电流密度( $I_{pass}$ )是指钝化区内电流密度不随外加电位升高而增大时的电流密度值,点蚀电位( $E_{pit}$ )是指钝化区后电流密度随外加电位迅速升高时所对应的最小电位。对比3个冲角下不同冲蚀时间的极化曲线可知,随着冲蚀时间增加,样品的自腐蚀电位略有负移,维钝电流密度随冲蚀时间增加而明显增大,点蚀电位随冲蚀时间增加而有所上升。维钝电流密度增大说明样品的耐腐蚀性能降低。

45°冲角下冲蚀1 h后可以发现,样品的点蚀电位为-0.05 V,这是由于样品表面局部产生点蚀所致。60°冲角下冲蚀1 h后,样品的点蚀电位为+0.156 V,点蚀电位升高说明样品不易产生点蚀,其表面坑洞和缺陷较少。90°冲角下冲蚀1 h后,极化曲线上钝化区内电流密度随电位升高不断增大,这可能是由于样品表面坑洞较多,无法形成较为完整的钝化膜导致材料易被腐蚀溶解。从图7的极化曲线对比情况来看,在45°冲角下冲蚀腐蚀1 h后,材料的自腐蚀电位  $E_{corr}$  低于60°冲角和90°冲角情况,同时点蚀电位  $E_{pit}$  也低于60°冲角和90°冲角情况,说明45°冲角下样品的抗腐蚀性较弱,其冲蚀腐蚀交互作用量在质量损失中占比较大,这与图5的结果相符。

自腐蚀电位  $E_{corr}$  随冲蚀时间增加而负移,维钝电流密度  $I_{pass}$  随冲蚀时间增加而增大,说明冲蚀对样品的抗腐蚀性能有明显的削弱效应,并随冲蚀时间增加愈发显著。材料抗腐蚀性能的变弱也进一步促进了样品的质量损失,这为2.2节中腐蚀对冲蚀的正协同作用提供了依据。从图7还可以观察到,样品的点蚀电位随着冲蚀腐蚀时间的增加而正移,这一点与Xin和Li<sup>[17]</sup>得到的结论相一致,可能是由于样品表面不断受颗粒冲击而产生加工硬化而引起。

图8为304不锈钢在3个不同冲角下冲蚀腐蚀各阶段的电化学阻抗谱图。图中横坐标  $Z'$  表示阻抗实部,纵坐标  $Z''$  表示阻抗虚部。表2为阻抗数据拟合后得到的等效电路元件数值及其拟合误差  $\chi^2$ 。采用图9所示的等效电路模型进行拟合,  $R_s$  为溶液电阻,  $CPE_f$  为常相位角元件,代表样品表层电容,  $R_f$  为样品表面钝化膜和由缺陷造成的腐蚀活性区的电阻。  $CPE_f$  和  $R_f$  值在一定程度上能反映出材料的抗腐蚀性能。表2所示数据是其对应的阻抗谱参数值。观察3种冲角下的奈奎斯特图可以发现,随冲蚀时间的增加,容抗弧的半径逐渐减小,结合表2数据可知,冲蚀时间的增

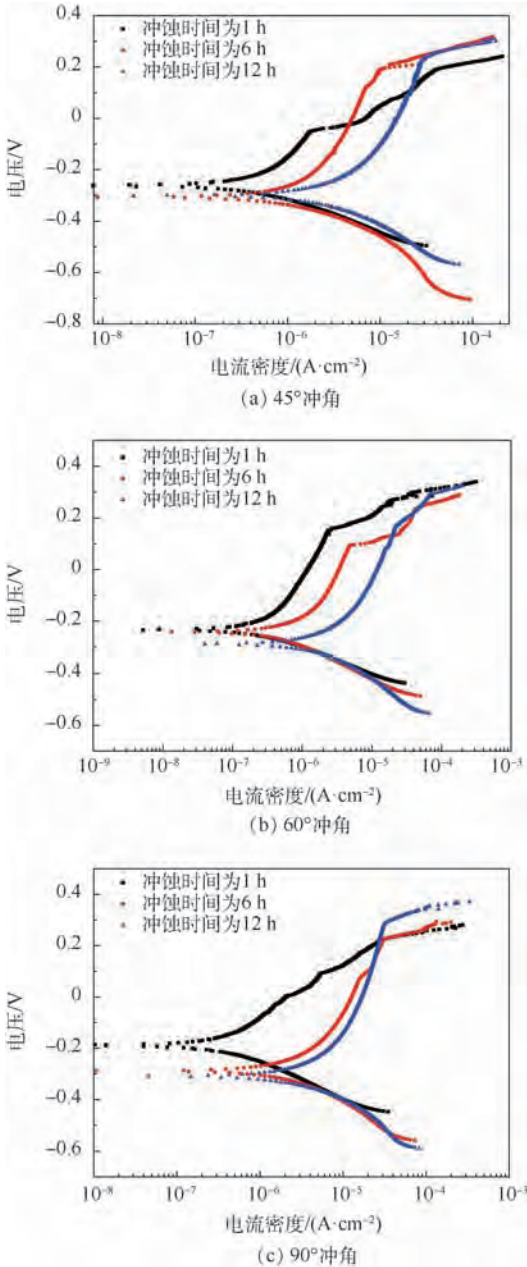


图7 304 不锈钢在不同冲角下冲蚀腐蚀各阶段的动电位极化曲线

Fig.7 Potentiodynamic polarization curves of various stages of erosion-corrosion of 304 stainless steel at different impact angles

表 2 304 不锈钢在不同冲角下冲蚀腐蚀各阶段的等效电路模型拟合参数

Table 2 Equivalent circuit model fitting parameters of various stages of erosion-corrosion of 304 stainless steel at different impacting angles

冲角/ (°)	冲蚀 时间/h	$R_s / (\Omega \cdot \text{cm}^2)$	$\text{CPE}_t / (10^{-4} \Omega^{-1} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{S}^n)$	$n_t$	$R_t / (10^4 \Omega \cdot \text{cm}^2)$	$\chi^2$
45	1	15.84	1.79	0.81	5.48	0.02
	6	15.98	1.83	0.84	4.24	0.01
	12	16.18	2.4	0.78	1.37	0.03
60	1	15.16	1.75	0.82	12.1	0.02
	6	16.03	2.41	0.78	4.19	0.01
	12	15.76	1.76	0.79	1.71	0.10
90	1	14.55	2.38	0.82	6.10	0.02
	6	15.47	2.71	0.77	1.28	0.03
	12	15.43	3.04	0.75	1.01	0.03

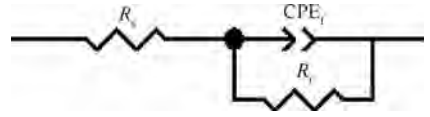


图 9 等效电路模型

Fig. 9 Equivalent circuit model

### 3 结 论

1) 在腐蚀介质中,304 不锈钢的累积质量损失大于在无腐蚀介质中的冲蚀累积质量损失。但在 2 种介质中,冲角对质量损失的影响是类似的,在 45°冲角下质量损失最大,60°冲角下质量损失最小。随着时间增加,腐蚀对冲蚀磨损的促进作用逐渐增大,在冲蚀 6 h 后腐蚀的促进作用趋于稳定。

2) 在含 NaCl 腐蚀介质的流体中,冲蚀腐蚀交互作用对材料质量损失有显著的影响,冲蚀腐蚀交互作用所产生的质量损失占冲蚀腐蚀总质量损失的 9.52% ~ 28.57%。在 45°冲角下,冲蚀腐蚀交互作用所产生的质量损失占总质量损失的比重最大。

3) 金相显微图片表明,随着冲蚀时间的增加,样品表面犁沟加深,坑洞增加,材料损失持续增加,被侵蚀的表面形貌可能是由沿射流方向的冲击压溃和切削双重作用所致。

4) 不同冲蚀阶段的极化曲线表明,随冲蚀时间增加样品的抗腐蚀性有所降低,进一步促进了样品的质量损失,这也为腐蚀对冲蚀的正协同作用提供了依据。由冲蚀引起的样品表面钝化膜不完整是其抗腐蚀性下降的主要原因。

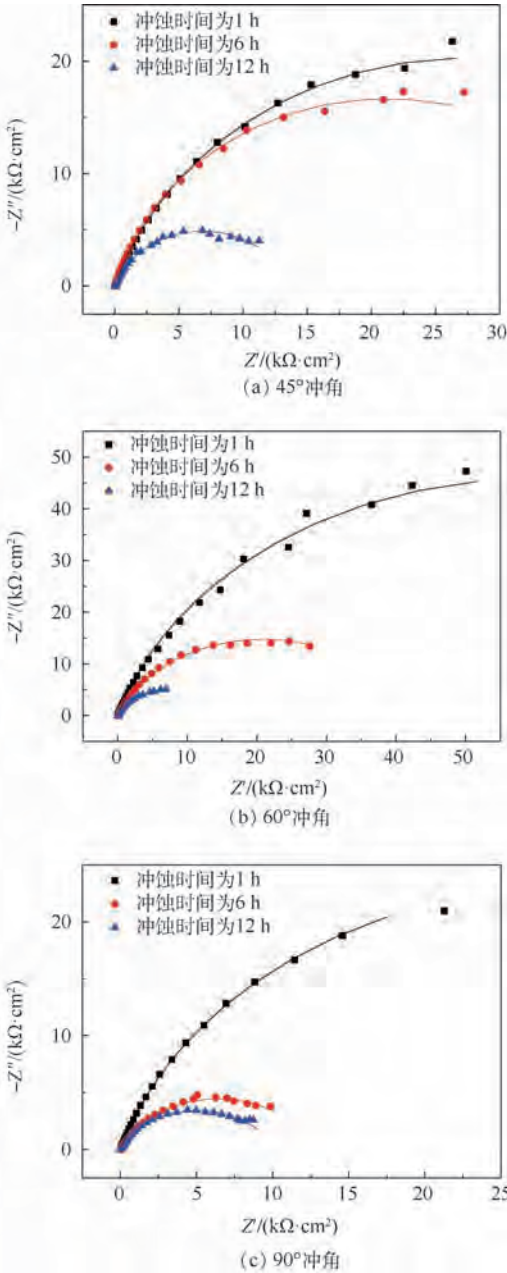


图 8 304 不锈钢在不同冲角下冲蚀腐蚀各阶段的奈奎斯特图

Fig. 8 Nyquist curves of various stages of erosion-corrosion of 304 stainless steel at different impact angles

长使得样品的钝化膜越来越不完整,对应的  $\text{CPE}_t$  增大,其幂指数  $n_t$  也相应变小,这在一定程度上也反映出钝化膜及缺陷活性表面的不完整性。同时,注意到在 3 个不同冲角实验体系下,  $R_t$  值均随冲蚀时间的增加而减小,这在一定程度上也反映出冲蚀时间的增加促进了氯离子对样品表面的侵蚀,材料的抗腐蚀性能有所下降,与极化曲线测试中得到的结论不谋而合,进一步证实了电化学手段在表征材料抗腐蚀性能的准确性。

## 参考文献 (References)

- [ 1 ] 马志宏,李运泽,张华,等. 沙尘环境试验设备中颗粒浓度场的实验研究[J]. 北京航空航天大学学报,2005,31(8):884-887.  
MA Z H,LI Y Z,ZHANG H,et al. Experimental study on particle concentration in sand and dust equipment[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics,2005,31(8):884-887(in Chinese).
- [ 2 ] 孙永庆,杨志勇,梁剑雄,等. 中国商用飞机高强度不锈钢的现状和发展趋势[J]. 钢铁研究学报,2009,21(6):1-5.  
SUN Y Q,YANG Z Y,LIANG J X,et al. Progress and prospect of high strength stainless steel for civil airplanes in China[J]. Journal of Iron and Steel Research,2009,21(6):1-5(in Chinese).
- [ 3 ] 申蒸洋,陈孝明,黄领才. 水陆两栖飞机特殊任务模式对总体设计的挑战[J]. 航空学报,2019,40(1):522400.  
SHEN Z Y,CHEN X M,HUANG L C. Challenge for aircraft design due to special mission models of large-scale amphibious aircraft[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica,2019,40(1):522400(in Chinese).
- [ 4 ] CLARK H M. Particle velocity and size effects in a laboratory slurry erosion measurements[J]. Tribology International,2002,35(10):617-624.
- [ 5 ] NEVILLE A,HODGKISS T. Characterisation of high-grade alloy behavior in severe erosion-corrosion conditions[J]. Wear,1999,233-235:596-607.
- [ 6 ] LIN F Y,SHAO H S. The effect of impingement angle on slurry erosion[J]. Wear,1991,141(2):279-289.
- [ 7 ] FINNIE I. Some observations on the erosion of ductile metals[J]. Wear,1972,19(1):81-90.
- [ 8 ] NINHAM A. The effect of mechanical properties on erosion[J]. Wear,1988,121(3):307-324.
- [ 9 ] BURSTEIN G T,SASAKI K. Effect of impact angle on the slurry erosion-corrosion of 304L stainless steel[J]. Wear,2000,240(1-2):80-94.
- [ 10 ] LOPEZ D,CONGOTE J P,CANO J R,et al. Effect of particle velocity and impact angle on the corrosion-erosion of AISI 304 and AISI 420 stainless steel[J]. Wear,2005,259(1-6):118-124.
- [ 11 ] ANDREWS N,GLOURNTAS L,GALLOWAY A M,et al. Effect of impact angle on the slurry erosion-corrosion of stellite 6 and SS316[J]. Wear,2014,320:143-151.
- [ 12 ] HU X,NEVILLE A. An examination of the electrochemical characteristics of two stainless steels (UNS S32654 and UNS S31603) under liquid-solid impingement[J]. Wear,2004,256(5):537-544.
- [ 13 ] ABEDINI M,GHASEMI H M. Erosion and erosion-corrosion of Al-brass alloy: Effects of jet velocity, sand concentration and impingement angle on surface roughness[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China,2017,27(11):2371-2380.
- [ 14 ] YAO J,ZHOU F,ZHAO Y L. Investigation of erosion of stainless steel by two-phase jet impingement[J]. Applied Thermal Engineering,2015,88:353-362.
- [ 15 ] 姚军,曾子华,周芳,等. 颗粒射流冲击材料行为研究[J]. 北京航空航天大学学报,2017,43(11):2266-2272.  
YAO J,ZENG Z H,ZHOU F,et al. Investigation of behaviour of particle impact on material by impinging jet[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics,2017,43(11):2266-2272(in Chinese).
- [ 16 ] ZHAO Y L,ZHOU F,YAO J,et al. Erosion-corrosion behavior and corrosion resistance of AISI 316 stainless steel in flow jet impingement[J]. Wear,2015,328-329:464-474.
- [ 17 ] XIN S,LI M C. Electrochemical corrosion characteristics of type 316L stainless steel in hot concentrated seawater[J]. Corrosion Science,2014,81:96-101.

## 作者简介:

赵彦琳 女,博士,副教授。主要研究方向:多相流测量、多相流冲蚀腐蚀。

姚军 男,博士,教授。主要研究方向:多相流流动。

## Experimental study on erosion-corrosion of 304 stainless steel under two-phase flow condition

ZHAO Yanlin, YANG Shaoshuai, YAO Jun\*

(College of Mechanical and Transportation Engineering, China University of Petroleum-Beijing, Beijing 102249, China)

**Abstract:** In this study, the erosion-corrosion of 304 stainless steel was investigated by liquid-solid two-phase jet impingement experiment, combined with the electrochemical measurement. The influence factors of different impact angles ( $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $90^\circ$ ), erosion time and fluid properties (with or without chloride ion) on erosion-corrosion of 304 stainless steel were studied. The results show that the chloride ion in the simulated seawater (mass fraction of NaCl is 3.5%) can significantly promote the erosion of the material. Under  $45^\circ$  impact angle, the promoting effect of erosion-corrosion due to the chloride ion is the most significant, followed by  $90^\circ$  and  $60^\circ$  impact angles. The metallographic microscope image shows the effect of erosion time on the surface morphology of the sample. The electrochemical test shows that, at the three different impact angles, the material passivation film becomes incomplete with increasing erosion time. The incomplete passivation film is the main reason for the decrease in corrosion resistance of stainless steel material.

**Keywords:** erosion; two-phase flow; stainless steel; weight loss; corrosion

**Received:** 2018-12-17; **Accepted:** 2019-03-15; **Published online:** 2019-04-10 11:32

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1124.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1124.002.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51776225, 51876221)

\* **Corresponding author.** E-mail: yaojun@cup.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0734



# 喷水推进泵临界空化工况空化流态试验

龙云<sup>1,2</sup>, 冯超<sup>3</sup>, 王路逸<sup>3</sup>, 王德忠<sup>2,\*</sup>, 蔡佑林<sup>3</sup>, 朱荣生<sup>1</sup>

(1. 江苏大学 国家水泵及系统工程技术研究中心, 镇江 212013; 2. 上海交通大学 机械与动力工程学院, 上海 200240;  
3. 中国船舶工业集团公司第七〇八研究所 喷水推进技术重点实验室, 上海 200111)

**摘 要:** 在舰艇空间尺寸的限制下, 提高推进器的综合性能是舰船设计的关键。空化是喷水推进泵的主要噪声源和重要设计参数。为降低舰艇的噪声, 提高喷水推进泵的空化性能, 十分有必要研究空化流动结构演变规律及其对喷水推进泵性能的影响。以某型喷水推进泵为研究对象, 采用高速摄像技术开展了喷水推进泵临界空化工况空化流动结构演变规律试验研究。在空化发生和发展过程中, 喷水推进泵空化流动结构包括片状空化、云状空化、叶顶间隙空化、叶顶泄漏涡空化和垂直空化涡。试验捕捉了空化演变的物理过程, 分析了各空化流动结构对喷水推进泵性能下降的影响。结合数值模拟和前人研究, 阐述了空化流动结构形成机理及其对喷水推进泵性能的影响。研究结果为喷水推进泵内的空化现象提供了新的认识, 也为空化性能预测方法的研究给予了借鉴和指导。

**关键词:** 喷水推进泵; 临界空化工况; 高速摄像; 空化; 空化涡结构

**中图分类号:** TK72

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1512-07

空化是离心泵内部重要的激励源, 在泵运行过程中或多或少都存在空化现象, 尤其在某些苛刻、极端的运行条件下, 空化的产生对泵的稳定运行极为不利。航空燃油泵广泛应用于航空发动机, 现代战机应具备高空、长航时、高超声速等特征, 意味着燃油泵将在高温低压的条件下工作, 此时燃油在高温环境下的空化特性, 如空化区域温度降低, 导致当地流体介质物理特性变化, 从而对空泡结构和流场结构造成影响, 其在高温和低温介质中影响显著<sup>[1]</sup>。空化问题已成为燃油泵研发面临的主要问题之一<sup>[2]</sup>。

空化是指在液体流场的低压区域形成蒸汽空泡的过程。空化现象不仅包含汽相与液相的相变过程, 还涉及到大规模的汽相和液相旋涡运动。Katz<sup>[3]</sup>发现轴向剪切涡结构在分离区域对空化的发展有影响。Laberteaux等<sup>[4]</sup>采用高速摄像技术

观察到附着空化闭合区域出现空化涡流结构。空化试验的费用高昂, 试验中空化的比尺效应无法有效控制, 且模型空化试验结果的换算无统一观点和准确充分的理论依据。空化流动是一种复杂的非定常两相湍流流动, 汽泡和液体之间有着非常复杂的质量、动量和能量交换。

军事领域的技术竞争促进了船舶工业的不断发展, 推进器技术是船舶性能的关键。为了实现隐身和精确制导, 推进器设计不仅要具有高速度, 而且要满足低振动噪声。在军用领域的应用方面, 喷水推进技术不仅在高速攻击艇、海军高速运输舰、护卫舰、两栖装甲车辆等水面舰船上有所应用, 而且在安静型核潜艇和鱼雷等水下也有所应用。喷水推进泵利用泵出口和进口之间的动量差来产生推力。与传统的螺旋桨相比, 喷水推进泵具有抗空化性能强、推进效率高、振动和噪声水平

收稿日期: 2018-12-18; 录用日期: 2019-03-08; 网络出版时间: 2019-04-10 16:24

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1518.004.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1518.004.html)

基金项目: 上海市经信委项目(15GFZ-GB02-060); 中国博士后科学基金(2019M651734)

\*通信作者. E-mail: dzwang@sjtu.edu.cn

**引用格式:** 龙云, 冯超, 王路逸, 等. 喷水推进泵临界空化工况空化流态试验[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1512-1518. LONG Y, FENG C, WANG L Y, et al. Experiment on cavitation flow in critical cavitation condition of water-jet propulsion pump[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1512-1518 (in Chinese).

低、操纵性能好及变工况性能强等优点<sup>[5]</sup>。喷水推进泵这些特殊的优点促进其快速发展和不断更新完善,并在高速高性能舰船领域广泛应用。目前,海军强国的新一代舰艇多采用喷水推进技术,如美国、日本、俄罗斯等。

喷水推进泵的泵型采用轴流泵或者导叶式混流泵。喷水推进泵主要部件包括叶轮、导叶、喷嘴、主轴和吸入弯管。通常,喷水推进泵的设计主要通过叶轮和导叶的设计来保证高航速时效率高,同时满足抗汽蚀能力强、振动噪声小等特殊要求。另一种方式是增加转速提高喷水推进泵效率,但增加转速将导致叶轮内产生空化并伴有噪声和振动,严重影响喷水推进泵稳定运行。

当喷水推进泵内发生空化,不仅会导致推力减小,还会造成效率下降、噪声增大<sup>[6]</sup>,长时间在这种工况下运行还会导致喷水推进泵的水力部件内表面金属剥蚀。喷水推进系统的空化,将导致叶片表面剥蚀加速,从而进一步导致喷水推进泵性能下降。水力部件表面剥蚀严重需停航修理或部件更换,这既降低舰船的整体航速,又造成高额维修费用。喷水推进泵性能下降还会影响舰船操纵性和机动性。

为了掌握喷水推进泵内空化流动结构演变规律,捕捉空化演变的物理过程,为空化提供试验参考,本文通过高速摄像技术,结合压力测量研究临界工况点空化涡结构对喷水推进泵性能的影响。在试验设计中,开展了喷水推进泵在不同进口压力下的空化性能试验和高速摄像可视化试验。随着泵进口压力的降低,泵的扬程会逐渐下降,当扬程下降3%时,对应的空化汽蚀余量为泵的临界空化汽蚀余量,这是评价泵空化性能的关键指标,压力测量是为了获得泵的性能,从而判断泵的临界空化工况。高速摄影技术获取空化图像处理方面,主要是划分不同的空化结构,描述不同的空化形态。空化发展瞬息万变,涉及到汽化水的凝聚过程,相界面不明确且不稳定,因此在两相流型图像处理方面并未涉及。

## 1 空化试验

### 1.1 试验原理与试验方法

#### 1.1.1 试验原理

在一定转速和流量下,对一台确定的喷水推进泵,其必需汽蚀余量  $NPSH_r$  为定值,对于给定的流量,装置汽蚀余量  $NPSH_d$  会随装置参数而变化,泵内空化从初生、发展、临界空化状态到断裂空化就是通过改变装置参数来实现的。在装置参

数改变过程中,通过在叶轮外壳开设有机玻璃可视窗口,采用高速摄像技术观察空化发展过程中的空化流动结构,有机玻璃可视窗口和泵体完美匹配。

#### 1.1.2 试验方法

喷水推进泵内发生空化会破坏叶轮和液体的能量交换,在外特性上表现为流量扬程曲线、流量效率曲线和流量功率曲线下降。在闭式试验台用真空泵抽真空,降低泵进口处的压力,逐渐降低  $NPSH_d$ 。至泵的扬程下降3%。本文试验是在中国船舶工业集团公司第七〇八研究所喷水推进泵闭式试验台上完成的。

### 1.2 高速摄像采集系统

高速摄像技术可以得到流体运动的迹线,从而获得流体运动的演化情况<sup>[7-12]</sup>。高速摄像技术已经广泛应用于喷水推进泵空化流场形态及演变可视化的研究中<sup>[13-18]</sup>。

为了能够观测到叶轮部分的空化流动形态,在叶轮轮缘部分开设有机玻璃可视窗口。喷水推进泵高速摄像测量布置如图1所示。叶轮的中截面和摄像机纵轴线垂直,尽量使测量区域布满整个画面。摄像机镜头到有机玻璃的距离约为0.5 m,拍摄区域大小约为  $90\text{ mm} \times 180\text{ mm}$ 。采用的摄像机为高速摄像机 PCOS,该产品能够在高光敏度和高动态范围实现快速帧率,在全分辨率  $1008\text{ 像素} \times 1008\text{ 像素}$  下拍摄频率达到  $4467\text{ 帧/s}$ ,并能保证良好的图像质量。

对于喷水推进泵空化流动的拍摄,拍摄频率采用如下方法确定。若喷水推进泵的转速为  $n$ ,要求叶轮每旋转一定  $\alpha$  角度采集一幅图像,则拍摄频率  $f$  为

$$f = \frac{n \times 360/60}{\alpha} \quad (1)$$

式中: $n$  为叶轮转速,  $r/\text{min}$ ;  $\alpha$  为叶轮旋转角度, ( $^\circ$ )。在本次拍摄中,设置叶轮每旋转  $2^\circ$  拍摄1幅图像,根据式(1),计算拍摄频率值。



图1 高速摄像可视化系统

Fig. 1 High-speed photography visualization system

### 1.3 喷水推进泵过流部件三维模型

喷水推进泵过流部件三维模型包括进口吸入管、导流帽、叶轮、导叶体、可视窗口等,如图2所示。

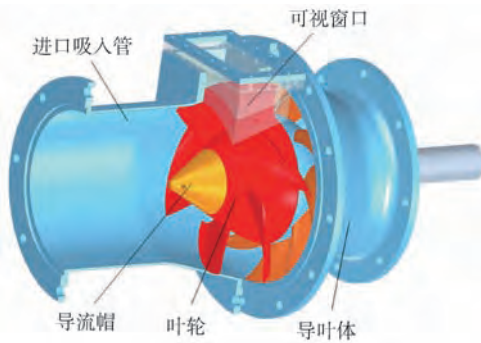


图2 喷水推进泵过流部件三维模型

Fig. 2 Flow passage components' 3D model of water-jet propulsion pump

## 2 结果分析

### 2.1 空化性能试验

空化的影响主要有2个:①造成性能下降(扬程、流量、效率);②造成叶片的冲蚀<sup>[19]</sup>。图3给出了喷水推进泵在设计工况下的空化性能曲线。图中: $H$ 为泵的扬程,m。在保证流量不变的情况下,通过降低喷水推进泵进口压力直至空化发生和发展。从图3中可以看出,在初始阶段(A点),喷水推进泵的扬程保持恒定,一般认为在该点空化未发生,随着进口压力降低,扬程曲线出现陡降,当扬程下降3%时,对应性能曲线上的E点称为喷水推进泵临界空化工况点。

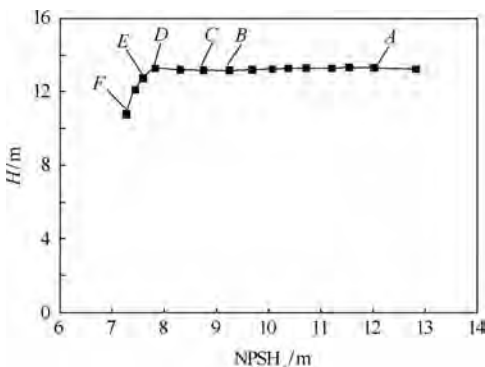


图3 设计工况下喷水推进泵的空化性能曲线

Fig. 3 Water-jet propulsion pump cavitation performance curve under design condition

### 2.2 空化形态

对喷水推进泵中可能出现的几种空化形式进行定义和描述,如图4所示<sup>[20]</sup>。

1) 片状空化。通常发生在叶片进口边位置,呈现形式为附着在叶片表面的空化薄层<sup>[21]</sup>,其在

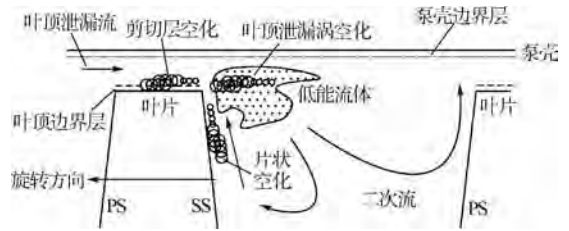


图4 喷水推进泵叶顶间隙流动结构<sup>[20]</sup>

Fig. 4 Flow structures around vane tip clearance in water-jet propulsion pump<sup>[20]</sup>

叶片上的位置与攻角紧密相关,正冲角时片状空化发生在叶片吸力面,负冲角时片状空化发生在叶片压力面。

2) 云状空化。通常是片状空化发生到一定阶段后空化破裂形成的,是一种非定常的片状空化,呈现形式是云团或雾状,其空穴界面是波动和湍动的,具有较强的不稳定特性,其强烈的脉动状态会导致空化长度的强烈振荡<sup>[21]</sup>。

3) 叶顶间隙空化。通常叶顶间隙空化一直存在于间隙内,是由于叶片高速旋转时压力面与吸力面之间的高速泄漏流引起的叶顶分离涡(Tip Separation Vortex, TSV)造成的<sup>[22]</sup>。

4) 叶顶泄漏涡空化。在叶片吸力面附近间隙高速流与主流卷吸,形成叶顶泄漏涡结构,涡心的低压区域将会诱导叶顶泄漏涡空化,同时这种叶顶泄漏涡还会将叶片吸力面的片状空化的空泡卷入叶顶间隙的高速射流中,在叶顶形成一定的空化区域。

### 2.3 临界空化工况点空化流动结构及其演变规律

图5为临界空化工况点(图3中E点)不同叶轮旋转角度喷水推进泵内部空化流动结构及其演变规律。可以看出,在叶顶区域存在明显的叶顶空化,相对于D点的空化状态,在E点的空化更为剧烈,在卷吸的叶顶泄漏涡中也出现更多更大的空泡,三角区尾缘向主流方向延长,且尾缘处的脱落空化尺度更大,整体上卷吸和翻滚的更加激烈。在初始时刻,可以观察到叶片压力面相邻叶片脱落的云状空化,该空化云比D点更向主流延伸。

当叶轮转动 $12^\circ$ 时,在叶片压力面附近可以观察到垂直空化涡,而在叶顶泄漏涡中可以观察到剧烈翻滚的大尺度空泡,并在之后的各个时刻,在叶顶三角区尾缘均观察到这种大尺度的空泡。当叶轮转动 $36^\circ$ 时,云状空化的尾部开始脱落大片的空泡,脱落后的空泡向相邻叶片运动,其旋转方向从叶片吸力面指向相邻叶片压力面。受叶片叶顶泄漏流的卷吸和主流的搓动,脱落的云状空

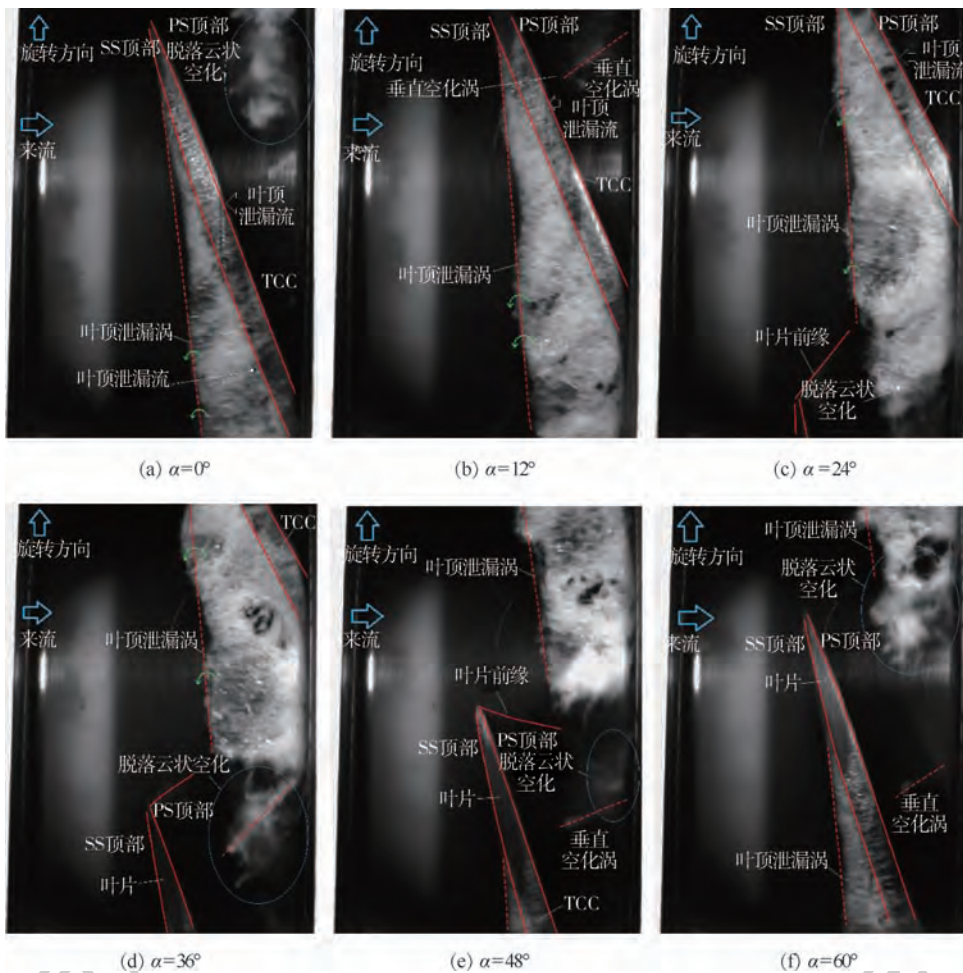


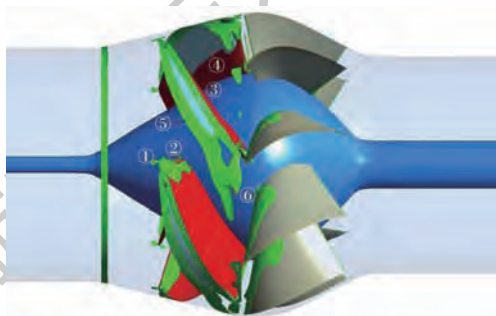
图 5 临界空化工况点不同叶轮旋转角度空化流动结构及其演变规律

Fig. 5 Cavitation flow structure and its evolution law at different rotating angle of impeller under critical cavitation condition

化方向开始垂直于压力面,如图 5(e)所示。当叶轮转动 60°时,可以观察到从三角区主空化断裂的云状空化开始脱落,并随主流翻滚垂直空化涡进入叶顶间隙。此时的叶顶空化和脱落的云状空化几乎占据了大部分的叶顶流道,表明空化已经发展得很严重,将会堵塞流道,造成叶片表面强的流动分离,在喷水推进泵的性能上已经产生明显的影响,导致泵的扬程下降 3%。

### 2.4 临界空化工况点空化流动数值计算

为了更好地展示空化发生后喷水推进泵内部空化流动结构,也为了后续空化预测方法的提出,本文先分析临界空化工况点泵内空化流动的数值计算结果,并与试验对比。图 6 为设计流量下临界空蚀余量  $NPSH_r = 7.31$  时空化涡结构。采用空泡体积分数为 0.1 的空化等值面来显示空化区域,涡结构采用 0.029 等级的  $Q$ -Criterion 来显示涡心区域。从图 6 中可以看出,叶尖出现了刮起涡 (blowing vortex) 空化,主流方向与叶片压力面形成了脱流区,叶片前缘压力面区域也出现了一定程度的片状附着空化,同时在叶顶间隙区



①—刮起涡空化;②—叶片前缘压力面片状附着空化;  
③—间隙泄漏流角涡空化;④—片状空化;  
⑤—叶顶间隙泄漏涡空化;⑥—云状空化。

图 6 临界空化工况下数值计算得到的空化涡结构  
Fig. 6 Cavitation vortex structures calculated by CFD under critical cavitation condition

域出现了间隙泄漏流角涡 (corner vortex) 空化,在叶片吸力面出现了片状空化,在叶顶靠近吸力面出现叶顶间隙泄漏涡空化,在叶片尾缘和中间流面附近出现脱落涡云状空化。

### 2.5 讨论

对比空化的数值模拟和可视化试验结果发现,采用空泡体积分数为 0.1 的空化等值面和涡

结构和采用 0.029 等级的  $Q$ -Criterion 很好地显示了空化区域和涡心区域,但对于预测空化性能的空化特征,仍需要进一步地挖掘和探索。约翰霍普金斯大学 Tan 等<sup>[23]</sup>在研究喷水推进泵内空化的大尺度涡结构对泵性能下降的影响时指出(见图 7<sup>[23]</sup>),覆盖在吸力面靠近转子叶片顶部的叶顶间隙涡和尾部附着的片状空化之间干涉,该干涉对性能断裂起关键作用,在叶片吸力面的片状空化开始在其尾缘脱落后云状空化,并被叶顶间隙漩涡重新定向成接近垂直于叶片吸力面,并沿着叶轮流道向下游流动,如图 8 所示<sup>[23]</sup>。图 8(f)

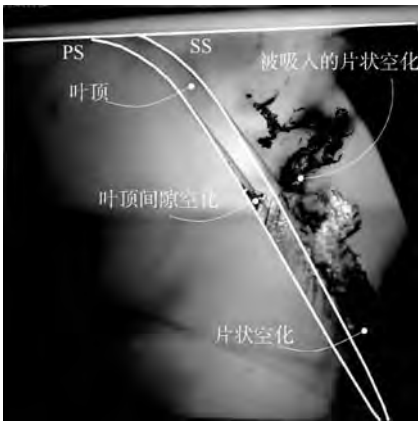


图 7 片状空化的脱落和垂直空化涡的形成<sup>[23]</sup>

Fig. 7 Perpendicular cavitation vortex being re-oriented and formed at sheet cavitation trailing edge<sup>[23]</sup>

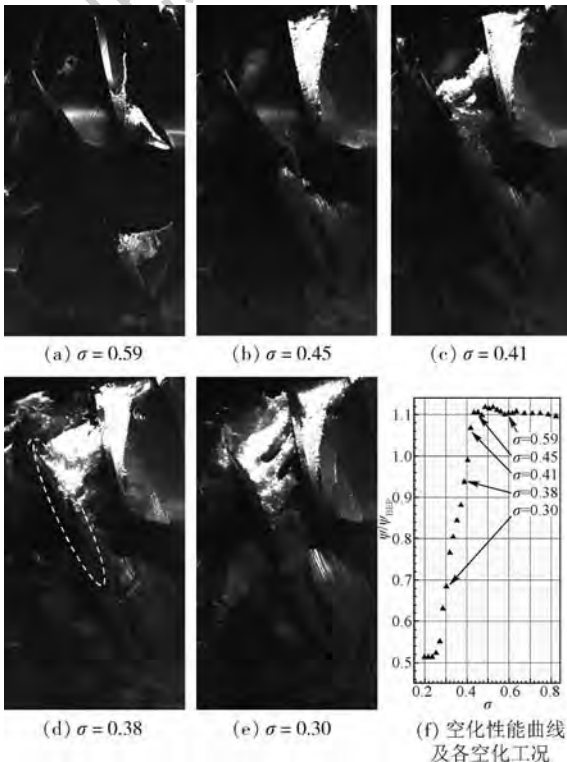


图 8 随汽蚀余量降低的空化发展过程<sup>[23]</sup>

Fig. 8 Progression of cavitation with cavitation number decreasing<sup>[23]</sup>

中,横轴  $\sigma$  为空代数,纵轴  $\psi/\psi_{\text{BEF}}$  为扬程数。这些漩涡只影响当地流动复杂性,而对整体喷水推进泵的性能影响极小。随着压力降低和片状空化生长逐渐覆盖叶片表面,该干涉发生在 2 个毗邻叶片覆盖区域,垂直空化涡从始发叶片的吸力面延伸至相邻叶片的压力面。当垂直空化漩涡在叶片之间延伸,开始发生空化断裂,有效堵塞转子通道顶部区域,造成喷水推进泵的性能下降(见图 8)。

### 3 结论

本文开展了喷水推进泵在不同进口压力下的空化性能试验和临界空化工况下高速摄像可视化试验研究。主要工作和结论如下:

1) 搭建了喷水推进泵综合性能试验和测试平台,获得了喷水推进泵在设计工况下的空化性能曲线,采用高速摄像技术测得了临界空化工况时喷水推进泵内空化流动形态。

2) 分析了喷水推进泵在临界空化工况下空化流动结构及其演变规律。喷水推进泵内出现的空化形态有片状空化、云状空化、叶顶间隙空化、叶顶泄漏涡空化和新发现的垂直空化涡。针对上述空化涡结构的发展过程和演化规律进行了详细描述。

3) 分析临界空化点  $\text{NPSH}_c = 7.31 \text{ m}$  时喷水推进泵内空化流动的数值计算结果,并与试验对比。采用空泡体积分数为 0.1 的空化等值面来显示空化区域,涡结构采用 0.029 等级的  $Q$ -Criterion 来显示涡心区域。结合数值模拟和试验结果,详细分析了临界汽蚀余量下空化涡结构和演变规律,包括刮起涡、片状附着空化、间隙泄漏流角涡、叶片压力面前缘片状空化、在叶顶靠近吸力面叶顶间隙泄漏涡空化和在叶片尾缘附近出现脱落涡云状空化。

### 参考文献 (References)

- [1] 季斌,罗先武,吴玉林,等.考虑热力学效应的高温水空化模拟[J].清华大学学报(自然科学版),2010,50(2):262-265.  
JI B, LUO X W, WU Y L, et al. Cavitating flow simulation for high temperature water based on thermodynamic effects [J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2010, 50(2): 262-265 (in Chinese).
- [2] 熊英华,刘影,李述林,等.基于替代燃料的航空燃油泵内部空化特性[J].航空动力学报,2015,30(11):2607-2615.  
XIONG Y H, LIU Y, LI S L, et al. Cavitation characteristic in aviation fuel pump based on surrogate fuel [J]. Journal of Aerospace Power, 2015, 30(11): 2607-2615 (in Chinese).
- [3] KATZ J. Cavitation phenomena within regions of flow separation

- [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1984, 140: 397-436.
- [4] LABERTEAUX K R, CECCIO S L, MASTROCOLA V J, et al. High speed digital imaging of cavitating vortices [J]. *Experiments in Fluids*, 1998, 24(5): 489-498.
- [5] PARK W G, JANG J H, CHUN H H, et al. Numerical flow and performance analysis of waterjet propulsion system [J]. *Ocean Engineering*, 2005, 32(14-15): 1740-1761.
- [6] 王勇, 刘厚林, 袁寿其, 等. 离心泵非设计工况空化振动噪声的试验测试 [J]. *农业工程学报*, 2012, 28(2): 35-38.  
WANG Y, LIU H L, YUAN S Q, et al. Experimental testing on cavitation vibration and noise of centrifugal pumps under off-design conditions [J]. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering*, 2012, 28(2): 35-38 (in Chinese).
- [7] 邵春雷, 顾伯勤, 周剑锋, 等. 离心泵内部流动高速摄像测量及误差分析 [J]. *农业工程学报*, 2015, 31(24): 52-58.  
SHAO C L, GU B Q, ZHOU J F, et al. Internal flow measurement in centrifugal pump by high speed photography and error analysis [J]. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering*, 2015, 31(24): 52-58 (in Chinese).
- [8] MINAMI S, KAWAGUCHI K, HONMA T. Experimental study on cavitation in centrifugal pump impellers [J]. *Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers*, 2008, 62(9): 19-29.
- [9] ZHU B, CHEN H, WEI Q. Numerical and experimental investigation of cavitating characteristics in centrifugal pump with gap impeller [J]. *International Journal of Turbo & Jet-Engines*, 2014, 31(2): 187-196.
- [10] 邓育轩, 李仁年, 韩伟, 等. 螺旋离心泵内回流涡空化特性 [J]. *农业工程学报*, 2015, 31(1): 86-90.  
DENG Y X, LI R N, HAN W, et al. Characteristics of backflow vortex cavitation in screw centrifugal pump [J]. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering*, 2015, 31(1): 86-90 (in Chinese).
- [11] 付强, 袁寿其, 朱荣生, 等. 离心泵气液固多相流动数值模拟与试验 [J]. *农业工程学报*, 2012, 28(14): 52-57.  
FU Q, YUAN S Q, ZHU R S, et al. Numerical simulation and experiment on gas-liquid-solid multiphase flow in centrifugal pump [J]. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering*, 2012, 28(14): 52-57 (in Chinese).
- [12] 高波, 杨敏官, 李忠, 等. 空化流动诱导离心泵低频振动的实验研究 [J]. *工程热物理学报*, 2012, 33(6): 965-968.  
GAO B, YANG M G, LI Z, et al. Experimental study on cavitation induced low frequency vibration in a centrifugal pump [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2012, 33(6): 965-968 (in Chinese).
- [13] 赖鸣, 兰山, 黄广炎, 等. 数字式高速摄像测试技术及其应用 [J]. *实验技术与管理*, 2012, 29(6): 51-54.  
LAI M, LAN S, HUANG G Y, et al. Metrical technique of digital high speed photography and its application [J]. *Experimental Technology and Management*, 2012, 29(6): 51-54 (in Chinese).
- [14] 李世煌, 许建中. 离心泵蜗壳内流动的高速摄影测试 [J]. *北京农业工程大学学报*, 1990, 10(1): 55-60.  
LI S H, XU J Z. Measure fluid flowing in volute of centrifugal pump [J]. *Journal of Beijing Agricultural Engineering University*, 1990, 10(1): 55-60 (in Chinese).
- [15] 王静, 廖庆喜, 田波平, 等. 高速摄像技术在我国农业机械领域的应用 [J]. *农机化研究*, 2007(1): 184-186.  
WANG J, LIAO Q X, TIAN B P, et al. The present and development tendency of high-speed photography applied on agricultural machinery [J]. *Journal of Agricultural Mechanization Research*, 2007(1): 184-186 (in Chinese).
- [16] 杨敦敏. 离心泵内两相流流动特性的图像测量 [D]. 西安: 西安理工大学, 2004.  
YANG D M. Image measurement of two-phase flow characteristic in centrifugal pump impeller [D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2004 (in Chinese).
- [17] 袁寿其, 梁赞, 袁建平, 等. 离心泵进口回流场特性的数值模拟及试验 [J]. *排灌机械工程学报*, 2011, 29(6): 461-465.  
YUAN S Q, LIANG Y, YUAN J P, et al. Numerical simulation and experiment on characteristics of centrifugal pump inlet recirculation [J]. *Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering*, 2011, 29(6): 461-465 (in Chinese).
- [18] 朱兵. 缝隙引流叶片提高低比转速离心泵性能的机理研究 [D]. 上海: 上海大学, 2014.  
ZHU B. Research on the mechanism of performance improving in low specific speed centrifugal pump with gap drainage blades [D]. Shanghai: Shanghai University, 2014 (in Chinese).
- [19] PEARSALL I S. Design of pump impellers for optimum cavitation performance [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1973, 187(1): 667-678.
- [20] 潘中永, 袁寿其. 泵空化基础 [M]. 镇江: 江苏大学出版社, 2013.  
PAN Z Y, YUAN S Q. Fundamentals of cavitation in pumps [M]. Zhenjiang: Jiangsu University Press, 2013 (in Chinese).
- [21] 石磊. 三维水翼和轴流泵叶顶泄漏涡结构及其空化机理研究 [D]. 镇江: 江苏大学, 2016.  
SHI L. Research on tip leakage vortex structure and cavitation mechanism in three-dimensional hydrofoil and axial flow pump [D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2016 (in Chinese).
- [22] LUO X, JI B, TSUJIMOTO Y. A review of cavitation in hydraulic machinery [J]. *Journal of Hydrodynamics*, 2016, 28(3): 335-358.
- [23] TAN D, LI Y, WILKES I, et al. Experimental investigation of the role of large scale cavitating vortical structures in performance breakdown of an axial waterjet pump [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2015, 137(11): 317-320.

#### 作者简介:

龙云 男, 博士, 助理研究员。主要研究方向: 空化与多相流、高效高可靠性泵水力设计。

王德忠 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 核电泵阀、辐射与防护。

## Experiment on cavitation flow in critical cavitation condition of water-jet propulsion pump

LONG Yun<sup>1,2</sup>, FENG Chao<sup>3</sup>, WANG Luyi<sup>3</sup>, WANG Dezhong<sup>2,\*</sup>, CAI Youlin<sup>3</sup>, ZHU Rongsheng<sup>1</sup>

(1. National Research Center of Pumps, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China;

2. School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;

3. Science and Technology on Water Jet Propulsion Laboratory, Marine Design & Research Institute of China, Shanghai 200111, China)

**Abstract:** Under the limitation of ship space, it is the key of ship design to improve the comprehensive performance of propeller. Cavitation is the main noise source of water-jet propulsion pump, so it is an important design parameter of water-jet propulsion pump. In order to reduce the noise of the ship and improve the cavitation performance of the water-jet propulsion pump, it is necessary to study the evolution law of the cavitation flow structure and its influence on the pump performance. In this paper, the evolution mechanism of cavitation flow structures in the critical cavitation conditions of water-jet propulsion pump is captured by high-speed photography. The cavitation flow structures of the water-jet propulsion pump during the occurrence and development of cavitation include sheet cavitation, cloud cavitation, tip leakage cavitation, tip vortex cavitation and vertical cavitation vortex. The experiment captures the physical process of cavitation evolution and the effect of each cavitation flow structure on pump performance degradation is analyzed. Combined with simulation and previous research, this paper further expounds the formation mechanism of cavitation flow structure and its influence on the pump performance. The research results not only provide new understanding of the cavitation phenomenon in the water-jet propulsion pump, but also provide reference and guiding significance for the study of cavitation performance prediction methods.

**Keywords:** water-jet propulsion pump; critical cavitation condition; high-speed photography; cavitation; cavitation vortex structure

**Received:** 2018-12-18; **Accepted:** 2019-03-08; **Published online:** 2019-04-10 16:24

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1518.004.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190408.1518.004.html)

**Foundation items:** Shanghai Economy Information Technology Committee Project (15GFZ-GB02-060); China Postdoctoral Science Foundation (2019M651734)

\* **Corresponding author.** E-mail: dzwang@sjtu.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2019.0104

# 微型探头-传感系统高频响应特性模型适应性

丁红兵, 李一鸣, 李金霞, 王超\*

(天津大学 电气自动化与信息工程学院, 天津 300072)



**摘 要:** 为了拓宽微型探头-传感系统的可用频带, 满足高频压力信号的测量需求, 需对系统的频率响应特性进行研究, 并分析现有数学模型对不同结构微型探头-传感系统的适用性及预测精度。对 5 种典型结构的微型探头-传感系统进行了判定和划分, 综述了现有微型探头-传感系统的频响预测模型、假设条件及模型修正方法。为对理论数学模型进行定量评价, 计算得到了不同结构微型探头-传感系统的谐振频率、截止频率和工作频带(幅值误差  $\pm 5\%$ ), 并与数值仿真和实验结果进行了对比。结果表明: 对于引压管较短的谐振腔, 利用 Panton 模型计算其谐振频率, 误差可控制在 1% 以内; 对于引压管较长及带有测压孔的结构, B-T 模型的预测精度最高。对实验用微型探头-传感系统进行了优化设计, 并用于超声速凝结自激振荡现象的研究。结果表明: 优化的微型探头-传感系统频响特性可满足高频(约 10 kHz)压力波动信号的动态测量需求。

**关键词:** 瞬态压力测量; 微型探头-传感系统; 计算流体力学(CFD); 系统参数辨识; 高频响应特性

**中图分类号:** TP212

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1519-10

瞬态压力测量, 在航空航天、国防、工业等领域起着重要作用<sup>[1-3]</sup>。在航空发动机型号研制过程中, 瞬态压力测量用来测试压气机转子后流场, 描述非定常流动特征<sup>[4-5]</sup>; 气固流化床内水动力现象的研究, 以及流化床行为的表征都需要局部瞬态压力波动的测量<sup>[6-7]</sup>; 在燃气轮机的测控系统中, 瞬态压力的测量可用来检测发动机内部的流量异常<sup>[8]</sup>。为了保证测量的可靠性, 应尽量减小对流场的扰动, 因此, 微型探头-传感系统在瞬态压力测量中起着非常重要的作用。微型探头-传感系统除了压力传感器, 还包括引压管和腔室, 而引压管和腔室的频响特性通常都较低, 导致系统的可用频带变窄。当用于获取高频流场的动态特征时, 其频响往往达不到测量要求, 造成测量误差变大甚至信号失真。因此, 有必要研究微型

探头-传感系统的动态响应模型, 以分析并改善其频响特性。

目前, 很多文献都对微型探头-传感系统频响特性进行了理论研究并提出了不同的数学模型。柳兆荣等<sup>[9]</sup>根据流体阻抗法得到了固有频率公式, 把探头-传感系统分成 5 种典型结构。探头-变送系统的数学模型主要分为集中参数模型和分布参数模型。叶挺等<sup>[10]</sup>、黄俊钦<sup>[11]</sup>把探头-传感系统看作是集中参数的不可压缩二阶系统, 前者给出了探头-传感系统的幅频特性和固有频率表达式, 结构比较简单, 而后者给出了差分方程模型、离散传递函数模型和连续传递函数模型, 与实验数据基本吻合。Goodson 和 Leonard<sup>[12]</sup>建立了系统的分布参数模型, 并基于此给出了线性摩擦模型和耗散模型。在此基础上, Iberall<sup>[13]</sup>利用分

收稿日期: 2019-03-13; 录用日期: 2019-05-18; 网络出版时间: 2019-06-06 09:57

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190605.1653.003.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190605.1653.003.html)

基金项目: 国家自然科学基金(51876143, 61873184, 61627803); 天津市自然科学基金(16JQNJC03700)

\*通信作者. E-mail: wangchao@tju.edu.cn

**引用格式:** 丁红兵, 李一鸣, 李金霞, 等. 微型探头-传感系统高频响应特性模型适应性[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1519-1528. DING H B, LI Y M, LI J X, et al. Adaptability of high-frequency response characteristic model for micro probe-transducer system [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1519-1528 (in Chinese).

布参数模型推导出了探头-传感系统的动态响应公式,但省略了推导过程,而且没有进行实验验证。Bergh 和 Tijdeman<sup>[14]</sup>以及 Richards<sup>[15]</sup>沿用了 Iberall 的方法,给出了探头-传感系统的数学模型,并用实验验证了模型的准确性。这些模型为微型探头-传感系统频率特性的研究提供了依据,但是大部分模型并没有给出具体的适用范围和预测精度,对瞬态压力信号,尤其是高频信号的测量精度难以保证,可能影响瞬态压力信号的分析结果。因此,针对微型探头-传感系统的具体结构,如何选择合适的数学模型,是一个亟待解决的问题。

本文对微型探头-传感系统进行分类,并利用基于 CFD 数值模拟的系统参数辨识方法得到频响函数,以谐振频率、截止频率和工作频带为性能指标,对微型探头-传感系统的经典数学模型进行定量评价。

### 1 微型探头-传感系统频响特性

微型探头-传感系统由压力传感器、引压管和腔室构成,其结构图如图 1 所示, $r$  表示引压管半径, $l$  表示引压管长度, $V$  表示腔室体积。

瞬态压力信号作为微型探头-传感系统的输入信号  $p_i$ ,可以表示为不同频率正弦信号的合成,所测信号为输出信号  $p_o$ ,频响特性反映正弦信号作用下系统响应的性能<sup>[16]</sup>。稳定系统的频响特性等于输出和输入的傅里叶变换之比,即

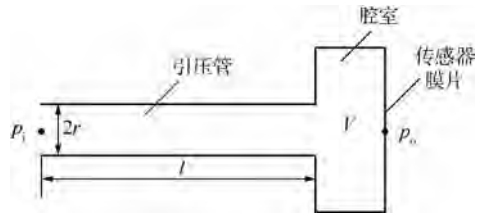


图 1 微型探头-传感系统基本结构

Fig. 1 Basic structure of micro probe-transducer system

$$G(j\omega) = \frac{p_o(j\omega)}{p_i(j\omega)} = A(\omega) e^{j\varphi(\omega)} \quad (1)$$

式中: $\omega$  为角频率; $A(\omega)$  为幅频特性; $\varphi(\omega)$  为相频特性,分别为输出响应中与输入同频率的谐波分量与谐波输入的幅值比和相位差。

### 2 微型探头-传感系统结构分类及判定

根据引压管和腔室尺寸的不同,对基于流体阻抗法得到的微型探头-传感系统固有频率公式进行合理的简化,从而得到 5 种典型结构<sup>[9]</sup>,如表 1 所示。其中: $a$  为管道截面积, $c$  为声速, $\omega_n$  为固有频率, $R$  为腔室半径, $L$  为腔室长度。由于流体阻抗法忽略了流体黏性,系统阻尼非常小,此时  $\omega_n$  近似等于谐振频率  $\omega_r$ 。结构 IV 的腔室长度不断减小,当远小于引压管长度时,可将腔室作为集中参数处理,这时可看作结构 III。结构 I 和结构 II 则分别是结构 III 引压管长度非常小和腔室体积非常小时的简化结构。

表 1 微型探头-传感系统典型结构

Table 1 Typical structures of micro probe-transducer system

结构	特征	示意图	$\omega_n / (\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$
I	谐振腔模型,引压管长度非常小		$\omega_n = c \sqrt{\frac{\pi r^2}{lV}}$
II	腔室终端十分小,与引压管相比,终端腔室的影响可忽略		$\omega_n = \pi \frac{2n-1}{2} \cdot \frac{c}{l} (n=1, 2, 3, \dots)$
III	腔室长度远小于引压管长度,可将终端腔室作为集中参数处理		$\tan \frac{\omega_n l}{c} = \frac{c \pi r^2}{\omega_n V}$
IV	与引压管相比,腔室长度较长,不能忽略腔室长度影响		$\tan \frac{\omega_n L}{c} \tan \frac{\omega_n l}{c} = \frac{r^2}{R^2}$
V	引压管与待测管路连接时,有一定的测压孔节流		$\frac{\tan \frac{\omega_n l}{c} + \frac{\omega_n V}{ca}}{1 - \frac{\omega_n V}{ca} \tan \frac{\omega_n l}{c}} = \frac{r_0^2}{r^2} \cot \frac{\omega_n l_0}{c}$

### 3 微型探头-传感系统数学模型

假设微型探头-传感系统引压管半径  $r$  远小于长度  $l$ ,传感器的频响特性是理想的,且管道及腔室外壁是刚性的,表 2 所示为已有研究中所提到的 6 种数学模型。其中: $c_0$  为平均声速; $J_n$  ( $n = 0, 1, 2$ ) 表示  $n$  阶第一类贝塞尔函数; $m$  表示第  $m$  个微型探头-传感系统; $n$  为多变常数类型; $Pr$  为普朗特数; $\mu$  为流体动力黏度; $\rho$  为流体密度; $\sigma$  为由于膜片偏转引起的腔室体积增加; $\gamma$  为比热比。当  $R_f/\omega \ll 1$  时,  $R_f = 8\mu/(\rho r^2)$ , 表 2 中的线性摩擦模型和耗散模型可以简化为附录 A 中式 (A1), 以减少实际计算中的困难。

上述数学模型仍存在不完善的地方需要进一步修正。由于上述模型均忽略了腔室内的流速,因此理论上不适用于结构 I 谐振腔的预测<sup>[18]</sup>, 结构 I

计算将在第 5 节详细说明。另外,对于微型探头-传感系统,其腔室体积  $V$  很小,这时管道内流体的可压缩性和传感器柔性造成的腔室体积变化就不能完全忽略不计,造成不可压缩二阶系统模型不适用,因此用等效腔室体积  $V_e = V + V_f + V_{te}$  代替公式中的  $V^{[19]}$ 。 $V_f$  为考虑传感器柔性的附加容积,  $V_f = E(\Delta V_f/\Delta p)$ ,  $\Delta V_f/\Delta p$  表示传感器在单位压力作用下的体积变化,  $E$  为流体体积模量; $V_{te}$  为考虑流体管道可压缩性的附加容积,  $V_{te} = (4/\pi^2)/(al)$ 。

对于结构 II, 腔室体积为 0, 此时,可压缩流体管道模型(无损耗模型、线性摩擦模型和耗散模型)的频响特性公式可简化为

$$G(j\omega) = \frac{1}{\cosh[\varphi(j\omega)l]} \quad (2)$$

整理可得到系统的谐振频率公式为

$$f_r = \frac{2n-1}{4} \cdot \frac{c}{l} \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (3)$$

表 2 微型探头-传感系统数学模型

Table 2 Mathematical models of micro probe-transducer system

模型	频响特性	参数表达式	假设条件
不可压缩一阶系统模型 <sup>[17]</sup>	$G(j\omega) = \frac{1}{1 + \tau j\omega}$	$\tau = \frac{8\mu l(\pi r^2 l + V)}{\pi E r^4}$	管道内流体不可压缩;腔室内流体可压缩,流速及惯性质量忽略不计;管道内流动为层流,摩擦阻力符合泊肃叶定律
不可压缩二阶系统模型 <sup>[17]</sup>	$G(j\omega) = \frac{1}{1 - (\tau\omega)^2 + 2\tau\zeta\omega}$	$\tau = \frac{1}{c_0 r} \sqrt{\frac{lV}{\pi}}, \zeta = \frac{4\mu}{r^3 \rho c_0} \sqrt{\frac{lV}{\pi}}$	管道内流体可压缩;忽略由于流体黏性引起的能量损耗和与外界的热传导
无损耗模型 <sup>[17]</sup>	$G(j\omega) = \frac{1}{\cosh[\varphi(j\omega)l] + \psi(j\omega) \sinh[\varphi(j\omega)l]}$	$\varphi(j\omega) = \frac{j\omega}{c_0}$ $\psi(j\omega) = \frac{V}{\pi(2r)^2/4} \varphi(j\omega)$	管道内流体可压缩;腔室内流体可压缩,流速及惯性质量忽略不计
线性摩擦模型 <sup>[17]</sup>	$G(j\omega) = \frac{1}{\cosh[\varphi(j\omega)l] + \psi(j\omega) \sinh[\varphi(j\omega)l]}$	$\varphi(j\omega) = \sqrt{-\frac{\omega^2}{c_0^2} + j \frac{32\mu\omega}{\rho(2r)^2 c_0^2}}$ $\psi(j\omega) = \frac{V}{\pi(2r)^2/4} \varphi(j\omega)$	管道内流体可压缩;腔室内流体可压缩,流速及惯性质量忽略不计
耗散模型 <sup>[17]</sup>	$G(j\omega) = \frac{1}{\cosh[\varphi(j\omega)l] + \psi(j\omega) \sinh[\varphi(j\omega)l]}$	$\varphi(j\omega) = \frac{j\omega}{c_0} \left[ \frac{1 + 2(\gamma - 1) \frac{J_1(g)}{gJ_0(g)}}{1 - 2 \frac{J_1(h)}{hJ_0(h)}} \right]^{1/2}$ $\psi(j\omega) = \frac{V}{\pi r^2} \varphi(j\omega)$ $h = rj\sqrt{\frac{\rho\omega}{\mu}}, g = h\sqrt{Pr}$	管道内流体可压缩;腔室内流体可压缩,流速及惯性质量忽略不计;考虑流动的非稳定性、流体的黏性损耗和与外界的热交换
B-T (Bergh-Tijde) 模型 <sup>[14]</sup>	$\frac{p_m}{p_{m-1}} = \left\{ \cosh(\phi_m l_m) + \frac{V_m}{V_{tm}} (\sigma_m + \frac{1}{k_m} n_m \phi_m l_m \sinh(\phi_m l_m) + \frac{V_{tm+1} \phi_{m+1} l_m J_0(\alpha_m) J_2(\alpha_{m+1})}{V_{tm} \phi_m l_{m+1} J_0(\alpha_{m+1}) J_m(\alpha_m)} \cdot \frac{\sinh(\phi_m l_m)}{\sinh(\phi_{m+1} l_{m+1})} \cdot \left[ \cosh(\phi_{m+1} l_{m+1}) - \frac{p_{m+1}}{p_m} \right] \right\}^{-1}$	$\phi_m = \frac{\omega}{a_{0m}} \sqrt{\frac{J_0(\alpha_m)}{J_2(\alpha_m)}} \sqrt{\frac{\gamma}{n_m}}$ $\alpha_m = j\sqrt{r_m} \sqrt{\frac{\rho_0 m \omega}{\mu_m}}$ $n_m = \left[ 1 + \frac{\gamma-1}{\gamma} \cdot \frac{J_2(\alpha_m \sqrt{Pr})}{J_0(\alpha_m \sqrt{Pr})} \right]^{-1}$	正弦波波动非常小;系统内流动为层流

仅考虑第一个谐振频率,即  $n = 1$  时,就是著名的四分之一波长公式。

对于 B-T 模型,当  $m = N = 2$  时,表示系统由 2 个引压管和 2 个腔室构成,令第 1 个腔室的体积为 0,即  $V_1 = 0$ ,即可用于结构 V 的计算。

微型探头-传感系统内的流场十分复杂,在不同的假设条件下,每种模型适用于特定的工况条件和系统结构,但目前这些模型的适用性与系统结构之间没有明确的对应关系,缺少对于模型误差的评估。因此,利用 CFD 数值模拟的方法对微型探头-传感系统进行系统辨识,并对上述数学模型进行适用性分析和预测精度评价。

### 4 CFD 数值模拟及验证

利用 ANSYS® FLUENT 进行 CFD 数值模拟。采用结构化网格划分,湍流模型选用标准  $k-\epsilon$  模型。考虑可压缩性,流体设置为理想气体,并打开能量方程。系统内部由流体速度和密度的变化引起压力振荡。入口采用压力入口边界条件,由于出口为传感器膜片,因此出口和壁面都设为无滑移壁面。监测点为入口和出口壁面中心处,监测流场压力变化。采用双精度求解器以提高仿真精度。为真实反映系统内部的流场,采用三维网格,如图 2 所示。

为了检验数值模型和数值方法的可靠性,将仿真结果与 Bergh 和 Tijdeman<sup>[14]</sup> 的实验进行对比。实验的环境压力为 105 020 Pa,温度为 24℃。微型探头-传感系统入口为正弦压力扰动,幅值为 650 Pa,在 10 ~ 200 Hz 的频率范围内测量系统的动态响应,引压管半径  $r = 0.525$  mm,引压管长度  $l = 500$  mm,腔室体积  $V = 285$  mm<sup>3</sup>。

通过 CFD 数值仿真,分别利用正弦激励法和阶跃激励法得到系统的频响特性。

正弦激励法的入口施加固定幅值、不同频率的正弦压力信号,每周期采样点数  $N = 100$ ,输出同样为正弦信号。通过傅里叶变换将时域信号转换到频域,并利用比值校正法对频域信号进行

校正,得到信号的幅值和初始相角,最终可得到输出与输入信号的幅值比  $A(\omega)$  和相位差  $\varphi(\omega)$ ,根据式(1),即可得到频响特性  $G(j\omega)$ 。数值仿真结果如图 3(a)所示。

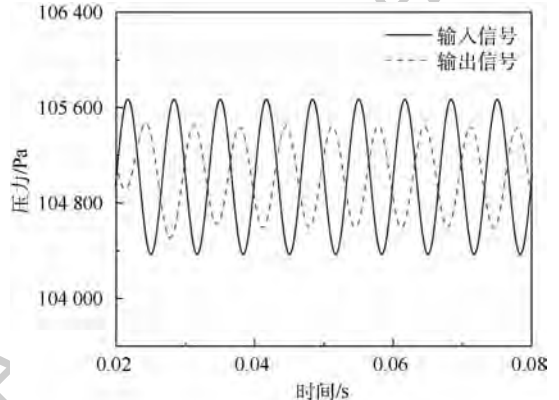
对于阶跃激励法,对入口施加固定幅值( $p_i = 100$  Pa)的阶跃压力信号,监测出口的压力响应,通过系统辨识得到系统传递函数,从而得到其频率特性  $G(j\omega)$ 。数值仿真结果如图 3(b)所示。利用非线性最小二乘法,对系统频率响应函数进行参数辨识。由于压力波从入口到传感器膜片的传播需要一定时间,因此模型需考虑延迟时间  $\tau_d$ ,其计算公式为

$$\tau_d = (l + L) / c \tag{4}$$

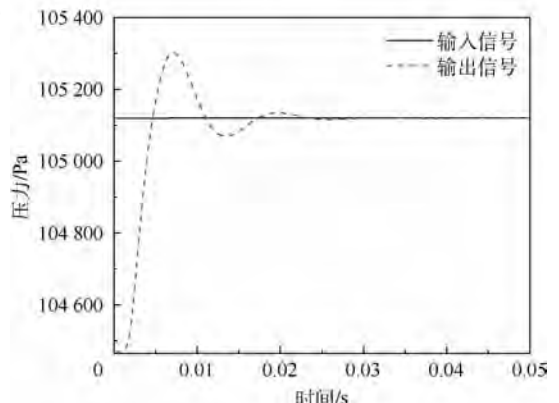
模型的阶次利用各个拟合阶次的残差平方和构成的损失函数  $Q_n$  来确定<sup>[20]</sup>。 $Q_n$  表示  $n$  阶预测模型的残差平方和。系统各阶次  $Q_n$  的变化趋势如图 4 所示。 $Q_2$  与  $Q_1$  相比,有比较大的下降, $Q_3$  的下降趋势明显变缓,而从  $Q_4$  开始,变化十分微弱。根据最终陡峭下降准则,判断系统阶次最低为二阶。

为了设置合适的采样频率  $f_s$ ,根据式(5)选取<sup>[21]</sup>:

$$\frac{T_{95}}{1/f_s} \approx 10 \sim 15 \tag{5}$$



(a) 正弦激励法



(b) 阶跃激励法

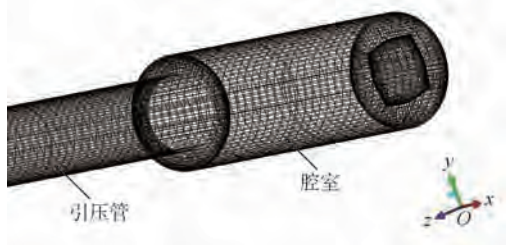


图 2 微型探头-传感系统网格

Fig. 2 Grid of micro probe-transducer system

图 3 正弦激励法和阶跃激励法 CFD 数值仿真结果  
Fig. 3 CFD simulation results of sine and step excitation methods

式中:  $T_{95}$  为阶跃响应调节时间的 95%。

以  $f_s = 5000 \text{ Hz}$  为例,其辨识得到的系统频响函数为

$$G(s) = e^{-\tau_d s} \frac{a_1 s^2 + a_2 s + a_3}{s^2 + b_1 s + b_2} \quad (6)$$

式中:  $\tau_d = 0.0015$ ;  $a_1 = 0.12$ ;  $a_2 = 411.44$ ;  $a_3 = 3.40 \times 10^5$ ;  $b_1 = 438.38$ ;  $b_2 = 3.40 \times 10^5$ 。

为确定合适的采样频率,还分别取  $f_s = 2000 \text{ Hz}$  和  $f_s = 4000 \text{ Hz}$  进行了 CFD 仿真和参数辨识,并与正弦激励结果和实验得到的幅值比及相位差进行对比,结果如图 5 所示。可知,当采样频率为  $f_s = 5000 \text{ Hz}$  时,阶跃激励法与正弦激励法和实验结果吻合良好,说明基于 CFD 的系统辨识方法,可用于微型探头-传感系统频响特性的定量研究。关于采样频率的选择,如果  $f_s$  太小,会因

仿真精度不够造成预测误差;若采样频率  $f_s$  过大,则可能会因为畸变问题而造成误差,所以需要选择合适的采样频率。本文设置采样频率  $f_s$  为所关心频段最高频率的 25 倍,以保证预测精度。

## 5 不同结构下数学模型适应性分析

传感器常用的频响特性指标是谐振频率  $\omega_r$ 、闭环截止频率  $\omega_b$  和工作频带  $\omega_g$ 。为保证能够测得较高能量的信号,本文规定  $\omega_b$  为系统闭环幅频特性下降到 0 dB 时对应的频率,即  $A(\omega_b) = 1$ 。工作频带  $\omega_g$  是动态幅值误差为  $\pm 5\%$  所确定的有效工作频率范围,如图 6 所示。

不可压缩一阶系统模型是二阶系统模型的一种特殊情况,仅适用于压力变化缓慢的情况,是二阶系统模型的近似,不能预测欠阻尼二阶系统的谐振频率。无损耗模型是线性摩擦模型的特例,在其推导过程中,认为流体与管道的摩擦力为 0,因此公式变得简单,精度较低。在下面的研究工作中,不可压缩一阶系统模型和无损耗模型本文将不做进一步分析。

利用 4 种模型对结构 II ~ 结构 V 的微型探头-传感系统进行分析,尺寸如表 3 所示。截止频率和工作频带可以衡量微型探头-传感系统的可用带宽以及准确度,因此以这 2 个参数为指标对各数学模型做定量评价。

理论截止频率  $f_{b0}$ 、工作频带  $f_{g0}$  及不可压缩

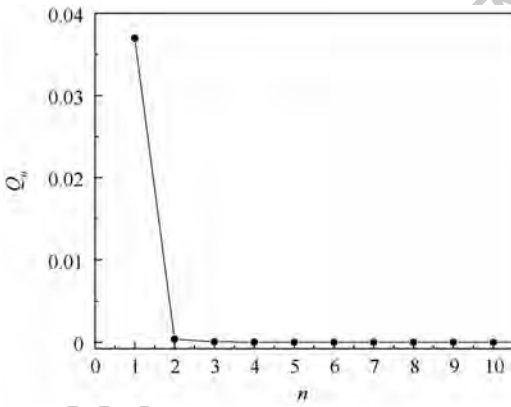


图 4  $Q_n$  随  $n$  的变化趋势

Fig. 4 Variation of  $Q_n$  with  $n$

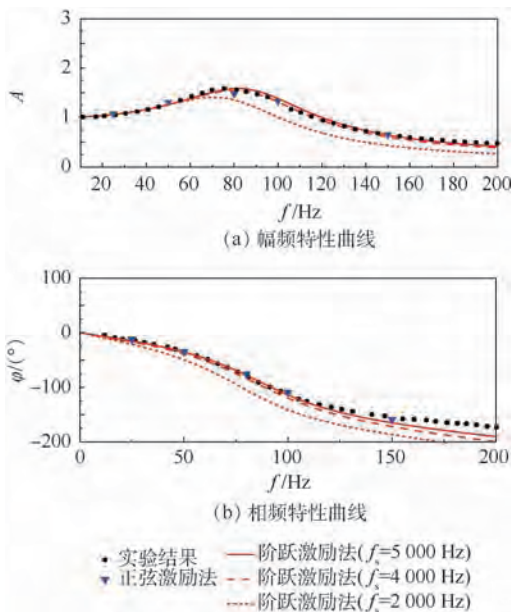


图 5 实验和 CFD 数值仿真得到的频响特性曲线

Fig. 5 Frequency response characteristic curves obtained by experiment and CFD simulation

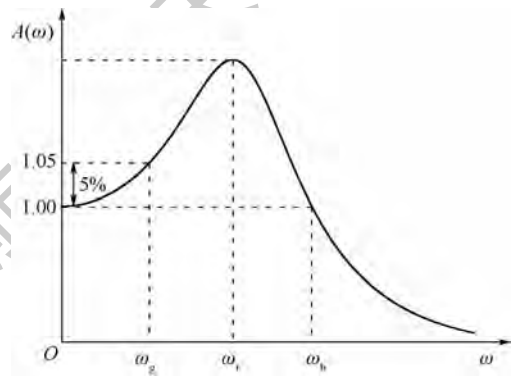


图 6 微型探头-传感系统的幅频特性曲线

Fig. 6 Amplitude-frequency characteristic curve of micro probe-transducer system

表 3 微型探头-传感系统尺寸

Table 3 Size of micro probe-transducer systems

结构	$l_0/\text{mm}$	$r_0/\text{mm}$	$l/\text{mm}$	$r/\text{mm}$	$L/\text{mm}$	$R/\text{mm}$
II			25	1		
III			25	1	1	1.5
IV			25	1	10	1.5
V	20	1	20	2	1	2.5

二阶系统模型、线性摩擦模型、耗散模型和 B-T 模型计算得到截止频率  $f_{b1} \sim f_{b4}$ 、工作频带  $f_{g1} \sim f_{g4}$  如表 4 和表 5 所示,  $\sigma_f$  表示相对误差。其中实验结果参考自文献[14,22]。由表 4 和表 5 可知,实

验仅针对于频率特性较低的系统,而且并不能覆盖所有系统结构,而数值模拟可作为对实验的补充和完善。综合 2 种方法的结果来看,B-T 模型的精度最高,且适用于较复杂的结构 V。

表 4 4 种预测模型的截止频率计算结果及误差

Table 4 Cut-off frequency computational result and error of four prediction models

类型	结构	$f_{b0}/\text{Hz}$	$f_{b1}/\text{Hz}$	$f_{b2}/\text{Hz}$	$f_{b3}/\text{Hz}$	$f_{b4}/\text{Hz}$	$\sigma_{f1}/\%$	$\sigma_{f2}/\%$	$\sigma_{f3}/\%$	$\sigma_{f4}/\%$
CFD	II	5742.5	4251.3	6932.5	6939.8	6701.0	25.97	20.72	20.85	16.69
	III	5108.7	3845.7	5900.1	5881.3	5579.6	24.72	15.49	15.12	9.22
	IV	2947.1	2852.9	3018.3	2980.2	2611.4	3.20	2.42	1.12	11.39
	V	1741.1				1761.1				1.15
实验	II <sup>[22]</sup>	24.25	21.17	22.06	22.21	23.02	12.70	9.03	8.41	5.07
	III <sup>[14]</sup>	116.54	157.72	156.61	152.95	146.10	35.34	34.38	31.24	25.36
	V <sup>[14]</sup>	170.92				179.53				5.04

表 5 4 种预测模型的工作频带计算结果及误差

Table 5 Working frequency band computational result and error of four prediction models

类型	结构	$f_{g0}/\text{Hz}$	$f_{g1}/\text{Hz}$	$f_{g2}/\text{Hz}$	$f_{g3}/\text{Hz}$	$f_{g4}/\text{Hz}$	$\sigma_{f1}/\%$	$\sigma_{f2}/\%$	$\sigma_{f3}/\%$	$\sigma_{f4}/\%$
CFD	II	666.4	656.0	684.8	684.8	684.7	1.56	2.76	2.76	2.75
	III	622.5	593.4	630.4	627.3	611.8	4.67	1.27	0.77	1.72
	IV	383.4	440.2	408.6	398.3	364.1	14.81	6.57	3.89	5.03
	V	250.8				240.8				3.99
实验	II <sup>[22]</sup>	3.43	3.34	3.50	3.50	3.50	2.62	2.04	2.04	2.04
	III <sup>[14]</sup>	24.51	29.37	29.91	28.81	20.37	19.83	22.03	17.54	16.89
	V <sup>[14]</sup>	16.14				14.01				13.20

对于引压管较短的结构 I, 以上 4 种模型会产生较大的计算误差,以 B-T 模型为例,如图 7 所示,从  $l/d=1$  开始,随着  $l$  不断减小,B-T 模型的误差越来越大<sup>[23]</sup>。其中: $d$  为引压管直径。

Panton 和 Miller<sup>[24]</sup> 针对这种情况,提出了结构 I 谐振频率的计算公式:

$$\frac{l' \pi R^2}{LS} kL = \cot(kL) \tag{7}$$

式中: $l' = l + \Delta l$  为有效长度,  $\Delta l = 8r / (3\pi) \cdot (1 - 1.24r/R)$  为对引压管长的修正; $S$  为引压管横截面积; $kL = \omega_r L / c$ 。对式(7)右边展开得到

$$\cot(kL) = \frac{1}{kL} - \frac{1}{3}kL - \frac{1}{45}(kL)^2 - \dots \tag{8}$$

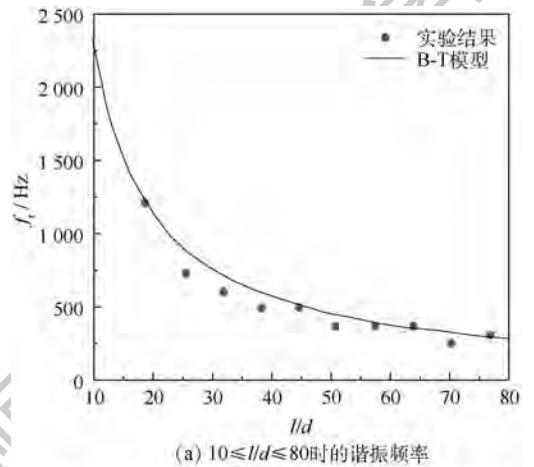
如果仅保留式(7)右边第一项,整理可得到谐振频率的经典计算公式:

$$\omega_r = \frac{c}{L} \sqrt{\frac{LS}{l' \pi R^2}} \tag{9}$$

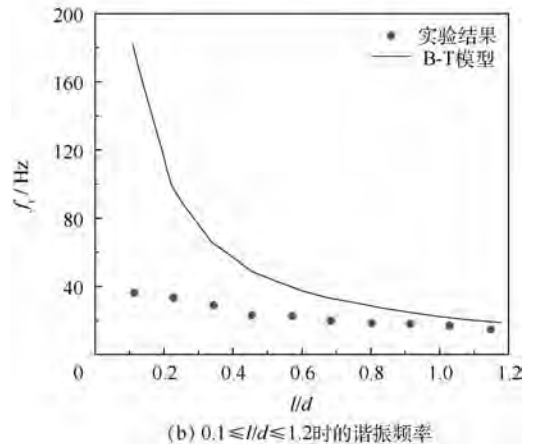
如果保留前两项,则得到谐振频率的改进计算公式:

$$\omega_r = c \sqrt{\frac{S}{l'V + \frac{1}{3}L^2S}} \tag{10}$$

Panton 和 Miller<sup>[24]</sup> 通过实验得到了不同  $l/d$  条件下系统的谐振频率  $f_{exp}$ , 结果如表 6 所示,  $f_1$ 、 $f_2$  和  $f_3$  分别为式(7)、式(9)和式(10)的预测结



(a)  $10 \leq l/d \leq 80$  时的谐振频率



(b)  $0.1 \leq l/d \leq 1.2$  时的谐振频率

图 7 不同  $l/d$  条件下的谐振频率

Fig. 7 Resonant frequency under different  $l/d$

果。由表 6 可知,式(7)(原始公式)的预测误差小于 1%,式(10)(改进公式)小于 3%,对结构 I 有很高的预测精度。对于式(9)(经典公式),当  $l/d=0.63$ ,即引压管较长时,其误差在 6% 左右;当  $l/d < 0.42$ ,即引压管较短时,其误差明显增大。

综合以上分析,总结微型探头-传感系统不同结构对各模型的适应性如表 7 所示。

表 6 Panton 模型谐振频率实验与预测结果对比<sup>[24]</sup>

Table 6 Comparison of measured and predicted resonant frequencies with Panton model<sup>[24]</sup>

$l/d$	$f_{exp}/\text{Hz}$	$f_1/\text{Hz}$	$f_2/\text{Hz}$	$f_3/\text{Hz}$	$\sigma_{\beta_1}/\%$	$\sigma_{\beta_2}/\%$	$\sigma_{\beta_3}/\%$
0.31	1 319	1 320	1 357	1 951	0.08	2.88	47.92
	2 552	2 557	2 626	3 775	0.20	2.90	47.92
	4 434	4 439	4 562	6 558	0.11	2.89	47.90
0.42	980	990	989	1 191	1.02	0.92	21.53
	2 775	2 780	2 803	3 371	0.18	1.01	21.48
	3 666	3 691	3 701	4 451	0.68	0.95	21.41
0.63	252	254	252	268	0.79	0	6.35
	3 238	3 228	3 242	3 443	0.31	0.12	6.33
	4 845	4 824	4 851	5 153	0.43	0.12	6.36

表 7 微型探头-传感系统不同结构对各模型的适应性

Table 7 Adaptability of different micro probe-transducer system structures to various models

结构	适用模型
I	对引压管长进行修正后,用 Panton 模型计算其谐振频率。工程实际中,可利用模型简化后的经典公式或改进公式,但当 $l/d < 0.42$ ,即管长较短时,经典公式的误差较大。如果需要精确计算,则使用模型的原始公式
II	在工程中,可利用四分之一波长理论公式计算其谐振频率;如果精确计算其频率特性,可选择 B-T 模型
III	当粗略估算最低阶共振频率时,可选择不可压缩二阶系统模型;而当精确计算时,可选择线性摩擦模型、耗散模型和 B-T 模型。其中,线性摩擦模型适用于低频扰动情况,B-T 模型精度最高
IV、V	结构 IV 可看作结构 V 腔室体积为 0 时的一种特殊情况,利用 B-T 模型计算

## 6 瞬态压力测量的应用

声速喷嘴中流动的蒸汽或含湿气体由于自身温降会发生凝结,造成非稳态自激振荡现象,影响喷嘴的计量精度。为了获得自激振荡的高频瞬态压力信号<sup>[25]</sup>,在喷嘴壁面设置引压孔,以安装微型探头-传感系统。实验所用喷嘴尺寸如图 8 所示,且喷嘴壁面厚度为 6.5 mm。根据半经验公式<sup>[26]</sup>,预估自激振荡频率在 9 368 ~ 15 806 Hz 范围内。因此,要求微型探头-传感系统的截止频率大于 15 806 Hz。

为了减少对喷嘴内流场的扰动,设计微型探头-传感系统为带有节流孔的结构 V。选择 B-T 模型设计系统尺寸。根据 B-T 模型可知,微型探头-传感系统的截止频率随测压孔半径  $r_0$  的增大而增大,而测压孔长度  $l_0$ 、引压管半径  $r$ 、引压管长度  $l$  和腔室体积  $V$  的增大则会降低截止频率。

对于小喉径喷嘴来说,测压孔对流场的影响是很显著的,因此  $r_0$  必须很小,要求测压孔半径满足  $0 \text{ mm} < r_0 < 1 \text{ mm}$ ,引压管半径则应满足  $r > r_0$ 。为了便于安装,测压孔长度  $l_0$  与引压管长度  $l$  之和取喷嘴壁厚,即  $l_0 + l = 6.5 \text{ mm}$ 。而为了补偿测压孔半径减小所造成的截止频率的降低,则应尽量减小  $l_0$ 、 $r$ 、 $l$  和  $V$  以提高截止频率。

基于以上尺寸范围,取若干种微型探头-传感系统,利用 B-T 模型计算得到相应的闭环截止频率  $f_b$ ,如表 8 所示。首先选取  $f_b > 15 806 \text{ Hz}$  所对应的尺寸,而为了减少对流场的扰动,进一步选择较小的测压孔半径  $r_0 = 0.3 \text{ mm}$  或  $r_0 = 0.6 \text{ mm}$ 。

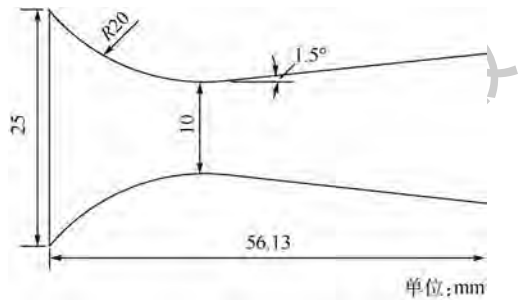


图 8 声速喷嘴尺寸

Fig. 8 Size of sonic nozzle

表 8 微型探头-传感系统尺寸及闭环截止频率

Table 8 Size and closed-loop cut-off frequency of micro probe-transducer system

$r_0/\text{mm}$	$l_0/\text{mm}$	$r/\text{mm}$	$l/\text{mm}$	$V/\text{mm}^3$	$f_b/\text{Hz}$
0.3	4	0.5	2.5	0.23	12 860
0.3	5	0.5	1.5	0.23	13 958
0.3	5	0.4	1.5	0.23	16 441
0.3	6	0.5	0.5	0.23	17 125
0.3	6	0.5	0.5	0.11	18 271
0.6	4	0.8	2.5	1.57	15 024
0.6	5	0.8	1.5	1.57	15 661
0.6	5	0.9	1.5	1.57	14 547
0.6	5	0.9	1.5	0.94	15 374
0.6	5	0.9	1.5	0	16 870
0.6	6	0.9	0.5	0.90	18 287
0.9	4	1.1	2.5	1.23	17 857
0.9	4	1.3	2.5	1.23	15 343
0.9	5	1.1	1.5	1.23	18 844
0.9	5	1.1	1.5	2.46	17 571

但由于喷嘴壁面打孔和传感器加工的限制,测压孔做不到太小。另外,腔室部分也不能太小,需要为传感器敏感元件的安装和接线预留一定的空间。最终选择  $r_0 = 0.6 \text{ mm}$ ,  $l_0 = 5 \text{ mm}$ ,  $r = 0.9 \text{ mm}$ ,  $l = 1.5 \text{ mm}$ ,  $V = 0 \text{ mm}^3$ , 此时敏感元件直接安装在引压管顶端,微型探头-传感系统的闭环截止频率  $f_b = 16870 \text{ Hz}$ 。

利用微型探头-传感系统测量自激振荡瞬态压力信号,通过傅里叶变换将时域信号转换到频域,并利用比值校正法对频域信号进行校正,结果如图9所示,幅值最大处对应的即为自激振荡频率  $13950 \text{ Hz}$ 。表明所设计的微型探头-传感系统可以有效测得超声速凝结中的高频瞬态压力信号。

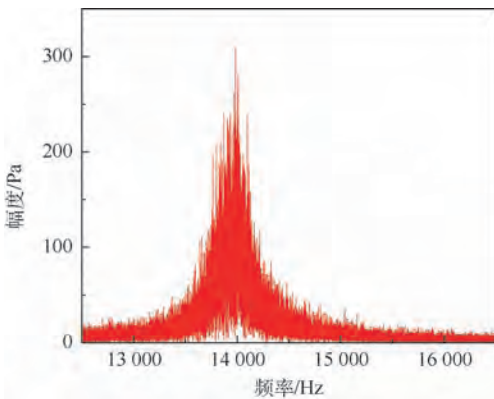


图9 凝结自激振荡频域信号

Fig.9 Signal of self-excited oscillation in frequency domain

## 7 结论

本文首先基于流体阻抗法得到的固有频率公式,对5种典型结构的微型探头-传感系统进行了判定和划分,综述了现有微型探头-传感系统的频响预测模型、假设条件及模型修正方法。为对理论数学模型进行定量评价,提出了基于CFD的系统辨识方法并进行了实验验证。根据辨识的频响函数,计算得到了不同结构微型探头-传感系统的谐振频率、截止频率和工作频带(幅值误差  $\pm 5\%$ ),并与数值模拟和实验得到的理论预测结果进行了对比。可得到以下结论:

1) 对结构I的引压管长进行修正后,Panton模型可用于计算其谐振频率。工程实际中,可利用模型简化后的经典公式或改进公式,但当  $l/d < 0.42$ ,即管长较短时,经典公式的误差较大。如果需要精确计算,则使用模型的原始公式。

2) 对于结构II,在工程中,可利用四分之一

波长理论公式计算其谐振频率;如果精确计算其频率特性,可选择B-T模型。

3) 当粗略估算结构III的最低阶共振频率时,可选择不可压缩二阶系统模型;而精确计算时,可选择线性摩擦模型、耗散模型和B-T模型。其中,线性摩擦模型计算简单且适用于低频扰动情况,B-T模型精度最高。

4) 结构IV和结构V利用B-T模型计算精度较高,其中结构IV可看作结构V腔室体积为0的一种特殊情况。

利用上述研究结果对实验用微型探头-传感系统进行了优化设计,并用于超声速凝结自激振荡现象的研究。结果表明,优化的微型探头-传感系统频响特性可满足高频(约  $10 \text{ kHz}$ )压力波动信号的动态测量需求。

本文为计算微型探头-传感系统频率特性提供了依据,便于工程应用中根据实际情况选择合适的预测模型,从而进一步改善微型探头-传感系统的性能,提高瞬态压力测量的准确性。

## 参考文献 (References)

- [1] 王庆伟,刘波,侯为民,等. 压气机转子叶片表面动态压力测量的探索[J]. 航空动力学报,2010,25(10):2327-2332. WANG Q W, LIU B, HOU W M, et al. Tentative research about pressure measurement on one point of compressor rotor blade surface[J]. Journal of Aerospace Power, 2010, 25(10): 2327-2332 (in Chinese).
- [2] WANG X, WANG X N, REN X, et al. Effects of tube system and data correction for fluctuating pressure test in wind tunnel[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2018, 31(4): 710-718.
- [3] KUTIN J, SVETE A. On the theory of the frequency response of gas and liquid pressure measurement systems with connecting tubes[J]. Measurement Science and Technology, 2018, 29: 125108.
- [4] 马宏伟,魏巍,张良,等. 欠频响压力探针测量压气机动态流场的结果分析[J]. 航空发动机,2016,42(2):67-72. MA H W, WEI W, ZHANG L, et al. Analysis of measured unsteady flow field using a quasi fast response pressure probe[J]. Aircraft Engine, 2016, 42(2): 67-72 (in Chinese).
- [5] 李炜,邓勇生,赵中兵. 固体火箭发动机用高频响压力传感器设计[J]. 固体火箭技术,2018,41(4):532-536. LI W, DENG Y S, ZHAO Z B. Design of high frequency pressure sensor for solid rocket motor[J]. Solid Rocket Technology, 2018, 41(4): 532-536 (in Chinese).
- [6] FAN L T, TO T C, HIRAOKA S, et al. Pressure fluctuations in a fluidized bed[J]. Aiche Journal, 1981, 27(3): 388-396.
- [7] YATES J G, SIMONS S J R. Experimental methods in fluidization research[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1994, 20(8): 297-330.
- [8] ANTONINI C, PERSICO G, ROWE A L. Prediction of the dynamic response of complex transmission line systems for un-

- steady pressure measurements [J]. Measurement Science and Technology, 2008, 19 (12) : 125401.
- [9] 柳兆荣,陈金娥,黄东群. 压力传感器频率响应的分析[J]. 力学学报, 1980, 16(4) : 40-49.  
LIU Z R, CHEN J E, HUANG D Q. An analysis of frequency responses of pressure transducer [J]. Journal of Mechanics, 1980, 16(4) : 40-49 (in Chinese).
- [10] 叶挺,梁庭,张文栋. 压力测试中引压管的动态特性研究[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2011, 32(2) : 222-226.  
YE T, LIANG T, ZHANG W D. Dynamic characteristic of transmission tube in pressure measurement system [J]. Journal of North University of China (Natural Science Edition), 2011, 32(2) : 222-226 (in Chinese).
- [11] 黄俊钦. 压力传感器动态数学模型研究[J]. 计量学报, 1987, 8(3) : 35-41.  
HUANG J Q. Research for dynamic mathematical model of pressure transducer [J]. Acta Metrologica Sinica, 1987, 8(3) : 35-41 (in Chinese).
- [12] GOODSON R E, LEONARD R G. A survey of modeling techniques for fluid line transients [J]. Journal of Basic Engineering, 1972, 94(2) : 474-482.
- [13] IBERALL A S. Attenuation of oscillatory pressures in instrument lines I [J]. Journal of Research of the National Bureau of Standards, 1950, 45(1) : 276-277.
- [14] BERGH H, TIJDEMAN H. Theoretical and experimental results of dynamic response of pressure measuring system; NLR-TR F. 238 [R]. Amsterdam: NLR, 1965: 1-19.
- [15] RICHARDS W B. Propagation of sound waves in tubes of non-circular cross section NASA: NASA-TP-2601 [R]. Washington, D. C. : NASA, 1986.
- [16] 胡寿松. 自动控制原理 [M]. 4 版. 北京: 科学出版社, 2001: 187-228.  
HU S S. Automatic control theory [M]. 4th ed. Beijing: Science Press, 2001: 187-228 (in Chinese).
- [17] 朱明武. 动压测量 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1983: 243-282.  
ZHU M W. Dynamic pressure measurement [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1983: 243-282 (in Chinese).
- [18] SEMAAN R, SCHOLZ P. Pressure correction schemes and the use of the Wiener deconvolution method in pneumatic systems with short tubes [J]. Experiments in Fluids, 2012, 53(3) : 829-837.
- [19] ANDERSON R C, ENGLAND D V. Liquid-filled transient pressure measuring system: A method for determining frequency response; NASA TN D-6603 [R]. Washington, D. C. : NASA, 1971.
- [20] CHEN T S, LJUNG L. Implementation of algorithms for tuning parameters in regularized least squares problems in system identification [J]. Automatica, 2013, 49(7) : 2213-2220.
- [21] ISERMANN R. Practical aspects of process identification [J]. Automatica, 1980, 16(5) : 575-587.
- [22] VAN OMMEN J R, SCHOUTEN J C, VANDER STAPPEN M L M, et al. Response characteristics of probe-transducer systems for pressure measurements in gas-solid fluidized beds; How to prevent pitfalls in dynamic pressure measurements [J]. Powder Technology, 1999, 113(1) : 199-218.
- [23] KOBAYASHI H, LEGER T, WOLFF J M. Experimental and theoretical frequency response of pressure transducers for high speed turbomachinery [J]. International Journal of Turbo & Jet Engines, 2000, 17(2) : 153-160.
- [24] PANTON R L, MILLER J M. Resonant frequencies of cylindrical Helmholtz resonators [J]. The Journal of the Acoustical Society of America, 1975, 57(6) : 1533-1535.
- [25] 王超, 林大焜, 丁红兵, 等. 基于凝结实验平台的音速喷嘴凝结现象研究 [J]. 北京航空航天大学学报, 2017, 43(11) : 2232-2239.  
WANG C, LIN D X, DING H B, et al. Study on condensation in sonic nozzle based on experimental condensation apparatus [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2017, 43(11) : 2232-2239 (in Chinese).
- [26] WEGENER P P, CAGLIOSTRO D J. Periodic nozzle flow with heat addition [J]. Combustion Science and Technology, 1973, 6(5) : 269-277.

作者简介:

丁红兵 男, 博士, 副教授。主要研究方向: 多相流测量、气体。

王超 男, 博士, 教授。主要研究方向: 电学层析成像、多相流测量和生物阻抗检测。

附录 A:

当  $R_f/\omega \ll 1$  时, 其中,  $R_f = 8 \mu / (\rho r^2)$ , 线性摩擦模型和耗散模型可以简化为公式 (A1), 以减少实际计算中的困难。

$$G(j\omega) = [\cosh(\alpha + j\beta) + (\xi + j\eta) \sinh(\alpha + j\beta)]^{-1} \quad (A1)$$

其符号说明如式 (A2) ~ (A15) 所示, 下标 II 表示线性摩擦模型, III 表示耗散模型。

$$\alpha_{II} = \frac{lR_f}{2c_0} \quad (A2)$$

$$\beta_{II} = \frac{l\omega}{c_0} \quad (A3)$$

$$\xi_{II} = \frac{V}{V_t} \alpha \quad (A4)$$

$$\eta_{II} = \frac{V}{V_t} \beta \quad (A5)$$

$$\alpha_{III} = \left[ \frac{A}{\sqrt{2\lambda}} \sqrt{\frac{\mu}{r^2 \rho \omega}} + B \left( \frac{\mu}{r^2 \rho \omega} \right) + \frac{C}{\sqrt{2}} \left( \frac{\mu}{r^2 \rho \omega} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \frac{l\omega}{c_0} \quad (A6)$$

$$\beta_{\text{III}} = \frac{l\omega}{c_0} \left[ 1 + \frac{A}{\sqrt{2}\sqrt{\frac{\mu}{r^2\rho\omega}}} - \frac{C}{\sqrt{2}} \left( \frac{\mu}{r^2\rho\omega} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad (\text{A7})$$

$$\xi_{\text{III}} = \frac{l\omega}{c_0} \left[ \frac{D}{\sqrt{2}\sqrt{\frac{\mu}{r^2\rho\omega}}} + E \left( \frac{\mu}{r^2\rho\omega} \right) + \frac{F}{\sqrt{2}} \left( \frac{\mu}{r^2\rho\omega} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad (\text{A8})$$

$$\eta_{\text{III}} = \frac{l\omega}{c_0} \left[ \frac{V}{al} + \frac{D}{\sqrt{2}\sqrt{\frac{\mu}{r^2\rho\omega}}} - \frac{F}{\sqrt{2}} \left( \frac{\mu}{r^2\rho\omega} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad (\text{A9})$$

$$A = 1 + (\gamma - 1) / \sqrt{Pr} \quad (\text{A10})$$

$$B = 1 + (\gamma - 1) [1 - \gamma / (2\sqrt{Pr})] / \sqrt{Pr} \quad (\text{A11})$$

$$C = \frac{7}{8} + \frac{\gamma - 1}{\sqrt{Pr}} \left( 1 - \frac{1}{2\sqrt{Pr}} - \frac{1}{8Pr} \right) - \left( \frac{\gamma - 1}{\sqrt{Pr}} \right) \cdot \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2\sqrt{Pr}} \right) + \frac{1}{2} \left( \frac{\gamma - 1}{\sqrt{Pr}} \right)^3 \quad (\text{A12})$$

$$D = AV / (al) \quad (\text{A13})$$

$$E = BV / (al) \quad (\text{A14})$$

$$F = CV / (al) \quad (\text{A15})$$

## Adaptability of high-frequency response characteristic model for micro probe-transducer system

DING Hongbing, LI Yiming, LI Jinxia, WANG Chao\*

(School of Electrical and Information Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** To broaden the available bandwidth of micro probe transducer system and improve the measurement accuracy of high-frequency pressure signal, it is important to study the frequency response characteristic and analyze the application scope and prediction accuracy of the mathematic models for different probe-transducer system structures. In this study, the probe-transducer system structure was divided into five typical types. Then, the frequency response prediction models, and assumed conditions and updating methods of the existing probe-transducer system were summarized. To evaluate the theoretical mathematic models' prediction accuracy quantitatively, the resonant frequency, cut-off frequency and working band (amplitude error  $\pm 5\%$ ) for probe-transducer system with different structures were extracted by mathematic models and compared with the CFD and experimental results. For the resonator whose probe is shorter, the Panton model can be used and the error can be controlled within 1%. For the structure whose probe is longer and the structure with pressure hole, the B-T model is the most accurate. Finally, the probe-transducer system was optimized to study the self-excited oscillation phenomenon in supersonic condensation. The results show that the frequency response characteristic of the optimized probe-transducer system can meet the requirement of dynamic measurement for the high-frequency (about 10 kHz) fluctuating pressure signal.

**Keywords:** transient pressure measurement; micro probe-transducer system; computational fluid dynamics (CFD); system parameter identification; high-frequency response characteristic

Received: 2019-03-13; Accepted: 2019-05-18; Published online: 2019-06-06 09:57

URL: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190605.1653.003.html](https://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190605.1653.003.html)

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (51876143, 61873184, 61627803); Natural Science Foundation of Tianjin (16JCQNJC03700)

\* Corresponding author. E-mail: wangchao@tju.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0706

# 水介质中降落球形塑料颗粒与静止气泡的黏附行为



陈露阳, 孙志强\*

(中南大学 能源科学与工程学院, 长沙 410083)

**摘 要:** 为了揭示球形塑料颗粒在气泡表面的黏附行为及机理, 采用高速摄影仪对自由降落的球形塑料颗粒与固定在水槽中静止气泡的黏附过程进行拍摄, 利用图像处理方法提取颗粒黏附过程运动特性曲线及碰撞角与运动时间的关系, 研究颗粒碰撞位置、颗粒和气泡直径对黏附行为的影响。实验结果表明: 颗粒的黏附主要分为碰撞黏附和滑动黏附, 气泡表面的滑动壁面假设与实验值的吻合度较高。此外, 通过对实验数据的统计发现, 随着碰撞角的增大, 感应时间明显增长, 但是颗粒陷入气泡表面的时间基本维持在 10 ms, 颗粒陷入气泡的深度受气泡和颗粒尺寸的共同影响, 约占气泡与颗粒直径之和的 2%。

**关键词:** 气泡-颗粒相互作用; 黏附现象; 高速显微摄像; 气泡界面假设; 感应时间

**中图分类号:** TB873; O658.6<sup>+</sup>

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1529-07

近年来, 高性能塑料在航空航天、能源动力、化工建材等领域得到广泛应用, 但由于塑料不易降解, 因此带来严重的环境污染问题。微塑料污染在国际上备受关注, 相关研究发现, 全球 233 种海洋生物消化道内存在微塑料颗粒<sup>[1]</sup>。2018 年欧洲消化医学会肠胃病学学术会议指出, 人类粪便样品中首次发现微塑料, 塑料微珠一旦进入人体将很难移除。如何实现塑料微珠的高效回收利用已成为当今社会所面临的重要课题。

浮选是矿物加工中获得高质量精矿的有效手段, 利用矿物表面物理化学性质的差异, 使疏水性矿粒附着于气泡上形成气固联合体, 使之与废弃物料分离的一种选别技术。在自然状态下, 大多数塑料是疏水的, 即可浮的<sup>[2]</sup>, 因此将浮选法用于塑料微珠的回收具有广阔的前景。

浮选过程可分为碰撞、黏附和脱附 3 个阶段。

其中, 颗粒和气泡的碰撞主要受两者相对运动的影响<sup>[3-5]</sup>; 微塑料多为肉眼难以辨识的微米颗粒, 脱附可以忽略<sup>[6]</sup>。相对而言, 黏附作用机理复杂, 目前尚无合适理论可对其进行准确描述, 大多采用间接实验, 通过对不同条件下浮选回收率的检测以反映黏附效率的高低<sup>[7-9]</sup>。通过这些实验可以得到实验条件对浮选过程的总体影响, 但不能细分出各个阶段的作用行为及其特性。本文旨在不干扰自然黏附过程的条件下, 采用非接触式的高速测量方法, 为揭示黏附行为和机理提供直观参考。

目前高速摄像技术飞速发展, 已广泛应用于多相流非接触式检测中, 因其精度高、速度快等特点, 可完成对肉眼无法辨识现象的记录。丁水汀等<sup>[10]</sup>通过高速摄像机拍摄涡轮叶片尾缘带隔板的复合通道内的流动形式, 研究该结构对流动的

收稿日期: 2018-11-30; 录用日期: 2019-01-23; 网络出版时间: 2019-03-12 11:19

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190311.1041.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190311.1041.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(51876224); 中南大学中央高校基本科研业务费专项资金(2018zzts024); 中南大学贵重仪器设备开放共享基金(CSUZC201822)

\* 通信作者. E-mail: zqsun@csu.edu.cn

**引用格式:** 陈露阳, 孙志强. 水介质中降落球形塑料颗粒与静止气泡的黏附行为[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1529-1535. CHEN L Y, SUN Z Q. Attachment behavior of falling spherical plastic particle on static bubbles in water medium[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1529-1535 (in Chinese).

影响。高倩等<sup>[11]</sup>通过高速摄像机拍摄了蜻蜓爬升飞行过程,进行了仿生流体力学的研究。在浮选理论研究中,高速摄影技术也被应用于对浮选过程的观测。Verrelli等<sup>[12]</sup>用高速摄影仪研究了颗粒形状对黏附时间的影响。Krasowska等<sup>[13-14]</sup>通过图像法研究了自由上升气泡与平板碰撞时三相接触线形成与扩展的过程。

综上所述,学者们采用高速摄影技术对气泡颗粒的相互作用的研究对象多为实际矿粒或进行了表面改性的玻璃微珠,对气泡和塑料的相互作用也主要集中于气泡与塑料平板的作用或者粉碎的废旧塑料颗粒,其粒度未达到微米级。基于微塑料污染的背景,本文借鉴前人研究结果,简化气泡颗粒相互运动的过程,通过高速摄影仪观测水介质中塑料颗粒与静止气泡的黏附行为,从颗粒在气泡表面滑动的角度变化出发,得到颗粒在气泡表面的运动规律,并研究了颗粒和气泡尺寸对黏附行为的影响。

## 1 实验

### 1.1 实验系统

颗粒黏附行为观测实验系统如图1所示,主要组成部分为高速摄影仪、变倍显微镜头、光源及黏附发生装置。

高速摄影仪及变倍显微镜头是观测系统中的关键设备。在塑料颗粒与气泡碰撞黏附的过程中,塑料颗粒、气泡尺度小,二者相互作用时间短,需要高精度的摄影装置。根据实验中气泡和颗粒的尺寸,本文选用可实现6.75倍放大倍率的显微镜头配合高速摄影仪进行拍摄,拍摄频率为2000帧/s,分辨率为1280像素×800像素,以保证清晰拍摄出气泡颗粒相互作用的微观过程。高速摄影仪被置于三维移动平台上,便于在实验过程中的微调。颗粒-气泡黏附的发生是在抛光石

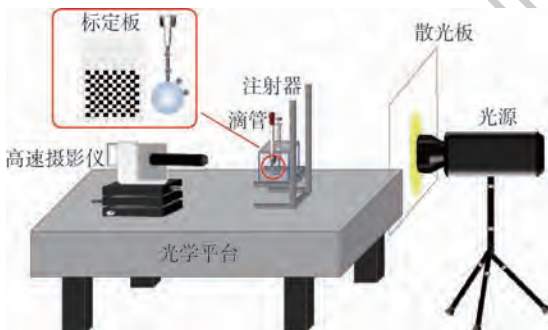


图1 颗粒黏附行为观测实验系统示意图

Fig. 1 Schematic of experimental system for observing particle attachment behavior

英玻璃制成的玻璃槽中进行的,其透光性好、表面平整,可防止在拍摄过程中因表面不光滑造成的光学畸变,尺寸为70 mm×70 mm×70 mm。玻璃槽上方由定位盖板固定一支用于制造静止气泡的气密注射器及一个用于控制颗粒下落轨迹且方位可微调的漏斗,滴管放置于漏斗中用于向玻璃槽内引入实验颗粒。所有实验装置均置于光学平台上以减少周围环境的振动对实验造成的影响。

### 1.2 实验对象

疏水颗粒可黏附于气泡表面,为观测到颗粒与气泡的黏附行为,选用球型聚甲基丙烯酸甲酯(Polymethyl Methacrylate, PMMA)颗粒作为实验对象,对其进行清洗等表面预处理,经激光粒度仪检测,颗粒直径 $D_p$ 主要分布于100~220 μm,通过SEM观测颗粒结果如图2所示,易知球形塑料颗粒有一定分散度,形状为近似球形,表面无不规则变形。将塑料颗粒制成压片,检测出材料表面接触角 $\theta = 117.49^\circ$ ,符合疏水材料特性。实验介质为纯净水,以减少其他成分对实验的影响,气泡直径 $D_b$ 为1.2~1.5 mm。

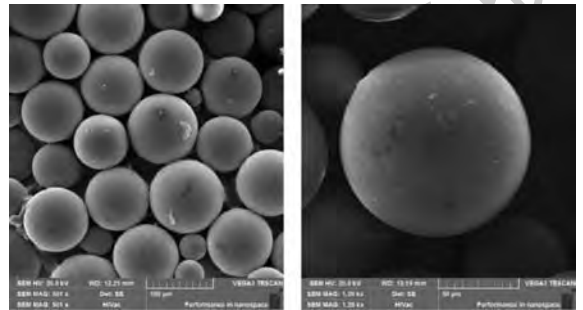


图2 PMMA颗粒表面SEM扫描结果

Fig. 2 SEM micrographs of PMMA particles' surface

### 1.3 实验过程

用10 μL气密注射器向玻璃槽的纯净水中打入适量空气,形成微小气泡并附着在平头针头的前端,调整高速摄影仪镜头,使气泡最大截面位于焦平面上。微调注射器旁的标定板,使其端面与气泡最大截面平齐,通过三维移动平台水平调节高速摄影仪,使标定板位于画面中央,调整光源强度使图像轮廓清晰,拍摄一组照片作为后处理时的备用标定图像。再次水平调节高速摄影仪直至气泡重回图像中心,过程中不改变镜头参数。微调气泡上方滴管定位管正对气泡顶端,用滴管吸入分散着PMMA颗粒的水溶液,置于漏斗中,颗粒在滴管中受重力作用自由沉降,经由定位漏斗与气泡表面碰撞、黏附,并用高速摄影仪完整记录此过程。

## 2 数据处理

在 PCC (Phantom Camera Control) 软件中播放实验视频,激活跟踪测量工具,选取目标颗粒后,根据颗粒尺寸设置合适的搜索区域,并调整跟踪灵敏度,确保在不跟丢的情况下获取最高的准确度,绘制出颗粒运动轨迹,如图 3 所示。对多组实验进行观测后发现,黏附过程中颗粒会有“陷入”气泡表面的行为,见图 3 中箭头标示处。

通过软件进行轨迹追踪,实现了黏附过程的定性测量,再使用 MATLAB 编写图像处理程序实现对过程的定量描述。调用标定板识别程序,分别对每组实验前拍摄的标定板图像进行处理,获取像素数与实际尺寸的比例关系,对同组比例值取平均用于气泡颗粒尺寸换算。通过 PCC 软件将所需实验现象段转存成图片,导入图像处理程序中,实现对气泡和目标颗粒轮廓的识别,结果如图 4 所示。其中大圆为气泡轮廓,小圆为目标追踪颗粒,获取颗粒运动时的位置坐标、颗粒运动过程中相对于气泡中心的偏转角及颗粒与气泡中心的距离等特征参数,再根据比例关系计算出颗粒和气泡直径。

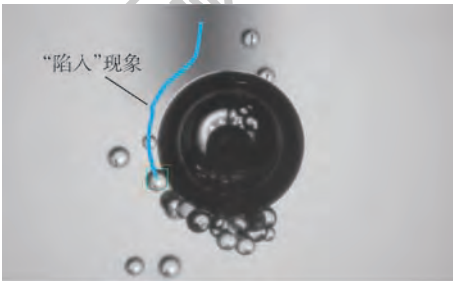


图 3 气泡表面的颗粒运动轨迹追踪

Fig. 3 Tracking of particle trajectory on bubble surface



图 4 图像识别结果

Fig. 4 Image recognition result

## 3 结果与讨论

### 3.1 识别方法验证

实验中气泡尺寸通过进气量控制,因气泡尺

寸较小,未发生明显形变,假设气泡为球形,假设进气量即为气泡容积,可推算出气泡直径,将该值与通过图像处理得出的气泡直径相对比,计算得理论值和测量值误差约为 2%,同组实验的相邻 2 帧图像识别出的气泡和颗粒尺寸误差小于 0.5%,且识别出的颗粒直径均在 100 ~ 220  $\mu\text{m}$ ,与实验前用过激光粒度仪检测的颗粒粒径相吻合,因此认为本文识别方法有效。

### 3.2 滑动黏附

通过实验观察,疏水性 PMMA 颗粒与气泡的碰撞和黏附过程主要有 3 个阶段。首先,颗粒以匀速运动接近气泡;然后,颗粒与气泡表面接触,颗粒速度减小;最后,颗粒所在点的气泡液膜突然破裂,颗粒“陷入”气泡表面,形成气液固三相接触线并逐渐扩张,形成稳定的黏附,沿气泡表面滑落至气泡底端,形成气泡-颗粒结合体。本文通过高速摄影仪记录了整个黏附过程,分析图像发现黏附现象可分为 2 种,本文定义为滑动黏附和碰撞黏附。

在颗粒刚与气泡接触时,二者中心线与过气泡中心直径的夹角,即碰撞角  $\varphi_0 > 15^\circ$  时,颗粒会在气泡表面先滑动一段时间后黏附,即滑动黏附现象。图 5 记录了滑动黏附过程中不同时刻颗粒在气泡表面的相互作用状态。实验中  $D_p = 179 \mu\text{m}$ ,  $D_b = 1.41 \text{ mm}$ ,通过图像处理得到颗粒-气泡中心距  $D$  与颗粒运动时间  $t$  的关系,如图 6 所示。在 20 ms 之前,颗粒-气泡中心距变化较快,靠近气泡的过程中,径向速度逐渐减小,40 ms 时颗粒接触到气泡,颗粒沿气泡外轮廓滑动,颗粒-气泡中心距维持在 0.80 mm 左右,197 ms 时出现“陷入”现象,颗粒-气泡中心距发生突变,即在该时刻气泡液膜破裂并形成三相接触线,随后三相接触线扩展至稳定状态,之后颗粒沿着气泡外轮廓运动,颗粒-气泡中心距不再变化,颗粒在气泡底端停留。

在浮选理论中,在只考虑重力、浮力和曳力平衡的条件下,颗粒偏转角与颗粒-气泡接触时间  $t_{s1}$

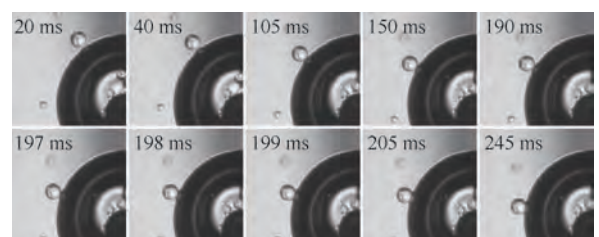


图 5 颗粒在气泡表面的滑动黏附

Fig. 5 Sliding attachment of particle on bubble surface

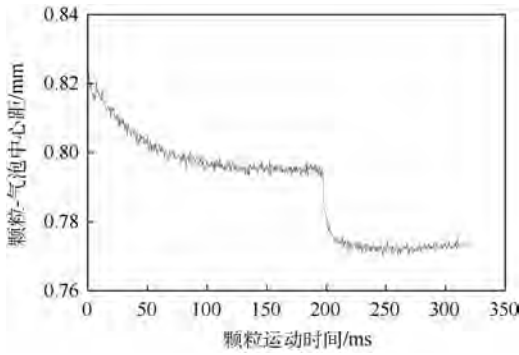


图6 滑动黏附中的颗粒-气泡中心距变化

Fig. 6 Variation of center distance between particle and bubble during sliding attachment

的关系为<sup>[15-17]</sup>

$$t_{sl} = \frac{R_p + R_b}{V} \ln \frac{\tan \frac{\varphi}{2}}{\tan \frac{\varphi_0}{2}} \quad (1)$$

$$V = \frac{R_p^2 (\rho_p - \rho_l) g}{9\mu} \quad (2)$$

式中： $g$ 为重力加速度； $\varphi$ 为气泡和颗粒中心点连线与过气泡中心直径的夹角，本文称为颗粒相对于气泡的偏转角； $R_p$ 为颗粒半径； $R_b$ 为气泡半径； $V$ 为斯托克斯沉降速度； $\rho_p$ 为颗粒密度； $\rho_l$ 为液体密度； $\mu$ 为液体的动力黏度。经验证，本实验中颗粒在与气泡接触之前已达到终端沉降速度，即斯托克斯沉降速度。

但从实验结果看，颗粒在靠近气泡表面时有明显的减速运动，即气泡的边界对颗粒的运动有影响，气泡表面粒子速度的下降是由壁面效应引起的。因此，Nguyen等<sup>[17-19]</sup>在式(1)的基础上引入了修正因子 $f$ ， $f$ 为相对于气泡表面的粒子径向位置的函数，得出颗粒偏转角与颗粒-气泡接触时间的关系为

$$6\pi\mu R_p D \frac{d\varphi}{dt} f = \frac{4\pi R_p^3 (\rho_p - \rho_l)}{3} \sin \varphi \quad (3)$$

当气泡表面为滑动表面时，修正因子 $f$ 按式(4)计算；界面为非滑动边界时，修正因子 $f$ 按式(5)计算：

$$f = \frac{1.106 + \frac{H}{R_p}}{1.501 + \frac{H}{R_p}} \quad (4)$$

$$f = \left\{ 1 + 0.498 \left[ \ln \left( 1.207 \left( \frac{R_p}{H} \right)^{0.986} + 1 \right) \right]^{1.027} \right\}^{0.979} \quad (5)$$

式中： $H$ 为颗粒和气泡表面之间的最短分离距离， $H = D - R_p$ 。

对式(3)进行积分计算，将颗粒接触气泡初始时刻记为0时刻，代入碰撞角 $\varphi_0$ ，可得到不同边界条件下颗粒-气泡接触时间与偏转角的关系。Nguyen和Evans<sup>[17]</sup>将经表面处理的直径为 $132 \mu\text{m}$ 的玻璃微珠在 $D_b = 1.8 \text{ mm}$ 的气泡表面运动行为与理论模型进行了对比，研究表明，滑动边界层模型与实验值近似度更高，但关于滑动角速度的理论预测始终低于实验值。本文在更大的粒度和气泡尺寸范围内，仅考虑颗粒自有性质情况下，对实验值与理论预测值进行对比，结果如图7所示。理论预测值与实验值仍有一定的偏差，2种假设的预测值对角速度的估计均小于实验值。因此，仅考虑3种作用力及气泡界面的作用的模型不足以描述此过程，还应考虑到流动力对颗粒的作用<sup>[20]</sup>。

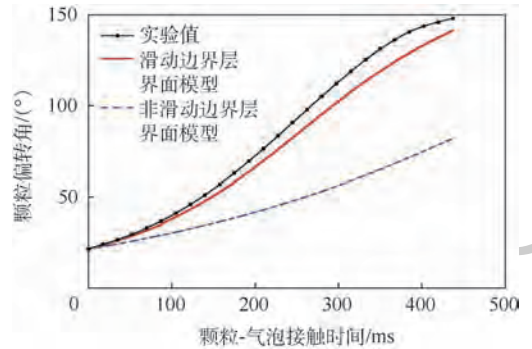


图7 滑动黏附中颗粒的运动偏转角

Fig. 7 Particle movement deflection angle during sliding attachment

### 3.3 碰撞黏附

在 $\varphi_0 < 15^\circ$ 时，与之前的滑动黏附现象不同，会出现碰撞黏附现象，图8记录了碰撞黏附过程中不同时刻颗粒在气泡表面的相互作用状态。通过图像处理得到颗粒-气泡中心距 $D$ 与颗粒运动时间 $t$ 的关系，如图9所示。实验中， $D_p = 200 \mu\text{m}$ ， $D_b = 1.32 \text{ mm}$ ，在35 ms之前，颗粒-气泡中心距变化较快，靠近气泡时径向速度有所减小，60 ms时颗粒接触到气泡，由于运动方向几乎垂直于气泡上表面，颗粒的动量较大，与气泡表面接触后立即相互作用发生黏附，颗粒-气泡中心距维持在

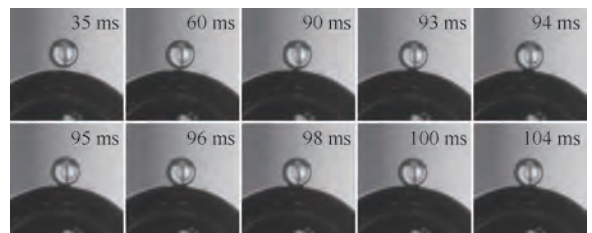


图8 颗粒在气泡表面的碰撞黏附

Fig. 8 Collision attachment of particle on bubble surface

0.74 mm 左右,93 ms 时出现“陷入”现象,气泡表面液膜破裂,形成三相接触线并扩展至稳定状态,之后颗粒沿着气泡外轮廓运动直至气泡底端,此过程中径向速度恒定,中心距先保持在0.75 mm 左右,后来因颗粒滑动至焦平面前端,使得中心距有所减小。

同样,将实验条件应用于理论公式中,得到碰撞黏附过程中不同边界条件下颗粒-气泡接触时间与偏转角的关系如图 10 所示。偏转角的实验值介于通过滑动边界层假设和非滑动边界层假设算出的理论预测值之间,且在黏附作用发生之前,2 种理论预测值和实验值的吻合度很高。在黏附作用发生之后,颗粒滑动角速度与滑动边界层假设近似,即颗粒“陷入”气泡表面后,其在三相接触线中运动时主要受到滑动边界作用,从而在碰撞黏附过程中,颗粒主要受重力、浮力、曳力的作用而运动,如图 11 所示。

感应时间<sup>[21]</sup>为颗粒与气泡从接触到稳定黏附到气泡表面所需的时间,与颗粒粒度、气泡尺寸、液体环境等多种因素有关。经统计,本实验中同等气泡尺寸下,感应时间随碰撞角及颗粒尺寸

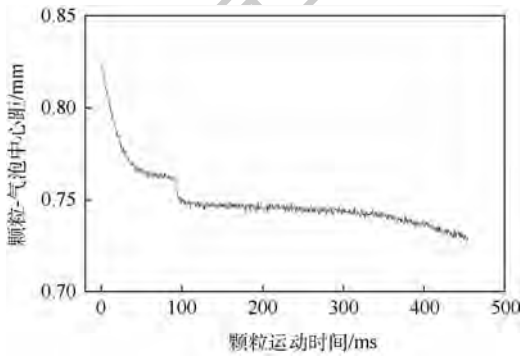


图 9 碰撞黏附中的颗粒-气泡中心距变化

Fig.9 Variation of center distance between particle and bubble during collision attachment

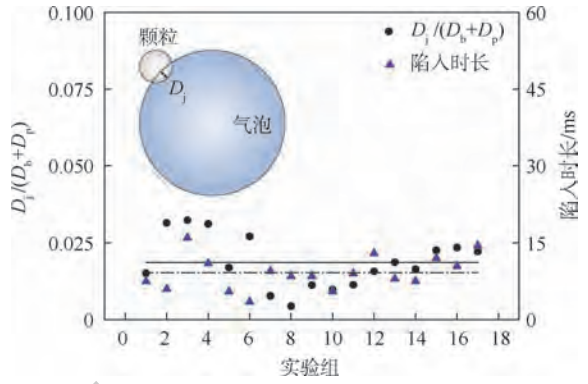


图 11 陷入深度与陷入时长

Fig.11 Depth and time of “jump in” phenomenon

的增大而增大。此外还发现,气泡和颗粒尺寸的变化对“陷入”现象即液膜破裂的时间影响不大,均持续约 10 ms。颗粒陷入气泡的深度  $D_j$  受气泡和颗粒尺寸的共同影响,约占气泡与颗粒直径之和的 2%。

## 4 结 论

通过搭建颗粒与静止气泡碰撞实验台,本文在水溶液中研究了球形颗粒在气泡表面的黏附行为。利用高速摄影仪观测到了颗粒的不同黏附现象,分别从定性和定量的角度探索碰撞角与颗粒尺寸对黏附行为的影响。结果表明:

- 1) 颗粒在气泡表面的黏附存在滑动黏附和碰撞黏附 2 种现象。
- 2) 颗粒在气泡表面运动时偏转角随时间的变化规律,二者均受壁面效应的作用,且实验值与气泡滑动边界层假设吻合度更高。
- 3) 在同等气泡尺寸下,感应时间随碰撞角及颗粒尺寸的增大而增大。
- 4) “陷入”现象中膜破裂时间与气泡、颗粒尺寸无关,基本维持在 10 ms 左右。

## 参考文献 (References)

[ 1 ] WILCOX C, VAN SEBILLE E, HARDESTY B D. Threat of plastic pollution to seabirds is global, pervasive, and increasing [J]. Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America, 2015, 112(38): 11899-11904.

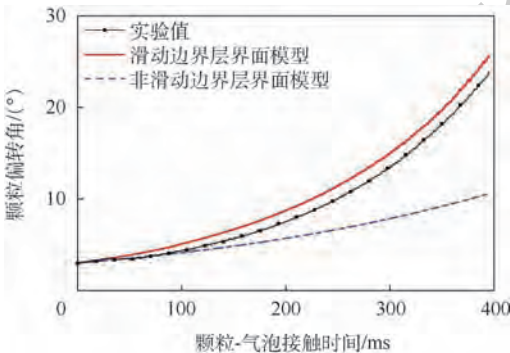
[ 2 ] WANG C Q, WANG H, FU J G, et al. Flotation separation of waste plastics for recycling—A review [J]. Waste Management, 2015, 41: 28-38.

[ 3 ] SCHULZE H J. Hydrodynamics of bubble-mineral particle collisions [J]. Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review, 1989, 5(1-4): 43-76.

[ 4 ] NGUYEN A V. Hydrodynamics of liquid flows around air bubbles in flotation: A review [J]. International Journal of Mineral Processing, 1999, 56(1-4): 165-205.

图 10 碰撞黏附中颗粒的运动偏转角

Fig.10 Particle movement deflection angle during collision attachment



- [ 5 ] ALBIJANIC B, OZDEMIR O, NGUYEN A V, et al. A review of induction and attachment times of wetting thin films between air bubbles and particles and its relevance in the separation of particles by flotation [ J ]. *Advances in Colloid and Interface Science*, 2010, 159 ( 1 ): 1-21.
- [ 6 ] 韩社教, 李佟茗, 胡宗定. 矿粒在气泡表面粘着感应时间模型 [ J ]. *煤炭学报*, 1995, 20 ( 6 ): 653-657.  
HAN S J, LI T M, HU Z D. Model of induction time of adhesion of a mineral particle on a bubble [ J ]. *Journal of China Coal Society*, 1995, 20 ( 6 ): 653-657 ( in Chinese ).
- [ 7 ] OZDEMIR O, KARAGUZEL C, NGUYEN A V, et al. Contact angle and bubble attachment studies in the flotation of trona and other soluble carbonate salts [ J ]. *Minerals Engineering*, 2009, 22 ( 2 ): 168-175.
- [ 8 ] TARKAN H M, BAYLISS D K, FINCH J A. Investigation on foaming properties of some organics for oily bubble bitumen flotation [ J ]. *International Journal of Mineral Processing*, 2009, 90 ( 1 ): 90-96.
- [ 9 ] OZDEMIR O, TARAN E, HAMPTON M A, et al. Surface chemistry aspects of coal flotation in bore water [ J ]. *International Journal of Mineral Processing*, 2009, 92 ( 3 ): 177-183.
- [ 10 ] 丁水汀, 李果, 李莉, 等. 涡轮叶片尾缘复合通道隔板结构对流动的影响 [ J ]. *北京航空航天大学学报*, 2009, 35 ( 6 ): 779-782.  
DING S T, LI G, LI L, et al. Effect of different clapboards structure in turbine blade trailing edge complex passages on flow characteristics [ J ]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2009, 35 ( 6 ): 779-782 ( in Chinese ).
- [ 11 ] 高倩, 郑孟宗, 李志平, 等. 蜻蜓爬升过程飞行特征实验研究 [ J ]. *北京航空航天大学学报*, 2016, 42 ( 6 ): 1271-1278.  
GAO Q, ZHENG M Z, LI Z P, et al. Experimental study on flight performance of dragonfly during climbing [ J ]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2016, 42 ( 6 ): 1271-1278 ( in Chinese ).
- [ 12 ] VERRELLI D I, BRUCKARD W J, KOH P T L, et al. Particle shape effects in flotation. Part I: Microscale experimental observations [ J ]. *Minerals Engineering*, 2014, 58: 80-89.
- [ 13 ] KRASOWSKA M, ZAWALA J, MALYSA K. Air at hydrophobic surfaces and kinetics of three phase contact formation [ J ]. *Advances in Colloid and Interface Science*, 2009, 147-148: 155-169.
- [ 14 ] KRASOWSKA M, MALYSA K. Wetting films in attachment of the colliding bubble [ J ]. *Advances in Colloid and Interface Science*, 2007, 134-135: 138-150.
- [ 15 ] NGUYEN L T. Reactive flow simulation in transfer molding of IC packages [ C ] // *IEEE 43rd Electronic Components and Technology Conference*. Piscataway, NJ: IEEE Press, 1993, 37: 1-25.
- [ 16 ] YE Y, KHANDRIKA S M, MILLER J D. Induction-time measurements at a particle bed [ J ]. *International Journal of Mineral Processing*, 1989, 25 ( 3 ): 221-240.
- [ 17 ] NGUYEN A V, EVANS G M. Movement of fine particles on an air bubble surface studied using high-speed video microscopy [ J ]. *Journal of Colloid and Interface Science*, 2004, 273 ( 1 ): 271-277.
- [ 18 ] NGUYEN A V, EVANS G M. Exact and global rational approximate expressions for resistance coefficients for a colloidal solid sphere moving in a quiescent liquid parallel to a slip gas-liquid interface [ J ]. *Journal of Colloid and Interface Science*, 2004, 273 ( 1 ): 262-270.
- [ 19 ] NGUYEN A V, SCHULZE H J. *Colloidal science of flotation* [ M ]. Boca Raton: CRC Press, 2003: 405-411.
- [ 20 ] BLOOM F, HEINDEL T J. An approximate analytical expression for the probability of attachment by sliding [ J ]. *Journal of Colloid and Interface Science*, 1999, 218 ( 2 ): 564-577.
- [ 21 ] YOON R H, YORDAN J L. Induction time measurements for the quartzamine flotation system [ J ]. *Journal of Colloid and Interface Science*, 1991, 141 ( 2 ): 374-383.

## 作者简介:

陈露阳 女, 博士研究生。主要研究方向: 多相流测试技术。

孙志强 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 多相流理论与测试、热设计与传热优化、能源新技术及应用等。

## Attachment behavior of falling spherical plastic particle on static bubbles in water medium

CHEN Luyang, SUN Zhiqiang\*

(School of Energy Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

**Abstract:** In order to investigate the behavior and mechanism of spherical plastic particles attaching to the bubble surface, observations were made in a model system in which spherical plastic particles were dropped onto a stationary air bubble formed in water within a glass cell. Their interaction was recorded by high-speed digital video. The image processing method was used to extract the particle trajectories, the relationship between the collision angle and the movement time. The influence of the collision position of the particles and the diameter of bubble and particles on their adhesion behavior was studied. The experimental results show that the attachment of particles is mainly divided into collision attachment and sliding attachment. The mobile surface assumption of the bubble surface agrees very well with the experimental value. In addition, through the statistics of multiple experimental data, it is found that with the increase of the collision angle, the induction time increases significantly, but the time for the particles to fall into the bubble surface is maintained at 10 ms. The depth of the particles trapped in the bubble is affected by both the bubble and the particle size, accounting for about 2% of the sum of bubble diameter and particle diameter.

**Keywords:** bubble-particle interaction; attachment; high-speed video microscopy; bubble interface assumption; induction time

**Received:** 2018-11-30; **Accepted:** 2019-01-23; **Published online:** 2019-03-12 11:19

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190311.1041.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190311.1041.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51876224); the Fundamental Research Funds for the Central Universities of Central South University (2018zzts024); Open-End Fund for the Valuable and Precision Instruments of Central South University (CSUZC201822)

\* **Corresponding author.** E-mail: zqsun@csu.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0733

# 基于超声多普勒与电导环的油水两相流流速测量

刘伟玲, 谭超\*, 董峰

(天津大学 电气自动化与信息工程学院 中低温热能高效利用教育部重点实验室, 天津 300072)



**摘 要:** 两相流动现象广泛存在于众多工业领域中,其流动过程参数如流速的准确测量对量化体积/质量流量及优化生产工艺和过程设备有重要意义。针对水平油水两相流流速测量问题,提出了一种同侧双晶连续波超声多普勒(CWUD)与电导环传感器相结合的测量方法。非侵入式超声多普勒传感器为双晶超声换能器,由2个倾角相同且中心频率为1 MHz的压电陶瓷晶片组成,两者之间使用隔声材料防止声波干扰,其中发射晶片向流体连续发射超声波,同时接收晶片接收经流体中离散液滴散射的超声波,测量区间覆盖管道横截面的整个径向范围。动态实验在50 mm管径的水平油水两相流装置上完成,通过分析油水两相流多普勒频移响应特性,发现在测量区内,平均多普勒频移与总表观流速之间随连续相不同而呈现2种线性关系。因此,根据电导环传感器的电学敏感原理,获得无量纲电压参数判断两相流的连续相,继而选取相应流动状态下的测量模型,计算流体总表观流速。实验结果表明:总表观流速估计值均方根误差为0.01 m/s,平均相对误差为3.09%,其中相对误差小于5%的置信概率为70%。

**关键词:** 总表观流速; 双晶连续波超声多普勒(CWUD); 多普勒频移响应特性; 电导环传感器; 连续相识别

**中图分类号:** TH815; TP216+.1

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1536-08

两相流动过程是现代能源与环境领域中多相流与工程热物理研究的常见对象,经常出现于航空航天、石油、能源及化工等现代工程过程与设备中。20世纪以来,流体力学的发展动力以航空航天发展的需要最为突出,其中涉及到的技术挑战包括多相流、流场精细测量等问题<sup>[1]</sup>。航空航天领域液液传输问题中通常会遇到两相流混合流动现象<sup>[2]</sup>,由于航空航天技术对安全系数和设计精度都有较高要求,流场流动特性和建模成为研究重点,而该问题的基础是对流动状态和过程参数的测量和研究,其中流速的准确测量是两相流研究的重点问题<sup>[3]</sup>,为计算流体动力学数值模拟验证、流变特性的检测等提供有力工具,也对提高工

业过程整体效率、降低故障率起到重要的作用。不同于单相流,两相流流动结构复杂、状态多变、待测参数较多,因此给流速测量带来了诸多困难。如油水两相流,由于在流动过程中油水两相同时受到湍动力和界面张力的共同作用,导致流体中出现离散相和连续相,而根据连续相的不同,油水两相流又可以分为油连续和水连续状态,流体在流动过程中存在“反相”现象,且其流动结构具有瞬时性和随机性等不确定特性<sup>[4]</sup>,加大了对流速准确测量的难度。

目前,已有的两相流流速测量方法有若干种,可分为侵入式和非侵入式。其中,比较典型的侵入式测量方法为使用单相流仪表进行油水两相流

收稿日期: 2018-12-18; 录用日期: 2019-01-18; 网络出版时间: 2019-03-19 15:17

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190318.0929.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190318.0929.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(61473206); 天津市应用基础研究计划(17JCZDJC38400)

\*通信作者: E-mail: tanchao@tju.edu.cn

**引用格式:** 刘伟玲, 谭超, 董峰. 基于超声多普勒与电导环的油水两相流流速测量[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1536-1543. LIU W L, TAN C, DONG F. Oil-water two-phase flow velocity measurement based on ultrasonic Doppler and conductance ring[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1536-1543 (in Chinese).

的测量。如使用涡轮流量计对油水两相流进行测量,但流型和混合流体黏度的变化给测量结果带来了较大误差<sup>[5]</sup>。在管道中放置节流装置并结合单相流测量原理,如差压法,可对油水两相流流量进行测量<sup>[6]</sup>。但侵入式测量方法会影响两相流原有的流动形态,并造成额外的压损。因此,非侵入式测量方法受到更多关注和应用。如互相关方法,基于“凝固”流动假设,利用不同敏感原理(光学、电学、声学等)获取油水两相流流速信息,但互相关流速的真实物理含义缺乏明确的解释<sup>[7]</sup>,此外,当被测流体在流动过程中较为平稳,不存在明显的波动时,互相关流速的计算精度明显降低<sup>[8]</sup>。

近几十年以来,随着超声技术的不断发展,超声多普勒方法由于其结构简单、成本低、非侵入等优点,开始逐渐用于多相流流速研究。其测量原理为多普勒效应,超声波在流体的相界面发生反射和散射,多普勒频移能够表征离散液滴的真实流速。该技术最初用于医学检测,如血液流速或疾病诊断等。Brody 和 Meindl<sup>[9]</sup>以血流为基础,研究了多普勒频移的物理意义,即测量空间内离散相的真实平均流速。Takeda<sup>[10]</sup>利用基于脉冲波多普勒方法的流速剖面测速技术(UVP)检测加有示踪粒子的单相流流速剖面。Murakawa等<sup>[11]</sup>针对低含气率垂直气水泡状流,采用双频超声换能器同时获取气泡流速信息和连续相流速信息。Nguyen等<sup>[12]</sup>利用双频方法实现垂直气水两相流的气泡上升速度和压缩率检测。Abbagoni和Yeung<sup>[13]</sup>在水平气水两相流中使用连续波多普勒进行流速检测与流型识别。Dong等<sup>[14]</sup>采用同侧双晶连续波多普勒传感器,建立双流体模型和弹状流封闭模型检测水平气水泡状流、塞状流和弹状流流速。由于气液两相介质的声阻抗差异大,超声波在两相界面处几乎能够发射全反射,大部分研究都侧重于单相流或低含气率的气水泡状流,而对于其他流型或其他多相流(如油水两相流)流速测量研究很少。Morris和Hill<sup>[15]</sup>将商用多普勒系统用于大管径垂直油水两相流的测量,发现相含率变化导致的流体声速改变会给测量结果带来误差。Dong等<sup>[16]</sup>利用连续波多普勒系统结合漂移模型测得了油水两相流流速。Tan等<sup>[17]</sup>基于边界层理论,结合连续波多普勒和电学传感器测量油水两相流流速。此外,Kouame等<sup>[18]</sup>曾指出连续波多普勒因其测量空间固定,比脉冲波更适合进行流速检测,前者对流体流速检测范围没有限制,而后者距离分辨率与最大可测流速互相制约,限制了该方法在流速检测中的

应用。但目前连续波超声多普勒(CWUD)用于油水两相流检测的研究仍然较少。

对于水平油水两相流流速测量问题,本文提出了一种同侧双晶连续波超声多普勒的测量方法。利用油水两相在流动过程中会形成分散液滴的现象,采用连续波超声多普勒方法获取流速信息。超声传感器为双晶超声换能器,测量区间覆盖管道横截面整个径向范围。通过多普勒频移响应特性分析,分别得到水连续和油连续状态下总表观流速与测量空间内离散相平均真实流速之间的线性关系。据此,采用电导环传感器所测电压数据来判断流体的连续相,进而根据不同连续相下的测量模型计算流体总表观流速。

## 1 基本原理

同侧双晶连续波超声多普勒测量方法通过同侧双晶超声多普勒传感器完成超声波的发射和接收。传感器结构示意图如图 1(a)所示,包含接收和发射压电陶瓷晶片,晶片形状为圆形,中心频率 $f_0$ 为 1 MHz,直径 $d$ 为 9 mm,均附着在聚烯亚胺固体声耦合材料上,且与被测流体直接接触。耦合材料被切削成一定形状以保证 2 个晶片的法线方向与来流方向夹角 $\theta_0$ 为 $53^\circ$ 。此外,为防止声波通过声耦合材料的传播造成发射和接收声波的互相干扰,在 2 个晶片及耦合材料之间加入隔声材料。双晶超声换能器最外层为金属保护外壳,与地相连,保证高频信号不受干扰。

综合考虑近场距离 $L$ 和扩散角 $\beta$ 对声场分布的影响,图 1(b)为超声测量场分布示意图,表示发射和接收超声波声束的有效边界,其重叠区域即为超声测量空间,可以看出覆盖管道横截面的整个径向范围。该超声换能器的 $L$ 和 $\beta$ 的表达式为

$$\begin{cases} L = \frac{d^2}{4\lambda} \\ \beta = \arcsin\left(0.61 \frac{\lambda}{d}\right) \end{cases} \quad (1)$$

式中: $\lambda$ 为超声波在被测流体中的波长。



图 1 同侧双晶超声多普勒传感器

Fig. 1 One-side two-chip ultrasonic Doppler sensor

超声波经发射晶片连续地射入流体,同时另一个接收晶片接收遇到离散液滴后带有多普勒频移信息的超声散射信号,由于液滴具有一定的流动速度,因此接收到的回波信号会发生频移。根据多普勒原理和折射定律,测试空间内散射液滴产生的平均多普勒频移和平均真实流速(多普勒速度)分别为<sup>[9]</sup>

$$\bar{f}_d = \frac{\int_{-\infty}^{\infty} f S_d(f) df}{\int_{-\infty}^{\infty} S_d(f) df} \quad (2)$$

$$\bar{u}_{dop} = \frac{c_0 \bar{f}_d}{2f_0 \cos \theta_0} \quad (3)$$

式中: $f$ 为多普勒信号功率谱的频率成分; $c_0$ 为耦合材料声速,取值为2350 m/s; $f_0$ 为超声发射频率; $\bar{f}_d$ 通过对多普勒信号的功率谱加权平均得到; $S_d(f)$ 为多普勒信号的功率谱。测量空间内,平均多普勒频移与离散液滴的平均真实流速呈正比关系。此外,超声换能器利用耦合材料,可以消除由油水两相流含率的变化对多普勒流速计算结果带来的影响;且固体材料中声速受温度变化的影响小,相比于液体更加稳定,因此使用耦合材料可以减小测量误差<sup>[19]</sup>。

## 2 实验装置

油水两相流流速测量实验于天津大学多相流实验室完成,其实验装置结构如图2所示。水平管道由内径50 mm的不锈钢管组成,总长约为16.6 m。实验用水为自来水(密度为998 kg/m<sup>3</sup>,动力黏度为0.001 Pa·s),油为工业白油(密度为800 kg/m<sup>3</sup>,动力黏度为0.017 Pa·s)。在水相与油相入口分别设置精度为±0.5%的单相流量计,获得管道入口处的分相流量值。超声多普勒和电导环测量系统安装于入口下游以便流型充分发展,并在其下游安装快关阀装置用以相含率测量。

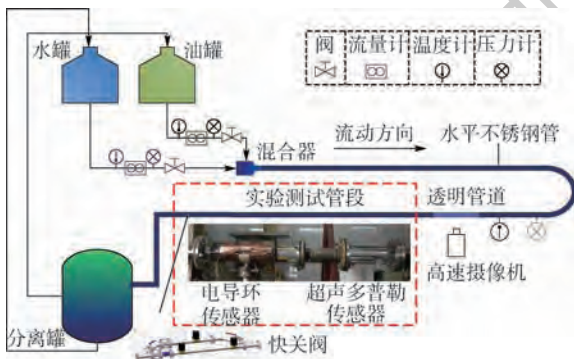


图2 实验装置示意图

Fig.2 Schematic of experimental facility

实验过程中,水和油的压力均稳定在0.2 MPa,平均气温约25℃。通过固定入口处的水流量、由低至高调节油流量的方式产生不同流型,同时使用高速摄像机记录流型照片,由于多普勒方法仅适用于含有离散相液滴的油水两相流,实验包含除层流外的水平油水两相流典型流型,分别为层流夹带液滴(ST&MI)、油包水和水包油(Dw/o&Do/w)、水和水包油(Do/w&w)、水包油(o/w)和油包水(w/o)5种流动状态。实验中,混合流体的总表观流速范围为0.25~3.17 m/s,含水率变化范围为4%~96%。

测量系统结构如图3所示,包括超声多普勒和电导环传感器。超声多普勒传感器利用FPGA产生1 MHz连续方波逻辑信号控制MOSFET管输出峰峰值100 V高压方波激励探头发射超声波,回波信号经接收探头进入信号调理电路,通过乘法解调和低通滤波最终输出仅含低频成分的多普勒频移信号<sup>[20]</sup>。

对于电导环传感器,在流体连续相导电条件下,传感器能够正常工作获得含水率信息,如图3所示,采用四环形电极结构<sup>[20]</sup>,电极1与电极4作为激励电极对,电极2和电极3为测量电极对。为减少电极的腐蚀,由FPGA控制的压控电流源产生频率为20 kHz、峰峰值为2 mA交流方波电流信号注入到激励电极4,同时电极1接地,由此在电极1和电极4之间形成电学敏感场。采集测量电极2和电极3之间的电势差,该电势差即可反映连续相为导电相条件下的含水率信息,当连续相为油相时(含水率低于25%)<sup>[4]</sup>,测量电极之间无法形成有效电场,因此不能获得有效含水率信息。

传感器的采集系统由基于PXI总线协议的采集板卡和图形化编程软件LabVIEW搭建完成,可

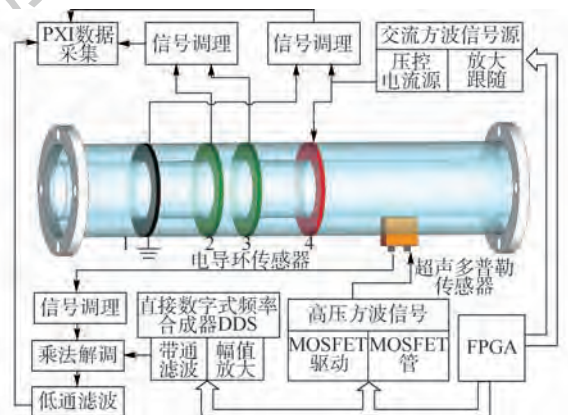


图3 超声多普勒和电导环测量系统

Fig.3 Ultrasonic Doppler and conductance ring measurement system

实现对采样过程的控制。每个实验点采集 10 s, 超声多普勒频移信号的采样频率设置为 50 kHz, 电导环传感器采样频率为 200 kHz。由式(3)可知, 连续波超声多普勒传感器的速度分辨率受最小可测频移  $\Delta f_d$  影响,  $\Delta f_d = f_s/N_s$ ,  $f_s$  为系统采样频率,  $N_s$  为采样点数, 因此, 超声多普勒系统的  $\Delta f_d$  为 0.1 Hz, 相应的速度分辨率为 0.20 mm/s。

### 3 油水两相流多普勒频移特性

将采集到的多普勒信号进行频谱分析, 并由式(2)计算得到相应的超声测量空间内离散液滴的平均多普勒频移  $\bar{f}_d$ 。根据油水两相实验研究<sup>[4]</sup>, 连续相从油相向水相转变的含水率临界值范围为 15% ~ 30%。含水率较低时, 油相是主导相, 从而形成油连续流体, 含水率较高时, 形成水连续流体, 中间范围为过渡状态。图 4 给出了各实验点中平均多普勒频移  $\bar{f}_d$  与参考总表观流速  $J_r$  之间的关系。可以看出, 测量空间内的  $\bar{f}_d$  随  $J_r$  的提高而增大, 但是呈现出 2 个斜率不同的线性关系, 即 Line A 和 Line B。结合快关阀所测含水率信息发现, 分布在 Line A 周围的实验点的含水率基本小于 20%, Line B 周围实验点的含水率基本大于 30%, 有一部分过渡流态的实验点位于 Line A 和 Line B 之间。因此, Line A 和 Line B 分别代表了流体不同流动状态(即油连续和水连续状态)下  $\bar{f}_d$  与  $J_r$  的线性关系。此外, 为方便流速计算, 根据电导环传感器所测结果将过渡流态归为油或水连续状态。

由图 4 可知, 当总表观流速相同时, 油连续状态时的  $\bar{f}_d$  比水连续状态下的结果要高, 说明该测量空间内离散相的  $\bar{f}_d$  会受到不同连续相的影响。 $\bar{f}_d$  是测量空间内每个运动散射体产生频移的累

积结果, 即其表示的是这些液滴运动的一个综合频移响应。当相含率发生变化时, 流体的混合雷诺数会随之改变, 连续相也将在反相点附近发生改变, 所以流体在湍流/层流或者水连续/油连续状态下的速度分布将不同<sup>[16]</sup>。传感器测量空间的结构覆盖管道横截面的整个径向范围, 离散相沿管道径向方向的完整速度剖面均包含在测量空间内, 理想情况下能消除流速分布变化的影响, 但是除速度分布外, 测量空间内的  $\bar{f}_d$  还受液滴浓度分布对速度分布加权作用的影响。此外, 两相间的密度和动力黏度的差异, 使得在流体流动过程中离散相和连续相存在相间滑差, 而且油连续和水连续下的相间滑差有所差别。因此, 测量空间内的  $\bar{u}_{dop}$  与各相的含率、传感器测量空间结构、流体属性均相关, 以上因素产生的综合影响就是在总表观流速相同时, 不同连续相条件下  $\bar{f}_d$  与  $J_r$  的关系出现 2 种线性趋势, 且油连续时测得的  $\bar{f}_d$  或  $\bar{u}_{dop}$  要高于水连续时的结果。

采用最小二乘拟合方法, 得到水连续和油连续时测量空间内离散相的平均多普勒频移与参考总表观流速  $J_r$  间的线性关系分别为

$$\bar{f}_{d_{wc}} = 0.61J_r + 0.10 \quad (4)$$

$$\bar{f}_{d_{oc}} = 0.76J_r + 0.01 \quad (5)$$

式中:  $\bar{f}_{d_{wc}}$  和  $\bar{f}_{d_{oc}}$  分别为水连续和油连续条件下的平均多普勒频移。

根据式(3)及超声换能器参数  $f_0$ 、 $c_0$ 、 $\theta_0$ , 可以得知该超声多普勒传感器测得的平均多普勒速度和频移之间满足:

$$\bar{u}_{dop} = 1.95\bar{f}_d \quad (6)$$

将式(6)代入到式(4)和式(5)中, 从而得到水连续和油连续条件下的流体总表观流速  $J$  与测量空间内离散液滴平均多普勒速度的线性关系分别为

$$J = 0.84\bar{u}_{d_{wc}} - 0.17 \quad (7)$$

$$J = 0.68\bar{u}_{d_{oc}} - 0.01 \quad (8)$$

式中:  $\bar{u}_{d_{wc}}$  和  $\bar{u}_{d_{oc}}$  分别为水连续和油连续条件下的平均多普勒速度。

### 4 油水两相流的连续相识别

通过第 3 节对油水两相流多普勒频移响应特性分析, 在不同连续相时测量区间内的平均多普勒速度与总表观流速分别遵循测量模型式(7)和式(8)。为获得油水两相流各实验点的总表观流速, 首先需要流体的连续相进行判断, 进而选取相应流动状态下的测量模型。本文利用电导环传感器的工作特性, 根据所测数据来判断两相流的连续相。

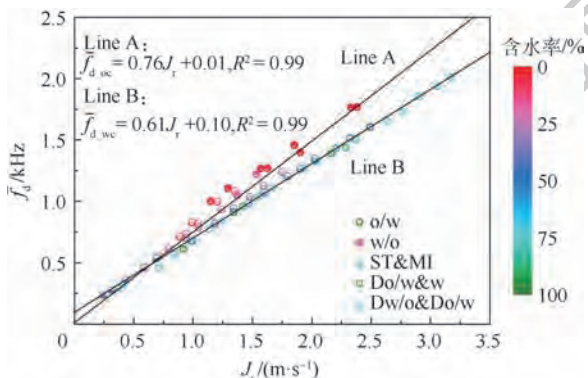


图 4 油水两相流多普勒频移响应特性

Fig. 4 Doppler shift response characteristics in oil-water two-phase flow

电导环传感器对导电相流体敏感,可获得连续相为导电相条件下的相含率信息,本文即水连续油水两相流。由于两相介质电导率不同,当电学敏感场内的分相含率发生变化时,其混合电导率发生变化,进而敏感场的阻抗特性随之改变,导致测量电极对间的电势差  $V_m$  变化,因此  $V_m$  能够有效反映出流体相含率变化情况。通常定义一个无量纲电压参数  $V$  (即归一化电压)来表征相对电压变化量:

$$V = \frac{V_w}{V_m} \tag{9}$$

式中:  $V_w$  为管道内充满水时的测量电压;  $V_m$  为管道内为油水两相流时的测量电压。

将所有实验点下得到的无量纲电压参数  $V$  与快关阀获得的含水率值  $H$  对比,如图5所示。可以看出,当分散流含水率低于25%时,即在油连续状态下,  $V > 1$ ,相反,在水连续状态下,  $V < 1$ 。这种现象是由于流体连续相不导电时,电导环传感器无法形成有效电场,实际测量的是电路自身阻抗,导致出现  $V > 1$  的结果<sup>[21]</sup>。

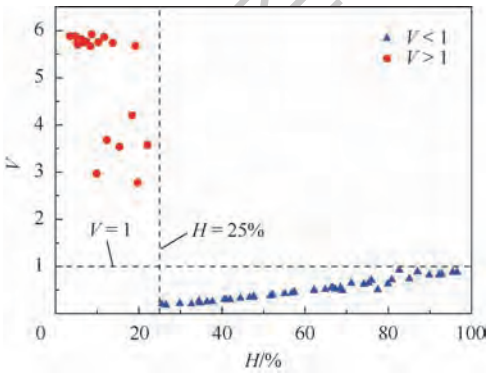


图5 无量纲电压参数  $V$  分布

Fig. 5 Distribution of dimensionless voltage parameter  $V$

综上,通过无量纲电压参数  $V$  可判断各个实验点中流体的连续相,由此再选取相应流动状态下的测量模型计算两相流的总表观流速,整个计算过程如图6所示。

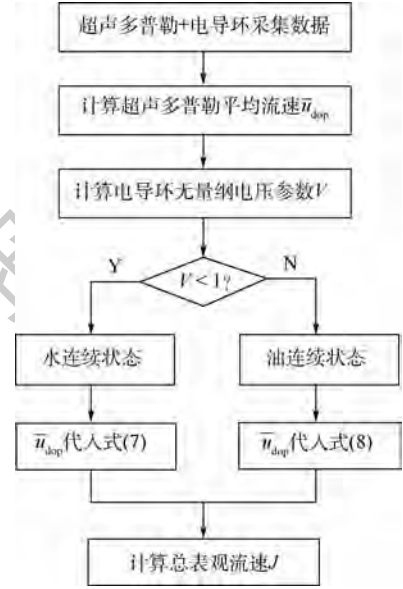


图6 总表观流速计算流程

Fig. 6 Calculation flowchart of overall superficial flow velocity

### 5 实验结果

根据第4节内容,对于不同流型的实验点,在判断流体连续相后,分别根据式(6)~式(8)计算出水连续和油连续条件下的总表观流速。使用相对误差  $\varepsilon$  作为测量误差评价指标:

$$\varepsilon = \frac{|J - J_r|}{J_r} \times 100\% \tag{10}$$

如图7所示,结果均与流速参考值呈较好的

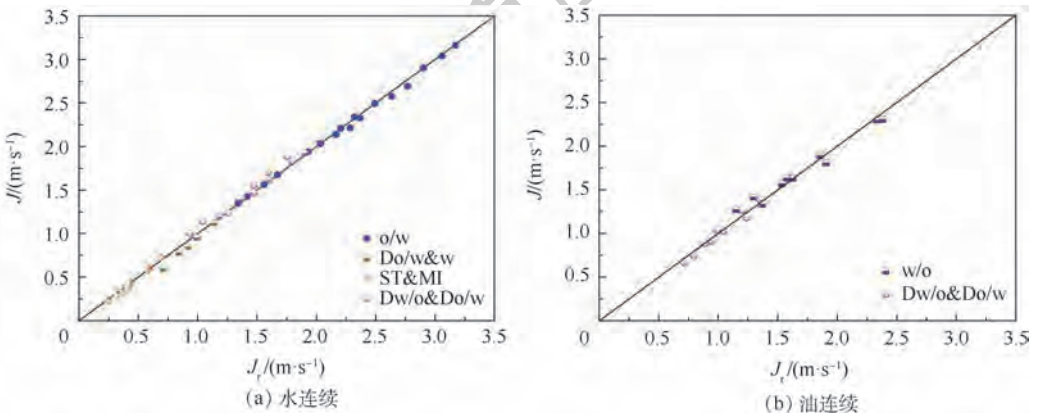


图7 流速测量结果

Fig. 7 Flow velocity measurement results

线性关系,其中水连续状态下的总表观流速估计值相对误差为 2.75%,油连续状态下的总表观流速估计值相对误差为 3.87%。

油水两相流实验的总表观流速估计结果和相对误差分布如图 8 所示。可以看出,估计结果  $J$  与两相流总表观流速参考值  $J_r$  能够较好吻合,总表观流速估计值的均方根误差为 0.01 m/s,平均相对误差为 3.09%,最大相对误差为 10.84%,其中相对误差在 5% 以内的置信概率为 70%。

3) 根据电导环传感器的敏感原理和工作特性,其无量纲化电压参数  $V$  能够用于流体连续相的判别,继而选取相应流动状态下的测量模型计算两相流的总表观流速。

4) 实验结果表明,油水两相流的总表观流速估计值具有较好的结果,均方根误差为 0.01 m/s,平均相对误差为 3.09%,其中相对误差在 5% 以内的置信概率为 70%。

### 参考文献 (References)

- [1] 周恒. 新世纪对流体力学提出的要求[J]. 自然科学进展, 2000, 10(6): 491-494.  
ZHOU H. Requirements of fluid mechanics in the new century [J]. Advances in Natural Science, 2000, 10(6): 491-494 (in Chinese).
- [2] 陈云霞, 刘王佳. 考虑喷油润滑的附件机匣温度场分析[J]. 北京航空航天大学学报, 2015, 41(7): 1171-1176.  
CHEN Y X, LIU W J. Temperature field analysis of attachment case considering injection lubrication [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2015, 41(7): 1171-1176 (in Chinese).
- [3] 谭超, 董峰. 多相流过程参数检测技术综述[J]. 自动化学报, 2013, 39(11): 1923-1932.  
TAN C, DONG F. Parameters measurement for multiphase flow process [J]. Acta Automatica Sinica, 2013, 39(11): 1923-1932 (in Chinese).
- [4] BRAUNER N, ULLMANN A. Modeling of phase inversion phenomenon in two-phase pipe flows [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2002, 28(7): 1177-1204.
- [5] LI D H, FENG F F, WU Y X, et al. Investigation of the mixture flow rates of oil-water two-phase flow using the turbine flow meter [J]. Journal of Physics: Conference Series, 2009, 147(1): 12062.
- [6] TAN C, WU H, DONG F. Horizontal oil-water two-phase flow measurement with information fusion of conductance ring sensor and cone meter [J]. Flow Measurement and Instrumentation, 2013, 34: 83-90.
- [7] LUCAS G P, JIN N D. Measurement of the homogeneous velocity of inclined oil-in-water flows using a resistance cross correlation flow meter [J]. Measurement Science and Technology, 2001, 12(9): 1529.
- [8] NGUYEN T T, KIKURA H, DUONG N H, et al. Measurements of single-phase and two-phase flows in a vertical pipe using ultrasonic pulse Doppler method and ultrasonic time-domain cross-correlation method [J]. Vietnam Journal of Mechanics, 2013, 35(3): 239-256.
- [9] BRODY W R, MEINDL J D. Theoretical analysis of the CW Doppler ultrasonic flowmeter [J]. IEEE Transactions on Biomedical Engineering, 1974, 21(3): 183-192.
- [10] TAKEDA Y. Velocity profile measurement by ultrasound Doppler shift method [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 1986, 7(4): 313-318.
- [11] MURAKAWA H, KIKURA H, ARITOMI M. Application of ul-

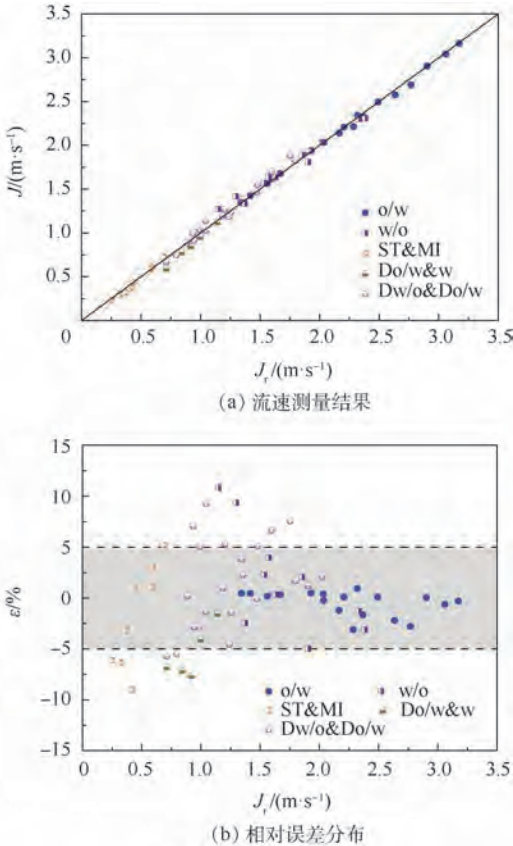


图 8 总表观流速测量结果和相对误差分布

Fig. 8 Overall superficial flow velocity measurement results and relative error distribution

## 6 结 论

1) 针对水平油水两相流流速测量问题,本文提出一种非侵入式的同侧双晶连续波超声多普勒的测量方法,超声测量空间能够覆盖管道横截面的整个径向范围,其内部的运动液滴平均真实流速可直接通过采集到的多普勒信号获得。

2) 通过油水两相流多普勒频移响应特性分析,发现测量空间内的平均多普勒频移与相含率、传感器测量空间结构、流体属性均相关,最终体现在水连续和油连续状态下,所测平均多普勒频移与流体总表观流速间呈现 2 种线性关系。

- trasonic Doppler method for bubbly flow measurement using two ultrasonic frequencies[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2005, 29(7):843-850.
- [12] NGUYEN T T, KIKURA H, MURAKAWA H, et al. Measurement of bubbly two-phase flow in vertical pipe using multiwave ultrasonic pulsed Doppler method and wire mesh tomography [J]. *Energy Procedia*, 2015, 71:337-351.
- [13] ABBAGONI B M, YEUNG H. Non-invasive classification of gas-liquid two-phase horizontal flow regimes using an ultrasonic Doppler sensor and a neural network[J]. *Measurement Science and Technology*, 2016, 27(8):84002.
- [14] DONG X, TAN C, DONG F. Gas-liquid two-phase flow velocity measurement with continuous wave ultrasonic Doppler and conductance sensor[J]. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 2017, 66(11):3064-3076.
- [15] MORRISS S L, HILL A D. Measurement of velocity profiles in upwards oil/water flow using ultrasonic Doppler velocimetry [C]//SPE Annual Technical Conference and Exhibition. Richardson;SPE, 1991:65-79.
- [16] DONG X, TAN C, YUAN Y, et al. Oil-water two-phase flow velocity measurement with continuous wave ultrasound Doppler [J]. *Chemical Engineering Science*, 2015, 135:155-165.
- [17] TAN C, YUAN Y, DONG X, et al. Oil-water two-phase flow measurement with combined ultrasonic transducer and electrical sensors [J]. *Measurement Science and Technology*, 2016, 27(12):125307.
- [18] KOUAME D, GIRAULT J, PATAT F E D E. High resolution processing techniques for ultrasound Doppler velocimetry in the presence of colored noise. I. Nonstationary methods [J]. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 2003, 50(3):257-266.
- [19] LIU W, TAN C, DONG X, et al. Dispersed oil-water two-phase flow measurement based on pulse-wave ultrasonic Doppler coupled with electrical sensors [J]. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 2018, 67(9):2129-2142.
- [20] WU H, TAN C, DONG X, et al. Design of a conductance and capacitance combination sensor for water holdup measurement in oil-water two-phase flow [J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2005, 46:218-229.
- [21] 董虢霄, 谭超, 董峰. 油水两相流含水率测量组合传感器 [J]. *工程热物理学报*, 2015, 36(7):1487-1491.
- DONG X X, TAN C, DONG F. Combined sensor for water holdup measurement in oil-water two-phase flow [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2015, 36(7):1487-1491 (in Chinese).

#### 作者简介:

刘伟玲 女, 博士研究生。主要研究方向: 超声多相流过程参数检测。

谭超 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 多相流过程参数检测、过程层析成像。

董峰 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 多相流过程参数检测、过程层析成像。

# Oil-water two-phase flow velocity measurement based on ultrasonic Doppler and conductance ring

LIU Weiling, TAN Chao<sup>\*</sup>, DONG Feng

(Key Laboratory of Efficient Utilization of Low and Medium Grade Energy, Ministry of Education,  
School of Electrical and Information Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** Two-phase flow exists widely in industrial field. Accurate measurement of the process parameters, such as flow velocity, is of great significance for quantifying flow rate and optimizing production process and equipment. A combination of one-side two-chip continuous wave ultrasonic Doppler (CWUD) sensor and conductance ring sensor is applied to measure the velocity in horizontal oil-water two-phase flow. The non-intrusive CWUD sensor consists of two-chip transducer with resonant frequency of 1 MHz, and there is a sound insulation material between the two chips to prevent sound waves from interfering. One chip continuously transmits sound wave to fluid, the other one receives the echo scattered from droplets. Consequently, its sample volume covers the whole radial range of pipe cross-section. The Doppler shift signal collected by CWUD sensor is directly related to the average velocity of dispersed phase within the sample volume. Dynamic experiments were conducted at a horizontal oil-water two-phase flow loop with a diameter of 50 mm. Based on the analysis of average Doppler shift response characteristic, it was found that there are two linear relationships between average Doppler shift and overall superficial flow velocity for different flow conditions, i. e. water and oil continuous flow condition. Hence, according to the electrical sensing principle of conductance ring sensor, a dimensionless voltage parameter is used to discriminate the continuous phase. And then for each experiment point, the corresponding measurement model is chosen to calculate the overall superficial flow velocity. The results show that the root mean square error of measured overall superficial flow velocity is 0.01 m/s and the average relative error is 3.09%. The confidence probability for relative error less than 5% is 70%.

**Keywords:** overall superficial flow velocity; two-chip continuous wave ultrasonic Doppler (CWUD); Doppler shift response characteristic; conductance ring sensor; continuous phase identification

**Received:** 2018-12-18; **Accepted:** 2019-01-18; **Published online:** 2019-03-19 15:17

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190318.0929.001.html](https://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190318.0929.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (61473206); The Applied Basic Research Foundation of Tianjin (17JCZDJC38400)

\* **Corresponding author.** E-mail: [tanchao@tju.edu.cn](mailto:tanchao@tju.edu.cn)

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0679

# 空间光学遥感器真空热试验工装模块化设计



周泽鑫<sup>1</sup>, 孙志强<sup>1,\*</sup>, 徐冰<sup>1,2</sup>, 洪扬<sup>1,2</sup>

(1. 中南大学 能源科学与工程学院, 长沙 410083; 2. 北京空间机电研究所, 北京 100076)

**摘 要:** 针对空间光学遥感器在空间环境地面模拟试验中舱板温度分布不均的问题,运用模块化思想对某型号空间光学遥感器工装的舱板结构开展了优化设计。将舱板按照温度分布进行分块,提出模块化拼装和模块化热控2种设计方案,模块化拼装是对舱板及其表面加热片进行独立分块划分,模块化热控则是将舱板视为整体,仅对其表面的加热片进行分块设计。结果表明:模块化热控的舱板平均温度偏差为0.205 K,低于未模块化设计的0.87 K和模块化拼装的0.30 K,提高了舱板的温度均匀性。同时,模块化拼装改善了舱板温度分布,使得符合热控要求的测点比例由34.8%提高到96.7%,但独立划分的模块之间仍存在一定温差;模块化热控则消除了模块间的温差,将符合热控要求的测点比例进一步提高到100%,完全满足热控要求。

**关键词:** 空间光学遥感器; 工装; 真空热试验; 辐射; 模块化设计

**中图分类号:** TK124

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1544-08

空间光学遥感器是搭载在卫星或航天飞行器上利用光学技术获取目标属性和相关信息的精密科学设备。为了适应光学遥感技术的快速发展,对光学遥感器的要求逐渐向高空间分辨率、高光谱分辨率、高辐射分辨率性能及轻量化的方向发展。而光学遥感器作为卫星有效载荷,对环境温度均匀性的要求将变得更加苛刻,均匀的温度场可为其提供良好的工作环境<sup>[1,2]</sup>。目前,为保证遥感器在轨正常工作,顺利成像,会对其增添热控装置来保证温度分布的均匀度满足所要求。而检验其温度分布情况的有效途径之一,就是在环境效应充分研究的基础上,对光学遥感器进行充分而又适度的空间环境地面模拟试验(简称环模试验)。通过环模试验发现隐患、改进设计、避免早期失效,从而提高光学遥感器工作的可靠性<sup>[3]</sup>。

在环模试验中,热沉装置在外,模拟了光学遥感器在太空工作时真空、冷、黑的背景环境,热沉内部放置包含了热控设备的光学遥感器,来模拟在轨工作状态。热控的精度决定了试验的可靠性,目前在航天领域,光学遥感器热控制方式以被动热控为主,主动控制为辅,并采用成熟的热控制技术 and 实施工艺<sup>[4-6]</sup>,通常由预埋或者外贴高导热材料或热管等来提供光学遥感器所需的温度环境<sup>[7-9]</sup>。欧洲多个微型卫星通过安装U型热管来实现卫星温度场的均匀化<sup>[10]</sup>。胡帼杰等<sup>[11]</sup>通过优化散热面组合方式并运用三维热管网络的方法来实现所需热控要求,但难以应用在小型、热控要求高的卫星上。

模块化设计指在一定范围内将不同功能、不同规格、不同样式的模块组合在一起,来满足不同的设计需求。其中各模块具有独立的功能和结

收稿日期: 2018-11-21; 录用日期: 2018-12-21; 网络出版时间: 2019-03-13 16:51

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190312.1145.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190312.1145.002.html)

基金项目: 国家自然科学基金(51576213); 中南大学中央高校基本科研业务费专项资金(2018zzts495)

\* 通信作者。E-mail: zqsun@csu.edu.cn

**引用格式:** 周泽鑫, 孙志强, 徐冰, 等. 空间光学遥感器真空热试验工装模块化设计[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1544-1551. ZHOU Z X, SUN Z Q, XU B, et al. Modularization design of vacuum thermal test frock for space optical remote sensor [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1544-1551 (in Chinese).

构,可以根据设计需求进行自由组合,具有良好的重构性,可以缩短产品的制作周期。而在环模试验中,对光学遥感器工装的设计和制造占其很大比重,其设计、制造周期影响整个遥感器的试验周期,目前工装从设计到成型需要数月的时间,周期太长影响试验进度,并且一型号一专用工装,造成了资源浪费。而对遥感器工装进行模块化设计可以简化设计流程、减少开发成本、缩短研制周期,实现工装的快速设计、快速装配、快速成型<sup>[12-17]</sup>。

本文以某型号空间光学遥感器为研究对象,试验时将舱板以工装的方式固定在遥感器的 6 面,在舱板表面外贴加热片,通过改变加热片发热量来满足遥感器热控要求。目前由于舱板外部环境复杂,导致舱板受热不均,无法保证遥感器温度均匀性的要求。针对上述问题,本文提出对舱板进行模块化设计的方法,将一整块舱板分割成数个小模块,对每个小模块分别贴加热片来进行热控,从而提高舱板温度均匀性,进而保证遥感器正常工作。

## 1 物理模型

本文的环模试验系统如图 1 所示。光学遥感器及其电子学设备舱安装在热沉装置中,光学遥感器的各舱板构成一个近似封闭的六面体,分别对应  $\pm X$ 、 $\pm Y$ 、 $\pm Z$  六块舱板,各舱板之间的位置关系如图 2 所示。 $-X$  舱板有 3 条安装块,连接相机与钢架起固定作用; $+Y$  舱板开有 2 个方孔与散热板相连; $+Z$  舱板开有 2 个圆孔,用于相机对外部环境进行拍摄; $-Z$  舱板开有 2 个方孔,用于相机与电子学设备舱的连接。各舱板的温度分布要求为:舱板各处实际温度不得高出热控要求 2 K,不得低于热控要求,在高精度工作状态下,

实际温度不得高出热控温度 1 K。本文为方便表达,将舱板实际温度与热控要求的差值称为温度偏差,实际温度高于热控要求则称为正偏差,反之为负偏差。表 1 给出了该型号光学遥感器在某一工作状态下各舱板的热控要求。

本文在环模试验中,加热片与舱板之间粘贴热电偶来监测各舱板的温度分布情况。为保证监测的有效性,将热电偶均匀布置在每个舱板上, $\pm X$  舱板热电偶为  $4 \times 4$  分布; $\pm Y$ 、 $\pm Z$  舱板热电偶为  $3 \times 4$  分布。受到舱板几何条件约束,需要对部分热电偶测点位置进行偏移或对测点个数进行删减。同时部分舱板区域受到多个辐射源综合影响,因此需要在该区域增加热电偶数量,来确保测量数据的有效性。在综合考虑舱板几何结构和舱板辐射环境后,最终热电偶个数为: $+X$  舱板 16 个、 $-X$  舱板 27 个、 $+Y$  舱板 14 个、 $-Y$  舱板 11 个、 $\pm Z$  舱板各 12 个,共计 92 个。用热电偶实际测量温度与热控要求温度之间的温度偏差来表征舱板的温度均匀性,通过对 92 个测点进行计算分析发现,温度偏差最大可达 4 K,多个测点出现了负偏差,温度偏差在  $0 \sim 2$  K 之间所占比例为

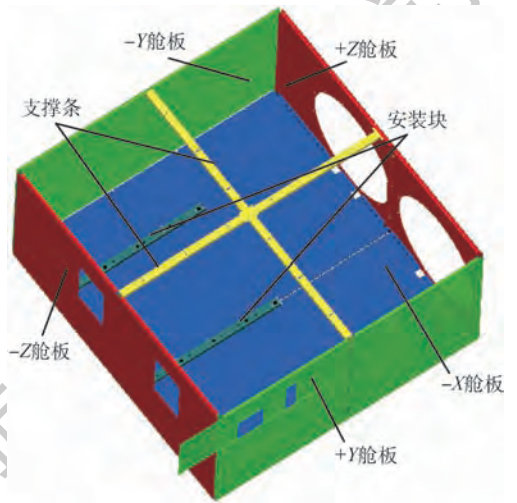


图 2 工装模型

Fig. 2 Frock model

表 1 舱板参数

Table 1 Parameters of cabin plates

舱板	长 × 宽 × 厚/ (mm × mm × mm)	热控要求/ K	发射率	
			内壁	外壁
+X	1624 × 1500 × 5	308.15	0.10	0.65
-X		303.15	0.10	0.90
+Y	1500 × 780 × 5	298.15	0.03	0.65
-Y		303.15	0.90	0.90
+Z	1624 × 780 × 5	298.15	0.03	0.65
-Z		303.15	0.03	0.65

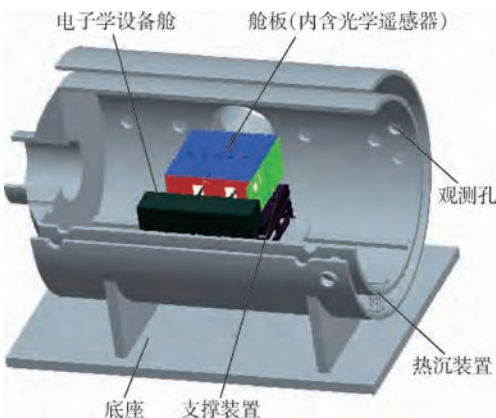


图 1 空间环模地面模拟试验系统

Fig. 1 System of space environment ground simulation experiment

34.8%，温度偏差在 0 ~ 1 K 之间所占比例为 28.3%，表明工装的舱板温度均匀性差，试验结果不满足热控要求。

## 2 数值计算模型

根据试验工装建立如图 3 所示的计算模型，并作如下简化和假设：由于各舱板均独立安装且未相连，因此忽略各舱板之间的导热，不考虑 +Y 舱板超出 -Z 舱板外伸部分的影响，忽略底部 3 条安装块与钢架的漏热，所有舱板表面均为漫反射。舱板的具体参数列于表 1 中。底部钢架为恒定 -60℃ 的结构钢，表面发射率为 0.90；电子学设备舱表面温度恒定为 20℃，与舱板正对面发射率为 0.03，其余面发射率为 0.90；散热板与光学遥感器相连，散去遥感器多余热量，保证其能够正常工作<sup>[18]</sup>，散热板表面温度恒为 40℃，表面发射率为 0.03。整个模型置于 100 K 的真空环境中。

本文模拟所用软件为 ANSYS，基于有限体积的数值模拟方法对舱板温度进行计算求解。电子学设备舱、散热板、底部钢架均设为定温壁面，各舱板表面设为耦合面，各表面初始温度均为 293 K。计算中，能量方程采用二阶迎风差分格式。FLUENT 中常用辐射模型有 5 种，其中 DO (Discrete Ordinates) 模型和 S2S (Surface-To-Surface) 模型精度较高<sup>[19]</sup>，而 S2S 模型更适用于计算没有参与性介质的封闭空间内的辐射换热<sup>[20]</sup>。因此，本文采用 S2S 辐射模型进行计算，此时能量守恒方程简化为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) = \nabla \cdot (k \nabla T) + S_h \quad (1)$$

式中： $t$  为时间； $\rho$  为物体的密度； $h$  为物体所含的总能； $k$  为物体的导热系数； $T$  为温度； $S_h$  为仅包

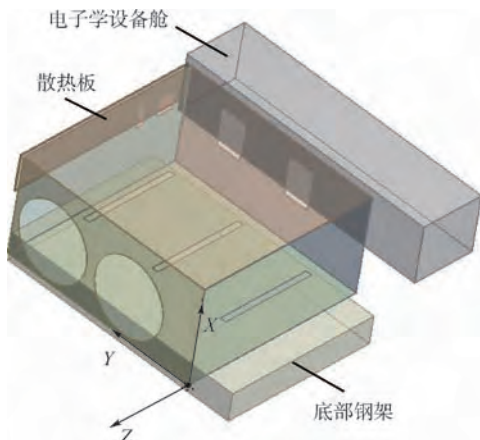


图 3 计算模型

Fig. 3 Calculation model

含辐射换热的源项。

合围空间内辐射换热计算式为

$$J_k = E_k + \varepsilon_k \sum_{j=1}^N F_{kj} J_j \quad (2)$$

式中： $J_k$  和  $E_k$  分别为从表面  $k$  发出的辐射和自身辐射； $\varepsilon_k$  为表面  $k$  的辐射发射率； $F_{kj}$  为  $k$   $j$  表面间的辐射角系数<sup>[21]</sup>，计算式为

$$F_{kj} = \frac{1}{A} \int_{A_k} \int_{A_j} \frac{\cos \theta_k \cos \theta_j}{\pi r^2} dA_k dA_j \quad (3)$$

其中： $A$  为微元表面的面积； $r$  为微元表面之间的距离； $\theta_j$ 、 $\theta_k$  分别为微元表面  $dA_j$ 、 $dA_k$  之间的连线方向与其法线方向的夹角<sup>[22]</sup>。

空间辐射区域以四面体网格为主，舱板为结构六面体网格，并在舱板厚度方向进行适度加密。首先进行网格无关性分析，采用 3 种不同疏密的网格进行模拟计算，网格数量分别取 54 万、138 万、667 万，根据各舱板的所需工况温度计算各舱板所需的热流密度，比较 6 个舱板热流密度的平均相对偏差，计算结果如表 2 所示。以网格数量为 667 万的计算结果为标准，计算得 138 万网格数的相对偏差为 0.4%，54 万网格数的相对偏差为 0.9%。3 种网格数量计算结果相近，本文模拟研究用网格数量为 138 万，并将其计算的舱板热流密度视为额定热流密度。

表 2 不同网格数下舱板的热流密度

Table 2 Heat flux of cabin plates at various grid numbers

舱板	面积/m <sup>2</sup>	热流密度/(W · m <sup>-2</sup> )		
		54 万网格	138 万网格	667 万网格
+X	2.436	324.7	326.9	326.3
-X	2.320	245.9	247.6	248.6
+Y	1.135	193.6	192	190.8
-Y	1.170	390.3	392.5	393.4
+Z	0.682	287.6	285	286.1
-Z	1.165	241	239.9	238.6

## 3 模块化设计

本文模块化设计的思想是：将舱板划分成数个相互独立的模块，并对不同模块进行分别热控，以提高舱板温度的均匀度。具体设计过程为：根据各舱板的几何结构及舱板表面热负荷的分布情况对舱板进行初步划分，其目的是使各舱板满足所需的热控要求；对满足条件的划分结果，进行进一步划分，其目的是对初步划分结果进行整合，调整模块的种类和大小，来满足舱板模块化的需求。以该模块划分方法对遥感器模块进行整体模拟，

验证最终结果的合理性和有效性。最终模型要满足以下要求:各舱板温度偏差全部保证在 $0 \sim 2 \text{ K}$ 之间;为方便生产制造,模块形状以矩形为主,且模块种类不得多于 30 种;为方便拼装连接,各舱板所用模块数量少于 30 块。

### 3.1 未模块化设计的舱板温度

根据额定热流密度,计算各舱板未进行模块化设计的温度分布,如图 4 所示。计算时,各舱板均加载额定热流,但各舱板温度分布呈现出较大差异,+X、-Y、+Z 三个舱板所受辐射环境单一,舱板各位置热负荷基本相同,温度均匀性较高;-X 舱板可分为受到底部钢架直射影响的高温区域和未受到直射影响的低温区域,2 个区域温差明显;+Y 舱板受散热板的影响,整体温度呈现出上高下低的分布,最大温差高达  $10 \text{ K}$ ,温度分布不均匀;-Z 舱板由于受到电子学设备舱的影响,中心位置温度较高,并呈环状分布向四周递减。提取与试验中测点位置相同的温度模拟值进行分析,温度偏差在  $0 \sim 2 \text{ K}$  之间的点占 39.1%, $0 \sim 1 \text{ K}$  之间的占 32.6%。与试验数据相对比,模拟温度虽存在一定差异,但总体分布与试验数据基本相同,仅在 -X、+Y 和 -Z 三个舱板出现了较大的温度偏差。

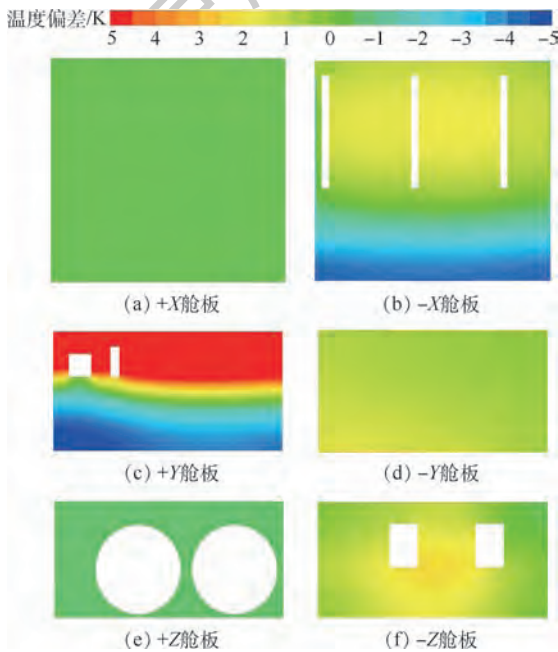


图 4 未模块化设计的舱板温度分布

Fig. 4 Temperature distribution of cabin plates without modularization design

### 3.2 模块化拼装的舱板温度

采用模块化设计方法对舱板进行划分,经过多次优化整合,确定分块方案如图 5 所示。根据

图 4 的计算结果可以看出,+Z 舱板温度分布均匀性良好,因此设计时未对 +Z 舱板进行分块。所用模块种类为 23,每个舱板所用模块数量小于 30 块,保证了舱板拼接和工装方便。各模块之间做绝热处理,因此通过调节各模块的加载热流量大小可以将各舱板温度控制在热控要求范围之内。在此方案中,所划分的模块彼此独立绝热,需要通过机械拼装连接在一起,因此称为模块化拼装。

图 6 给出了模块化拼装的舱板温度分布,较

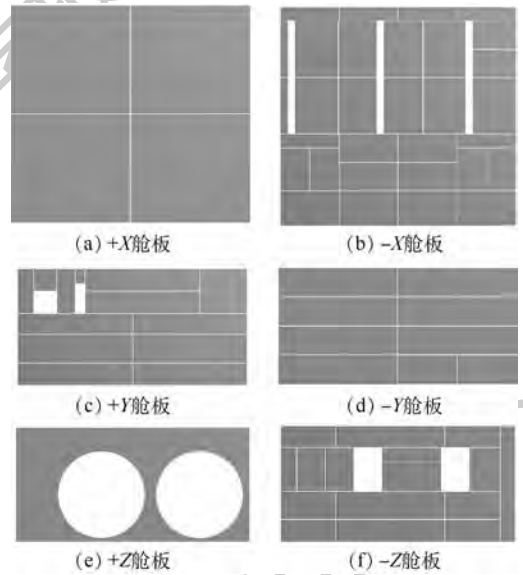


图 5 舱板模块化设计方案

Fig. 5 Modularization design scheme of cabin plates

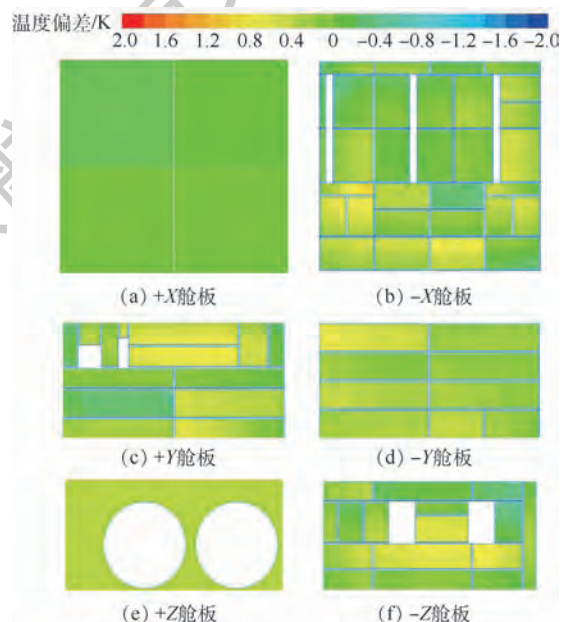


图 6 模块化拼装的舱板温度分布

Fig. 6 Temperature distribution of cabin plates adopting modularization assembly

之图4所示的未模块化设计的情况,舱板温度均匀性有了显著提高,可以满足热控要求,选取第1节环模试验中热电偶的位置做为模拟测点来描述模拟结果,并与试验结果进行对比分析,得温度偏差在0~2K之间所占比例由34.8%提升为96.7%,温度偏差在0~1K之间所占比例由28.3%提升为93.5%。

### 3.3 模块化热控的舱板温度

由模块化拼装方案中可以看出,虽然各舱板整体满足所需热控要求,但由于各模块之间相互独立,导致模块间温度存在一定差异。为了消除这种温度偏差,对模块划分方案开展了进一步的优化。由于出现这种温差的原因是模块之间的绝热处理,因此,取消各舱板的独立模块划分处理,但不改变原有加热片的位置和热流量,即只在舱板的不同位置贴上不同功率的加热片来对舱板温度分布进行优化,该方案称为模块化热控。图7为模块化热控的舱板温度分布,选取第1节环模试验中热电偶的位置做为模拟测点来描述模拟结果,发现温度偏差均在0~0.5K之间,完全满足了热控要求。

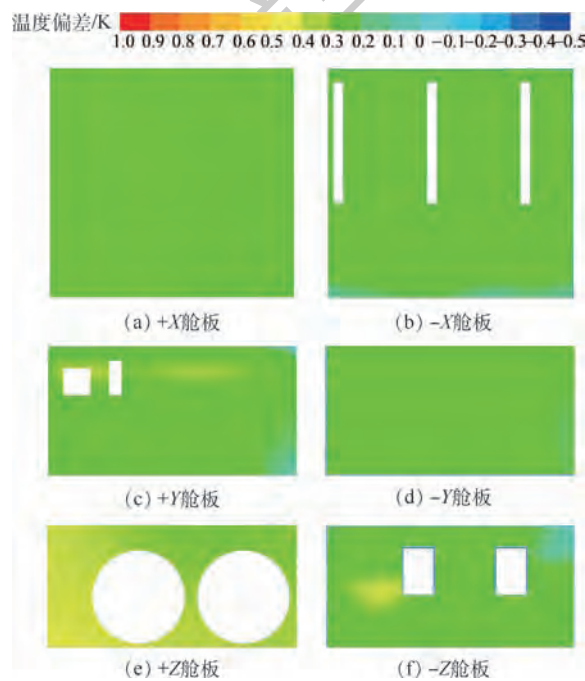


图7 模块化热控的舱板温度分布

Fig. 7 Temperature distribution of cabin plates adopting modularization thermal control

### 3.4 对比验证

比较3种不同情况下的温度分布,相比于未模块化方案,模块化拼装方案很好地解决了舱板温度分布不均的问题,将舱板温度偏差控制在了0~2K的范围内;而模块化热控方案将舱板视为

一个整体,允许各模块之间换热,进而消除了模块化拼装方案中温度的不连续分布,从而提高了温度均匀性,将温度偏差控制在0~0.5K以内。符合热控要求的测点比例也由未模块化的34.8%提高到了模块化拼装的96.7%和模块化热控的100%。从安装的角度来分析,模块化拼装方案中需要添加大量安装块;而模块化热控方案中舱板为一个整体,大大降低了安装难度。

试验和2种模块化设计的测点温度与热控要求之间的偏差如图8所示。为了便于比较,运用统计方法对3种方案的数据进行处理,求得各舱板的平均温度偏差 $\Delta$ 和标准温度偏差 $\sigma$ 。

$$\Delta = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |x_i - x_0| \quad (4)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - x_0)^2} \quad (5)$$

式中: $x_i$ 为各测点的温度; $x_0$ 为舱板热控温度; $n$ 为测点个数。

舱板温度的对比结果如表3所示。从各舱板

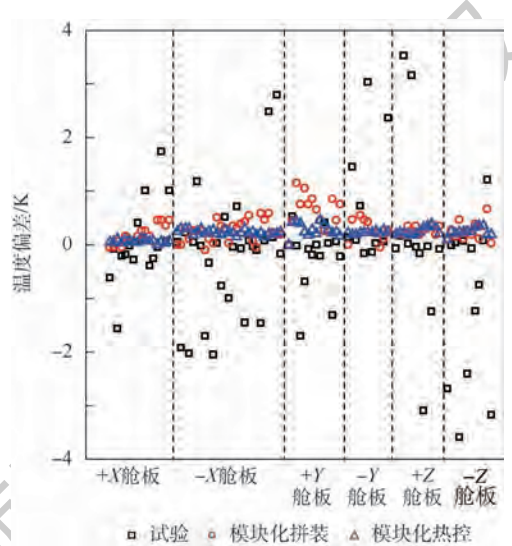


图8 温度偏差对比

Fig. 8 Comparison of temperature deviation

表3 舱板温度统计结果

Table 3 Statistical results of cabin plate temperatures

舱板	平均温度偏差/K			标准温度偏差/K		
	试验	模块化拼装	模块化热控	试验	模块化拼装	模块化热控
+X	0.039	0.003	0.002	0.156	0.013	0.010
-X	0.795	0.253	0.223	1.172	0.309	0.227
+Y	0.391	0.618	0.269	0.637	0.693	0.295
-Y	1.310	0.265	0.216	2.265	0.316	0.217
+Z	1.309	0.260	0.246	2.052	0.268	0.255
-Z	1.277	0.251	0.235	1.815	0.307	0.247
总体	0.873	0.299	0.205	1.466	0.381	0.226

的角度来看,模块划分之后大部分舱板温度偏差及均匀性有了显著改善,总体平均温度偏差由试验的 0.873 K,降到模块化拼装的 0.299 K 和模块化热控的 0.205 K,并且标准温度偏差也在同步降低,说明模块化后舱板温度更接近所需工况温度,且均匀性更好,在相同模块划分情况下,模块化热控的温度分布优于模块化拼装。

## 4 结 论

本文针对光学遥感器空间环境地面模拟试验中舱板所出现的温度不均匀现象,运用 ANSYS 软件建立了真空环境中舱板的辐射模型,模拟计算了真空下舱板的温度分布。

对此本文提出了一种基于舱板热流分布的模块划分方法,通过将舱板分成数个形状规则的模块,来提高均匀性。已有的结果显示:模块化拼装方案提高了舱板温度均匀度,但模块间的温度存在一定的差异;而模块化热控方案中将舱板视为一个整体,因此整个舱板温度变化连续。结果表明,模块化拼装可显著提高舱板温度均匀性,测点温度在 0~2 K 之间所占比例由 34.8% 提升为 96.7%;而模块化热控可得到更优的温度分布,能保证所有测点温度均满足热控要求。

从计算结果可以看出,用模块化设计的方法来改进舱板的温度均匀性是可行的,但不同工装几何结构及表面热负荷的分布都不尽相同,同样的模块难以应用于其他工装,而模块化思想则具有普适性,即根据舱板的几何结构特征及表面热负荷的分布情况,对舱板进行模块划分。

目前,在环模试验中对舱板的热控方式主要为在舱板外表面贴加热片的方式,通过改变流入加热片的电流大小来控制加热功率,本文仅研究在该加热方式下的舱板温度分布,未考虑不同加热模式对舱板温度分布的影响,在后续会对该内容进行进一步研究。

## 参考文献 (References)

- [1] 麻慧涛,钟奇,范含林,等. 微型卫星热控制技术[J]. 航天器工程,2006,15(2):6-13.  
MA H T,ZHONG Q,FAN H L, et al. Investigation of the thermal control technology for micro-satellite[J]. Spacecraft Engineering,2006,15(2):6-13 (in Chinese).
- [2] 李春林. 空间光学遥感器热控技术研究[J]. 宇航学报,2014,35(8):863-870.  
LI C L. Research on space optical remote sensor thermal control technique[J]. Journal of Astronautics,2014,35(8):863-870 (in Chinese).
- [3] 齐峻,孙俊,师鹏,等. 航天器相对运动地面动力学实验研究[J]. 北京航空航天大学学报,2016,42(10):2118-2129.  
QI Y,SUN J,SHI P, et al. Research for ground-based astrodynamical experiment for spacecraft relative motion[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics,2016,42(10):2118-2129 (in Chinese).
- [4] 李延伟,张洪文,程志峰,等. 隔热材料在高空光学遥感器热控系统中的应用[J]. 仪器仪表学报,2013,34(12):44-47.  
LI Y W,ZHANG H W,CHENG Z F, et al. Application of insulation material in thermal control system of altitude optical sensor[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument,2013,34(12):44-47 (in Chinese).
- [5] 王领华,吴清文,郭亮,等. 高分辨率可见光航空相机的热设计及热分析[J]. 红外与激光工程,2012,41(5):1236-1243.  
WANG L H,WU Q W,GUO L, et al. Thermal design and analysis for the high resolution visible light aeronautic camera[J]. Infrared and Laser Engineering,2012,41(5):1236-1243 (in Chinese).
- [6] 吴雪峰,丁亚林,吴清文. 临近空间光学遥感器热设计[J]. 光学精密工程,2010,18(5):1159-1165.  
WU X F,DING Y L,WU Q W. Thermal design for near space optical remote sensor[J]. Optics and Precision Engineering,2010,18(5):1159-1165 (in Chinese).
- [7] 程雪涛,梁新刚. 辐射[火积]耗散与空间辐射器温度场均匀化的关系[J]. 工程热物理学报,2012,33(2):311-314.  
CHENG X T,LIANG X G. Relationship between entransy dissipation of thermal radiation and homogenization of temperature field for thermal radiator in space[J]. Journal of Engineering Thermophysics,2012,33(2):311-314 (in Chinese).
- [8] 杨献伟,吴清文,李书胜,等. 空间光学遥感器热设[J]. 中国光学,2011,4(2):139-146.  
YANG X W,WU Q W,LI S S, et al. Thermal design of space optical remote sensor[J]. Chinese Optics,2011,4(2):139-146 (in Chinese).
- [9] 关奉伟,刘巨,于善猛,等. 空间光学遥感器热试验外热流模拟及程控实现[J]. 中国光学,2014,7(6):982-988.  
GUAN F W,LIU J,YU S M, et al. Space heat flux simulation and programmable load for thermal test of space optical remote sensor[J]. Chinese Optics,2014,7(6):982-988 (in Chinese).
- [10] BATURKIN V,ZHUK S,VOJTA J, et al. Elaboration of thermal control systems on heat pipes for microsatellites magions 4,5 and BIRD[J]. Applied Thermal Engineering,2003,23(9):1109-1117.
- [11] 胡颀杰,刘百麟,裴胜伟,等. 基于热管网络的近地圆轨道通信卫星热控技术[J]. 工程热物理学报,2017,38(6):1338-1343.  
HU G J,LIU B L,PEI S W, et al. Thermal control technology for LEO commutation satellite platform based on 3D heat pipe network[J]. Journal of Engineering Thermophysics,2017,38(6):1338-1343 (in Chinese).
- [12] 闫华锋,仲伟俊. 复杂产品系统模块化分解模型及应用研究[J]. 北京航空航天大学学报,2017,43(4):654-659.  
YAN H F,ZHONG W J. Modular decomposition model of complex product system and its application[J]. Journal of Beijing

- University of Aeronautics and Astronautics, 2017, 43(4): 654-659 (in Chinese).
- [13] 徐小明, 张武翔, 丁希仑. 基于模块化的缠绕机设计方法[J]. 北京航空航天大学学报, 2018, 44(4): 746-758.  
XU X M, ZHANG W X, DING X L. Modular design method for filament winding machine[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2018, 44(4): 746-758 (in Chinese).
- [14] 刘建功, 王晓帆, 刘扬, 等. 环形构型的模块化机器人系统动态运动规划[J]. 机械设计与制造, 2018(9): 61-67.  
LIU J G, WANG X F, LIU Y, et al. Research on dynamic motion planning of modular robot system with annular configuration[J]. Machinery Design & Manufacture, 2018(9): 61-67 (in Chinese).
- [15] 胡毅, 黄炜, 胡鹏浩, 等. 自驱动关节臂坐标测量机模块化关节设计[J]. 光学精密工程, 2018, 25(6): 2021-2029.  
HU Y, HUANG W, HU P H, et al. Design of modular articulation in self-driven AACMM[J]. Optics and Precision Engineering, 2018, 25(6): 2021-2029 (in Chinese).
- [16] YIN L, HE M L, XIE W B, et al. A quantitative model of universalization, serialization and modularization on equipment systems[J]. Physica A: Statistical Mechanics and Its Applications, 2018, 508: 359-366.
- [17] PANKAJ C P, VINIT P, JAYANTH J, et al. Task equivocality and process modularity in R&D offshore collaboration projects[J]. Journal of Business Research, 2018, 93(C): 12-22.
- [18] 刘亮堂, 王安良. 星载电子器件用空气射流散热特[J]. 北京航空航天大学学报, 2015, 41(8): 1553-1559.  
LIU L T, WANG A L. Characteristic of air jet impingement cooling performance for electronic equipment of satellite[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2015, 41(8): 1553-1559 (in Chinese).
- [19] 郭磊. 对 FLUENT 辐射模型的数值计算与分析[J]. 制冷与空调, 2014, 28(3): 358-360.  
GUO L. Numerical calculation and analysis of the FLUENT radiation model[J]. Refrigeration and Air Conditioning, 2014, 28(3): 358-360 (in Chinese).
- [20] 字贵才, 贺卫亮. 临近空间环境下封闭方腔内耦合换热特性[J]. 北京航空航天大学学报, 2018, 44(6): 1283-1293.  
ZI G C, HE W L. Conjugate heat transfer characteristics of enclosure cavity in near space environment[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2018, 44(6): 1283-1293 (in Chinese).
- [21] 白心爱. 辐射换热角系数的计算[J]. 红外, 2008, 29(8): 30-33.  
BAI X A. Calculation of radiation heat transfer angle coefficient[J]. Infrared, 2008, 29(8): 30-33 (in Chinese).
- [22] 刘大龙, 赵辉. 建筑围合空间内辐射角系数的简化计算[J]. 工程热物理学报, 2018, 39(5): 1118-1124.  
LIU D L, ZHAO H H. Simplified calculation of configuration factor in enclosed building space[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2018, 39(5): 1118-1124 (in Chinese).

#### 作者简介:

周泽鑫 男, 硕士研究生. 主要研究方向: 热设计与传热优化。

孙志强 男, 博士, 教授, 博士生导师. 主要研究方向: 多相流理论与测试、热设计与传热优化、能源新技术及应用等。

## Modularization design of vacuum thermal test frock for space optical remote sensor

ZHOU Zexin<sup>1</sup>, SUN Zhiqiang<sup>1,\*</sup>, XU Bing<sup>1,2</sup>, HONG Yang<sup>1,2</sup>

(1. School of Energy Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China;

2. Beijing Institute of Space Mechanics and Electricity, Beijing 100076, China)

**Abstract:** To solve the problem of uneven temperature distribution in the ground simulation experiment of space environment by space optical remote sensor, the modular design is used to optimize the cabin plate structure frock of a certain space optical remote sensor, and the cabin plates are divided according to the temperature distribution. In this paper, modular assembly and modular thermal control are proposed. The modular assembly is to divide the cabin plates and its surface heating sheets independently; the modular thermal control considers the cabin plates as a whole, and only the heating sheets are divided. The results show that the average temperature deviation of the modular thermal control is 0.205 K, which is lower than 0.87 K of the unmodulated design and 0.30 K of the modular assembly, and improves the temperature uniformity of the cabin plates. Modular assembly improves the temperature distribution of the cabin plates, and the proportion of measuring points that meet the thermal control requirements is increased from 34.8% to 96.7%. However, there is still a certain temperature difference between the modules, and modular thermal control eliminates the temperature difference. The proportion of measuring points meeting the thermal control requirements is further increased to 100%, which fully meets the thermal control requirements.

**Keywords:** space optical remote sensor; frock; vacuum thermal test; radiation; modularization design

**Received:** 2018-11-21; **Accepted:** 2018-12-21; **Published online:** 2019-03-13 16:51

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190312.1145.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190312.1145.002.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51576213); the Fundamental Research Funds for the Central Universities of Central South University (2018zzts495)

\* **Corresponding author.** E-mail: zqsun@csu.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0689

# 基于波动光学的显微光场成像点扩散函数



顾梦涛<sup>1</sup>, 宋祥磊<sup>1</sup>, 张彪<sup>1</sup>, 唐志永<sup>2</sup>, 许传龙<sup>1,\*</sup>

(1. 东南大学 能源与环境学院 能源热转换及其过程测控教育部重点实验室, 南京 210096;

2. 中国科学院上海高等研究院 低碳转化科学与工程重点实验室, 上海 201210)

**摘 要:** 光场 Micro-PIV 通过 Lucy-Richardson (L-R) 算法对光场图片进行反卷积重建, 从而获得示踪粒子的三维坐标信息, 准确的点扩散函数 (PSF) 是 L-R 算法完成重建的前提, 而现有 PSF 模型不适用于光场 Micro-PIV 系统。为此, 建立了基于波动光学的显微光场成像 PSF 模型, 进行了数值仿真, 获得了模拟 PSF 图像, 并通过结构相似性算法计算了模拟 PSF 图像与实际 PSF 图像的相似度, 进一步利用 L-R 算法结合 PSF 对单个粒子和不同浓度下示踪粒子的流场进行了三维重建。结果表明: 模拟 PSF 图像与实际 PSF 图像相似度大于 0.94, 表明 PSF 模型具有较高的准确性; 单个粒子的三维坐标误差在一个像素以内, 并可准确地获得不同浓度下示踪粒子的三维坐标信息, 进一步验证了模型的准确性, 为光场 Micro-PIV 实现瞬时三维速度场测量奠定了基础。

**关键词:** 显微成像; 反卷积; 点扩散函数 (PSF); 光场成像; 流场

**中图分类号:** O359

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1552-08

航空航天发动机由于换热量大, 且内部结构复杂, 传统换热器已经不能满足其对空间及换热性能的双重需求, 而微通道换热器因换热性能强、结构紧凑、质量轻、体积小等优点成为研究热点。目前, 微通道换热器仍处于发展阶段, 研究其流动特性可指导微通道的构型优化, 且流动特性的研究有助于换热特性的研究。因此, 流动特性是微通道换热器重要的研究内容之一<sup>[1]</sup>。由于微通道流动特征尺度微小, 流体分子间作用力、静电力等表面力效应增强, 同时受到微通道构型、壁面粗糙度和浸润性等因素影响, 微尺度流动特性非常复杂, 目前还没有合适的理论模型来对微通道内复杂的流动特性进行解释<sup>[2-3]</sup>。传统的接触式测量会侵入微通道影响流动, 无法完成精确测量, 而显微粒子图像测速 (Micro-PIV) 技术可实现非接

触、全场、瞬态、定量的微尺度速度场测量, 是流动可视化的实验方法之一, 特别是三维 Micro-PIV 技术可以揭示微通道内的三维流动, 对研究微尺度流动有重要意义<sup>[4]</sup>。现有的三维 Micro-PIV 技术或设备复杂或局限于周期性流场的测量, 无法利用单相机完成非定常和非周期性流场的测量<sup>[5-6]</sup>。

近年来, 光场技术进一步发展, 利用微透镜阵列, 单相机一次曝光能同时完成光线的位置和方向信息 (即光场) 的记录。因此, 在传统显微成像系统的基础上加装微透镜阵列构成显微光场成像系统<sup>[7]</sup>, 可以实现单相机一次曝光记录物空间的光场信息, 进一步利用图像处理技术可以得到物空间的三维坐标信息<sup>[8]</sup>, 因此光场显微成像结合粒子图像测速技术 (光场 Micro-PIV), 通过单个光场相机有望实现微尺度瞬时三维速度场的测量。

收稿日期: 2018-11-23; 录用日期: 2019-01-11; 网络出版时间: 2019-03-18 11:58

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190316.1305.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190316.1305.002.html)

基金项目: 国家自然科学基金 (51676044); 江苏省自然科学基金 (BK20150023); 中国科学院低碳转化科学与工程重点实验室开放课题 (KLLCCSE-201703, SARI, CAS)

\* 通信作者. E-mail: [chuanlongxu@seu.edu.cn](mailto:chuanlongxu@seu.edu.cn)

**引用格式:** 顾梦涛, 宋祥磊, 张彪, 等. 基于波动光学的显微光场成像点扩散函数[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1552-1559. GU M T, SONG X L, ZHANG B, et al. Point spread function of microscopic light field imaging based on wave optics[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1552-1559 (in Chinese).

微尺度流场中,示踪粒子的三维坐标信息的准确重建是光场 Micro-PIV 技术实现瞬时三维速度场测量的关键。示踪粒子的成像过程可表示为示踪粒子的光强分布与成像系统的点扩散函数(PSF)的卷积<sup>[9]</sup>,因此可通过反卷积进行示踪粒子三维重建。反卷积算法主要有线性反卷积法<sup>[10]</sup>、盲反卷积法<sup>[11]</sup>和 Lucy-Richardson(L-R)算法<sup>[12]</sup>。线性反卷积法对噪声敏感度高且无法复原高频信息,重建精度低;盲反卷积法虽然精度高,但需在迭代重建的同时更新 PSF,计算量大,耗时长;L-R 算法能够按照泊松噪声统计标准对给定 PSF 的退化图像进行反卷积迭代推演,当给定的 PSF 足够精确时,可以准确地快速地完成三维重建。但准确获得 PSF 是 L-R 算法完成示踪粒子三维重建的关键。

现有的 PSF 模型可分为两大类:基于几何光学的 PSF 模型和基于波动光学的 PSF 模型。由于显微光场成像系统衍射无法忽略,同时系统中微透镜阵列的引入,导致现有的基于几何光学和波动光学的 PSF 模型均不适用于光场 Micro-PIV 中 PSF 的确定。因此,需要建立适合显微光场成像系统的 PSF 模型。目前,PSF 可通过理论计算和实验测量方法确定。对于显微光场成像系统,实验测量方法要求粒子直径小于衍射限制,同时,当系统参数变化时,需要重新进行实验测量,导致 PSF 确定过程极为耗时。而理论计算方法没有上述限制,且系统参数变化时,只需改变 PSF 模型中相应的参数,即可计算出新的 PSF。

针对光场 Micro-PIV 中 PSF 的确定,本文基于波动光学建立了显微光场成像 PSF 模型,进行了数值模拟,获得了理论的 PSF 图像。构建了光场 Micro-PIV 实验装置,实验确定了显微光场成像系统的 PSF 图像,进一步通过 L-R 算法实现了微尺度三维流动中示踪粒子的三维重建,对 PSF 理论计算模型的准确性进行了验证。

## 1 光场 Micro-PIV

光场的概念最早由 Gershun<sup>[13]</sup>提出,用来描述光在三维空间中的辐射传输特性。当光线在传播过程中保持能量不变时,可表示为四维光场。对于四维光场的表征,主要采用双平面法,表达形式为  $L(u, v, s, t)$ ,其中  $(u, v)$  和  $(s, t)$  分别表示光线与 2 个相互平行的平面的坐标交点。基于光场理论,在传统显微镜与相机传感器之间加装微透镜阵列,可组成显微光场成像系统,从而记录待测对象的光场信息。图 1 为显微光场成像原理示意

图。其中,微透镜阵列位于筒镜后焦面处,相机传感器位于微透镜阵列后焦面处。测量体内任意一点  $S$  发出光线,经过显微镜内物镜与筒镜的作用,会聚于微透镜阵列  $C$  处,每个微透镜把接收的光线按其传播方向分散到相机传感器的不同像素点上,因此可通过单光场相机实现四维光场信息采集。

基于显微光场成像的 Micro-PIV 系统原理如图 2 所示。光场 Micro-PIV 系统主要由激光器(激光波长  $\lambda_0 = 532 \text{ nm}$ )、显微镜、微注射泵、光场相机系统和计算机组成。通过光场 Micro-PIV 系统获得时间间隔为  $\Delta t$  的 2 张示踪粒子的光场图像后,通过 L-R 算法反卷积重建出示踪粒子的三维坐标信息,再利用互相关算法获得瞬时三维速度场。L-R 算法的迭代公式可表示为<sup>[11]</sup>

$$\hat{f}_{i+1}(x, y, z) = \{g(x, y, z) / [\hat{f}_i(x, y, z) * h(x, y, z)] * h(-x, -y, -z)\} \hat{f}_i(x, y, z) \quad (1)$$

式中: $\hat{f}_i(x, y, z)$ 和 $\hat{f}_{i+1}(x, y, z)$ 分别为第  $i$  和  $i+1$  次迭代得到的物点光强分布的估计值; $g(x, y, z)$ 为光场图像记录的光强分布;“\*”为卷积运算; $h(x, y, z)$ 为显微光场成像系统的 PSF 图像; $h(-x, -y, -z)$ 为  $h(x, y, z)$  的转置。

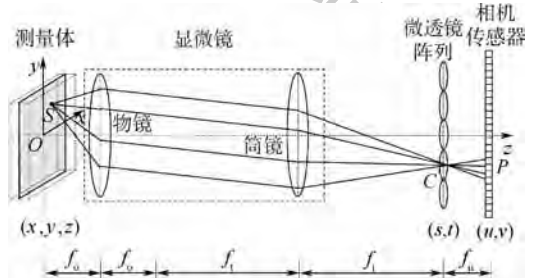


图 1 显微光场成像原理示意图

Fig. 1 Schematic diagram of microscopic light field imaging

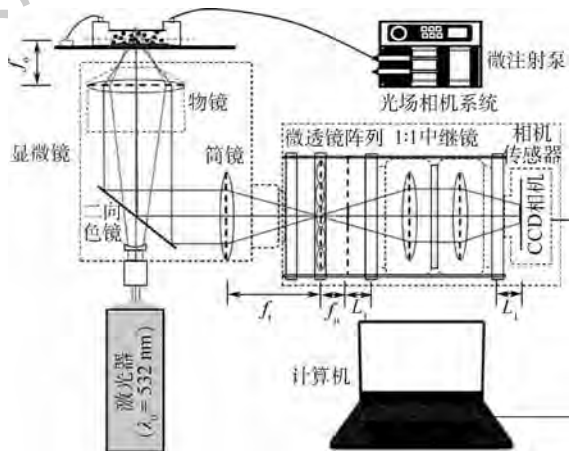


图 2 光场 Micro-PIV 系统原理图

Fig. 2 Schematic diagram of light field Micro-PIV system

从式(1)可见,显微光场成像系统的 PSF 是光场 Micro-PIV 通过 L-R 算法完成三维重建的前提。准确获得显微光场成像系统的 PSF 图像之后,反卷积问题将转换为线性复原问题。

## 2 显微光场成像 PSF 模型

点光源是最基本的光源单位,对于复杂的光源,可以将其视为众多点光源的叠加。现以点光源为例,分析其在显微光场成像系统中的成像过程。以物镜的焦点为原点,系统光轴为  $z$  轴,建立如图 1 所示坐标系。其中,  $z = 0$  表示物镜焦平面,  $z > 0$  表示离焦且靠近物镜,  $z < 0$  表示离焦且远离物镜。测量体内任一点光源发出的球面波在系统中的传播过程可分为以下 3 个部分:

1) 球面波经过显微镜内物镜和筒镜到达微透镜阵列。显微镜可视作衍射受限光学系统,点光源  $S(x, y, z)$  发出的发散球面波投射到物镜上,经显微镜变换为筒镜上的会聚球面波,根据基于波动光学的标量衍射理论<sup>[14]</sup>,到达微透镜阵列的球面波的波阵面  $U(x, y, z)$  可表示为

$$U(x, y, z) = \frac{M}{f_o^2 \lambda^2} \exp\left(-\frac{ia}{4\sin^2(\alpha/2)}\right) \cdot \int_0^1 P(\rho) \exp\left(-\frac{ia}{2}\rho^2\right) J_0(\rho r) 2\pi\rho d\rho \quad (2)$$

$$r = \frac{2\pi}{\lambda} \sqrt{(x-s)^2 + (y-t)^2} \sin \alpha \quad (3)$$

$$a = \frac{8\pi}{\lambda} z \sin^2(\alpha/2) \quad (4)$$

式中:  $x, y, z$  为点光源的三维坐标;  $r$  和  $a$  分别为物面径向和轴向光学坐标;  $f_o$  为物镜焦距;  $\lambda$  为荧光波长;  $M$  为物镜的放大倍率;  $\alpha$  为物镜孔径角的半数,  $\sin \alpha = \text{NA}$ , NA 为物镜的数值孔径;  $\rho$  为物镜孔径的规格化径向坐标;  $P(\rho)$  为归一化光瞳函数;  $J_0(\cdot)$  为零阶贝塞尔函数;  $s, t$  为微透镜阵列面坐标。

2) 球面波透过微透镜阵列。微透镜阵列可简化为疏状函数,本文采用的微透镜孔径为正方形,因此微透镜阵列的透过率函数  $T(x, y, z)$  可表示为

$$T(x, y, z) = \left\{ \text{rect}\left(\frac{s}{D}, \frac{t}{D}\right) \exp\left[-\frac{i\pi}{f_\mu \lambda}(s^2 + t^2)\right] \right\} * \text{comb}\left(\frac{s}{D}, \frac{t}{D}\right) \quad (5)$$

式中:  $\text{rect}(\cdot)$  和  $\text{comb}(\cdot)$  分别为矩形函数和梳状函数;  $f_\mu$  和  $D$  分别为微透镜的焦距和孔径。

球面波穿过微透镜阵列后,其波阵面  $U'(x, y, z)$  为

$$U'(x, y, z) = T(x, y, z)U(x, y, z) \quad (6)$$

3) 球面波传播到相机传感器面。球面波传播到相机传感器面可视作菲涅尔衍射,到达相机传感器面的波阵面  $U''(x, y, z)$  可表示为

$$U''(x, y, z) = U'(x, y, z) * \left\{ \frac{\exp(ikf_\mu)}{i\lambda f_\mu} \exp\left[\frac{ik}{2f_\mu}(u^2 + v^2)\right] \right\} \quad (7)$$

式中:  $k$  为波矢,  $k = 2\pi/\lambda$ ;  $u, v$  为传感器面坐标。

通过傅里叶变换,式(7)可表示为

$$U''(x, y, z) = F^{-1}\{F\{U'(x, y, z)\} \cdot \exp[ikf_\mu - i\pi f_\mu \lambda(\xi^2 + \eta^2)]\} \quad (8)$$

式中:  $\xi$  和  $\eta$  分别为传感器面上坐标  $u$  和  $v$  的空间频率,  $\xi = u/(\lambda f_\mu)$ ,  $\eta = v/(\lambda f_\mu)$ ;  $F(\cdot)$  和  $F^{-1}(\cdot)$  分别为傅里叶变换和傅里叶逆变换。

因此,测量体内点光源  $S(x, y, z)$  发出的球面波到达相机传感器面的光强分布  $h(x, y, z)$  为

$$h(x, y, z) = |U''(x, y, z)|^2 \quad (9)$$

光学系统的 PSF 定义为输入物为一点光源时其输出像的光强分布,因此,  $h(x, y, z)$  即为光场 Micro-PIV 系统的 PSF。

## 3 实验系统

为了验证本文建立的 PSF 模型,基于图 2 所示的光场 Micro-PIV 系统原理,搭建了光场 Micro-PIV 实验系统,如图 3 所示。其中,光场相机系统由微透镜阵列、1:1 中继镜和 CCD 相机组成,各部件通过笼板和笼杆加以固定。显微镜可控制载物台与物镜距离,精度为  $1 \mu\text{m}$ ,因此可确定测量体所处深度范围。显微镜内的二向色镜用于过滤被反射的激光,以提高光场图像的信噪比。显微光场成像系统参数如表 1 所示,改变系统参数主要通过更换显微镜物镜和相应的微透镜阵列来

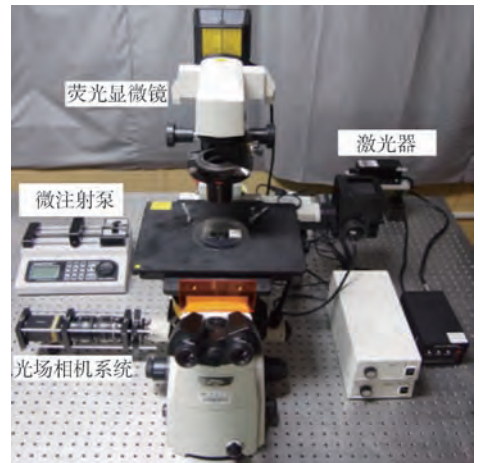


图 3 光场 Micro-PIV 实验系统

Fig. 3 Light field Micro-PIV experimental system

表 1 显微光场成像系统参数

Table 1 Microscopic light field imaging system parameters

设备	参数	数值
显微镜	物镜放大倍率 $M$	10
	物镜数值孔径 NA	0.3
	物镜焦距 $f_o/\text{mm}$	20
	筒镜焦距 $f_i/\text{mm}$	200
CCD 相机	分辨率 $n_{px} \times n_{py}$	2352 × 1768
	像素大小 $P_p/\mu\text{m}$	5.5
微透镜阵列	微透镜孔径 $D/\mu\text{m}$	136
	微透镜焦距 $f_\mu/\mu\text{m}$	2260
荧光粒子	荧光波长 $\lambda/\text{nm}$	584

实现。实验所用微流控芯片为矩形层流芯片,其长直微通道截面宽度为  $150\ \mu\text{m}$ ,深度为  $50\ \mu\text{m}$ 。实验时,含有示踪粒子的溶液经微注射泵注入到微流控芯片中,示踪粒子被激光激发出峰值波长为  $584\ \text{nm}$  的荧光,粒子激发的荧光经显微光场成像系统成像于相机传感器面,通过计算机可实时记录含有示踪粒子的光场图像。

## 4 结果分析

### 4.1 仿真结果

参照表 1 所示的显微光场成像系统参数,利用式(2)~式(9),计算不同深度的轴上点( $x=0, y=0$ )的 PSF,结果如图 4 所示。图 4 为深度  $z=0\sim 80\ \mu\text{m}$ 时光轴上点的模拟 PSF 图像。可以发现,除焦面附近( $z=0\sim 20\ \mu\text{m}$ )外,轴上点的 PSF 已经不再是圆斑,而是由离散点斑组成。这是因为系统中加入了微透镜阵列,轴上的点发出的光线会被微透镜按照其传播方向折射到微透镜覆

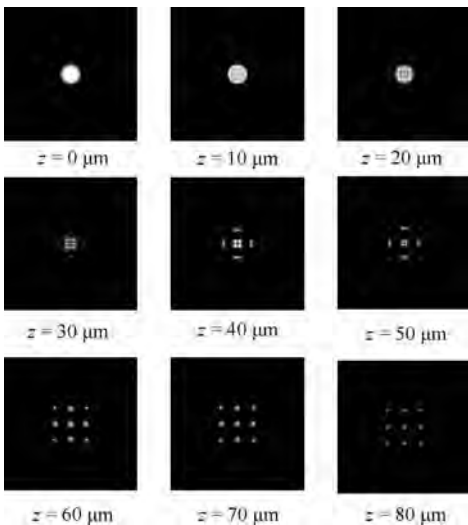
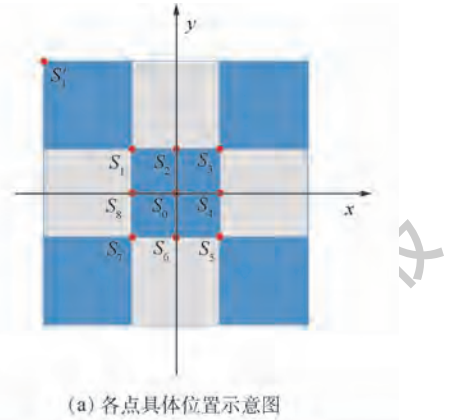


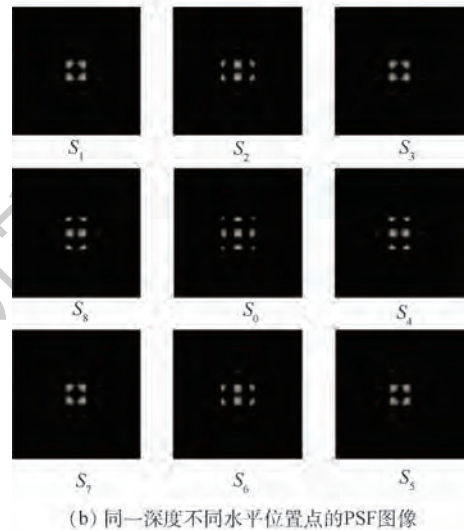
图 4 光轴上不同深度点的模拟 PSF 图像  
Fig. 4 Simulated PSF image of points at different depth on optical axis

盖的不同像素点上,从而形成离散的点斑。当深度不同时,轴上点光源发出的球面波到达微透镜阵列时会有不同的波阵面,且会经过不同数量的微阵列,因此不同深度的轴上点会产生不同的 PSF 图像,由此可以通过 PSF 反演出深度信息。

图 5 为点光源处于深度  $z=50\ \mu\text{m}$  时不同水平位置处 PSF 仿真结果。图 5(b) 给出了位于同一深度( $z=50\ \mu\text{m}$ )不同水平位置的点的 PSF 图像,各点的具体位置如图 5(a) 所示,图 5(c) 为同一深度不同微透镜对应位置点的 PSF 图像。图 5(a) 中一个色块对应一个微透镜,边长为  $D/M$ ,其中  $S_0$  为轴上点, $S_1\sim S_8$  为离轴点。通过比较图 5(b) 中  $S_0\sim S_8$  的 PSF 图像可以发现,当测量体内的点处于同一深度不同位置时,其 PSF



(a) 各点具体位置示意图



(b) 同一深度不同水平位置点的 PSF 图像



(c) 同一深度不同微透镜对应位置点的 PSF 图像

图 5 深度  $z=50\ \mu\text{m}$  时不同水平位置处 PSF 仿真结果  
Fig. 5 PSF simulation results at different horizontal positions when depth  $z=50\ \mu\text{m}$

图像不一致,即 PSF 图像不满足平移不变性。通过比较图 5(c)中  $S_1$  和  $S'_1$  的 PSF 图像可以发现,当点光源处于不同微透镜的对应位置时,如图 5(a)中的  $S_1$  和  $S'_1$ ,点光源形成的 PSF 图像一致。这是因为当点光源产生值为  $D/M$  的位移时,其产生的球面波到达微透镜阵列时会形成值为  $D$  的位移,而  $D$  恰为微透镜孔径的大小,因此同一深度的 PSF 图像满足周期分布,周期为  $D/M$ ,即

$$h\left(x + \frac{mD}{M}, y + \frac{nD}{M}, z\right) = h(x, y, z) \quad (10)$$

式中: $m, n$  为正整数。

从式(10)可见,只需计算同一深度中心微透镜区域各点的 PSF 图像,再经过平移,即可获得同一深度任意点的 PSF 图像。通过 PSF 所处微透镜区域及其图像,可以反演出水平位置信息。

结合图 4 和图 5,可见本文所建立的显微光场成像系统 PSF 模型可以模拟出点光源处于不同水平位置不同深度时的 PSF 图像,PSF 反映了测量体内任意点的三维坐标信息。

#### 4.2 模型验证

基于搭建的光场 Micro-PIV 实验系统,实验获取了粒径为 2 的示踪粒子的光场图像。深度处于  $z = 0 \sim 80 \mu\text{m}$  的轴上点的 PSF 图像如图 6 所示。

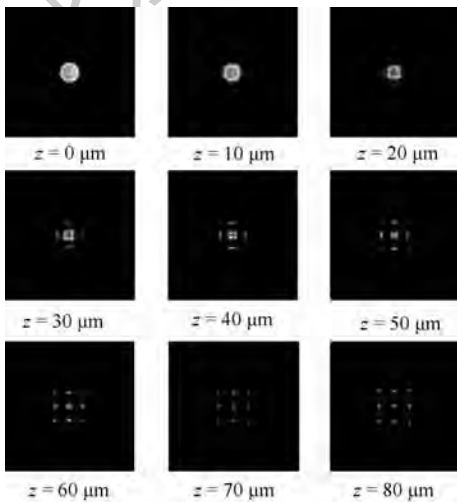


图 6 光轴上不同深度点的实际 PSF 图像

Fig. 6 Actual PSF image of points at different depth on optical axis

从图 6 可以发现,当粒子深度逐渐增加时,PSF 图像先呈圆斑( $z = 0 \sim 20 \mu\text{m}$ ),然后变为离散的点斑,且 PSF 图像占据的微透镜阵列数随着离焦距离增大而增大,这与模拟的 PSF 图像表现一致。

通过比较图 4 和图 6 中对应的 PSF 图像,发现其形状与大小基本一致。

为了进一步评价 PSF 模型的准确性,本文从图像相似度与三维重建两方面进行了验证。首先通过结构相似性(SSIM)算法<sup>[15]</sup>进行模型验证,SSIM 算法计算公式为

$$\text{SSIM}(T_1, T_2) = \frac{(2\mu_1\mu_2 + c_1)(2\sigma_{12} + c_2)}{(\mu_1^2 + \mu_2^2 + c_1)(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + c_2)} \quad (11)$$

式中:SSIM( $T_1, T_2$ )为图像相似度函数值, $T_1$ 和 $T_2$ 分别为比较的 2 张图像矩阵; $\mu_1$ 和 $\mu_2$ 分别为 $T_1$ 和 $T_2$ 的平均值; $\sigma_{12}$ 为 $T_1, T_2$ 的协方差; $\sigma_1^2$ 和 $\sigma_2^2$ 分别为 $T_1$ 和 $T_2$ 的方差; $c_1 = (k_1L)^2$ , $c_2 = (k_2L)^2$ 为用来维持稳定的常数, $L$ 为像素值的动态范围, $k_1 = 0.01$ , $k_2 = 0.03$ 。相似度函数值越接近 1,表明比较的 2 张图片相似度越高。

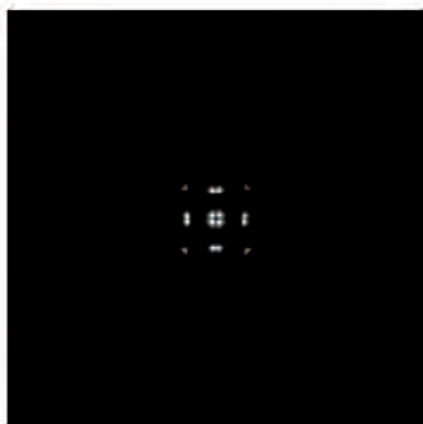
对图 4 和图 6 中对应的 PSF 图像进行图像相似度计算,结果如表 2 所示。可以看出,在相同条件下,模型得到的模拟 PSF 图像与光场 Micro-PIV 系统的实际 PSF 图像计算得到的图像相似度函数值均大于 0.94,可以认为 2 组图像具有较好的一致性,证明了本文建立的基于波动光学的显微光场成像 PSF 模型的准确性。

进一步以计算获得的 PSF 为已知量,对实验获得的单个粒子和不同粒子浓度下的流场的光场图片,利用 L-R 算法进行反卷积重建,结果如图 7 ~ 图 9 所示。图 7 为单个示踪粒子的实验光场图片和重建结果,示踪粒子的三维坐标为( $61.5 \mu\text{m}$ ,  $61 \mu\text{m}$ ,  $50 \mu\text{m}$ )。从图 7(b) ~ (d)可见,重建粒子大致为橄榄球形,在水平和竖直方向均有一定的拉伸,水平拉伸为  $1 \mu\text{m}$ ,竖直拉伸为  $4.3 \mu\text{m}$ ,这是由于在拉伸区域内,任意点光源发出的光线经系统成像后形成的图像相似,系统无法准确识别,使得重建后出现拉伸。虽然重建存在拉伸,但重建粒子的中心点的三维坐标为( $61 \mu\text{m}$ ,  $60.5 \mu\text{m}$ ,

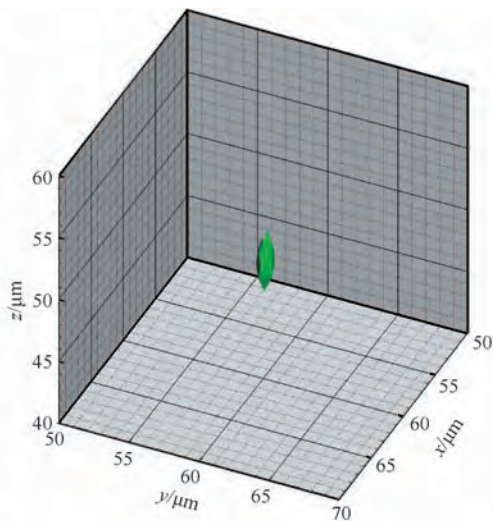
表 2 图像相似度函数值

Table 2 Image similarity function values

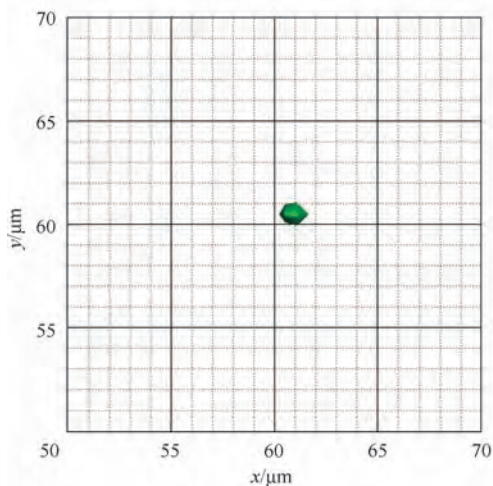
深度/ $\mu\text{m}$	0	10	20	30	40	50	60	70	80
相似度函数值	0.9838	0.9820	0.9740	0.9661	0.9586	0.9581	0.9556	0.9463	0.9426



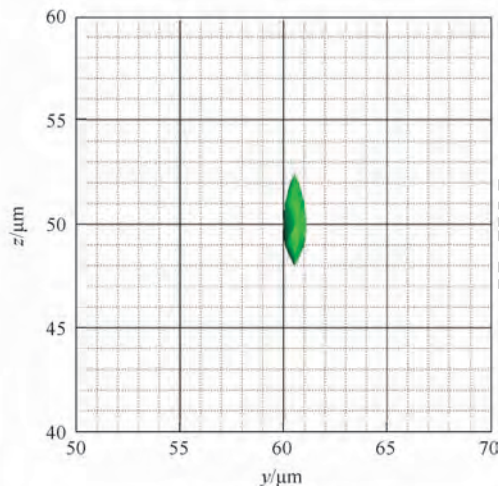
(a) 实验光场图片



(b) 重建粒子



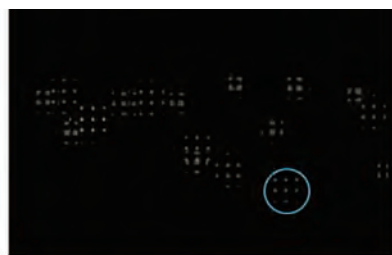
(c) 重建粒子的俯视图



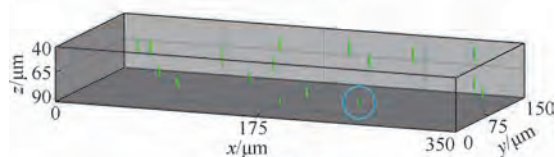
(d) 重建粒子的侧视图

图 7 单个粒子实验光场图片及重建结果

Fig. 7 Single particle experimental light field image and reconstruction results

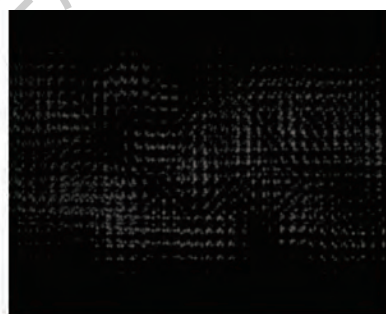


(a) 实验示踪粒子光场图片

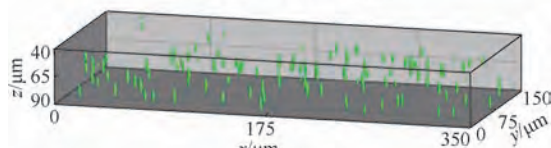


(b) 重建粒子

图 8 低粒子浓度 (0.025 g/L) 实验重建结果  
Fig. 8 Low particle concentration (0.025 g/L) experimental reconstruction results



(a) 实验示踪粒子光场图片



(b) 重建粒子

图 9 高粒子浓度 (0.25 g/L) 实验重建结果  
Fig. 9 High particle concentration (0.25 g/L) experimental reconstruction results

50.5  $\mu\text{m}$ ),与实际三维坐标仅有一个像素的误差,在误差允许范围之内,即通过 L-R 算法和本文建立的 PSF 模型可以完成单个示踪粒子的三维坐标信息的重建。图 8 和图 9 分别为低粒子浓度(0.025 g/L)和高粒子浓度(0.25 g/L)的重建结果。低粒子浓度下,示踪粒子形成的 PSF 图像相互影响较小,而高粒子浓度下,示踪粒子形成的 PSF 图像相互影响较大,PSF 图像相互叠加。但在高、低示踪粒子浓度下,L-R 算法结合 PSF 模型,可实现示踪粒子的重建,获取示踪粒子的三维坐标信息,也进一步验证了基于波动光学的显微光场成像 PSF 模型的准确性。

## 5 结 论

1) 本文建立了基于波动光学的显微光场成像系统 PSF 模型,得到了系统的模拟 PSF 图像,仿真结果表明,通过 PSF 可以获得测量体内任意点的三维坐标信息。

2) 搭建了光场 Micro-PIV 实验系统,实验获取了系统的实际 PSF 图像,对模拟 PSF 图像和实际 PSF 图像利用 SSIM 算法进行了相似度计算,结果表明两者具有较高的相似性,验证了 PSF 模型的准确性。

3) 对不同示踪粒子光场图片利用 L-R 算法进行了反卷积计算,结果表明,利用本文建立的 PSF 模型可完成三维重建,并可获得示踪粒子的准确三维坐标信息,进一步验证了 PSF 模型的准确性。

## 参考文献 (References)

- [1] 葛洋,姜未汀.微通道换热器的研究及应用现状[J].化工进展,2016,35(s1):10-15.
- GE Y,JIANG W T. The research progress and application of the micro-channel heat exchanger[J]. Chemical Industry and Engineering Progress,2016,35(s1):10-15 (in Chinese).
- [2] LOUSSIF N,ORFI J. Simultaneously developing laminar flow in an isothermal micro-tube with slip flow models[J]. Heat & Mass Transfer,2014,50(4):573-582.
- [3] PRAKASH S. Microfluidic devices in nanotechnology[M]. New York: Wiley,2010.
- [4] RAFFEL M,WILLERT C E,SCARANO F, et al. Micro-PIV [M]//RAFFEL M,WILLERT C E,WERELEY S T, et al. Particle Image Velocimetry. Berlin:Springer,2018:241-258.
- [5] LINDKEN R,WESTERWEEEL J,WIENEKE B. Stereoscopic micro particle image velocimetry[J]. Experiments in Fluids,2006,41(2):161-171.
- [6] SHINOHARA K,SUGII Y,JEONG J H, et al. Development of a three-dimensional scanning microparticle image velocimetry system using a piezo actuator[J]. Review of Scientific Instruments,2005,76(10):106109.
- [7] LEVOY M,REN N,ADAMS A, et al. Light field microscopy [C]//ACM SIGGRAPH 2006. New York: ACM,2006:924-934.
- [8] LV H,GU K,ZHANG Y, et al. Light field depth estimation exploiting linear structure in EPI[C]//IEEE International Conference on Multimedia & Expo Workshops. Piscataway, NJ: IEEE Press,2015:1-6.
- [9] WANG Z,BOVIK A C,LU L. Why is image quality assessment so difficult? [C]//IEEE International Conference on Acoustics, Speech, and Signal Processing. Piscataway, NJ: IEEE Press,2011:3313-3316.
- [10] ATTENDU J M,ROSS A. Time domain nearfield acoustical holography with three-dimensional linear deconvolution[J]. Journal of the Acoustical Society of America,2018,143(3):1672-1683.
- [11] LEVIN A,WEISS Y,DURAND F, et al. Understanding blind deconvolution algorithms [J]. IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence,2011,33(12):2354-2367.
- [12] PONTI M,HELOU E S,FERREIRA P J S G, et al. Image restoration using gradient iteration and constraints for band extrapolation[J]. IEEE Journal of Selected Topics in Signal Processing,2016,10(1):71-80.
- [13] GERSHUN A. The light field[J]. Studies in Applied Mathematics,1939,18(1-4):51-151.
- [14] GU M. Advanced optical imaging theory[M]. Berlin:Springer,2000.
- [15] WANG Z,BOVIK A C,SHEIKH H R, et al. Image quality assessment: From error visibility to structural similarity[J]. IEEE Transactions on Image Process,2004,13(4):600-612.

### 作者简介:

顾梦涛 男,硕士研究生。主要研究方向:微纳多相流的特性与测试。

许传龙 男,博士,教授。主要研究方向:多相流测试、燃烧诊断技术。

## Point spread function of microscopic light field imaging based on wave optics

GU Mengtao<sup>1</sup>, SONG Xianglei<sup>1</sup>, ZHANG Biao<sup>1</sup>, TANG Zhiyong<sup>2</sup>, XU Chuanlong<sup>1,\*</sup>

(1. Key Laboratory of Energy Thermal Conversion and Control of Ministry of Education, School of Energy and Environment, Southeast University, Nanjing 210096, China; 2. Key Laboratory of Low-Coal Conversion Science & Engineering, Shanghai Advanced Research Institute, Chinese Academy of Sciences, Shanghai 201210, China)

**Abstract:** The light field Micro-PIV deconvolutes the light field image by Lucy-Richardson (L-R) algorithm to obtain the three-dimensional coordinate information of the tracer particle. The accurate point spread function (PSF) is the premise of the L-R algorithm to complete the reconstruction, and the existing PSF model is not suitable for the light field Micro-PIV system. In this paper, the PSF model of a microscopic light field imaging system based on wave optics is established. Numerical simulation is carried out to calculate the PSF. The similarity between the calculated and experimental PSF images is determined by the structural similarity algorithm. Combining the theoretically calculated PSF, the L-R algorithm is used to reconstruct the single particle and the flow field of tracer particles at different concentrations. Results show that the similarity between simulated and actual PSF is more than 0.94, indicating that the PSF model has high accuracy. The three-dimensional coordinate error of a single particle is within one pixel, and the three-dimensional coordinate information of the tracer particles at different concentrations can be accurately obtained, which further verifies the accuracy of the PSF model and lays the foundation for light field Micro-PIV to realize instantaneous three-dimensional velocity field measurement.

**Keywords:** microscopic imaging; deconvolution; point spread function (PSF); light field imaging; flow field

**Received:** 2018-11-23; **Accepted:** 2019-01-11; **Published online:** 2019-03-18 11:58

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190316.1305.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190316.1305.002.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51676044); Natural Science Foundation of Jiangsu Province (BK20150023); Supported by CAS Key Laboratory of Low-Coal Conversion Science & Engineering (KLLCCSE-201703, SARI, CAS)

\* **Corresponding author.** E-mail: [chuanlongxu@seu.edu.cn](mailto:chuanlongxu@seu.edu.cn)

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0693

## 直连式甩油盘非均匀流动特性



叶宇隆<sup>1,2</sup>, 金捷<sup>1,2</sup>, 刘睿<sup>1,2</sup>, 高翔<sup>1,2</sup>, 王方<sup>1,2,\*</sup>

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100083;

2. 北京航空航天大学 先进航空发动机协同创新中心, 北京 100083)

**摘 要:** 针对甩油盘启动过程中的流动特性, 采用三维数值模拟方法研究甩油盘内外两相流场流动特性, 并结合高速摄影实验结果、理论结果进行综合分析。结果表明: 甩油盘的总出流量随时间发生明显变化, 幅度较大。在短时间内, 甩油盘各孔流量差异巨大, 各孔对应的索泰尔平均直径(SMD)值相差不大, SMD主要取决于转速。各孔流量不同, 雾化场分布不均匀, 实验结果验证了这一现象。

**关键词:** 航空发动机甩油盘; 仿真模拟; 高速摄影; 索泰尔平均直径(SMD); 非均匀特性

中图分类号: V233.2<sup>+</sup>.4

文献标识码: A 文章编号: 1001-5965(2019)08-1560-09

折流环形燃烧室配以离心甩油的结构从1946年起就开始应用在Turbomeca公司的燃气涡轮发动机上, 如阿都斯特、阿斯泰阻、透默等。由于甩油盘所具有的优点, 现已广泛应用于直升机、无人侦察机、巡航导弹等的发动机中, 其具有如下特性: ①使发动机轴向尺寸短; ②高空性能好, 雾化质量与飞行高度无关; ③供油压力低; ④加工方便等。1981年, Morishita<sup>[1]</sup>研制改进了小型燃气轮机使用的甩油盘, 还用实验和拟合给出了以水和油为介质时索泰尔平均直径(SMD)变化的经验关系式。1999年, Mazallon等<sup>[2]</sup>对层流状态下的圆形射流在侧向空气作用下的雾化做出了研究, 给出了雾化方式与We数和Oh数的关系, 为甩油盘研究提供了重要理论基础。2002年, Dahm等<sup>[3]</sup>使用二维Navier-Stokes方程计算出了甩油盘孔内的油膜厚度公式, 并给出了科氏力修正, 还使用高速摄影技术对甩油盘的不同形状孔及转速下的雾化进行了分析。2004年, Sallam等<sup>[4]</sup>对层流状态下的圆形射流在侧向空气作用

下的雾化做出了进一步研究, 对雾化具体的液体表面波长、不同轴向距离的射流速度及轴向初始雾化点位置等参数的变化有十分详细的结论。1995年, 贾永忠<sup>[5]</sup>利用振动频谱的分析方法, 并依据大量实验, 建立了甩油盘雾化液滴的SMD、燃油的各物理参数及轴的转速等几个重要参数之间的关系。2000年, 宋双文和罗辉<sup>[6]</sup>对离心甩油盘的结构特点、雾化性能及相关参数的计算进行了初步的归纳总结。2012年, 熊纯等<sup>[7]</sup>在离心甩油盘性能试验台上对一种离心甩油盘雾化性能进行了较详细的试验研究, 用相位多普勒粒子分析仪(PDPA)测量了不同转速下甩油盘的燃油雾化粒度SMD、雾化锥角等性能参数。2016年, 蒋雪辉<sup>[8]</sup>在甩油盘设计过程中借鉴了气液两相泵的设计方法, 设计了一种与离心压气机十分近似的气液两相离心甩油盘。

本文在前人研究的基础上, 研究了甩油盘内外部的非均匀流动现象, 使用数值模拟及实验的方法, 对甩油盘的流动非均匀性进行了研究, 同时

收稿日期: 2018-11-26; 录用日期: 2019-01-23; 网络出版时间: 2019-03-16 09:50

网络出版地址: kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190314.1137.002.html

基金项目: 国家重点研发计划(2017YFB0202400, 2017YFB0202402); 国家自然科学基金(91741125)

\*通信作者: E-mail: fwang@buaa.edu.cn

引用格式: 叶宇隆, 金捷, 刘睿, 等. 直连式甩油盘非均匀流动特性[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1560-1568.

YE Y L, JIN J, LIU R, et al. Non-uniform flow characteristics of direct-connected fuel slinger[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1560-1568 (in Chinese).

初步尝试进行理论上的解释。

## 1 数值计算方法

本文使用 ANSYS FLUENT 商用仿真软件对直连式甩油盘的全盘内部流域及盘外雾化区域使用雷诺平均 Navier-Stokes (RANS) 方程的方法进行求解。该程序使用旋转坐标系的方式耦合离心力与表面张力,分别使用 VOF 连续相和 DPM 离散相的方法对甩油盘内部流动及甩油盘外雾化场进行分析,使结果更加精确。

本文仿真工作分为 2 个部分:①甩油盘内部的流场;②单一甩油盘孔及全盘中的流体离开甩油盘后由于高速运动与静止空气互相作用的流场。介质设置为水,2 个部分分别有不同的流场域及不同的 3D 模型。

### 1.1 甩油盘内部流动的数值计算方法

内部流动采用瞬态计算,计算方法如表 1 所示。

表 1 内部流动数值计算方法

Table 1 Numerical simulation methods for internal flow

计算方法类型	计算方法具体内容
计算域	全盘
网格划分方式	非结构化网格
湍流模型	k-epsilon
两相流模型	VOF
进口边界条件	流量进口
出口边界条件	压力出口
甩油盘壁面边界条件	无滑移旋转壁面

#### 1.1.1 计算域

本文采用计算完整甩油盘的方法对某型甩油盘进行了数值模拟。所仿真的甩油盘是某具体型号发动机上的甩油盘,总转速为 22 000 r/min,下文使用百分比表示转速。其结构如图 1 和图 2 所示。

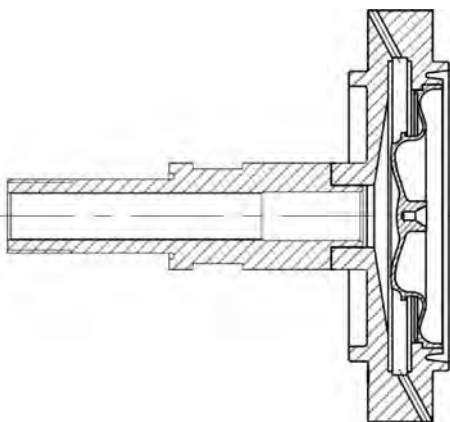


图 1 甩油盘剖视图

Fig. 1 Cross-section of fuel slinger

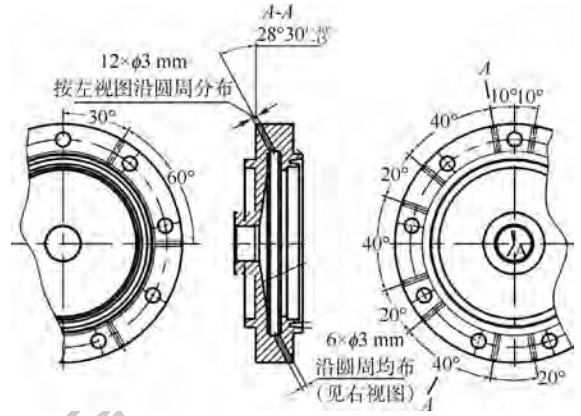


图 2 甩油盘出口孔位置示意图

Fig. 2 Schematic of fuel slinger exit hole location

图 1 和图 2 给出了甩油盘的具体结构,其组合件由连接管、甩油盘和后盖板焊接而成,在仿真中将它们共同形成的内腔视作第 1 部分的仿真域。甩油盘有 18 个孔,分为 2 排。离连接管较近的一排孔间距为 20°或者 40°,而距离连接管较远的一排孔间距为 60°。

本文甩油盘的计算域具有几何对称性,但是并不选取其中的一部分进行计算,而是将甩油盘焊接组装件内部的整个空腔作为计算域。这是因为考虑到甩油盘内的液膜十分薄,即使小扰动也可能有十分重要的影响,甚至可能会有全盘范围的不稳定流动现象发生。

#### 1.1.2 湍流模型及两相流模型

根据 Wardle 等<sup>[9]</sup>的研究,气液两相在几何对称的计算域内捕捉不均匀流动使用  $k-\epsilon$  湍流模型、LES 和 DES(一种 LES 和 RANS 的混合模型)都能获得较为贴近的结果。但是考虑到后两者的计算对资源的消耗太过巨大,且本文使用瞬态方法计算两相流,本身计算难度较大,所以使用  $k-\epsilon$  湍流模型仿真甩油盘内部流动。

对于捕捉甩油盘内部气液交界面的分布情况,考虑到甩油盘中液体多为连续的流体,所以采用欧拉方法的 VOF 法追踪单个网格中流体占网格的总体积比函数  $F$  来进行气液交界面的捕捉。若  $F = 1$ ,则该网格充满流体,若  $F = 0$ ,则该网格没有流体,若  $0 < F < 1$ ,则流体占据部分网格。根据张健等<sup>[10]</sup>的总结,二维网格中 VOF 法的示意图见图 3,计算公式如下:

$$f(x, y, z) = \begin{cases} 1 & \text{在 } (x, y) \text{ 点有该相流体质点} \\ 0 & \text{在 } (x, y) \text{ 点无该相流体质点} \end{cases} \quad (1)$$

其输运方程(守恒形式)为

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \frac{\partial (uf)}{\partial x} + \frac{\partial (vf)}{\partial y} = 0 \quad (2)$$

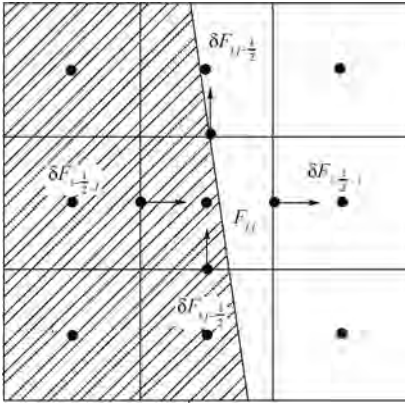


图3 VOF法示意图

Fig. 3 Schematic of VOF method

采用如图3所示的网格,阴影为液体,采用一阶差分对时间进行处理,可将式(2)转化为

$$\frac{F_{i,j}^{n+1} - F_{i,j}^n}{\Delta t} + \frac{\delta F_{i+1/2,j} - \delta F_{i-1/2,j}}{\Delta x_i} + \frac{\delta F_{i,j+1/2} - \delta F_{i,j-1/2}}{\Delta y_i} = 0 \quad (3)$$

式中: $\delta F_{i\pm 1/2,j}$ 和 $\delta F_{i,j\pm 1/2}$ 为通量,即

$$\begin{cases} \delta F_{i\pm 1/2,j} = \frac{1}{\Delta t \Delta y_j} \int dt \int_{\Delta y_i} (uf)_{i\pm 1/2,j} dy \\ \delta F_{i,j\pm 1/2} = \frac{1}{\Delta t \Delta x_i} \int dt \int_{\Delta x_i} (uf)_{i,j\pm 1/2} dx \end{cases} \quad (4)$$

### 1.1.3 网格划分和边界条件

由于甩油盘形状复杂(见图4),并使用标准壁面函数和无滑移壁面条件,第1层的网格高度为0.1 mm,保证 $y^+$ 为50,使得FLUENT中的 $k-\varepsilon$ 模型有效。相邻网格的膨胀比为1.1,网格总数为 $4 \times 10^6$ 。

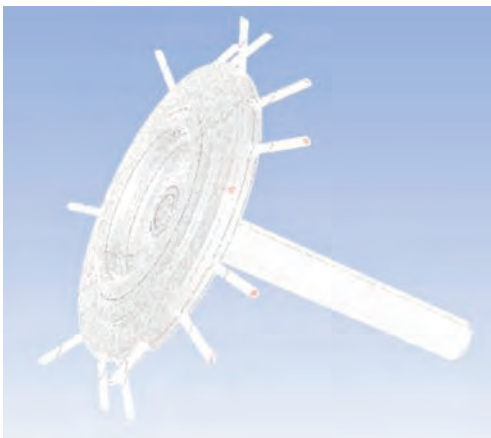


图4 内部流场的网格划分

Fig. 4 Mesh of inner flow field

连接管的进口边界条件为质量流量进口,具体流量为该小型航空发动机各个工况下的流量。出口为压力出口,压力设置为一个大气压。其余

各甩油盘面均设置为旋转壁面。整个甩油盘内部的计算域按甩油盘中心轴根据每个工况给定旋转速度,壁面设置为与计算域旋转速度相同。

### 1.2 甩油盘外部雾化区域的数值计算方法

甩油盘外部单孔雾化区域采用稳态加DPM瞬态的方法计算,计算方法如表2所示。

表2 外部雾化区域的数值计算方法

Table 2 Simulation methods for outer atomization field

计算方法类型	计算方法具体内容
计算域	甩油盘外流场
网格划分方式	结构化网格
湍流模型	k-epsilon
两相流模型	DPM
进口边界条件	速度进口
射流进口边界条件	压力雾化喷嘴
出口边界条件	速度出口
甩油盘壁面边界条件	无滑移旋转壁面

#### 1.2.1 计算域

甩油盘的孔有 $28.5^\circ$ 的倾斜度,甩油盘甩出的水会集中成一根水柱,可认为该水柱是一个与其直径相同但扩散角为零喷雾张角也为零的压力雾化喷嘴喷出的水柱。

本文中单孔的液柱喷出后流场的计算域为一个内半径为70 mm、外半径为140 mm、扇形角为 $90^\circ$ 、厚度为60 mm的扇形体,如图5所示。其设计是根据发动机的尺寸决定的,在此尺寸下液体不会沿径向飞出燃烧室。

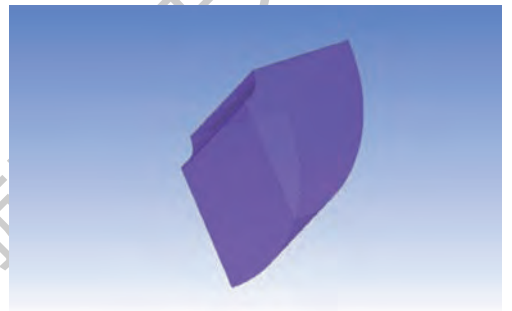


图5 单孔外流场的仿真模型

Fig. 5 Model to simulate outer flow field (one hole)

根据甩油盘内部流动的结果,甩油盘外部流动也应该是不均匀的,所以在此对甩油盘的全盘外部流动进行仿真模拟,观察不均匀性对甩油盘的雾化场造成的影响。同时判定单孔计算的结果是否能够在一定意义上代表甩油盘全盘的雾化场情况。

使用直径远大于甩油盘燃烧室的环形仿真区域对甩油盘外的雾化场进行计算。同时,此仿真区域的直径大于实验的甩油盘保护罩,确保甩油

盘保护罩内的雾化场能够得到有效模拟,该区域如图 6 所示。此区域外直径为 1 400 mm,内直径为甩油盘的外径,厚度为 120 mm,认为甩油盘孔在厚度方向上居中。



图 6 甩油盘外流场全盘模拟区域

Fig. 6 Field to simulate outer flow field of fuel slinger (whole slinger)

### 1.2.2 湍流模型及两相流模型

根据黄勇等<sup>[11]</sup>的研究,液柱在喷出甩油盘后,油雾将会变得十分细碎,占网格的比例越来越小,甚至小到被系统忽略的程度。所以,该情况下再使用 VOF 法就会导致较大的误差,解决方法是使用 DPM 法对喷雾进行模拟<sup>[12]</sup>。在前人研究的基础上<sup>[12-14]</sup>,本文选用 k-epsilon 湍流模型。

### 1.2.3 网格划分和边界条件

单孔外部流动使用结构化网格,网格总数为 102 万。第 1 层网格高度为 0.067 mm,膨胀比为 1.2,保证  $y^+$  为 50 左右,使得使用壁面函数的 k-epsilon 湍流模型有效。

全盘的外流场被划分为 388 万个结构化网格。第 1 层网格高度为 0.067 mm,膨胀比为 1.2,保证  $y^+$  为 50 左右,使得使用壁面函数的 k-epsilon 湍流模型有效。

数值模拟中,压力雾化喷嘴与甩油盘孔位置相同。雾化空间模型中,除底部为甩油盘外壁,设定为壁面边界条件,其他面均设定为速度进口边界条件,进口速度相对于雾化区域为零。雾化区域以与甩油盘相反方向、大小相同的转速旋转。

## 2 数值计算结果

### 2.1 内流场仿真结果

图 7 为 70% 转速时(总进流量与转速对应)甩油盘的总出流量与时间的关系。图中,红线表示设计总出流量,负值代表出流。可见,甩油盘的总出流量与时间相关,在 0.54~0.64 s 内,最小总出流量为 0.03 kg/s,最大总出流量为 0.122 kg/s,

差值为 0.092 kg/s,占最大总出流量的 75.4%,具有强烈时间相关性。选取总出流量稳定在设计出流量时的结果对各孔的流量进行时间平均。

在进行时间平均后,取各转速孔流量的最大值、最小值、中位数和平均值,可得表 3。其中,与孔平均流量差值的表达式为

$$\Delta \dot{m} = \frac{|\dot{m} - \bar{\dot{m}}|}{\bar{\dot{m}}} \quad (5)$$

式中: $\Delta \dot{m}$  为与孔平均流量差值; $\dot{m}$  为孔流量; $\bar{\dot{m}}$  为孔流量平均值。

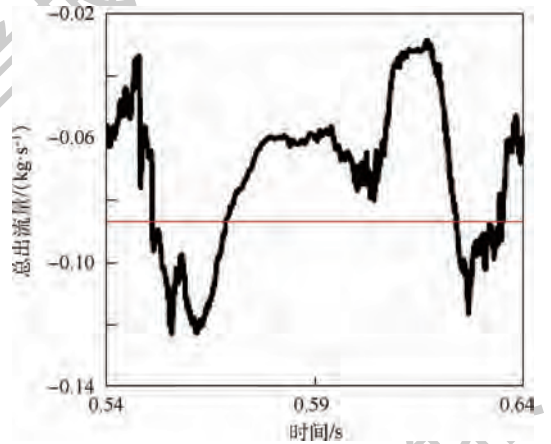


图 7 70% 转速下甩油盘总出流量与时间的关系

Fig. 7 Total outmass-flow rate versus time under 70% rotation rate of fuel slinger

表 3 不同转速下孔流量统计

Table 3 Statistics of mass flow rates of holes under different rotation rates

转速/%	孔流量状态	孔流量/ (kg·s <sup>-1</sup> )	与孔平均 流量差值/%
60	最大值	$6.72 \times 10^{-3}$	88.24
	中位数	$3.72 \times 10^{-3}$	4.20
	平均值	$3.57 \times 10^{-3}$	0
	最小值	$4.68 \times 10^{-4}$	86.89
70	最大值	$7.60 \times 10^{-3}$	112.89
	中位数	$5.44 \times 10^{-3}$	52.38
	平均值	$3.57 \times 10^{-3}$	0
	最小值	$1.20 \times 10^{-3}$	66.39
80	最大值	$2.35 \times 10^{-2}$	263.78
	中位数	$5.76 \times 10^{-3}$	10.84
	平均值	$6.46 \times 10^{-3}$	0
	最小值	$4.02 \times 10^{-3}$	37.77
90	最大值	$1.91 \times 10^{-2}$	120.05
	中位数	$7.75 \times 10^{-3}$	10.71
	平均值	$8.68 \times 10^{-3}$	0
	最小值	$1.36 \times 10^{-4}$	98.43
100	最大值	$2.00 \times 10^{-2}$	33.33
	中位数	$1.70 \times 10^{-2}$	13.33
	平均值	$1.50 \times 10^{-2}$	0
	最小值	$1.00 \times 10^{-2}$	33.33

转速为 80% 时,孔流量最大值与其对应转速下孔流量平均值的差值最高,达到了 263.78%。孔流量最大值、最小值较平均值均至少相差 33.33%,普遍接近或达到 100%。

各孔流量情况如图 8 所示。除 100% 转速外,各转速都存在流量向某几个孔集中的现象。转速为 60% 时,流量集中在孔 1~孔 9;转速为 70% 时,流量集中在孔 8~孔 18;转速为 80% 时,流量集中在孔 17;转速为 90% 时,流量集中在孔 8~孔 15;转速为 100% 时,孔的流量呈现近正弦曲线型,同样也不遵循该甩油盘两排孔不同流量但同一排孔流量相同的设计初衷。说明甩油盘的内部流动具有不均匀性。

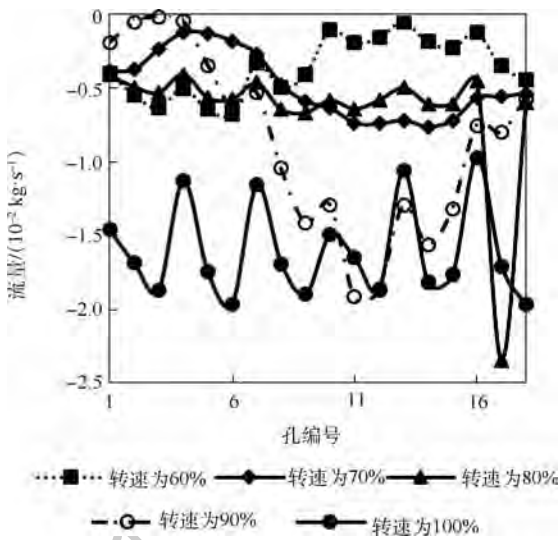


图 8 流量与出口孔关系

Fig. 8 Mass flow rates versus exit hole

## 2.2 内流场仿真结果原理

甩油盘中,油膜厚度最大不超过 0.8 mm,接近喷油孔时,油膜厚度为  $3 \sim 5 \mu\text{m}$ <sup>[6]</sup>,如此薄的油膜符合 Huppert<sup>[15]</sup>的情况。在重力场的作用下,液膜沿斜面向下运动,逐渐分离,形成如手指状的结构。原因是黏性力和表面张力的共同作用。同时,干燥的区域会在下游形成<sup>[16]</sup>。在液膜不够厚时,其能维持原状,这是因为它能在  $\sigma_{ls}$ (液体与固体之间的表面张力)、 $\sigma_{sg}$ (气体与固体之间的表面张力)及  $\sigma$ (气体与液体之间的表面张力)作用下保持平衡<sup>[17]</sup>。

甩油盘中,离心力取代了重力的作用,也能够导致如图 9 所示(越红代表水的体积分数越高)的螺旋手指状结构,这是甩油盘内流量不均的成因。

在图 9 中划分割视图可得图 10,其与图 11 中 Huppert<sup>[15]</sup>通过实验验证的理论模型滞止点分

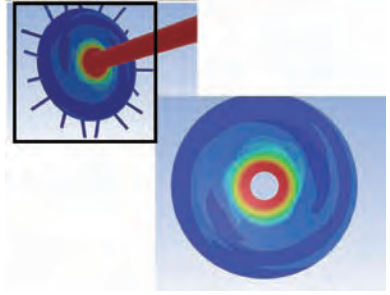


图 9 甩油盘中形成的液面分离现象

Fig. 9 Water film split up inside fuel slinger

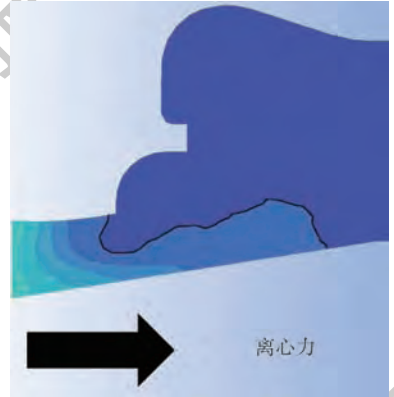


图 10 甩油盘 A-A 剖视图

Fig. 10 A-A cross-section of fuel slinger

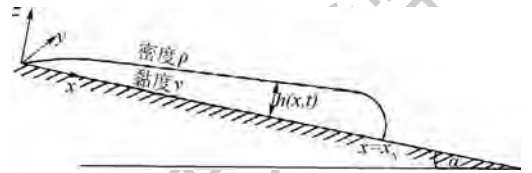


图 11 Huppert 的液面滞止点理论图<sup>[15]</sup>

Fig. 11 Huppert's theory about liquid film stagnation point<sup>[15]</sup>

离图十分近似,仿真结果符合其实验及理论分析。

## 2.3 单孔外流场计算结果

图 12 为不同转速下孔流量最大值、中位数、平均值和最小值的 SMD 值。可见,转速是影响 SMD 最重要的变量。但同一转速下各孔不同的流量确实对 SMD 造成了影响。100% 转速的 SMD 为  $42 \mu\text{m}$  左右,60% 转速的 SMD 为  $90 \mu\text{m}$  左右,两者相差约 100%。同时,同一转速下,70% 转速时不同孔流量 SMD 差值达到最大,为  $11.17 \mu\text{m}$ ,相比于转速对 SMD 的影响小。

## 2.4 全盘外流场计算结果

图 13 和图 14 分别为 90% 转速时使用由内流场仿真得到的孔流量及使用孔流量平均值仿真得到的结果。其他转速下液雾分布图差距不大,所以只取这 2 张图进行讨论。虽然在 2.3 节中可以得到一个结论:对于 SMD 的大小而言,流量的

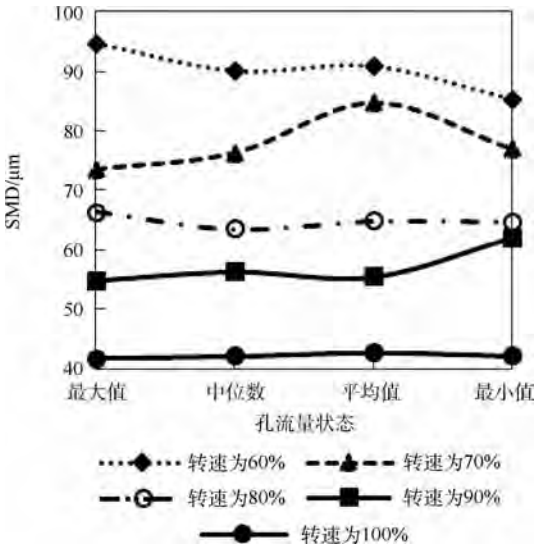


图 12 SMD 与孔流量统计值的关系

Fig. 12 SMD versus mass flow rate statistic value of holes

场的雾化出现了空白区域,这可能对之后的燃烧影响很大。

### 3 实验系统

实验系统由测试系统(高速摄像机、PDPA)、辅助系统(供水系统、控制系统、通风系统等)和旋转系统(高速电机及其附件)组成,如图 15 所示。由高速电机带转的甩油盘工作转速是连续可调的。使用计算机控制工况参数,采集、记录及处理实验数据,监控实验过程等。图 16 为实际实验系统图。

试验台运行的原理为:经离心泵加压,供水系统的储水箱中的水经过供水管路被输送至高速电机的尾部。高速电机尾部与供水管路末端使用高速旋转接头连接,由高速旋转接头供水管路中的水进入高速电机空心的旋转主轴之内。到达高速电机旋转主轴前端的水,再通过特制的连接管从甩油盘中心进入到甩油盘内部。工作时,高速电机的旋转主轴和甩油盘同步旋转,在离心力的作用下进入到甩油盘内腔的水高速离开甩油盘各喷油孔,并形成液雾雾化。控制系统实现连续调节实验工况参数。使用调节阀和控制水泵可将流量连续调节,控制风机变频箱可将风机功率连续调节,控制高速电机可将电机主轴(即甩油盘转速)连续调节。控制系统还具有远程控制 PDPA 和高速摄像机的功能。实验时,改变供水流量和电主

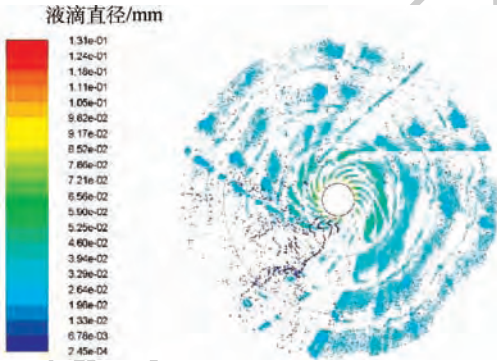


图 13 90% 转速下使用内部流场得到的各孔流量仿真雾化场图

Fig. 13 Outer flow field simulated using different hole mass flow rates from inner flow field under 90% rotation rate

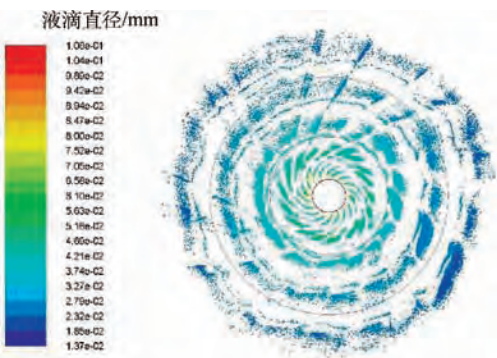


图 14 90% 转速下使用孔流量平均值得到的各孔流量仿真雾化场图

Fig. 14 Outer flow field simulated using average hole mass flow rate under 90% rotation rate

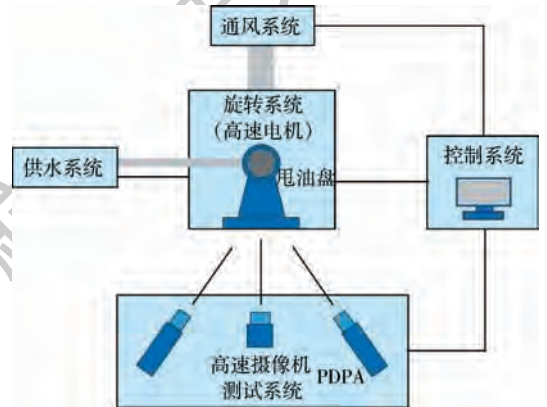


图 15 实验系统示意图

Fig. 15 Schematic of experimental system

变化影响并不是很大。但是对于整个雾化场的分布而言,孔流量不均匀的影响是很大的。图 13 在 90% 转速下,左下角的几个孔由于流量不大,外流



图 16 实际实验系统图

Fig. 16 Photo of experimental system

轴转速,应用 PDPA 和高速摄像机能够测试甩油盘在不同工况下的雾化性能,可通过结果分析流量和转速等对于甩油盘雾化性能的影响规律。

试验台及高速摄像机的性能见表 4 和表 5。

表 4 试验台的技术指标

Table 4 Technique parameters of experiment rig

指标	内容
实验介质	水
介质温度	常温
供水压力	0 ~ 0.6 MPa
介质清洁度	不低于 6 级 (GJB 420B—2015)
流量调节精度	±0.2%
供水流量	0 ~ 1200 kg/h (连续可调)
甩油盘转速范围	0 ~ 22000 r/min (连续可调)
最大振动限定值	≤1g
转速调节精度	±100 r/min
加速时间	从 10500 ~ 22000 r/min ≤10 s
连续工作时间	≥1 h

表 5 高速摄像机性能

Table 5 Functionality of high-speed photography

参数	数值
最大分辨率/(像素 × 像素)	1280 × 1024
最大拍摄频率(@分辨率 1280 × 16)/(帧 · s <sup>-1</sup> )	62000
最大拍摄频率(@最大分辨率)/(帧 · s <sup>-1</sup> )	2550
工作温度/°C	-40 ~ 50
传感器类型	CMOS
传感器规格/in	1

注:1 in = 2.54 cm。

## 4 实验结果

如图 17 所示,转速为 1000 r/min,水的质量流量为 935.8 kg/h,雷诺数  $Re = 2.1 \times 10^4$  工况下,甩油盘各孔流量较为均匀。图 17 能够很好地反映甩油盘内部的加工状况,作为对比实验排除因为甩油盘内部加工误差导致各孔流量不均的状况。甩油盘内部不存在巨大的、能够几乎封死一个孔的加工误差,每个孔的流量十分均匀,流道通畅。推测在这样小转速的情况下,孔的流量能够

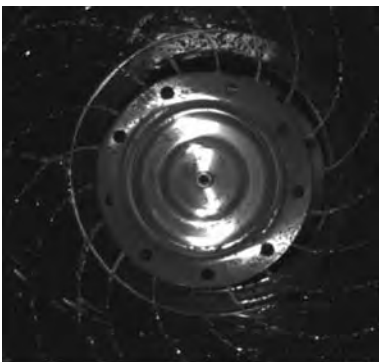


图 17 甩油盘低转速下雾化形态

Fig. 17 Slinger atomization field under low rotation rate

均匀是因为甩油盘内部离心力的作用较小,而表面张力作用较大,液膜依旧能够保持比较好的环形,这样各孔都能持续地接触到液膜,进而流量较为均匀。

图 18 和图 19 为同一个实验工况,转速为 6000 r/min,水的质量流量为 929 kg/h,  $Re = 13.1 \times 10^4$ 。这是 2 个不一样的孔,当它们转到同一个位置时,流量是不一致的。图 18 中几乎看不到孔的流量,整个孔仿佛被堵住了一般,几乎完全不出水。图 19 中可以观察到一条明显白色的液柱离开了甩油盘孔。这证明了 2.1 节中的结论,即甩油盘的内部流动具有不均匀性,其会影响甩油盘的喷雾均匀性。

如图 20 所示,转速为 6000 r/min,水的质量流



图 18 各孔流量对比(1)

Fig. 18 Comparison of hole's mass-flow rate (1)



图 19 各孔流量对比(2)

Fig. 19 Comparison of hole's mass-flow rate (2)



图 20 各孔流量对比(3)

Fig. 20 Comparison of hole's mass-flow rate (3)

量为 929 kg/h,  $Re = 13.1 \times 10^4$ , 很明显地展示出了在同一时间各孔有不均匀流量的情况。从左向右第 2 个红色箭头处流量十分大, 而另外 3 个箭头所标的孔处流量几乎可以忽略不计。如果仔细观察全盘的流量, 除了这 4 个非常明显的流量不一致的孔, 可以发现其他孔流量也略有区别。

## 5 结 论

本文针对工程应用的直连式甩油盘雾化装置的雾化过程开展了三维数值模拟及高速摄影实验研究。仿真中, 内部流场为非稳态模拟, 外部流场为稳态模拟。在本文几何及环境条件下, 得到初步的分析结果。结果表明:

1) 甩油盘在最大转速为 22 000 r/min, 实际转速为 60% ~ 100% 的条件下, 液体流动不稳定, 出现流量随时间变化的现象, 总出流量为时间的函数, 总出流量差值可达 75.4%。

2) 甩油盘各孔出流量不一致, 相差可达 263.78%, 这可能是由薄液膜在离心力和表面张力的作用下产生的分离现象所导致。

3) 转速相比各孔不同流量 SMD 影响更大。100% 转速的 SMD 为 42  $\mu\text{m}$  左右, 60% 转速的 SMD 为 90  $\mu\text{m}$  左右, 相差接近 100% 转速 SMD 的 100%。同时, 同一转速下, 70% 转速时不同孔流量 SMD 差值达到最大, 为 11.17  $\mu\text{m}$ , 相比于转速对 SMD 的影响小。

4) 甩油盘雾化场的空间均匀性受到内部流动不均匀性的影响较大, 液雾分布相当不均匀。

5) 高速摄影实验结果支持了以上结论, 即孔流量确实是不均匀的。

## 参考文献 (References)

- [ 1 ] MORISHITA T. A development of the fuel atomizing device utilizing high rotational speed [ C ] // ASME 1981 International Gas Turbine Conference and Products Show. New York: ASME, 1981: V001T04A007.
- [ 2 ] MAZALLON J, DAI Z, FAETH G M. Primary breakup of non-turbulent round liquid jets in gas crossflows [ J ]. Atomization and Sprays, 1999, 9(3): 291-312.
- [ 3 ] DAHM W J A, PATEL P R, LERG B H. Visualization and fundamental analysis of liquid atomization by fuel slingers in small gas turbine engines: AIAA-2002-3183 [ R ]. Reston: AIAA, 2002.
- [ 4 ] SALLAM K A, AALBURG C, FAETH G M. Breakup of round nonturbulent liquid jets in gaseous crossflow [ J ]. AIAA Journal, 2004, 42(12): 2529-2540.
- [ 5 ] 贾永忠. 甩油盘的雾化分析 [ J ]. 推进技术, 1995, 16(4): 45-49.
- [ 6 ] JIA Y Z. An analysis on atomization of fuel slinger [ J ]. Journal of Propulsion Technology, 1995, 16(4): 45-49 (in Chinese).
- [ 6 ] 宋双文, 罗辉. 离心甩油盘特性浅析 [ C ] // 中国航空学会 (动力) 第三届小发动机, 中国航空学会 (直升机) 第三届动力与传动学术讨论会, 2000: 125-133.
- [ 6 ] SONG S W, LUO H. The characteristics of the slinger injector [ C ] // The 3rd Small Engine Academic Symposium of Chinese Society of Aeronautics and Astronautics Chinese Society of Aeronautics and Astronautics, 2000: 125-133 (in Chinese).
- [ 7 ] 熊纯, 宋双文, 陈剑, 等. 一种离心甩油盘雾化性能的试验 [ J ]. 航空动力学报, 2012, 27(7): 1517-1522.
- [ 7 ] XIONG C, SONG S W, CHEN J, et al. Experimental study of atomization performance on a fuel slinger [ J ]. Journal of Aerospace Power, 2012, 27(7): 1517-1522 (in Chinese).
- [ 8 ] 蒋雪辉. 气液 2 相离心甩油盘设计 [ J ]. 航空发动机, 2016, 42(2): 7-10.
- [ 8 ] JIANG X H. Design of a gas-liquid two-phase slinger [ J ]. Aero-engine, 2016, 42(2): 7-10 (in Chinese).
- [ 9 ] WARDLE K E, ALLEN T R, ANDERSON M H, et al. Free surface flow in the mixing zone of an annular centrifugal contactor [ J ]. AIChE Journal, 2010, 54(1): 74-85.
- [ 10 ] 张健, 方杰, 范波芹. VOF 方法理论与应用综述 [ J ]. 水利水电科技进展, 2005, 25(2): 67-70.
- [ 10 ] ZHANG J, FANG J, FAN B Q. Advances in research of VOF method [ J ]. Advances in Science & Technology of Water Resources, 2005, 25(2): 67-70 (in Chinese).
- [ 11 ] 黄勇, 林宇震, 樊未军, 等. 燃烧与燃烧室 [ M ]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2009.
- [ 11 ] HUANG Y, LIN Y Z, FAN W J, et al. Combustion and combustor [ M ]. Beijing: Beihang University Press, 2009 (in Chinese).
- [ 12 ] 王文波, 岳明, 杜春雨, 等. 喷嘴损伤对环形回流燃烧室性能的影响 [ J ]. 航空动力学报, 2017, 32(6): 1335-1341.
- [ 12 ] WANG W B, YUE M, DU C Y, et al. Effect of nozzle damage on performance of annular backflow combustor [ J ]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(6): 1335-1341 (in Chinese).
- [ 13 ] SHIH T H, LIOU W W, SHABBIR A, et al. A new k-epsilon eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows: Model development and validation [ J ]. Computers & Fluids, 1995, 24(3): 227-238.
- [ 14 ] YAKHOT V, ORSZAG S A, THANGAM S, et al. Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique [ J ]. Physics of Fluids A, 1992, 4(7): 1510-1520.
- [ 15 ] HUPPERT H E. Flow and instability of a viscous current down a slope [ J ]. Nature, 1982, 300(5891): 427-429.
- [ 16 ] HARTLEY D E, MURGATROYD W. Criteria for the break-up of thin liquid layers flowing isothermally over solid surfaces [ J ]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1964, 7(9): 1003-1015.
- [ 17 ] RUCKENSTEIN E. On the break-up of thin liquid layers flowing along a surface [ J ]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1971, 14(1): 165-169.

作者简介:

叶宇隆 男, 硕士研究生。主要研究方向: 折流式燃烧室甩油盘的雾化仿真模拟。

王芳 女, 副教授。主要研究方向: 两相湍流流动、燃烧及其数值模拟。

## Non-uniform flow characteristics of direct-connected fuel slinger

YE Yulong<sup>1,2</sup>, JIN Jie<sup>1,2</sup>, LIU Rui<sup>1,2</sup>, GAO Xiang<sup>1,2</sup>, WANG Fang<sup>1,2\*</sup>

(1. School of Energy and Power Engineering, Beihang University, Beijing 100083, China;

2. Collaborative Innovation Center of Advanced Aero-Engine, Beihang University, Beijing 100083, China)

**Abstract:** Aimed at the flow property in the start-up process of fuel slinger, three-dimensional numerical simulation was used to study the flow property of the inner and outer two-phase flow field of fuel slinger. Combined with the experimental results of high-speed photography and theory, comprehensive analysis was carried out. The results show that the total out mass-flow rate varies with time largely. Each hole's out mass-flow rate is also different to a great extent within short time period. The Sauter mean diameter (SMD) difference for different holes is relatively small compared with the SMD difference caused by rotation rate. The SMD is mainly determined by rotary speed. The spatial distribution of the spray is uneven as the result of different single holes' out mass-flow rate. The experimental results confirm the simulation outcomes.

**Keywords:** aero-engine fuel slinger; analogue simulation; high-speed photography; Sauter mean diameter (SMD); non-axisymmetric property

**Received:** 2018-11-26; **Accepted:** 2019-01-23; **Published online:** 2019-03-16 09:50

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190314.1137.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190314.1137.002.html)

**Foundation items:** National Key R & D Program of China (2017YFB0202400, 2017YFB0202402); National Natural Science Foundation of China (91741125)

\* **Corresponding author.** E-mail: fwang@buaa.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0708

# 上升气泡与塑料平板在纯水中的碰撞黏附行为



聂东强, 黄学章, 孙志强\*

(中南大学 能源科学与工程学院, 长沙 410083)

**摘 要:** 为了揭示气泡尺寸和表面疏水性对塑料浮选过程的影响规律, 采用高速摄影技术观测上升气泡与塑料平板在纯水介质中的碰撞黏附行为。根据气泡速率的变化情况, 将碰撞黏附行为细分为碰撞、液膜排液、三相接触线扩散等 3 个阶段, 基于图像处理技术定量分析了气泡碰撞形变、黏附时间、三相接触线扩散特性及其影响因素。结果表明: 变形因子随气泡直径的增大由略大于 1.00 逐渐演化为略小于 1.00, 疏水性强的塑料平板使相同直径气泡的变形因子更大, 碰撞时间随气泡直径的增大而增加, 随疏水性的增加而减小。塑料平板疏水性越强, 形成三相接触所用时间越短, 当气泡直径为 1.0 mm 时, 聚四氟乙烯 (PTFE) 和聚甲基丙烯酸甲酯 (PMMA) 平板的液膜排液时间均出现极小值, 分别为 4.8 ms 和 56 ms。三相接触线扩散时间随气泡直径的增大而增大, 随塑料平板疏水性的增大而减小, 在气泡直径大小相同时, 三相接触线扩散直径随塑料平板疏水性的减小而减小。

**关键词:** 塑料浮选; 气泡; 疏水性; 碰撞; 黏附

**中图分类号:** O658.6<sup>+</sup>6; TB872

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1569-06

近年来, 随着制备技术和产品性能大幅度提升, 塑料在航空航天领域的应用逐渐得到重视<sup>[1-2]</sup>, 如聚丙烯 (PP)、聚四氟乙烯 (PTFE)、聚酰亚胺、环氧树脂、聚碳酸酯等已用于航天器及其舱外活动单元中<sup>[3-5]</sup>。然而, 塑料产品的广泛使用必然产生大量的废旧塑料, 对废旧塑料的清洁高效处理是社会高度关注的热点和难点问题<sup>[6]</sup>。循环利用相比于传统的填埋、焚烧等方式, 具有低能耗、节约土地资源和降低大气污染物排放等诸多优点, 被认为是更为妥善的废旧塑料处理方式<sup>[7]</sup>。在废旧混合塑料的循环利用过程中, 实现混合塑料的有效分离是必要前提, 因此, 塑料浮选技术应运而生并得到了长足发展<sup>[8]</sup>。

在塑料浮选中, 通常将空气以小气泡形式引入到水性塑料颗粒悬浮液中, 与塑料颗粒发生碰撞和选择性黏附, 形成稳定的气泡-颗粒聚合物并

上升, 从而达到预期的分离效果。气 (空气)-液 (水性介质)-固 (塑料颗粒) 界面性能是决定能否附着及附着快慢的关键。Niecikowska<sup>[9]</sup> 和 Krasowska<sup>[10]</sup> 等研究了 PTFE 等材料在表面改性后与气泡的碰撞过程, 发现气泡与疏水性好的材料碰撞接触后迅速黏附在其表面上, 而与疏水性较差的材料表面碰撞接触时, 需经过数次反弹碰撞后才能在材料表面形成三相接触周边。Krasowska 和 Malysa<sup>[11]</sup> 研究了润湿性对碰撞过程中三相接触线形成的影响, 发现亲水性玻璃表面液膜较稳定, 难以形成三相接触线, 而疏水性特氟龙表面液膜不稳定, 易形成三相接触线。然而, 目前关于水介质中气泡与塑料碰撞黏附行为的细节过程及其影响因素研究较少, 对碰撞黏附特性的量化表征较为缺乏。

本文采用高速摄影技术, 在方形透明有机玻

收稿日期: 2018-12-02; 录用日期: 2019-03-29; 网络出版时间: 2019-04-15 17:21

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190412.1524.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190412.1524.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金 (51876224); 湖南省自然科学基金 (2017JJ1031)

\*通信作者. E-mail: zqsun@csu.edu.cn

**引用格式:** 聂东强, 黄学章, 孙志强. 上升气泡与塑料平板在纯水中的碰撞黏附行为[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1569-1574. NIE D Q, HUANG X Z, SUN Z Q. Collision and attachment behavior between rising bubble and plastic plate in pure water[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1569-1574 (in Chinese).

璃柱中对不同尺寸气泡和不同疏水性塑料平板的碰撞黏附过程进行观测,记录气泡与塑料平板碰撞黏附的各个阶段,定量分析气泡的碰撞形变、黏附时间及三相接触线扩散等特性。

## 1 实验装置与方法

### 1.1 实验材料

本文以 PTFE、聚甲基丙烯酸甲酯 (PMMA) 和 PP 三种塑料平板为实验对象,以纯水为实验介质,使用光学接触角测量仪测得 PTFE、PMMA、PP 与纯水的接触角分别为  $94.99^\circ$ 、 $92.49^\circ$ 、 $84.49^\circ$ ,表明 PTFE 的疏水性最强,PMMA 次之,PP 最弱。

### 1.2 实验装置及过程

如图 1 所示,实验系统主要由方形透明有机玻璃柱 ( $55\text{ mm} \times 55\text{ mm} \times 550\text{ mm}$ )、蠕动泵、微量进样器、高速摄影仪、光源和计算机组成。实验过程中,由微量进样器控制气泡的生成,气泡通过蠕动泵从底部喷管引入玻璃柱,与通过连杆固定的塑料平板 ( $45\text{ mm} \times 45\text{ mm}$ ) 发生碰撞,利用 VEO-410L 高速摄影仪观测碰撞黏附过程,采集的图像被存储至计算机,用于后续分析处理。高速摄影仪的拍摄速率为  $2000\text{ 帧/s}$ ,分辨率为  $1280\text{ 像素} \times 800\text{ 像素}$ 。

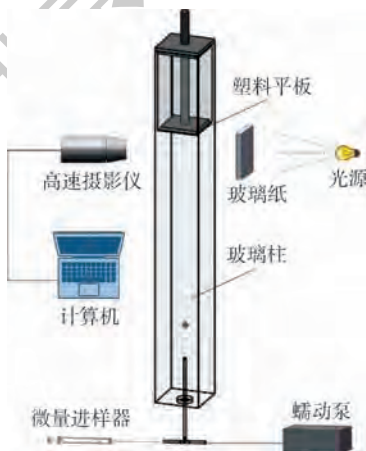


图 1 实验系统

Fig. 1 Experimental system

实验气泡直径  $d_b$  为  $0.8 \sim 1.2\text{ mm}$ 。为了减小气泡不稳定性的影响,将玻璃柱内液面高度设置为  $400\text{ mm}$ ,塑料平板置于距喷管出口  $350\text{ mm}$  处,前期研究表明气泡上升到此位置时已达到近似匀速状态。每个条件下的实验均重复 5 次,取其平均值进行计算和分析。

### 1.3 数据处理

图 2 给出了气泡由临碰撞到形成稳定三相接触线的一组完整过程。可以看到,气泡在临碰撞

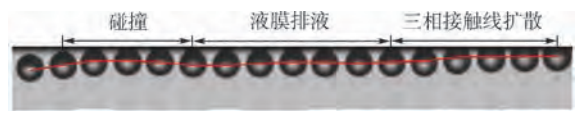


图 2 上升气泡与塑料平板碰撞黏附过程

Fig. 2 Collision and attachment process between rising bubble and plastic plate

前会有一定的形变,需要经过数次“撞击一反弹”才能与塑料平板完全黏附融合,形成三相接触线。

对拍摄的图像逐帧进行分析处理,提取气泡的局部速率和碰撞黏附的特征时间。气泡局部速率的计算式为

$$u = \frac{s}{\Delta t} \quad (1)$$

$$s = \sqrt{(x_{i+1} - x_i)^2 + (y_{i+1} - y_i)^2} \quad (2)$$

式中:  $(x_i, y_i)$  和  $(x_{i+1}, y_{i+1})$  为相邻图像上气泡位置坐标;  $\Delta t$  为图像采样时间间隔。

以  $d_b = 1.0\text{ mm}$  的气泡为例,图 3 给出了上升气泡与 PTFE 平板碰撞黏附过程中速率的变化曲线。气泡与塑料平板发生碰撞时,速率基本恒定,其值为  $0.093\text{ m/s}$ 。按照气泡速率的变化,将碰撞黏附过程进一步细分为碰撞、液膜排液、三相接触线扩散等 3 个阶段。其他尺寸气泡与塑料平板碰撞黏附的速率如图 4 所示,其变化趋势基本一致。

如图 3 所示,碰撞阶段是指气泡与塑料平板发生碰撞到气泡速率初降为 0 的阶段。气泡接触塑料平板后,运动并未立即停止,而是继续向上挤压造成气泡形变,速率渐减。当形变到达极限时,气泡开始向下运动远离塑料平板,出现反弹现象。气泡的这种“撞击一反弹”行为会往复进行多次,直至能量耗尽最终停留在塑料平板表面。液膜排液阶段是指从气泡速率为 0 到液膜破裂,气泡速率发生突变的阶段。此时气泡与塑料平板之间由

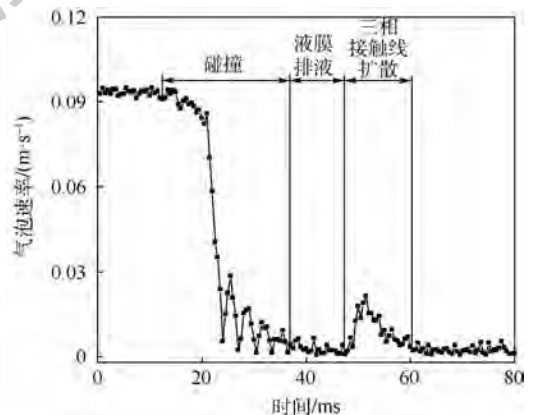


图 3  $d_b = 1.0\text{ mm}$  时气泡与 PTFE 平板碰撞速率变化

Fig. 3 Speed variation during collision between bubble and PTFE plate when  $d_b = 1.0\text{ mm}$

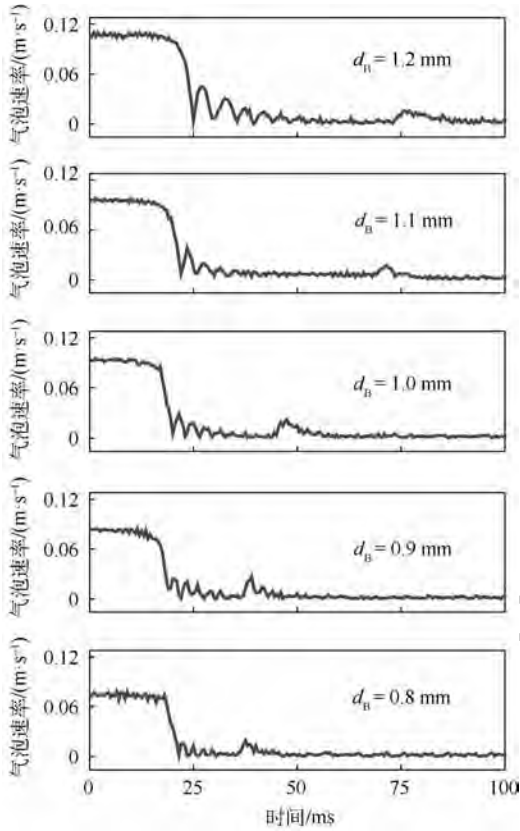


图 4 不同尺寸气泡与 PTFE 平板碰撞速率变化

Fig. 4 Speed variation during collision between bubble with different sizes and PTFE plate

于液膜的存在并未融合,随着碰撞黏附行为的进行,液膜缓慢排水并被挤压变薄,直至到达液膜临界破裂厚度。三相接触线扩散阶段指从液膜排液结束到气泡速率稳定为 0 的阶段。该阶段气泡与塑料平板之间的液膜破裂,形成三相接触线并最终达到稳定黏附。

## 2 结果与讨论

### 2.1 碰撞阶段

实验过程中,观测到气泡在与塑料平板碰撞前形状有一定变化,采用变形因子<sup>[12]</sup>进行定量表征,其定义为

$$F = \frac{d_v}{d_h} \quad (3)$$

式中: $d_v$ 和 $d_h$ 分别为气泡的纵向和横向长度。

图 5 给出了气泡的变形因子与其直径、塑料平板材质之间的关系。随着气泡直径的增大,变形因子数值由略大于 1.00 逐渐演化为略小于 1.00,反映出气泡形状逐渐由拉伸的坠滴状转变为压缩的椭圆状。气泡直径越大,形成的液膜厚度越厚,稳定性越好,与塑料平板碰撞时水化膜的挤压力越大。加之气泡表面积越大,荷电量相对

更多,静电斥力越大。因此,大尺寸气泡的挤压变形程度更大。同时还可以看到,疏水性强的塑料平板使得相同直径气泡的变形因子更大。

图 6 给出了气泡与塑料平板的碰撞时间随气泡直径和塑料平板材质的变化关系。可以看到,不同直径气泡与不同疏水性塑料平板的碰撞时间均较为稳定,标准差较小。对于同一疏水性塑料平板,气泡直径越大碰撞时间越长;对于相同尺寸气泡,材质疏水性越强碰撞时间越短。当 $d_b < 0.9$  mm 时,碰撞时间受材料疏水性影响较小,而 $d_b > 0.9$  mm 时,材料疏水性对碰撞时间的影响增大。

碰撞阶段主要是气泡动能耗散过程,通过反复的“撞击—反弹”致使气泡的形状和速率不断变化,直至动能耗尽,附着于塑料平板表面。当气泡第一次碰撞到塑料平板时速率达到最大,气泡挤压形变,气泡速率迅速减小,该过程中,一部分能量因黏性耗散而消耗,一部分能量转化成气泡的表面能,导致系统表面能增加。由于气泡挤压表面水化层时间较短,尚未达到液膜临界破裂厚度,因此气泡反弹离开塑料平板表面,在反弹过

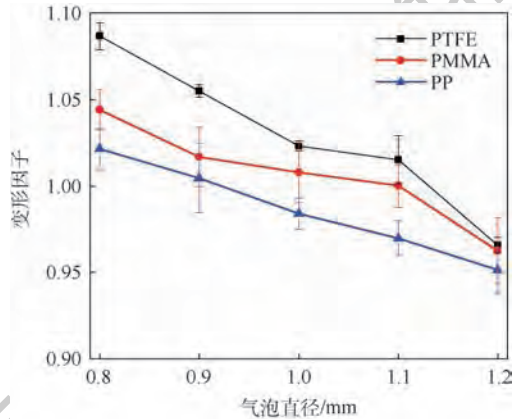


图 5 临碰撞前气泡的变形因子

Fig. 5 Bubble deformation factor before collision

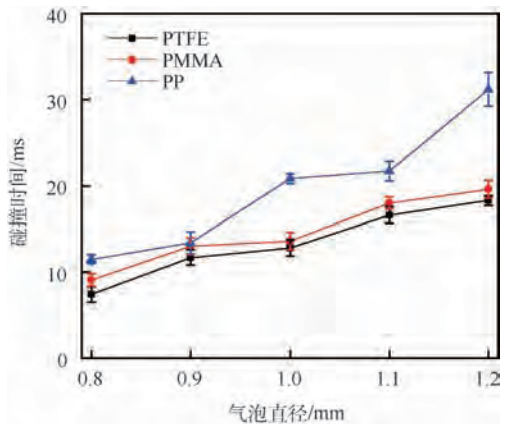


图 6 碰撞时间

Fig. 6 Collision time

程中,一部分气泡表面能又转化成动能,使气泡离开塑料平板,反弹速率减小很多。同时在碰撞过程中,由于疏水性更好的材料与气泡的黏附更牢固,反弹过程所需能量更多,单次碰撞能量消耗越大,因此,气泡与 PTFE 平板在碰撞阶段的速度衰减更快,碰撞时间最短。

### 2.2 液膜排液阶段

图 7 为液膜排液时间的变化情况。塑料平板疏水性不同,液膜排液时间相差较大,且标准差亦较大。塑料平板疏水性越强,液膜排液时间越短,形成三相接触线所用时间也越短。当  $d_b = 1.0\text{ mm}$  时,PTFE 和 PMMA 平板的液膜排液时间均出现极小值,分别为  $4.8\text{ ms}$  和  $56\text{ ms}$ 。对于相对亲水的 PP 平板,液膜排液时间随气泡直径的增大而增长。由扩展 DLVO 理论<sup>[13]</sup>可知,气泡在靠近疏水性较强的塑料平板时产生的疏水引力较大,属于长程相互作用力,远大于起排斥作用的 London-van der Waals 力和静电力等,因此液膜变薄并逐步达到临界破裂值。同时由于材料疏水性越强,其塑料平板表面能越小,液膜稳定性越差,导致不同疏水性材料液膜排液时间相差甚大<sup>[14]</sup>。

在粗糙塑料平板表面可能介入微气泡,增加塑料平板与气泡间的含气率,改变流体动力学边界条件,使得塑料平板局部摩擦阻力大幅减小,最大减阻幅度可达 90% 左右<sup>[15]</sup>。因此该过程更易发生气泡滑移现象,导致即使在相同工况下液膜排液时间的标准差较大。

较小;而对于较为亲水的材质(如 PP),气泡直径对三相接触线扩散时间有显著的影响,特别是当  $d_b > 1.0\text{ mm}$  后,三相接触线扩散时间急剧增加。

在三相接触线扩散过程中,三相接触线直径(即三相接触形成扩散圆形的直径,以  $d_{\text{TPC}}$  表示)逐渐变化,直至气泡与塑料平板完全黏附融合。以  $d_b = 1.0\text{ mm}$  的气泡为例,取三相接触线开始形成的时刻  $t = 0$ ,图 9 给出了三相接触线扩散直径在 3 种不同塑料平板表面的变化情况,其他尺寸气泡的变化趋势基本一致。可以看出,整体上三相接触线扩散直径随塑料平板疏水性的减小而减小。PTFE 和 PMMA 的三相接触线扩散特性较为相似,PTFE 的  $d_{\text{TPC}} = 0.69\text{ mm}$ ,略大于 PMMA 的  $0.63\text{ mm}$ ;其三相接触线扩散时间的差别则稍大,前者为  $17.5\text{ ms}$ ,后者为  $29.5\text{ ms}$ 。而对于较亲水的 PP 平板而言,在大部分动能消散液膜破裂后三相接触线方能形成,导致三相接触线直径较小( $d_{\text{TPC}} = 0.42\text{ mm}$ ),且所需三相接触线扩散时间长达  $54\text{ ms}$ 。

该阶段是气泡液膜破裂开始形成三相接触线

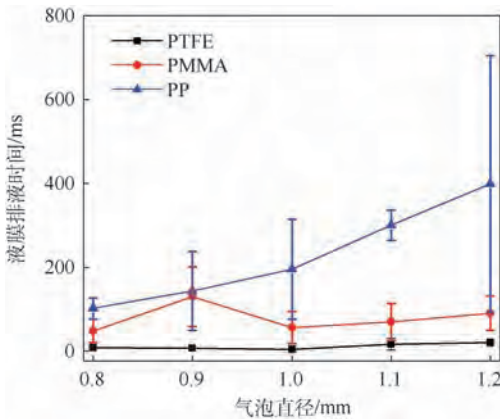


图 7 液膜排液时间

Fig. 7 Liquid film discharge time

### 2.3 三相接触线扩散阶段

图 8 为三相接触线扩散时间的变化情况。整体而言,气泡越大,三相接触线扩散时间越长。对于相同尺寸气泡,其三相接触线扩散时间随塑料平板疏水性的增大而减小。对于疏水性较强的材质,三相接触线扩散时间受气泡尺寸的影响变化

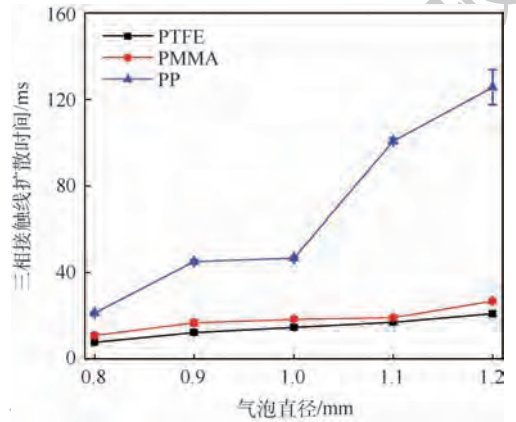


图 8 三相接触线扩散时间

Fig. 8 Diffusion time of three-phase contact line

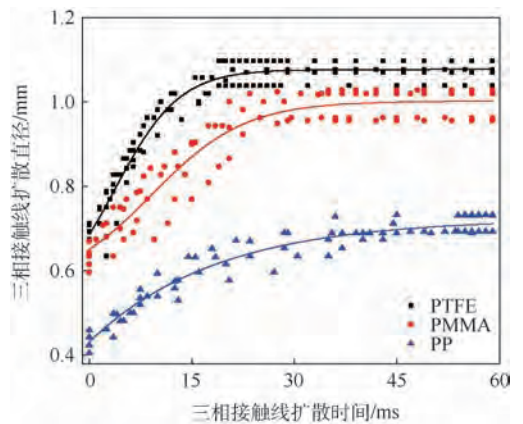


图 9 三相接触线扩散直径

Fig. 9 Diffusion diameter of three-phase contact line

到形成稳定的三相接触线的过程。当液膜破裂之后,毛细附着力增大,导致三相接触线扩散速度更快,扩散时间更短<sup>[16]</sup>。同时由于疏水性表面形成的水化膜不稳定,而亲水性表面形成的水化膜较稳定,因此当气泡黏附在塑料平板表面后由于其周边的水化膜稳定性不同,水化膜扩展能力也不同,故当达到稳定接触时,PTFE 平板上三相接触线扩散直径最大,PMMA 平板次之,PP 平板最小。

### 3 结 论

本文采用高速摄影技术观测上升气泡与塑料平板在纯水介质中的碰撞黏附行为,根据气泡速率的变化,将之细分为碰撞、液膜排液、三相接触线扩散等 3 个阶段,探讨了气泡尺寸和塑料平板表面疏水性对气泡碰撞形变、黏附时间及三相接触线扩散特性的影响。主要结论如下:

1) 在碰撞阶段,变形因子随气泡直径的增大由略大于 1.00 演化为略小于 1.00,疏水性强的塑料平板使相同直径气泡的变形因子更大。对于同一疏水性塑料平板,气泡直径越大碰撞时间越长;对于相同尺寸气泡,材质疏水性越强碰撞时间越短。

2) 在液膜排液阶段,塑料平板疏水性越强,形成三相接触所用时间越短。当  $d_b = 1.0 \text{ mm}$  时,PTFE 和 PMMA 平板的液膜排液时间均出现极小值,分别为 4.8 ms 和 56 ms。

3) 三相接触线扩散时间随气泡的增大而增大,随塑料平板疏水性的增大而减小。对疏水性较强的材质,三相接触线扩散时间受气泡尺寸的影响较小,对较为亲水的材质,气泡直径对三相接触线扩散时间影响显著。在气泡大小相同时,三相接触线扩散直径随塑料平板疏水性的减小而减小。

后续研究将在不同表面粗糙度和表面活性剂条件下开展更多实验,进一步揭示上升气泡与塑料平板碰撞黏附行为的影响因素及其规律。

### 参考文献 (References)

[1] 孙安垣,闫焯,杨超,等. 我国改性塑料行业的发展前景[J]. 工程塑料应用,2011,39(2):83-87.  
SUN A H, YAN Y, YANG C, et al. Development prospect of modified plastics in China[J]. Engineering Plastics Application, 2011, 39(2): 83-87 (in Chinese).

[2] 沈军,谢怀勤. 先进复合材料在航空航天领域的研发与应用[J]. 材料科学与工艺,2008,16(5):737-740.  
SHEN J, XIE H Q. Development of research and application of the advanced composite materials in the aerospace engineering

[J]. Materials Science and Technology, 2008, 16(5): 737-740 (in Chinese).

[3] 卢子兴,张慧. 聚碳酸酯微孔塑料的动态热分析[J]. 北京航空航天大学学报,2006,32(9):1109-1112.  
LU Z X, ZHANG H. Thermal analysis for dynamic behavior of microcellular polycarbonate[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2006, 32(9): 1109-1112 (in Chinese).

[4] 王金锋,郑晓泉,李盛涛,等. 典型空间聚合物介质的抗内带电改性技术[J]. 北京航空航天大学学报,2011,37(2):180-184.  
WANG J F, ZHENG X Q, LI S T, et al. Internal charging protection technology of typical space polymer dielectric material[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2011, 37(2): 180-184 (in Chinese).

[5] 曹飞龙,李焕喜,沈志刚. 飞灰空心微珠/聚丙烯复合材料的弹性模量预测[J]. 北京航空航天大学学报,2005,31(6):87-90.  
CAO F L, LI H X, SHEN Z G. Modulus prediction of a polymer matrix composite reinforced with fly-ash hollow microspheres[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2005, 31(6): 87-90 (in Chinese).

[6] 陈丹,黄兴元,汪朋,等. 废旧塑料回收利用的有效途径[J]. 工程塑料应用,2012,40(9):92-94.  
CHEN D, HUANG X Y, WANG P, et al. Recycling effective ways of waste plastics[J]. Engineering Plastics Application, 2012, 40(9): 92-94 (in Chinese).

[7] 周炳炎,郭琳琳,李丽,等. 我国塑料包装废物的产生和回收特性及管理对策[J]. 环境科学研究,2010,23(3):282-287.  
ZHOU B Y, GUO L L, LI L, et al. Characteristics of generation and recycling of plastic packaging waste in China and management countermeasures[J]. Research of Environmental Sciences, 2010, 23(3): 282-287 (in Chinese).

[8] WANG C, WANG H, FU J, et al. Flotation separation of waste plastics for recycling—A review[J]. Waste Management, 2015, 41: 28-38.

[9] NIECIKOWSKA A, ZAWALA J, MILLER R, et al. Dynamic adsorption layer formation and time of bubble attachment to a mica surface in solutions of cationic surfactants[J]. Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects, 2010, 365(1): 14-20.

[10] KRASOWSKA M, ZAWALA J, MALYSA K. Air at hydrophobic surfaces and kinetics of three phase contact formation[J]. Advances in Colloid and Interface Science, 2009, 147-148: 155-169.

[11] KRASOWSKA M, MALYSA K. Wetting films in attachment of the colliding bubble[J]. Advances in Colloid and Interface Science, 2007, 134(21): 138-150.

[12] KRASOWSKA M, MALYSA K. Kinetics of bubble collision and attachment to hydrophobic solids; I. Effect of surface roughness[J]. International Journal of Mineral Processing, 2007, 81(4): 205-216.

[13] HOEK E M, AGARWAL G K. Extended DLVO interactions between spherical particles and rough surfaces[J]. Journal of Colloid and Interface Science, 2006, 298(1): 50-58.

- [14] KOWALCZUK P B, ZAWALA J. A relationship between time of three-phase contact formation and flotation kinetics of naturally hydrophobic solids[J]. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 2016, 506: 371-377.
- [15] 傅慧萍, 李杰. 微气泡减阻的数值模拟方法及尺寸效应[J]. *上海交通大学学报*, 2016, 50(2): 278-282.  
FU H P, LI J. Numerical simulation methods of micro-bubbles drag reduction and scale effect[J]. *Journal of Shanghai Jiaotong University*, 2016, 50(2): 278-282 (in Chinese).
- [16] SUBASINGHE G K N, ALBIJANIC B. Influence of the propagation of three phase contact line on flotation recovery[J]. *Minerals Engineering*, 2014, 57: 43-49.

作者简介:

聂东强 男, 硕士研究生。主要研究方向: 多相流测试技术。

孙志强 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 多相流理论与测试、热设计与传热优化、能源新技术及应用等。

## Collision and attachment behavior between rising bubble and plastic plate in pure water

NIE Dongqiang, HUANG Xuezhong, SUN Zhiqiang\*

(School of Energy Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

**Abstract:** In order to reveal the influence of bubble size and surface hydrophobicity on the flotation process of plastics, high-speed photography was used to observe the collision and adhesion behavior of rising bubbles and plastic plates in pure water medium. According to the change of bubble velocity, it is divided into three stages: collision, liquid film drainage and three-phase contact line diffusion. Based on image processing technology, the bubble collision deformation, adhesion time, three-phase contact line diffusion characteristics and their effects are quantitatively analyzed. The results show that the deformation factor gradually evolves from slightly larger than 1.00 to slightly less than 1.00 as the diameter of the bubble increases. The hydrophobic plate with strong hydrophobicity makes the deformation factor of the same diameter bubble larger, and the collision time increases with the increase of the bubble diameter, but decreases with the increase of the hydrophobicity. The stronger the hydrophobicity of the plastic plate is, the shorter the time it takes to form a three-phase contact. When the bubble diameter is 1.0 mm, the liquid film discharge time of both the poly tetra fluoroethylene (PTFE) and polymethyl methacrylate (PMMA) plates is extremely small, which are 4.8 ms and 56 ms respectively. The diffusion time of the three-phase contact line increases with the increase of the bubble size, and decreases with the increase of the hydrophobicity of the plate. When the bubble size is the same, the diffusion diameter of the three-phase contact line decreases as the hydrophobicity of the plate decreases.

**Keywords:** plastic flotation; bubble; hydrophobicity; collision; attachment

**Received:** 2018-12-02; **Accepted:** 2019-03-29; **Published online:** 2019-04-15 17:21

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190412.1524.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190412.1524.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51876224); Natural Science Foundation of Hunan Province, China (2017JJ1031)

\* **Corresponding author.** E-mail: zqsun@csu.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0750

# 静电传感器测量固体颗粒质量流量实验研究



吴诗彤<sup>1</sup>, 闫勇<sup>1,2</sup>, 钱相臣<sup>1,\*</sup>

<sup>1</sup> 华北电力大学 控制与计算机工程学院, 北京 102206; <sup>2</sup> 肯特大学 工程与数字艺术学院, 肯特 CT2 7NT)

**摘 要:** 航空发动机气路和排放尾气中固体颗粒物的监测有助于提高相关设备故障的识别和预警能力。采用 3 种不同形式的静电传感器测量方形管道中固体颗粒质量流量, 并对其测量准确度进行了对比分析。3 种静电传感器在 4 种输送气流速度和 4 种固体颗粒质量流量组合成的 16 种工况下测量了稀相固体颗粒的静电信号, 并利用静电信号强度和固体颗粒速度进行了全工况固体颗粒质量流量标定。实验结果表明: 方环形静电电极的平均测量偏差最大, 侵入式条状静电电极阵列在质量流量较低时的测量偏差最小, 非侵入式条状静电电极阵列在质量流量较高时的测量偏差最小。

**关键词:** 航空发动机; 气固两相流; 质量流量测量; 方形截面管道; 静电传感器阵列  
**中图分类号:** TP212

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1575-07

在高温高压等极端条件下, 航空发动机气路中的机械部件容易磨损并发生故障, 对气路中的固体颗粒质量流量进行实时监测, 有助于获得气路部件的状态信息<sup>[1-3]</sup>。此外, 航空发动机排放物中固体颗粒含量反映了发动机内燃料的成分及其燃烧情况, 检测颗粒物生成量对监控发动机工作性能提供重要的信息。一部分航空发动机气路和尾气排放管路使用的是非圆心对称的方形截面管道, 如美军 F-22 战斗机使用的二元矢量推力喷口, 因为存在 4 个直角, 其中固体颗粒流动状态比圆形管道更加复杂, 因此固体颗粒质量流量的准确测量是学术界和工业界公认的难题。

现有的气固两相流固相质量流量测量方法在测量原理方面有局限性。如热传导法需要较长的响应时间, 不适用于需要快速响应的工业过程<sup>[4]</sup>; 数字图像法测量时, 微小颗粒易吸附在观测窗口上造成污损; 射线法测量装置体积大, 价格昂贵, 维护困难<sup>[4]</sup>。静电传感器结构简单、鲁棒

性好、成本低廉, 适用于恶劣的环境<sup>[5]</sup>, 在检测航空发动机系统中的固体颗粒参数和故障预警等方面具有突出的应用前景<sup>[6-8]</sup>。已有的研究多数用于圆形截面气力输送管道中的气固两相流固相浓度和速度的测量, 如环形电极、弧形电极、棒状电极和侵入式阵列<sup>[4,9-10]</sup>, 而用于方形气力输送管道质量流量测量的静电传感器的研究较少。Murnane 等<sup>[11]</sup>首次提出了适用于方形截面管道的方环形电极结构物理模型。Peng 等<sup>[12]</sup>建立了方环形电极的数学模型, 并通过理论计算和实验测试研究了电极灵敏度分布、频率响应等感应特性。Jurjevčič 等<sup>[13]</sup>提出了适用于磨煤机出口处大直径矩形管道的侵入式和分布式棒状电极的物理模型。Zhang 等<sup>[14]</sup>设计了由 12 对均匀嵌入在 4 个管壁上的条状电极组成的非侵入式条状静电传感器阵列, 并进行了实验测试。

航空发动机气路或者排放物中的颗粒浓度和速度是在应用中普遍关注的基本参数。本文基于

收稿日期: 2018-12-20; 录用日期: 2019-01-23; 网络出版时间: 2019-04-15 07:00

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190411.1523.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190411.1523.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(61603135); 中央高校基本科研业务费专项资金(2018ZD05)

\* 通信作者: E-mail: xqian@ncepu.edu.cn

**引用格式:** 吴诗彤, 闫勇, 钱相臣. 静电传感器测量固体颗粒质量流量实验研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1575-1581. WU S T, YAN Y, QIAN X C. Experimental study on mass flow measurement of solid particles using electrostatic sensors [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1575-1581 (in Chinese).

静电传感器测量的固体颗粒浓度和速度 2 个参数获得固体颗粒的质量流量,并对质量流量的准确性进行了研究。实验中,使用方环形、非侵入式条状和侵入式条状 3 种不同形式的静电传感器对方形管道中固体颗粒质量流量进行同步测量,并根据给定质量流量分别对 3 种静电传感器测量的数据进行全工况标定,对比分析其测量准确性。

## 1 测量原理

### 1.1 测量系统

固体颗粒物在气体曳力驱动下的运动过程中,由于颗粒与颗粒、颗粒与管壁、颗粒与空气之间的摩擦和碰撞,其表面会产生一定量的静电电荷。运动的带电颗粒产生时变静电场,使静电传感器感应出微弱的静电信号。如图 1 所示,静电传感器阵列测量得到的微弱静电信号在信号调理单元中被转换为电压信号,并进行信号放大和滤波。利用数据采集卡对滤波后的信号进行采样,利用数字信号处理得到固体颗粒动态参数。固体颗粒运动速度通过互相关测速法获得,通过计算上游和下游 2 个静电传感器测量信号的互相关函数,可以获得固体颗粒流经 2 个静电传感器的时间差  $\tau_m$ ,由于上、下游静电传感器间距  $L$  已知,固体颗粒速度  $v$  计算式为<sup>[5,15]</sup>

$$v = \frac{L}{\tau_m} \quad (1)$$

测量信号的均方根值  $A_{RMS}$  可以用于表征固体颗粒的相对浓度<sup>[5,15]</sup>,计算公式为

$$A_{RMS} = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^N s_n^2}{N}} \quad (2)$$

式中: $s_n$  为采样得到的静电信号; $N$  为采样值数量。根据固体颗粒的速度和相对浓度,即可计算得到其质量流量<sup>[15]</sup>。

图 2 为组成静电传感器探头的 3 种静电传感器电极的空间相对灵敏度分布。方环形静电传感器由一对方环形电极构成,具有结构简单的优势,其敏感区域覆盖整个管道截面<sup>[8,12]</sup>。非侵入式条

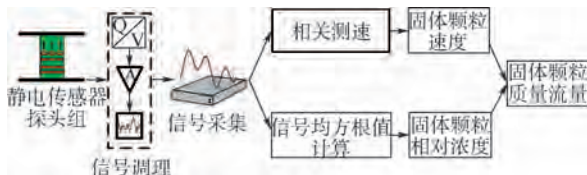


图 1 静电传感器测量系统结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of principles of electrostatic sensor measurement system

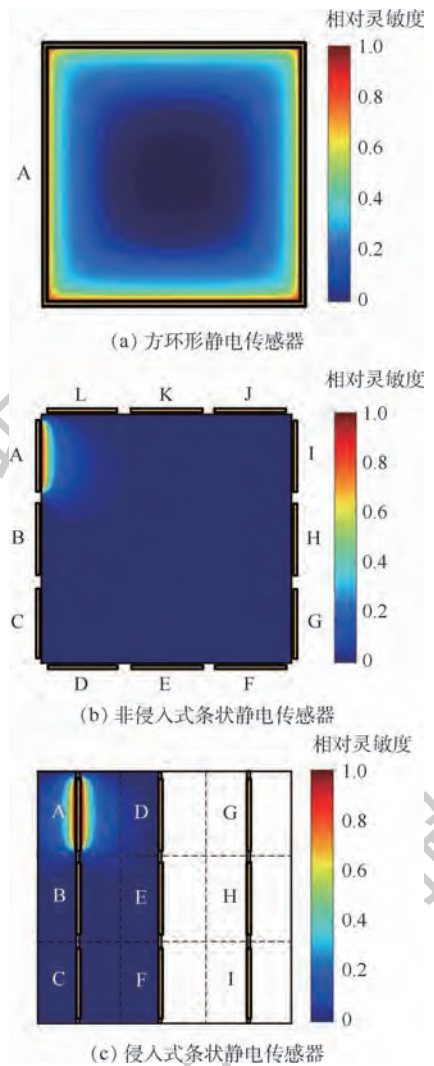


图 2 静电传感器电极布置及其空间相对灵敏度分布  
Fig. 2 Electrode layout and space relative sensitivity distribution of electrostatic sensor

状静电传感器由 12 对均匀嵌入在 4 个管壁上的电极构成,可以测量被测区域中局部范围内固体颗粒的动态参数<sup>[14,16]</sup>。从图 2(a)、(b)中可以看出,由于这 2 种静电传感器都采用非侵入式设计,因而存在灵敏场分布不均匀的问题。侵入式条状静电传感器所包含的 9 对电极均匀布置在方形管道中,可以测量局部区域固体颗粒的动态参数,但是因采用侵入式设计,会对流场产生影响,且电极容易受到固体颗粒的磨损,不适合在线长期测量,更适用于标定非侵入式条状静电传感器。

### 1.2 固体颗粒截面平均速度和浓度测量

将 2 个结构完全相同的静电传感器平行布置,通过测量被测区域内固体颗粒产生的静电信号,即可获得固体颗粒的流动速度和浓度。表 1 为方环形静电传感器 I、非侵入式条状静电传感器 II 和侵入式条状静电传感器 III 计算固体颗粒截面平均速度  $v_a$  和截面平均信号均方根值

表 1 三种静电传感器截面平均参数计算

Table 1 Cross-sectional average parameter calculation using three types of electrostatic sensors

静电传感器	$v_a$	$A_{RMS,a}$
I	$v_A$	$A_{RMS,A}$
II	$(v_A + v_B + \dots + v_L)/12$	$A_{RMS,A} + A_{RMS,B} + \dots + A_{RMS,L}$
III	$(v_A + v_B + \dots + v_I)/9$	$A_{RMS,A} + A_{RMS,B} + \dots + A_{RMS,I}$

$A_{RMS,a}$ 的公式。

通过静电传感器II,可分别得到 12 个局部速度 ( $v_A, v_B, \dots, v_L$ ) 和信号均方根值 ( $A_{RMS,A}, A_{RMS,B}, \dots, A_{RMS,L}$ )。局部速度值的算术平均值即为截面平均速度,局部信号均方根值之和即为截面平均信号均方根值。对于静电传感器III,根据电极敏感区域分布,将测量截面平均为 9 个区域,可分别得到 9 个局部速度 ( $v_A, v_B, \dots, v_I$ ) 和信号均方根值 ( $A_{RMS,A}, A_{RMS,B}, \dots, A_{RMS,I}$ ),截面平均参数计算方法与静电传感器 II 相同。

### 1.3 固体颗粒质量流量计算

根据固体颗粒的截面平均速度和信号均方根值,可以计算固体颗粒质量流量  $q_m(t)$  [15] 为

$$q_m(t) = S \rho_s v_a \beta_a = K v_a^b A_{RMS,a} \quad (3)$$

式中: $S$  为管道截面积; $\rho_s$  为颗粒密度; $\beta_a$  为截面颗粒平均浓度; $K, b$  为常数,系数  $K$  利用给定的质量流量、截面平均速度、截面平均信号均方根值标定得到。

## 2 静电传感器与实验装置

用于测量固体颗粒质量流量的静电传感器探头如图 3 所示。沿固体颗粒流动方向,依次为静电传感器 I、静电传感器 II 和静电传感器 III,其中所有电极的轴向宽度均为 3 mm,每个电极对中

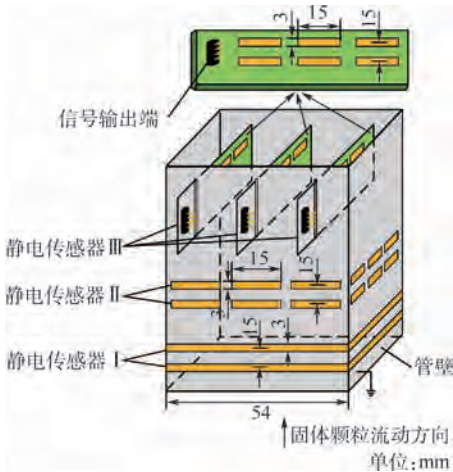


图 3 静电传感器探头结构与尺寸

Fig. 3 Structure and dimension of electrostatic sensor head

2 个电极的中心间距均为 15 mm。方形截面管道气力输送实验装置如图 4 所示。实验装置主要由给料系统、方形气力输送管路、粉料回收系统及负压发生系统构成。粉体质量流量通过调节给料机给料量进行控制,固体颗粒运动速度通过调节负压发生系统的工作电压控制管路中的输送风速实现。实验平台水平总长度为 5 100 mm,垂直高度为 2 200 mm,管道内壁边长为 54 mm,静电传感器探头组被安装于右侧垂直管段距下方水平管段 1 200 mm 处。



图 4 方形截面管道气力输送实验装置

Fig. 4 Pneumatic conveying experimental facility with square-shaped pipeline

## 3 实验结果与分析

### 3.1 实验条件

如表 2 所示,实验在 4 种输送气流速度和 4 种给料机给定固体颗粒质量流量组合成的 16 种不同工况下进行。气流速度范围为 19 ~ 31 m/s,利用热线风速仪在管道横截面中心处测量得到。固体颗粒使用平均粒径为 61.8  $\mu\text{m}$  的精细面粉(由 OMEC-LOP9 激光粒径分析仪测量),质量流量范围为 0.56 ~ 2.22 g/s,折合固相体积浓度范围为 0.001 2% ~ 0.007 7%。实验过程中,工况稳定后在采样频率 25 kHz 条件下连续采集静电信号 10 s,重复测试 2 组。其中,第 1 组实验数据用于标定式(3)中的系数  $K$ ,依据已有文献 [15],系数  $b$  设定为 -0.5 [17]。第 2 组实验数据用于验证

表 2 实验条件

Table 2 Experimental condition

固体颗粒 质量流量/( $\text{g} \cdot \text{s}^{-1}$ )	输送气流速度/( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ )			
	V1 = 19	V2 = 23	V3 = 27	V4 = 31
M1 = 0.56	V1M1	V2M1	V3M1	V4M1
M2 = 1.11	V1M2	V2M2	V3M2	V4M2
M3 = 1.67	V1M3	V2M3	V3M3	V4M3
M4 = 2.22	V1M4	V2M4	V3M4	V4M4

固体颗粒质量流量。每 2000 个静电信号采样数据用于计算固体颗粒速度值和相对浓度(用信号均方根幅值表征), 单次实验可得到 125 个固体颗粒速度值和相对浓度值。实验室温度为 26℃, 相对湿度约 70%, PM<sub>2.5</sub> 浓度为 67 μg/m<sup>3</sup>。

### 3.2 原始静电信号测量

固体颗粒质量流量为 1.11 g/s (M2) 时, 静电传感器 I、静电传感器 II 中的电极 K、静电传感器 III 中的电极 D 在不同输送气流速度条件下测得的静电信号如图 5 所示。显然, 静电传感器 I 的测量信号的幅值最大, 静电传感器 II 和静电传感器 III 的信号幅值相近。这是因为原始信号的幅值主要受到电极尺寸的影响, 静电传感器 I 的电极尺寸最大, 而静电传感器 II 和静电传感器 III 具有相同的电极尺寸且较小。另外, 对比不同电极的面积可以进一步发现, 方环形电极的面积是条状电极的 14.4 倍, 但是测量信号的波动幅度却仅有约 3.2 倍, 这是由静电传感器的感应原理和空间滤波效应决定的<sup>[14]</sup>。由图 5 可以看出, 原始信号的幅值随着输送气流速度的增大略微下降。

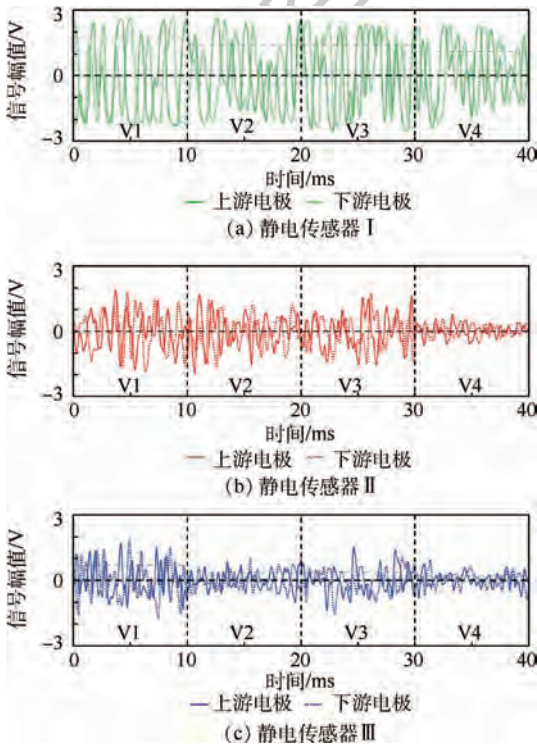


图 5 不同输送气流速度条件下测得的原始静电信号  
Fig. 5 Raw electrostatic signal measured under different conveying gas velocities

### 3.3 管道截面平均浓度和速度

各静电传感器所有电极的信号均方根值之和即为各静电传感器截面平均信号均方根值(见表 1)。固体颗粒质量流量为 1.11 g/s (M2) 时, 静

电传感器 I、静电传感器 II、静电传感器 III 在不同输送气流速度条件下测得的静电信号均方根幅值如图 6 所示。可以看出, 每一静电传感器的信号均方根值随着输送气流速度的增大而略微下降, 当输送气流速度增大 4 m/s 时, 静电传感器 I、静电传感器 II 和静电传感器 III 的信号均方根值平均减小 0.4%、0.9% 和 0.7%, 因固体颗粒质量流量一定时, 管道中固体颗粒的浓度伴随着速度增大而略微降低。由于空间滤波效应, 静电传感器 I 的信号均方根值的波动幅度、均值及随输送气流速度变化的趋势最小, 因此不能反映固体颗粒浓度的瞬时变化。

利用静电传感器 I、静电传感器 II 和静电传感器 III 测量的固体颗粒管道截面平均速度如图 7 所示, 同一工况下固体颗粒速度测量值波动较平稳。因为固体颗粒在管道截面呈现中心区域颗粒速度高、四周区域颗粒速度低的分布, 对管道内部

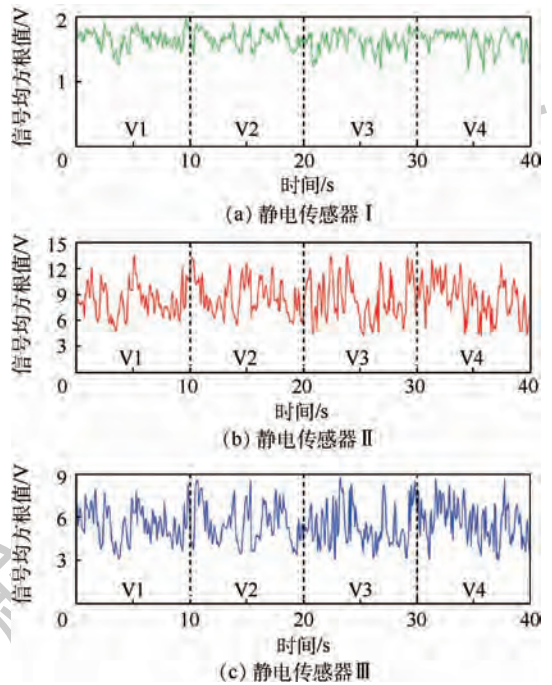


图 6 不同输送气流速度条件下测得的信号均方根值  
Fig. 6 Root-mean-square value of signals measured under different conveying gas velocities

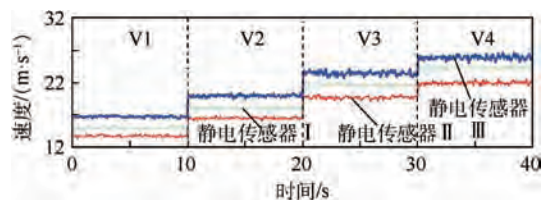


图 7 不同输送气流速度条件下固体颗粒的速度  
Fig. 7 Velocity of solid particles measured under different conveying gas velocities

区域固体颗粒较敏感的静电传感器Ⅲ测量的固体颗粒速度平均比靠近管壁区域固体颗粒较敏感的静电传感器Ⅰ和静电传感器Ⅱ的测量值分别高 1.8 m/s 和 3.6 m/s。

### 3.4 单一工况

根据静电传感器测量的固体颗粒相对浓度和速度,以及实验中给料机设定的给料量可以标定系数  $K$ 。针对不同气流速度、相同固体颗粒质量流量条件下,各静电传感器第 1 次实验数据得到

的速度值、信号均方根值和给定质量流量,根据式(3)拟合得到系数  $K$  值,如图 8 所示。将拟合获得的系数  $K$  代入式(3),利用第 2 组实验数据得到的固体颗粒质量流量及相对误差如图 9 所示。可以发现,利用静电传感器Ⅰ的测量信号进行标定的相对误差最小,测量可靠性最好。在实际工业测量中,由于无法针对全部工况进行标定,因此需要根据有限工况数据标定得到一个可以用于所有工况的、折中的系数  $K$ 。

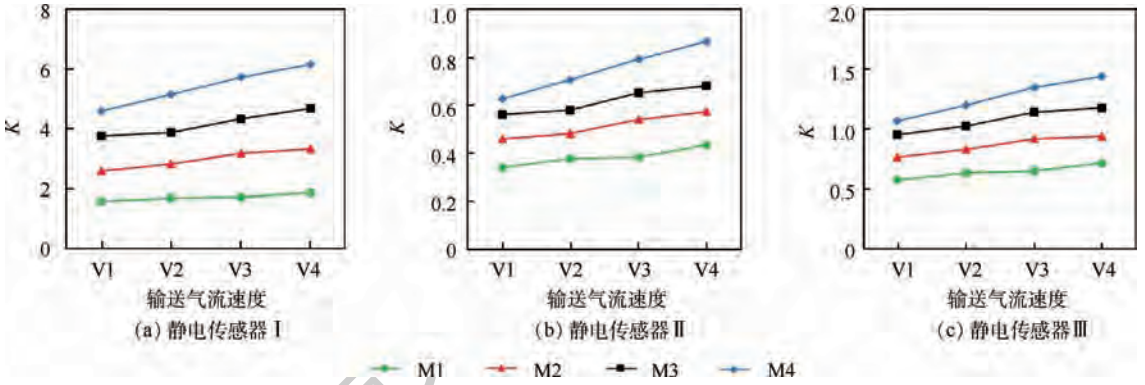


图 8 单一工况标定得到的系数  $K$

Fig. 8 Coefficient  $K$  obtained by individual test condition calibration

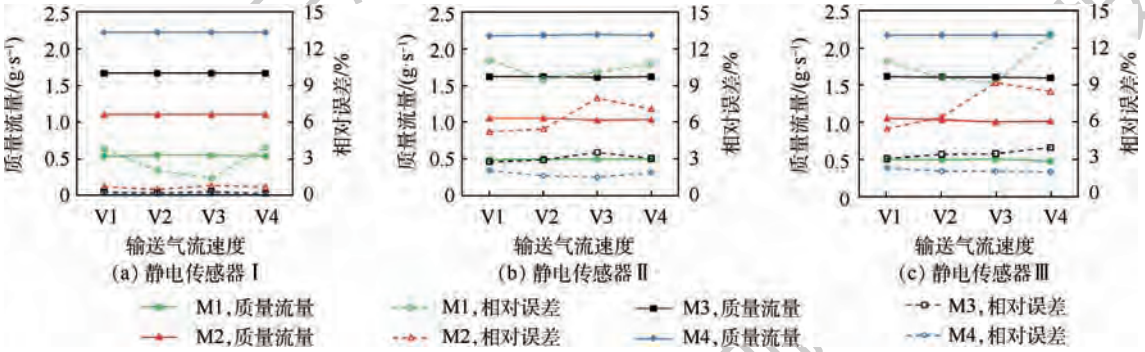


图 9 单一工况标定得到的固体颗粒质量流量测量值与相对误差

Fig. 9 Measured mass flow and relative error obtained by individual test condition calibration

### 3.5 全工况

对图 8 中各静电传感器在全部 16 个实验条件下标定获得的系数  $K$  进行拟合,使拟合得到的  $K$  值与原 16 个  $K$  值的差值的平方和最小,分别得到 3 种静电传感器的  $K$  值: $K_I = 3.61$ ,  $K_{II} = 0.56$ ,

$K_{III} = 0.95$ 。将  $K_I$ 、 $K_{II}$  和  $K_{III}$  分别代入式(3),利用第 2 组实验数据得到了 3 种静电传感器测量的固体颗粒质量流量及其与真实固体颗粒质量流量的相对误差,分别如图 10 和图 11 所示。与图 9 相比,全工况标定得到的固体颗粒质量流量与给

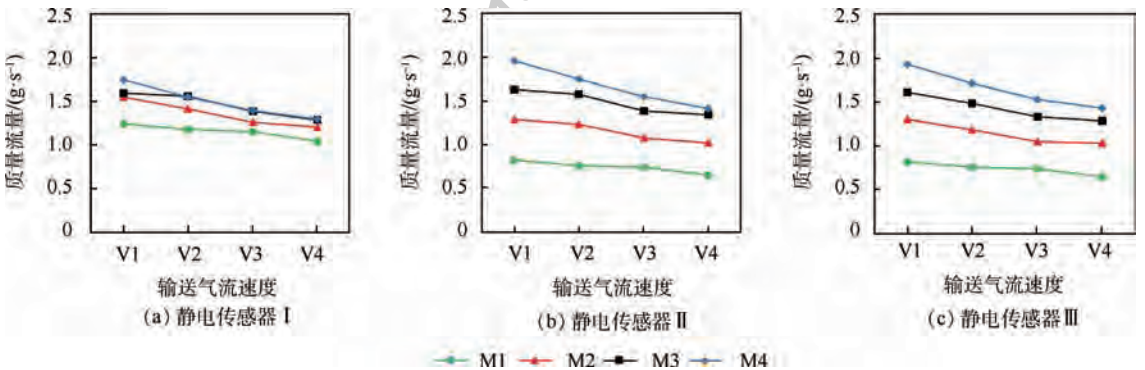


图 10 全工况标定得到的固体颗粒质量流量

Fig. 10 Mass flow of solid particle obtained by all-test-condition calibration

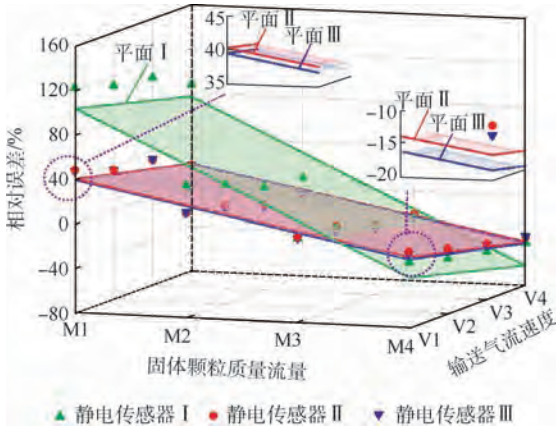


图 11 全工况标定得到的固体颗粒质量流量的相对误差

Fig. 11 Relative error of mass flow measurement of solid particles obtained from all-test-condition calibration

定值偏差较大。在图 11 中,针对各静电传感器的相对误差拟合出一个平面,使 16 个误差点到该平面距离和最小,得到平面 I、平面 II 和平面 III。

如图 11 所示,平面 I 的倾斜度和极值最大,即测量值和真实值的相对误差最大。平面 II 和平面 III 的平均高度相似,在固体颗粒质量流量较低(工况 M1、M2)时,静电传感器 III 的相对误差较低,测量值更接近真实值;在固体颗粒质量流量较高(工况 M3、M4)时,静电传感器 II 的相对误差较低,测量误差较低。

## 4 结 论

本文利用 3 种静电传感器测量方形截面气力输送管道中稀相固体颗粒的质量流量,并针对 16 种实验工况标定了固体颗粒质量流量,实验结果的对比分析表明:

- 1) 利用方环形静电电极测量质量流量的测量准确度最低。
- 2) 在质量流量较低时,利用侵入式条状静电电极阵列测量质量流量的准确度最高。
- 3) 在质量流量较高时,利用非侵入式条状静电电极阵列测量质量流量的准确度最高。

而针对单一工况标定质量流量时,利用方环形静电电极测量质量流量的测量准确度最高,利用侵入式条状静电电极阵列测量质量流量的准确度最低。

### 参考文献 (References)

[ 1 ] CHEN Z S, TANG X, HU Z, et al. Investigations into sensing characteristics of circular thin-plate electrostatic sensors for gas

path monitoring [ J ]. Chinese Journal of Aeronautics, 2014, 27 ( 4 ): 812-820.

[ 2 ] SUN J Z, ZUO H F, LIU P P, et al. Experimental study on engine gas-path component fault monitoring using exhaust gas electrostatic signal [ J ]. Measurement Science and Technology, 2013, 24 ( 12 ): 125107.

[ 3 ] WEN Z H, HOU J X, ATKIN J. A review of electrostatic monitoring technology: The state of the art and future research directions [ J ]. Progress in Aerospace Sciences, 2017, 94 ( 6 ): 1-11.

[ 4 ] ZHENG Y, LIU Q. Review of techniques for the mass flow rate measurement of pneumatically conveyed solids [ J ]. Measurement, 2011, 44 ( 4 ): 589-604.

[ 5 ] YAN Y. Mass flow measurement of bulk solids in pneumatic pipelines [ J ]. Measurement Science and Technology, 1996, 7 ( 12 ): 1687-1706.

[ 6 ] WEN Z H, MA X J, ZUO H F. Characteristics analysis and experiment verification of electrostatic sensor for aero-engine exhaust gas monitoring [ J ]. Measurement, 2014, 47 ( 1 ): 633-644.

[ 7 ] TANG X, CHEN Z S, LI Y, et al. Analysis of the dynamic sensitivity of hemisphere-shaped electrostatic sensor's circular array for charged particle monitoring [ J ]. Sensors, 2016, 16 ( 9 ): 1403.

[ 8 ] ADDABBO T, FORT A, GARBIN R, et al. Theoretical characterization of a gas path debris detection monitoring system based on electrostatic sensors and charge amplifiers [ J ]. Measurement, 2015, 64 ( 1 ): 138-146.

[ 9 ] LI J, FU F F, LI S, et al. Velocity characterization of dense phase pneumatically conveyed solid particles in horizontal pipeline through an integrated electrostatic sensor [ J ]. International Journal of Multiphase Flow, 2015, 76: 198-211.

[ 10 ] COOMBES J R, YAN Y. Measurement of velocity and concentration profiles of pneumatically conveyed particles using an electrostatic sensor array [ J ]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2016, 65 ( 5 ): 1139-1148.

[ 11 ] MURNANE S N, BARNES R N, WOODHEAD S R, et al. Electrostatic modelling and measurement of airborne particle concentration [ J ]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 1996, 45 ( 2 ): 488-492.

[ 12 ] PENG L H, ZHANG Y, YAN Y. Characterization of electrostatic sensors for flow measurement of particulate solids in square-shaped pneumatic conveying pipelines [ J ]. Sensors and Actuators A: Physical, 2008, 141 ( 1 ): 59-67.

[ 13 ] JURJEVIĆ B, SENEČAČNIK A, DROBNIĆ B, et al. The characterization of pulverized-coal pneumatic transport using an array of intrusive electrostatic sensors [ J ]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2015, 64 ( 12 ): 3434-3443.

[ 14 ] ZHANG S, YAN Y, QIAN X C, et al. Mathematical modeling and experimental evaluation of electrostatic sensor arrays for the flow measurement of fine particles in a square-shaped pipe [ J ]. IEEE Sensors Journal, 2016, 16 ( 23 ): 8531-8541.

[ 15 ] QIAN X C, YAN Y, SHAO J Q, et al. Quantitative characterization of pulverized coal and biomass-coal blends in pneumatic conveying pipelines using electrostatic sensor arrays and data fusion techniques [ J ]. Measurement Science and Technology, 2012, 23 ( 8 ): 085307.

- [16] ZHANG S, QIAN X C, YAN Y, et al. Characterisation of pulverized fuel flow in a square-shaped pneumatic conveying pipe using electrostatic sensor arrays [C] // Proceeding of IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference. Piscataway, NJ: IEEE Press, 2016: 601-605.
- [17] ZHANG J Y. Air-solids flow measurement using electrostatic techniques [M] // CANBOLAT H. Electrostatics. London: IntechOpen, 2012: 61-80.

## 作者简介:

吴诗彤 女, 硕士研究生。主要研究方向: 气固两相流检测技术。

闫勇 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 多相流测量技术、火焰监测技术与先进仪表。

钱相臣 男, 博士, 副教授, 硕士生导师。主要研究方向: 多相流检测技术、智能仪表与工业过程参数检测技术。

## Experimental study on mass flow measurement of solid particles using electrostatic sensors

WU Shitong<sup>1</sup>, YAN Yong<sup>1,2</sup>, QIAN Xiangchen<sup>1,\*</sup>

(1. School of Control and Computer Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

2. School of Engineering and Digital Arts, University of Kent, Kent CT2 7NT, UK)

**Abstract:** The monitoring of solid particles in the aero-engine gas path and exhaust emissions improves the ability of fault identification and early warning of related equipment. Three different types of electrostatic sensors are used in this study to measure the mass flow of solid particles in square gas-solid path and the measurement results are compared and analyzed. The experimental tests were conducted under sixteen dilute phase conditions of four conveying gas velocities and four mass flow of solid particles. The magnitude of electrostatic signals and the velocity of particles are used to evaluate the mass flow of particles under all the test conditions. The comparison results show that the square ring electrostatic electrode array has the highest average measurement standard deviation, the intrusive strip electrostatic electrode array has the smallest one under low mass flow rate conditions. The non-intrusive strip electrostatic sensor provides the best measurement performance (the lowest standard deviation) when the mass flow is high.

**Keywords:** aero-engine; gas-solid two-phase flow; mass flow measurement; square-shaped pipeline; electrostatic sensor array

**Received:** 2018-12-20; **Accepted:** 2019-01-23; **Published online:** 2019-04-15 07:00

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190411.1523.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190411.1523.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (61603135); the Fundamental Research Funds for the Central Universities (2018ZD05)

\* **Corresponding author.** E-mail: xqian@ncepu.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0710

# 超声激励薄液膜 Faraday 波形成机理



高国富\*, 李康, 李瑜, 向道辉, 赵波

(河南理工大学 机械与动力工程学院, 焦作 454000)

**摘 要:** 针对 35 kHz 超声激励薄液膜形成的 Faraday 波, 采用实验和有限元仿真, 对 Faraday 波的形成机理进行探究。建立超声激励下的两相流计算模型, 采用计算流体力学 (CFD) 方法对 Faraday 波的形成过程进行有限元仿真, 通过分析相图和流线图, 探讨 Faraday 波的形成机理, 得到 Faraday 波的振动频率约为超声激励频率的 1/2。液体惯性的存在, 导致超声激励与液体表面波存在不断变化的相位差, 相位差变化周期约等于 2 个超声激励周期。通过 35 kHz 超声激励薄液膜实验, 在薄液膜表面观察到排列整齐的 Faraday 波图案, 通过测量 Faraday 波的波长, 得出实验获得的 Faraday 波频率约为超声激励频率的 1/2, 与有限元仿真结果一致。

**关键词:** Faraday 波; 超声激励; 薄液膜; 计算流体力学 (CFD); 形成机理

**中图分类号:** O426.9

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1582-07

随着金属粉末注射成型技术、球栅电子封装技术以及金属 3D 打印制造技术等先进粉末冶金技术的发展, 高性能金属粉末的制备受到了广泛关注<sup>[1]</sup>。当前金属粉末的主要制备方法有等离子旋转电极法、等离子雾化法、均匀颗粒成型法和气雾化法等<sup>[1-2]</sup>。其中均匀颗粒成型法和气雾化法应用最为广泛。气雾化法存在喷嘴结构复杂、收得率低、卫星粉形成机率大等缺点<sup>[3]</sup>。均匀颗粒成型法因受到喷嘴直径的影响, 较难制备直径小于 100  $\mu\text{m}$  的金属颗粒<sup>[4]</sup>。超声辅助静电喷涂概念的提出为微纳米颗粒的获取提供了新的解决方案。超声辅助静电喷涂的原理是薄液膜受到高频超声振动, 在液膜表面形成大量微细驻波。同时, 在静电场的作用下, 从波峰处分离出直径均匀的带电液滴, 实现获得均匀颗粒目的<sup>[5]</sup>。

液体受到周期性垂直激励形成的振动频率为超声激励频率 1/2 的液体表面波统称为 Faraday 波<sup>[6]</sup>。Benjamin 和 Ursell<sup>[7]</sup>推导了圆柱形容器中

自由表面波运动的振幅方程, 并用稳定性理论得出不同条件下表面波振动频率可为超声激励频率的 1/2、1 或者 3/2 倍。Eisenmenger<sup>[8]</sup>基于线性流变振荡理论对 Faraday 波的形成进行理论分析和实验验证, 测量了不同超声激励频率下毛细波波长及形成毛细波的初始激励振幅, 给出激励振幅与毛细波振幅的关系。Peskin 和 Raco<sup>[9]</sup>对薄液膜进行线性稳定性分析, 导出了超声雾化的雾粒直径与超声激励频率、换能器振幅和薄液膜厚度之间的关系。Sindayihebura 等<sup>[10-11]</sup>分析了超声激励频率、振幅、平均膜厚、液体黏度等对驻波的影响。菅永军等<sup>[12-14]</sup>忽略表面张力的影响, 用两变量时间展开法得到具有立方项以及底部驱动项影响的非线性振幅方程。当受迫振动频率较低时, 表面张力可忽略, 但在高频条件下表面张力不可忽略。Higginbotham 等<sup>[15]</sup>通过实验观察到低频振荡器产生与亚谐波 Faraday 波相关的液滴, 高频振荡器产生与谐波响应一致的液滴; 中频振荡

收稿日期: 2018-12-02; 录用日期: 2018-12-29; 网络出版时间: 2019-03-08 11:48

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190307.1110.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190307.1110.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金 (51575453)

\* 通信作者. E-mail: gaogf@hpu.edu.cn

**引用格式:** 高国富, 李康, 李瑜, 等. 超声激励薄液膜 Faraday 波形成机理[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1582-1588.  
GAO G F, LI K, LI Y, et al. Formation mechanism of Faraday wave on thin liquid film excited by ultrasonic vibration[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1582-1588 (in Chinese).

器可根据驱动振幅激发任何一种响应的液滴。在高频振荡器中,可以通过增大驱动振幅改变雾化液滴的尺寸。Li 和 Umemura<sup>[16]</sup>基于不可压缩欧拉方程对 Faraday 波不稳定性进行了两相流仿真,从物理上探讨了液体韧带是如何从振动的液体层脱离。刘财兴等<sup>[17]</sup>从实验与理论两方面研究了垂直激励低黏度硅油在低频范围内 Faraday 波的特性,发现随着超声激励频率增大,驻波图案的波峰数增加,模态复杂化,对应的驱动振幅减小。Sheldrake 等<sup>[18]</sup>系统地探索了振幅、频率、体积(或深度)、温度和大气压力对垂直壁圆容器中 Faraday 波形的影响。赵文定等<sup>[19]</sup>由 Faraday 波振幅方程导出了稳定条件下的色散关系,利用参量共振方程得到了在亚简谐条件下本征波矢的取值范围。Tadrist 等<sup>[20]</sup>导出了由垂直振动液体表面产生的 Faraday 表面波模型。

综上所述, Faraday 波多在较低的激励频率下研究,对超声激励下 Faraday 波的理论 and 实验研究较少。Faraday 波的波长与激励频率有关,通过增大激励频率可得到微纳尺度波长的表面波,进而有利于获得微纳颗粒。本文针对超声激励频率为 35 kHz 条件下液膜表面形成 Faraday 波进行有限元仿真和实验,对 Faraday 波的形成机理进行探究。

## 1 CFD 有限元仿真分析

对薄液膜施加垂直其表面的超声振动,在液膜表面激发排列整齐的正方形表面波阵列,即 Faraday 波。通过 CFD 有限元仿真对 Faraday 波的形成机理进行探究,并对 Faraday 波的形成过程及相关条件进行讨论。

### 1.1 计算模型

表面波的几何形状与液体体积有关,而较少的液体体积不影响仿真结果。三维计算模型虽然直观,但考虑到计算时长和硬件限制,二维计算模型时间成本较低,且不影响仿真结果,故选择二维计算模型。

该计算模型采用超声激励频率为 35 kHz,所用液体为蒸馏水(室温为 20℃)。蒸馏水的表面张力为 0.072 N/m,动力黏度为 0.001 N·s,密度为 1 000 kg/m<sup>3</sup><sup>[21]</sup>。

表面波波长由开尔文公式<sup>[22]</sup>计算:

$$l = \sqrt[3]{\frac{8\pi\sigma}{\rho f^2}} \quad (1)$$

式中: $l$ 为表面波波长; $\sigma$ 为液体表面张力; $\rho$ 为液

体密度; $f$ 为超声激励频率。

将相关数据代入式(1)可知,35 kHz 超声激励水薄膜形成表面波的波长约为 113.87  $\mu\text{m}$ ,因此模型长度设置为 1 mm,约为理论波长的 8.7 倍,液膜厚度为 0.05 mm。为研究薄液膜表面波的运动情况,设置液体域上方的空气域高度为液膜厚度的 2 倍,即为 0.1 mm。因此,CFD 有限元仿真二维计算模型由 2 个矩形组成,分别为上方空气域矩形及下方流体域矩形。空气域矩形长度为 1 mm,宽度为 0.1 mm,流体域矩形长度为 1 mm,宽度为 0.05 mm<sup>[23]</sup>。

在该二维计算模型中,以非结构网格对计算域进行网格划分,考虑到表面波波长和液膜底部侧壁及空气域上边界对表面波影响较小,液膜底部和侧壁一个网格的长度设置为 10  $\mu\text{m}$ ,空气域上边界一个网格长度设置为 10  $\mu\text{m}$ ,空气域两侧边界和流体域上边界对表面波的形成影响较大,因此对这两部分网格进行加密处理,设置一个网格长度为 5  $\mu\text{m}$ ,使每个表面波波长方向上划分有 20 个网格,以保证计算的有效性<sup>[24]</sup>。计算模型如图 1 所示。

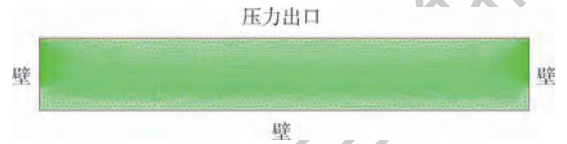


图 1 计算模型

Fig. 1 Calculation model

采用多相流模型(VOF)对气液交界面的运动情况进行追踪显示。在计算模型中,除空气域的上边界条件为压力出口(pressure-out)之外,其余的边界条件均为壁(wall),液体域中的侧壁无剪切滑移作用<sup>[25]</sup>,具体如图 1 所示。通过动网格及用户自定义函数(UDF)功能,在流体域下边界施加超声振动<sup>[26]</sup>。设施加超声振动位移为

$$\eta(t) = A \sin(\omega t) \quad (2)$$

式中: $\omega$ 为超声激励角频率; $A$ 为超声激励振幅; $t$ 为时间。

流体域底部作简谐运动,其轴向速度为

$$v(t) = 2\pi f A \cos(2\pi f t) \quad (3)$$

通过相图和流线图,对超声激励下液体表面波的形成过程进行分析。

### 1.2 仿真结果与分析

利用动网格和 UDF 功能对流体域施加 35 kHz 超声振动。图 2 所示为超声激励频率 35 kHz、超声激励振幅 8  $\mu\text{m}$  条件下不同时刻薄液膜的气液相图。

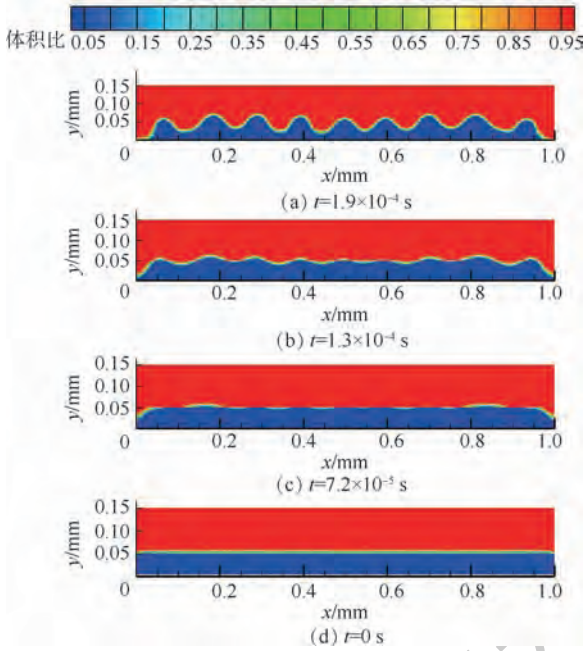


图2 超声激励频率 35 kHz、超声激励振幅 8 μm 条件下不同时刻的 Faraday 波相图

Fig.2 Phase diagram of Faraday wave at different moments under ultrasonic excitation frequency 35 kHz and ultrasonic excitation amplitude 8 μm

从图2中可知,当施加超声激励后,薄液膜表面从静止状态开始振动,经历一段时间( $7.2 \times 10^{-5} \text{ s}$ ),在液膜表面中心位置存在振幅较小的表面波动;随着时间推移( $1.3 \times 10^{-4} \text{ s}$ ),液膜表面波动较明显,振幅不断增大;当经历多个周期超声激励( $1.9 \times 10^{-4} \text{ s}$ )后,液膜表面波动现象逐渐趋于稳定,振幅不再增加,波峰波谷随着时间作交替变换,波节位置基本保持不变。

图3为超声激励频率 35 kHz 时,不同超声激励振幅的气液相图。如图3所示,当施加超声激励振幅为 2、4 μm 时,表面波动不明显;当施加超声激励振幅增加为 6、8、10 μm 时,薄液膜表面出现较明显的均匀表面波,且中间位置表面波一致性较好;当施加超声激励振幅为 12 μm 时,表面波振幅较大,形成脖子,表面波波峰脖子以上液体有脱离液膜主体的趋势,即超声雾化即将发生。

由图3可知,当超声激励振幅超过某一临界值  $\alpha$  时,在液膜表面产生表面波;超声振幅增加,表面波振幅随之增加;当超声激励振幅超过临界值  $\beta$  时,薄液膜表面的表面波波峰处形成脖子,脖子以上液体不再恢复到薄液膜主体,即发生超声雾化现象。在不同超声激励振幅下,表面波波长基本无变化,即某一种液体在同一超声激励频率下,改变超声激励振幅仅改变表面波振幅,对表面波波长无影响。

图4所示为施加超声激励频率 35 kHz,超声激励振幅 8 μm 条件下, $1.9 \times 10^{-4} \text{ s}$  时刻的气液相图,表1为图4中各个波峰位置处的坐标值及形成的表面波波长。表面波波长为后一波峰坐标位置与前一波峰位置坐标的差值,最终得出该

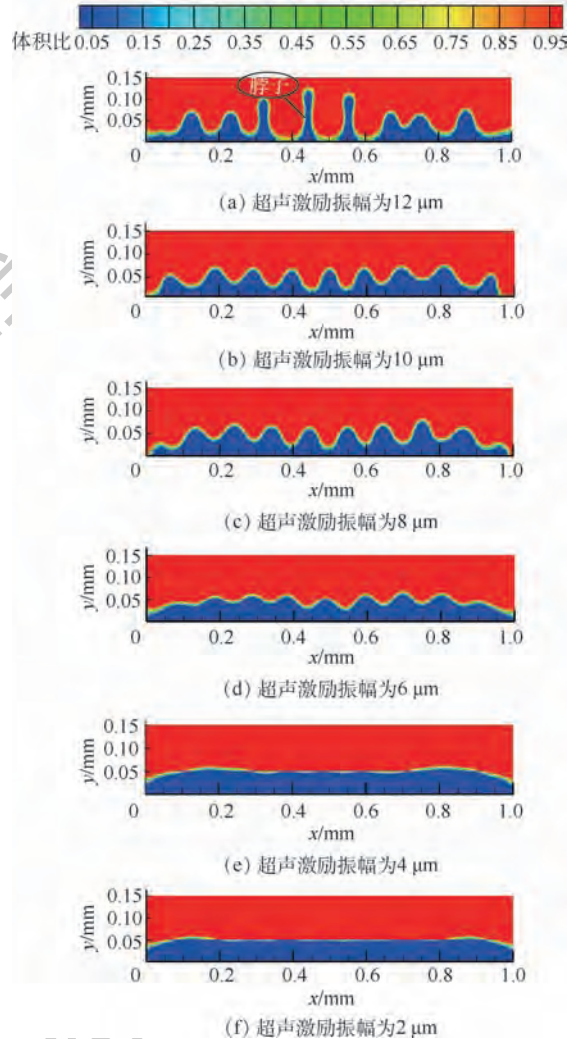


图3 超声激励频率 35 kHz 条件下不同超声激励振幅的 Faraday 波相图

Fig.3 Phase diagram of Faraday wave under different ultrasonic excitation amplitudes at ultrasonic excitation frequency 35 kHz

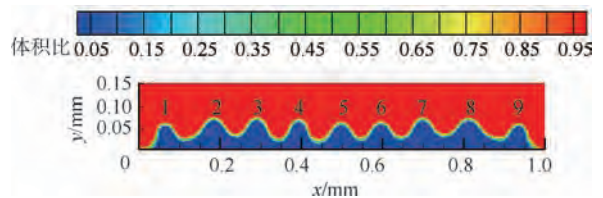


图4 超声激励频率 35 kHz、超声激励振幅 8 μm 条件下  $1.9 \times 10^{-4} \text{ s}$  时刻的 Faraday 波相图

Fig.4 Phase diagram of Faraday wave at  $1.9 \times 10^{-4} \text{ s}$  under ultrasonic excitation frequency 35 kHz and ultrasonic excitation amplitude 8 μm

时刻表面波平均波长。

从图 4 可知,薄液膜表面形成了结构一致的表面波。在薄液膜表面有 9 个波峰,第 1 个波峰和第 9 个波峰的方向不是竖直向上,这可能是由于表面张力的存在使处于边缘处的液膜有一定坡度,造成波峰方向有偏差,其余波峰方向竖直向上,且相邻波峰之间长度基本一致。通过取点测量,各个波峰横向坐标如表 1 所示,9 个波峰之间的平均距离为  $109.74 \mu\text{m}$ ,即表面波平均波长为  $109.74 \mu\text{m}$ ,与式(1)计算的理论值  $113.87 \mu\text{m}$  的误差为 3.6%。

图 5 为一个超声激励周期表面波的流线图。其中,  $T$  为一个超声激励周期,  $t_i$  为仿真经历时间。超声激励频率为  $35 \text{ kHz}$ , 超声激励振幅为  $8 \mu\text{m}$ 。

从流线图可知:

1) 远离薄液膜的空气域速度方向始终和超

表 1 图 4 中各个波峰位置处的坐标及波长

Table 1 Coordinates and wavelength at each peak position in Fig. 4

序号	横向坐标/ $\mu\text{m}$	波长/ $\mu\text{m}$
1	58.26	122.9
2	181.2	105.7
3	286.9	103.7
4	390.6	103.7
5	494.3	99.9
6	594.2	101.9
7	696.1	115.2
8	811.3	124.9
9	936.2	

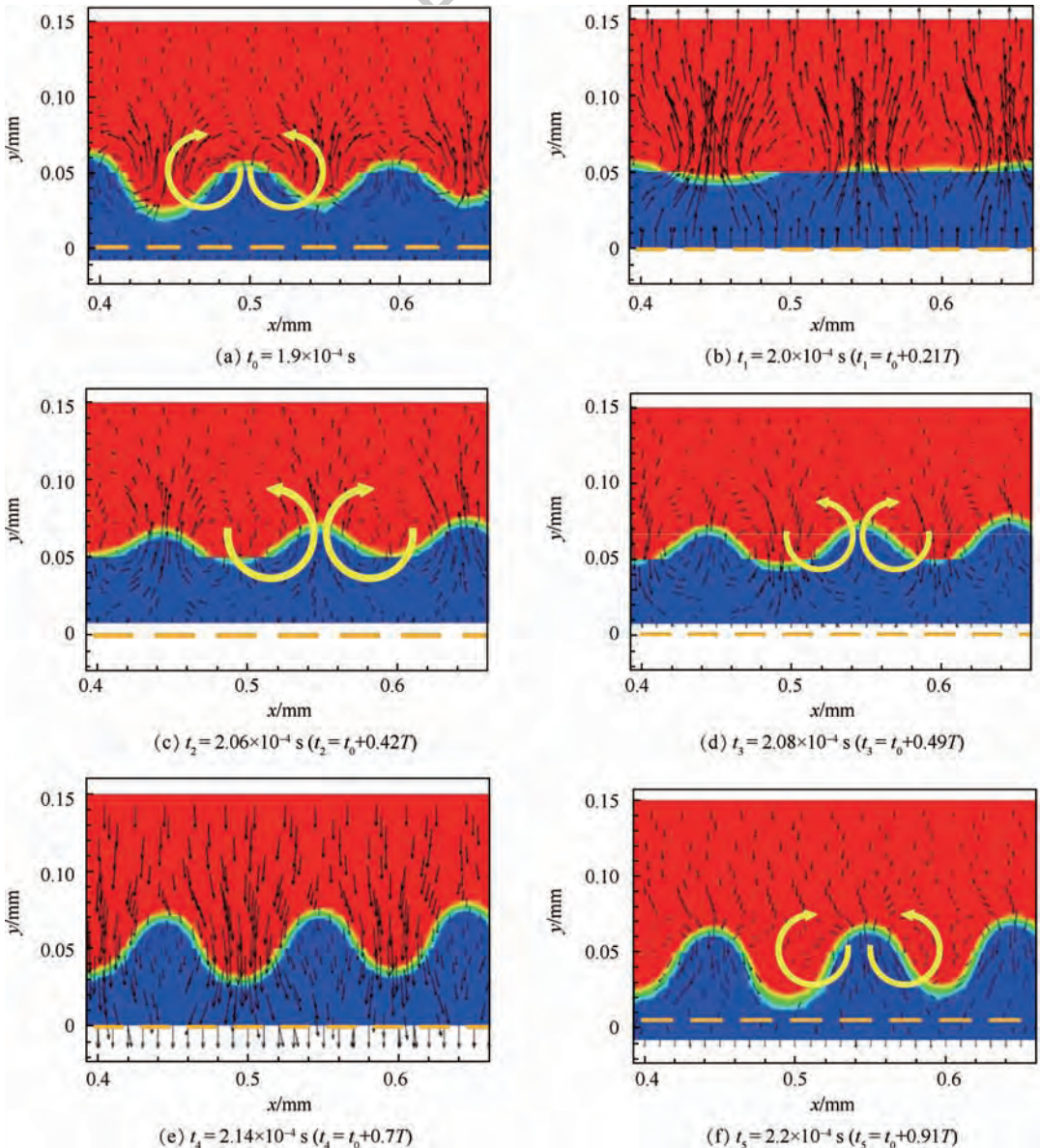


图 5 一个超声激励周期 Faraday 波的流线图

Fig. 5 Streamline diagram of Faraday wave in an ultrasonic excitation period

声激励(液膜底面)的速度方向保持一致,薄液膜附近空气域的速度方向有偏差,此部分空气域速度变化较快,液体域速度存在滞后现象。

2) 超声激励竖直向下的速度逐渐减小转向为竖直向上并增大到最大值的过程中(图 5(a)、(b)和(f)),波峰左侧空气域和流体域的速度矢量组成一个顺时针闭环,波峰右侧空气域和流体域的速度矢量组成一个逆时针闭环。表面波波峰和波谷先短暂增加然后衰减至液膜表面基本为平面,空气抑制表面波增长。

3) 超声激励竖直向上的速度由最大值逐渐减小转向并增加到竖直向下最大值的过程中(图 5(c)~(e)),波峰左侧空气域和流体域的速度矢量组成一个逆时针闭环,波峰右侧空气域和流体域的速度矢量组成一个顺时针闭环,空气促进波峰波谷增长。

4) 图 5 中  $x = 0.5 \text{ mm}$  处表面波在(a)中为波峰,在(f)中为波谷,即一个超声激励周期约为液膜表面波运动周期的 1/2,超声激励与表面波运动存在不断变化的相位差,一个相位差变化周期约为 2 个超声激励周期。图 6 所示为图 5 中  $x = 0.5 \text{ mm}$  处表面波与超声激励的相位变化,图中  $\eta$  为位移量。

表面波是外加周期性垂直激励后流体域和空气域相互作用形成的。超声激励竖直向下的速度逐渐减小转向为竖直向上且不断增加到最大值的过程中,由于液体域惯性较大,液体域波峰处液体保持原来的运动趋势,波峰处空气域速度方向随超声激励的变化而变化,因此在波峰左侧形成顺时针速度矢量闭环,在波峰右侧形成逆时针速度矢量闭环,此过程中空气域抑制波峰和波谷的增长;同理,当超声激励竖直向上的速度由最大值逐渐减小转向并增加到最大值的过程中,在波峰

左侧形成逆时针矢量闭环,在波峰右侧形成顺时针矢量闭环,空气域促进波峰波谷的增长。

## 2 实验分析

为测试超声激励表面波的形成状态,实验采用 35 kHz 超声波发生器和圆锥形变幅杆组成超声振动系统,通过超景深显微镜(VHX-2000)观察变幅杆发射端薄液膜表面的运动情况,实验装置如图 7 所示。

将工作液(蒸馏水)均匀涂覆在变幅杆发射端。通过超声振动系统对液膜施加纵向振动,激励液膜表面形成 Faraday 波。在超声振动系统上方搭建超景深显微镜,观测液膜表面状态。图 8 为通过超景深显微镜观察到的薄液膜表面超声激励产生的 Faraday 波阵列。

在图 8 中,液膜表面存在均匀分布点阵,其中亮点为表面波波峰或波谷,彼此相间,表面波波节位置基本不变,2 个亮点之间的距离为表面波波长的 1/2,3 个亮点之间的距离为一个表面波波长。通过测量,3 个亮点之间距离的平均值约为  $117.6 \mu\text{m}$ 。因此,实验获得表面波的振动频率约为超声激励频率的 1/2,理论误差为 3.3%。实验测得的表面波波长大于理论值,这可能是由开尔文公式未考虑重力波的影响和测量误差的存在造成。

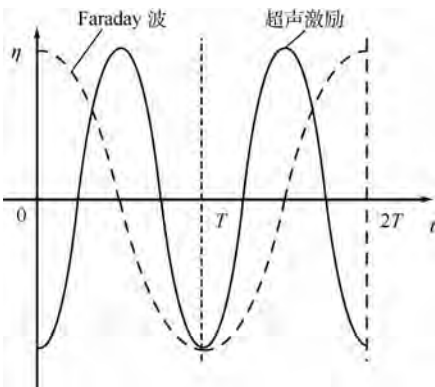


图 6 Faraday 波和超声激励相位差

Fig. 6 Phase difference between Faraday wave and ultrasonic excitation wave

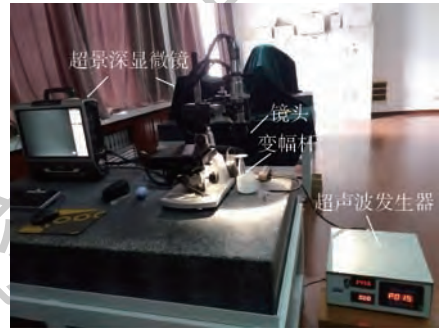


图 7 实验装置平台

Fig. 7 Experimental device platform

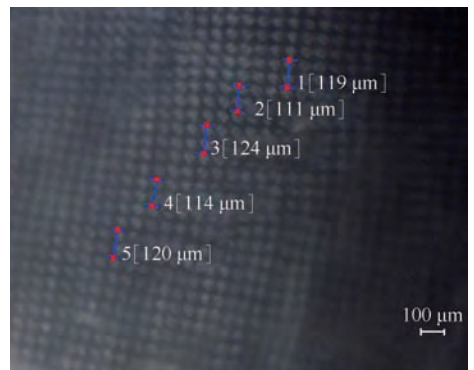


图 8 表面驻波阵列

Fig. 8 Surface standing wave array

### 3 结 论

通过实验和 CFD 有限元仿真分析,对薄液膜在超声激励下形成的表面波进行了研究。

1) 通过 CFD 有限元仿真分析,同一超声激励频率下,当超声激励振幅超过临界值  $\alpha$  时,经历数个超声激励周期后,薄液膜表面激发形成 Faraday 波。随超声激励振幅增加, Faraday 波振幅增大,当超声激励振幅超过临界值  $\beta$  时,会产生超声雾化现象。此外,表面波波长不随超声激励振幅的改变而改变。

2) 通过对一个超声激励周期表面波流线图分析,在超声激励竖直向下的速度逐渐减小转向为竖直向上且不断增加到最大值的过程中,波峰处存在速度矢量闭环,空气抑制表面波的增长;当超声激励竖直向上的速度由最大值逐渐减小并转向增大到竖直向下最大值的过程中,波峰处存在速度矢量闭环,空气促进表面波的生长。液膜表面的表面波是在外部周期性激励下由空气与液体相互作用形成的。表面波波峰或波谷与超声激励存在不断变化的相位差,一个相位差变化周期约为 2 个超声激励周期。

3) 超声振动激励薄液膜表面形成 Faraday 波,实验测量的 Faraday 波波长与理论计算值相比较,得出 35 kHz 超声激励形成 Faraday 波的振动频率约为超声激励频率的 1/2,与 CFD 有限元仿真分析结果一致。

#### 参考文献 (References)

- [ 1 ] 雷成龙. 利用液-固界面效应制备球形金属粉末及其性能研究[D]. 南京:南京大学,2016;14-25.  
LEI C L. Preparation of spherical metal powder by liquid-solid interface effect and its properties[D]. Nanjing: Nanjing University, 2016;14-25 (in Chinese).
- [ 2 ] 乐国敏,李强,董鲜峰. 适用于金属增材制造的球形粉体制备技术[J]. 稀有金属材料与工程,2017,46(4):1162-1168.  
LE G M, LI Q, DONG X F. Preparation of spherical powders for metal additive manufacturing[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2017, 46(4):1162-1168 (in Chinese).
- [ 3 ] 高正江,周香林,李景昊,等. 高性能球形金属粉末制备技术进展[J]. 热喷涂技术,2018,10(3):1-9.  
GAO Z J, ZHOU X L, LI J H, et al. Advances in preparation technology of high performance spherical metal powders[J]. Thermal Spraying Technology, 2018, 10(3):1-9 (in Chinese).
- [ 4 ] 张海庆. 均匀颗粒成型法(UDS)原理及应用[J]. 天津冶金,2001(1):39-40.  
ZHANG H Q. Principle and application of uniform particle forming method (UDS)[J]. Tianjin Metallurgy, 2001(1):39-40 (in Chinese).
- [ 5 ] SONG W, SHUMLAK U. Ultrasonically aided electro spray source for charged particles approaching monodisperse distributions[J]. Journal of Propulsion & Power, 2012, 26(2):353-363.
- [ 6 ] FARADAY M. On the forms and states of fluids on vibrating elastic surfaces[J]. Proceedings of the Royal Society of London, 1831, 121:299-340.
- [ 7 ] BENJAMIN T B, URSELL F. The stability of the plane free surface of a liquid in vertical periodic motion[J]. Proceedings of the Royal Society of London, 1954, 225(1163):505-515.
- [ 8 ] EISENMENGER W. Dynamic properties of surface tension of water and aqueous solutions of surface active agents with standing capillary waves in the frequency range from 10kHz to 1.5 MHz[J]. Acoustica, 1959, 9:327-340.
- [ 9 ] PESKIN R L, RACO R J. Ultrasonic atomization of liquids[J]. The Journal Acoustical Society of America, 1963, 34(1):6-15.
- [ 10 ] SINDAYIHEBURA D, BOLLE L. Theoretical and experimental study of the behavior of liquid film free surfaces driven by transverse ultrasonic vibrations[J]. WIT Transactions on Modelling and Simulation: Computational Modelling of Free and Moving Boundary Problems, 1995, 13:67-74.
- [ 11 ] SINDAYIHEBURA D, BOLLE L, CORNET A, et al. Theoretical and experimental study of transducers aimed at low-frequency ultrasonic atomization of liquids[J]. The Journal of the Acoustical Society of America, 1998, 103(3):1442-1448.
- [ 12 ] 菅永军,鄂学全,柏威. 参数激励圆柱形容器中的非线性 Faraday 波[J]. 应用数学和力学,2003,24(10):1057-1068.  
JIAN Y J, E X Q, BAI W. Nonlinear Faraday waves in parameter-excited cylindrical vessels[J]. Applied Mathematics and Mechanics, 2003, 24(10):1057-1068 (in Chinese).
- [ 13 ] JIAN Y J, E X Q. Instability analysis of nonlinear surface waves in a circular cylindrical container subjected to a vertical excitation[J]. European Journal of Mechanics B-Fluids, 2005, 24(6):683-702.
- [ 14 ] 长龙,菅永军,刘全生. 圆柱形容器中垂直激励的弱黏性流体界面波[J]. 内蒙古大学学报(自然版),2014,45(4):353-359.  
CHANG L, JIAN Y J, LIU Q S. The interface of weakly viscous fluids with vertical excitation in cylindrical vessels[J]. Journal of Inner Mongolia University (Natural Science Edition), 2014, 45(4):353-359 (in Chinese).
- [ 15 ] HIGGINBOTHAM A P, GUILLEN A, JONES N, et al. Evidence of the harmonic Faraday instability in ultrasonic atomization experiments with a deep, inviscid fluid[J]. The Journal of the Acoustical Society of America, 2011, 130(5):2694.
- [ 16 ] LI Y, UMEMURA A. Two-dimensional numerical investigation on the dynamics of ligament formation by Faraday instability[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2014, 60:64-75.
- [ 17 ] 刘财兴,杜会静,王怀翔. 垂直激励低黏度硅油的法拉第波研究[J]. 大学物理,2016,35(4):52-59.  
LIU C X, DU H J, WANG H X. Faraday wave study of vertically excited low viscosity silicone oil[J]. University Physics, 2016, 35(4):52-59 (in Chinese).
- [ 18 ] SHELDRAKE M, SHELDRAKE R. Determinants of Faraday wave-patterns in water samples oscillated vertically at a range of

- frequencies from 50-200 Hz[J]. *Water*, 2017, 9:1-27.
- [19] 赵文定, 王思慧, 范周游, 等. 理想流体的法拉第波模式[J]. *物理实验*, 2017, 37(1):13-18.  
ZHAO W D, WANG S H, FAN Z Y, et al. Faraday wave modes of ideal fluids[J]. *Physics Experiment*, 2017, 37(1):13-18 (in Chinese).
- [20] TADRIST L, SHIM J B, GILET T, et al. Faraday instability and subthreshold Faraday waves: Surface waves emitted by walkers[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2018, 848:906-945.
- [21] DUMOUCHEL C, SINDAYIHEBURA D, BOLLE L. Application of the maximum entropy formalism on sprays produced by ultrasonic atomizers[J]. *Particle & Particle Systems Characterization*, 2003, 20(2):150-161.
- [22] RAYLEIGH J W S B, LINDSAY R B. *The theory of sound* [M]. New York: Dover Publications, 1945:344.
- [23] EHRHORN J, SEMKE W. Numerical modeling of vibration induced atomization of liquids[J]. *Folia Parasitologica*, 2013, 45(3):196-198.
- [24] YULE A J, AL-SULEIMANI Y. A CFD prediction of wave development and droplet production on surface under ultrasonic excitation[C] // *Proceeding of Institute for Liquid Atomization and Spray Systems-Europe*, 2002.
- [25] HONG Y, JIE H, GU X Z, et al. Study on ultrasonic spray technology for the coating of vascular stent[J]. *Science China Technological Sciences*, 2011, 54(12):3358-3370.
- [26] 蔡耀中. 超声微泡发生方法及装置设计研究[D]. 杭州: 杭州电子科技大学, 2014:46.  
CAI Y Z. The design and study of ultrasonic micro bubbles generator and technique[D]. Hangzhou: Hangzhou Dianzi University, 2014:46 (in Chinese).

#### 作者简介:

高国富 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 精密超精密加工技术、特种加工技术。

李康 男, 硕士研究生。主要研究方向: 精密超精密加工技术。

李瑜 男, 博士, 讲师, 硕士生导师。主要研究方向: 生物3D打印和先进制造技术。

向道辉 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 精密超精密加工技术、特种加工。

赵波 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 精密超精密加工技术、特种加工。

## Formation mechanism of Faraday wave on thin liquid film excited by ultrasonic vibration

GAO Guofu\*, LI Kang, LI Yu, XIANG Daohui, ZHAO Bo

(School of Mechanical and Power Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, China)

**Abstract:** Aimed at the Faraday wave formed by 35 kHz ultrasonic excitation on thin liquid film, the formation mechanism of Faraday wave was explored by experiments and finite element simulation. The two-phase flow calculation model under ultrasonic excitation was established. The finite element simulation of the formation process of Faraday wave was carried out by CFD method. The formation mechanism of Faraday wave was discussed by analyzing the phase diagram and streamline diagram. The vibration frequency of Faraday wave was about 1/2 of the drive frequency. The existence of liquid inertia resulted in a constantly varying phase difference between the ultrasonic excitation and the liquid surface wave, and the phase difference variation period was about two ultrasonic excitation periods. Through the 35 kHz ultrasonic excitation experiment on thin liquid film, a well-arranged Faraday wave array pattern was observed on the surface of the thin liquid film. By measuring the wavelength of the Faraday wave, it was deduced that the surface wave frequency obtained by the experiment was about 1/2 of the ultrasonic frequency, and consistent with the results of finite element simulation.

**Keywords:** Faraday wave; ultrasonic excitation; thin liquid film; computational fluid dynamics (CFD); formation mechanism

Received: 2018-12-02; Accepted: 2018-12-29; Published online: 2019-03-08 11:48

URL: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190307.1110.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190307.1110.001.html)

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (51575453)

\* Corresponding author. E-mail: gaogf@hpu.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0698

# 附件化超声振动工作台设计及有限元优化分析

王岩<sup>1</sup>, 林彬<sup>2,\*</sup>, 东野广恒<sup>1</sup>, 董颖怀<sup>1</sup>, 赵静楠<sup>1</sup>, 张晓峰<sup>2</sup>

天津科技大学 机械工程学院, 天津 300222; 2. 天津大学 先进陶瓷及加工技术教育部重点实验室, 天津 300072)

**摘 要:** 超声振动辅助加工为合金材料、硬脆材料和复合材料等难加工材料提供了有效的机械制造解决方案, 超声振动辅助加工装置结构复杂、专业化程度高、使用可靠性差等因素制约了超声加工技术的推广及民用化历程。为了推广超声振动辅助加工的应用范围, 基于超声能量传播原理, 设计了一种机床附件化的超声振动工作台, 能够方便地安装于加工中心上为工件提供超声振动辅助加工。首先, 选用 2 种材料对工作台进行整体结构设计, 通过模态分析确定工作台的工作频率及振动形式, 使用谐响应分析揭示工作台工作时的稳定情况。其次, 采用多目标优化方法对工作台进行结构优化, 在保证总模态变形量不变的情况下降低振动台的质量, 以减小超声能量损耗的同时提高振动状态的可靠性。最后, 对比优化前后的有限元分析结果确定工作台材料并进行尺寸调整, 使其更加符合实际加工需要。分析结果表明, 45# 钢工作台在工作时的振动稳定性要好于 Cr12Mov 钢工作台, 但 Cr12Mov 钢工作台具有较大振幅。通过多目标优化使得振动台的总体质量降低 27%, 其工作频率同时降低 11%, 优化后 2 种工作台的共振频率带宽相差较小。

**关键词:** 超声振动工作台; 结构设计; 多目标优化; 谐响应分析; 谐振频率

**中图分类号:** TG66

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1589-08

随着科学技术的进步, 高温合金、工程陶瓷、复合材料等具有高硬度、耐磨损、耐高温、耐腐蚀等优异属性的先进材料在航空航天、国防科技、生物工程、计算机工程等尖端领域中的应用日益广泛<sup>[1-2]</sup>。由于材料的难加工特性, 利用传统加工方法已经很难甚至无法提供有效的材料加工技术解决方案<sup>[3]</sup>。超声振动辅助加工结合了超声振动产生的能量对材料进行去除, 为严苛的加工需求提供了新思路, 其形式主要有超声振动辅助磨削、车削、铣削、钻削等<sup>[4-5]</sup>。超声加工材料适应范围广, 与传统加工相比, 可加工出复杂型腔及型面, 加工时刀具和工件接触轻, 切削力小, 能够有效提高表面加工质量<sup>[6-8]</sup>。

目前, 超声振动辅助加工技术的发展越来越完善, 相关超声振动加工设备的研究层出不穷, 从超声电源到超声机床, 许多学者都进行了深入的研究。Geng 等<sup>[9]</sup> 研究了一种椭圆超声振动装置, 能够为工件提供椭圆超声振动辅助加工。Liang 等<sup>[10]</sup> 提出了一种二维超声振动实验台, 并成功进行了二维超声振动磨削加工实验。姚震<sup>[11]</sup>、李贵花<sup>[12]</sup> 和 马付建<sup>[13]</sup> 对超声加工振动系统及电源技术展开研究, 开发了多种具备频率跟踪、功率可调及阻抗匹配等多功能的超声振动系统。贺西平和张海岛<sup>[14]</sup> 对超声换能器以及超声变幅杆进行了深入的理论研究, 提出了纵振动转换体, 可以实现纵振的多端输出, 处理多个工作对象。王岩<sup>[15]</sup> 和

收稿日期: 2018-11-27; 录用日期: 2018-12-21; 网络出版时间: 2019-02-21 10:28

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190220.1517.008.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190220.1517.008.html)

基金项目: 国家自然科学基金(51505334); 天津市自然科学基金(18JJCQNJC05200); 天津市高等学校科技发展基金(2018KJ116)

\* 通信作者: E-mail: [tdlinbin@126.com](mailto:tdlinbin@126.com)

**引用格式:** 王岩, 林彬, 东野广恒, 等. 附件化超声振动工作台设计及有限元优化分析[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1589-1596. WANG Y, LIN B, DONGYE G H, et al. Design and finite element optimization analyses of accessory ultrasonic vibration working table[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1589-1596 (in Chinese).

刘礼平<sup>[16]</sup>开展了附件化超声振动加工装备的系列研究,成功研制出附件化超声波刀柄以及附件化气浮工作台,为超声加工技术的推广开辟了新的途径。赵蕾<sup>[17]</sup>针对超声辅助钻削振动装置进行研究,设计了一种钻削振动台,这种振动台在提高钻孔精度的同时还提高了振动装置的适用性。郑书友<sup>[18]</sup>对超声加工机床展开了研究,并设计出一种结构合理、易于操作、性能优良、生产效率高适宜于孔、面加工的大功率旋转超声加工机床。

本文设计了一种附件化超声振动工作台,能够方便地将振动台以附件化的形式安装到加工中心工作台上,使得普通加工中心具备超声振动辅助加工的能力。振动台能够装夹规则或异形零件,使得工件产生超声振动效应,配合加工中心主轴实现超声加工。相对于刀柄振动形式,振动台能够实现超声电火花等复合能量场加工,配合刀柄振动形式,振动台能够实现二维超声振动加工。通过将工件装夹到振动台上实现超声振动,改变了在工具或工件上施加振动的传统方式,大幅提高了振动台的通用性,有利于超声振动辅助加工的推广与发展。

## 1 超声振动工作台总体设计

超声振动工作台设计的理论基础是超声波在平板中的传递,根据半波长或 1/4 波长整数倍的设计思想构建振动台整体结构。超声波在板中的传递速度与材料的弹性模量、泊松比、材料密度有关,三者关系式为<sup>[19]</sup>

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho(1 - \sigma^2)}} \quad (1)$$

式中: $c$  为超声波传递速度,  $\text{m/s}$ ;  $E$  为弹性模量,  $\text{N/m}^2$ ;  $\rho$  为材料密度,  $\text{kg/m}^3$ ;  $\sigma$  为泊松比。

超声波可以在固体、气体、液体中传播,超声波传递波长与速度和频率之间存在一定的关系,该关系式为

$$\lambda = \frac{c}{f} \quad (2)$$

式中: $\lambda$  为波长,  $\text{m}$ ;  $f$  为超声波频率,  $\text{Hz}$ 。

超声振动工作台依据超声能量在金属材料中传递特性来设计,因此材料的选择对工作台的工作效果具有很大影响。能够用来做超声振动工作台的材料有很多种,例如 45#钢、Cr12Mov 钢和钛合金等。45#钢在振动传递过程中具有振动能耗系数小,声弹性优越,且价格相对较低,容易加工等优点,因而被广泛应用。Cr12Mov 钢具有较高

的硬度和良好的耐磨性,并且可以承受较大载荷带来的冲击,经过热处理后具有较小的阻抗值,所以也可以作为工作台材料的选择之一。钛合金是难加工材料,在加工制作的过程中非常困难,并且价格昂贵,所以本文选择 45#钢和 Cr12Mov 钢作为振动台的材料,其材料性能参数如表 1 所示。

根据表 1 中 45#钢的参数及式(1),可以求得超声波在 45#钢中的传递速度  $c = 4.9571 \times 10^3 \text{ m/s}$ 。选取超声波频率  $f = 20 \text{ kHz}$  作为振动台的设计频率,根据式(2)可以求得  $\lambda = 0.2479 \text{ m}$ 。通常工作台长度为半波长或半波长整数倍,所以选取振动台的长度尺寸选为 245 mm。考虑小型加工中心工作台尺寸及被加工零件尺寸,选取工作台的宽度尺寸为 180 mm;由于在工作台上需要开滑轨、安装夹具并需要具备一定的刚度,将工作台厚度设计为 40 mm。该工作台与超声振动子相连接,超声波发生器产生的振动信号经由换能器转变为机械振动后由变幅杆放大之后将超声振动传递给工作台,使工作台上的工件做超声振动,其中振动子与工作台之间的连接方式如图 1 所示。

表 1 材料性能参数

Table 1 Material performance parameters

材料	弹性模量/ $(\text{N} \cdot \text{m}^{-2})$	泊松比	材料密度/ $(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
45#钢	$2.09 \times 10^{11}$	0.269	7890
Cr12Mov 钢	$2.18 \times 10^{11}$	0.28	7850

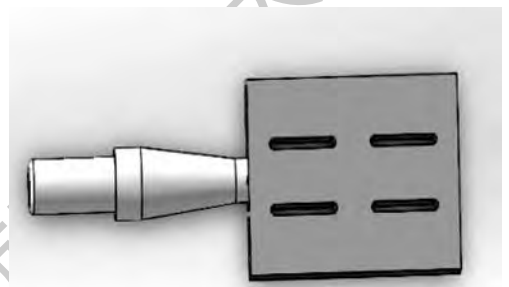


图 1 工作台与振动子的连接示意图

Fig.1 Schematic diagram of connection between working table and vibrator

## 2 超声振动工作台有限元分析

根据工作台的初步设计,对工作台的工作性能进行有限元分析,利用 ANSYS Workbench 中 Geometry 模块建立工作台模型。工作台在底部开 2 条滑轨,以实现工作台整体的点支撑,导轨两端开有注油孔。超声波在板中的传播波形有纵波和横波,2 种波形重叠会引起工作台发生纵振、弯振、扭振等现象。工作台的工作方式是以纵波振

动为基础,所以在工作台上开横波阻断槽,以减小工作台的横波干扰。根据工作台尺寸以及工件装夹部位,开槽形式可分为双排槽和单排槽,其结构如图 2 所示。

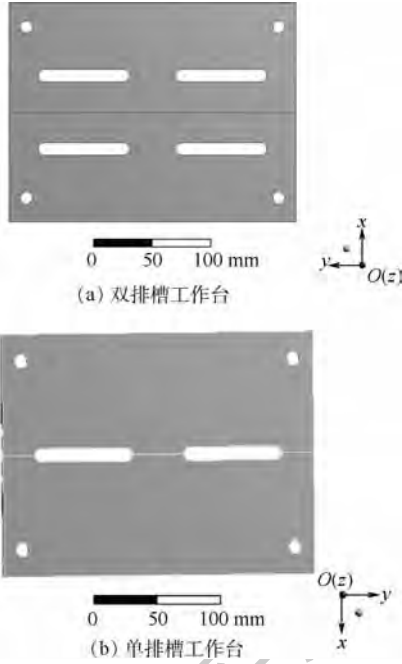


图 2 振动工作台结构

Fig. 2 Vibration working table structure

### 2.1 模态分析

利用工作台的模态分析结果,找出所需要的共振频率,确保在施加某一频率时,振动台能够得到稳定的工作状态。通过模态分析可以观察工作台在受到某一频率范围时各阶模态情况,确定工作台在受到外部振动信号时产生的响应。设置材料弹性模量、泊松比、材料密度等属性,对工作台进行网格划分,模拟工作台实际加工需要,给工作台添加边界条件。针对超声振动加工,选取频率范围在 16 ~ 25 kHz 之间对 2 种工作台进行模态分析,得出双排槽工作台前 8 阶模态对应的频率值如表 2 和表 3 所示,振型如图 3 和图 4 所示。

表 2 45#钢工作台前 8 阶模态频率

Table 2 The first eighth-order modal frequency of 45# steel working table

阶数和模态	频率/Hz
1	17 381
2	18 423
3	19 196
4	19 668
5	20 694
6	21 199
7	21 693
8	21 782

表 3 Cr12Mov 钢工作台前 8 阶模态频率

Table 3 The first eighth-order modal frequency of Cr12Mov steel working table

阶数和模态	频率/Hz
1	17 787
2	18 845
3	19 640
4	20 126
5	21 165
6	21 690
7	22 182
8	22 268

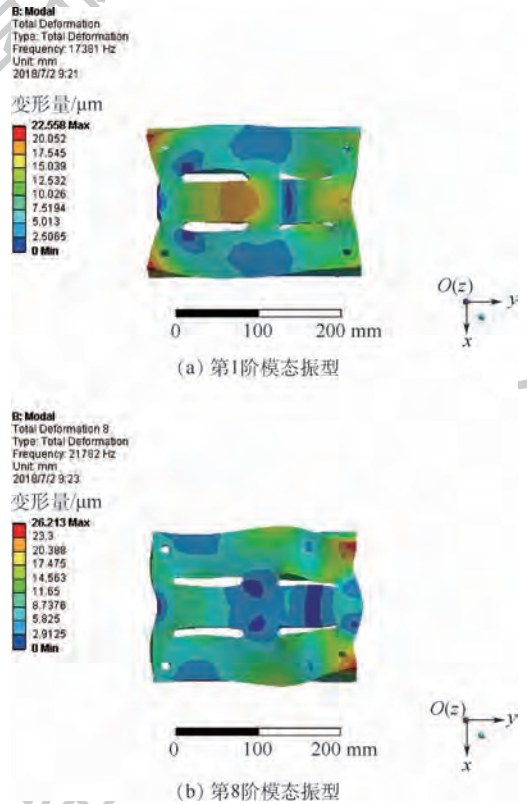


图 3 45#钢工作台部分模态振型

Fig. 3 Partial modal vibration shape of 45# steel working table

图 3 为 45#钢工作台部分模态振型,根据实际的加工需要,结合模态振型云图可知,第 1 阶模态振型和第 8 阶模态振型符合加工需要,其对应的频率分别为 17 381 Hz 和 21 782 Hz,其他振型存在严重的扭曲变形。由于第 1 阶频率偏低,会产生严重噪声,因此选择第 8 阶模态分析结果作为工作频率和振动形式。在实际加工过程中需要工作台沿 y 轴方向振动,且该模态在 z 方向的变形很小,综上所述在前 8 阶模态中,第 8 阶模态合适,符合加工的实际需要。

在相同条件下,将材料改为 Cr12Mov,其他工作条件保持不变,进行模态分析,表 3 给出了

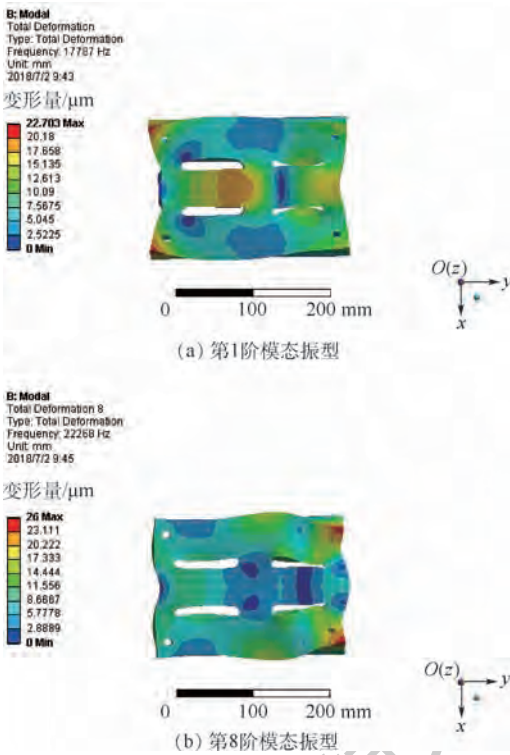


图4 Cr12Mov 钢工作台部分模态振型  
Fig.4 Partial modal vibration shape of Cr12Mov steel working table

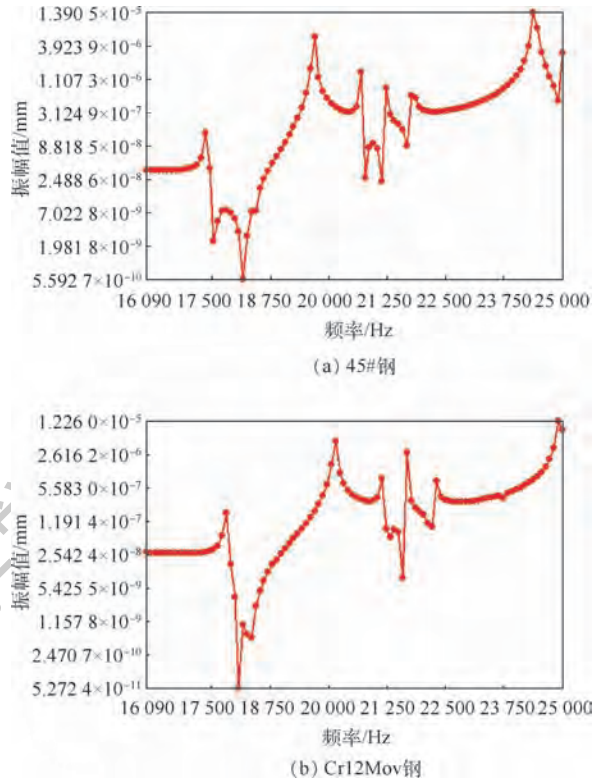


图5 两种工作台谐响应分析

Fig.5 Harmonic response analysis of two types of working tables

Cr12Mov 钢工作台前 8 阶模态对应的频率值。

图 4 为 Cr12Mov 钢工作台部分模态振型,可以看到材料改变后振动台的各阶振型几乎保持不变,同为第 1 阶和第 8 阶模态振型符合加工需要,其对应的频率分别为 17 787 Hz 和 22 268 Hz,选取第 8 阶模态的谐振频率作为工作台的工作频率。

通过对单排槽工作台进行模态分析,发现单排槽工作台在各阶振型处均发生扭振,且在装夹工件部位扭振幅度较大,不适合超声振动加工,故选择双排槽工作台设计方式。

## 2.2 谐响应分析

对工作台进行谐响应分析,用以计算工作台结构在正弦激励作用下的稳态振动,由于激励是简谐变化,所以在计算过程中,只考虑稳态受迫振动,不考虑开始瞬间的暂态振动。模拟超声振动辅助加工过程中的切削力,对工作台面施加 50 N 面载荷,通过对 45# 钢和 Cr12Mov 钢两种材料的工作台进行谐响应分析,可以观察到在谐振频率带附近工作台台的振动稳定性。

图 5 为 2 种材料工作台谐响应分析结果。从图 5(a) 可以看出,频率在 24 370 Hz 时振幅值最大,此时最大值为  $1.3905 \times 10^{-5}$  mm;从图 5(b) 可以看出,频率在 24 910 时振幅值最大,此时最大值为  $1.2260 \times 10^{-5}$  mm,工作台在最大振幅

处均产生剧烈扭振,无法实现超声加工的应用。45# 钢振动台在工作谐振点处 (21 782 Hz) 的振幅值为  $7.1 \times 10^{-7}$  mm,共振频率带宽为 350 Hz; Cr12Mov 钢工作台在工作谐振点处 (22 268 Hz) 的振幅值为  $2.6 \times 10^{-6}$  mm,共振频率带宽为 200 Hz,可以得到 45# 钢振动台在工作时具有较宽的共振频率带,能够提供较高的工作稳定性,但是具有较小的振幅。

## 2.3 多目标优化分析

使用目标驱动优化方法对工作台进行优化设计,根据参数设定的目标,从样本集中获得最佳的设计。本文主要优化目标是在保证工作台振动效果的前提下减小工作台的质量,并保证工作台的总变形量最小。设计变量为工作台的三维尺寸,为了减小横波干扰,降低振动子负载,将工作台的尺寸约束为:  $220 \text{ mm} \leq L \leq 270 \text{ mm}$ ,  $162 \text{ mm} \leq W \leq 198 \text{ mm}$ ,  $36 \text{ mm} \leq H \leq 44 \text{ mm}$ ,其中  $L$ 、 $W$ 、 $H$  分别为长、宽、高。

选用筛选法 (screening) 进行优化计算,筛选法是一种非迭代方法,适用于所有类型的输入参数,所用算法为 Hammersley 算法,该算法适用于所有样本生成的取样策略。Hammersley 采样算法是一个具有非常低的差异性的准随机数发生器,采样越多,越近似最优解。优化后 ANSYS

Workbench 给出 3 个候选关键点,如表 4 所示,可以看出候选点 1 对应的解在给定的 3 个候选点中是最优解,所以选择候选点 1 的尺寸作为振动工作台最终尺寸。

根据优化后的结果,选取表 4 中的候选点 1 作为设计尺寸。从工作台的加工方便角度考虑对候选点的尺寸进行微调,选取工作台尺寸为 221 mm × 162 mm × 36 mm。

优化后工作台质量、尺寸发生变化,所以需要分别对优化后的 2 种工作台进行模态分析和谐响应分析,以观察优化前后振动工作台的变化。以 Cr12Mov 钢振动台为例,对优化后的工作台进行模态分析,在 16 ~ 25 kHz 范围内提取前 8 阶模态振型图,并与优化之前进行比较。表 5 为优化后 Cr12Mov 钢工作台前 8 阶模态频率。

由图 6 可以看出,第 2 阶模态振型和第 6 阶模态振型适合做超声振动加工,其共振频率分别为 17 138 Hz 和 19 796 Hz,选取 19 796 Hz 作为工作台的工作频率,优化后 2 种工作台的工作频率相比于优化前均有所降低,并且优化后振动台的质量减小了 27%,其工作频率降低 11%,有效降低了超声能量损耗及振动子负载。

对优化后的振动台进行谐响应分析,用于观察工作台谐振频率带附近的工作状态,结果如图 7 所示。

由图 7(a)可知,45#钢振动台在工作谐振点处(19 349 Hz)的幅值为  $1.7 \times 10^{-7}$  mm,共振频率

表 4 优化候选点

Table 4 Optimization candidate points

参数	候选点 1	候选点 2	候选点 3
P1-DS-D1/mm	162.9	170.1	164.7
P2-DS-D1/mm	221.73	227.85	246.23
P3-DS-Exturde1.FD1/mm	36.2	39.756	38.867
P4-Solid Mass/kg	★★★8.7424	★10.472	★10.724
P5-总变形量最大值/mm	0	0	0

表 5 优化后 Cr12Mov 钢工作台前 8 阶模态频率

Table 5 The first eighth-order modal frequency of Cr12Mov steel working table after optimization

阶数和模态	频率/Hz
1	17 077
2	17 138
3	17 159
4	18 049
5	18 063
6	19 796
7	21 193
8	22 468

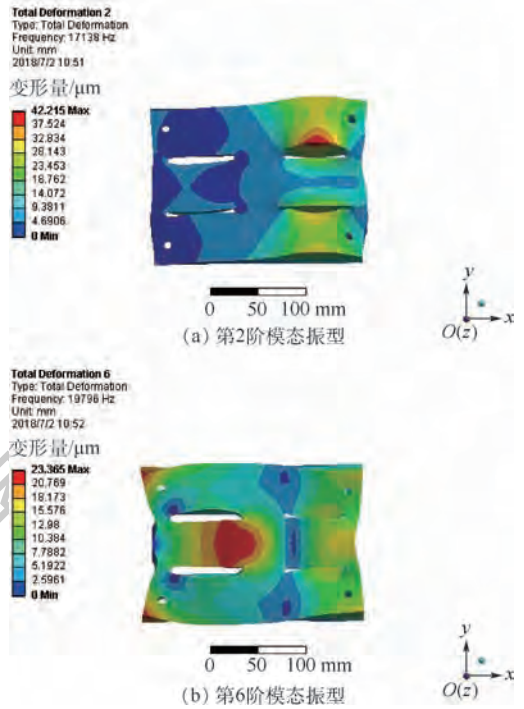
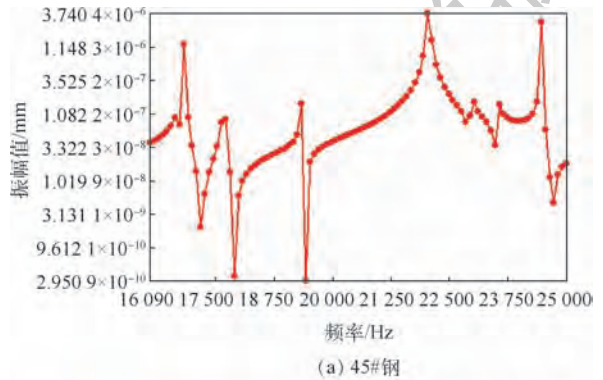
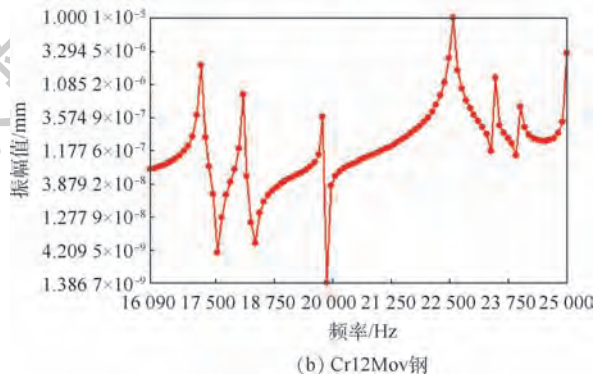


图 6 优化后 Cr12Mov 钢工作台部分模态振型

Fig. 6 Partial modal vibration shape of Cr12Mov steel working table after optimization



(a) 45#钢



(b) Cr12Mov钢

图 7 优化后两种工作台谐响应分析

Fig. 7 Harmonic response analysis of two types of working tables after optimization

带宽为 150 Hz;由图 7(b)可知,Cr12Mov 钢工作台在工作谐振点处(19 796 Hz)的幅值为  $3.5 \times 10^{-7}$  mm,共振频率带宽为 100 Hz,可以得到 2 种

振动台在工作时的共振频率带差别不大,具有类似的振动稳定性,但 Cr12Mov 钢工作台具有较大的幅值。

针对优化后的 2 种振动台,在工作台面添加工件并进行模态分析,工件材料选用钛合金 (Ti6Al4V),工件尺寸为  $80\text{ mm} \times 60\text{ mm} \times 8\text{ mm}$ 。在  $16 \sim 25\text{ kHz}$  范围内提取前 8 阶模态振型,其中共有 2 阶振型为纵向振动符合超声振动加工需求,其他则产生不同程度的扭振,以 Cr12Mov 钢振动台为例,具体振型如图 8 所示。

由图 8(a)可知,优化后 Cr12Mov 钢工作台带工件以后共振频率下降至  $19\ 481\text{ Hz}$ ,但其振动效果要好于 45#钢工作台;图 8(b)所示振动台在工作频率虽然具有良好的纵向振动效果,但其幅值较小,不利于实现超声加工。优化后的 45#钢工作台带工件以后也能保证良好的纵向振动效果,但由于工件质量的加入使得其工作频率下降至  $19\ 040\text{ Hz}$ ,振动台在工作频率的振幅要小于 Cr12Mov 钢工作台。综合分析 2 种材料工作台的振动效果,最终选择 Cr12Mov 钢材料对工作台进行试制研究,如图 9 所示。

如图 9 所示,以 Cr12Mov 钢材料制成的振动台经测试能够得到稳定的振幅,幅值为  $5 \sim 8\ \mu\text{m}$ ,

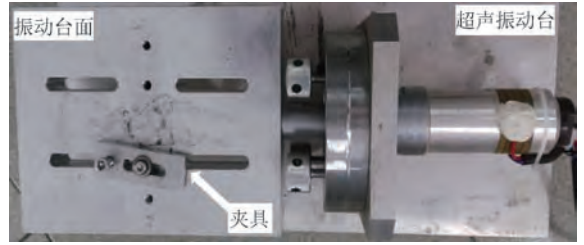


图 9 试制的超声振动工作台

Fig. 9 Prototype ultrasonic vibration working table

换能器与变幅杆之间采用螺纹连接,并用法兰盘固定在底座上,变幅杆的末端与工作台之间采用螺纹连接。试制的换能器和工作台的工作频率均为  $20\text{ kHz}$ ,连接成整体后的复合振动系统频率为  $19.6\text{ kHz}$  左右。

### 3 结论

本文对附件化超声振动工作台进行了结构设计,分别选用 2 种材料对工作台进行了有限元分析,从模态分析结果中找到符合超声振动加工需要的振型和频率,并对工作台进行多目标优化设计,最终确定工作台的尺寸为  $221\text{ mm} \times 162\text{ mm} \times 36\text{ mm}$ ,具体结论如下:

- 1) 2 种材料制成的工作台具有相同的工作振型,45#钢振动台在工作谐振点处的振动频率以及振幅均小于 Cr12Mov 钢工作台。
- 2) 45#钢工作台共振频率带宽大于 Cr12Mov 钢工作台,说明 45#钢工作台在工作时的振动稳定性要好于 Cr12Mov 钢工作台。
- 3) 通过多目标优化使得振动台的总体质量降低 27%,其工作频率同时降低 11%,优化后 2 种工作台的共振频率带宽相差较小,选取振幅较大的 Cr12Mov 钢工作台作为最终设计方案。

### 参考文献 (References)

- [1] 张德远. 中国的超声加工[J]. 机械工程学报, 2017, 53(19): 1-2.  
ZHANG D Y. Ultrasonic machining in China [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(19): 1-2 (in Chinese).
- [2] 冯平法,王健健,张建富,等. 硬脆材料旋转超声加工技术的研究现状及展望[J]. 机械工程学报, 2017, 53(19): 3-21.  
FENG P F, WANG J J, ZHANG J F, et al. Research status and prospect of rotating ultrasonic machining technology for hard and brittle materials [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(19): 3-21 (in Chinese).
- [3] 房善想,赵慧玲,张勤俭. 超声加工技术的应用现状及其发展趋势[J]. 机械工程学报, 2017, 53(19): 22-32.  
FANG S X, ZHAO H L, ZHANG Q J. Application status and development trend of ultrasonic machining technology [J]. Jour-

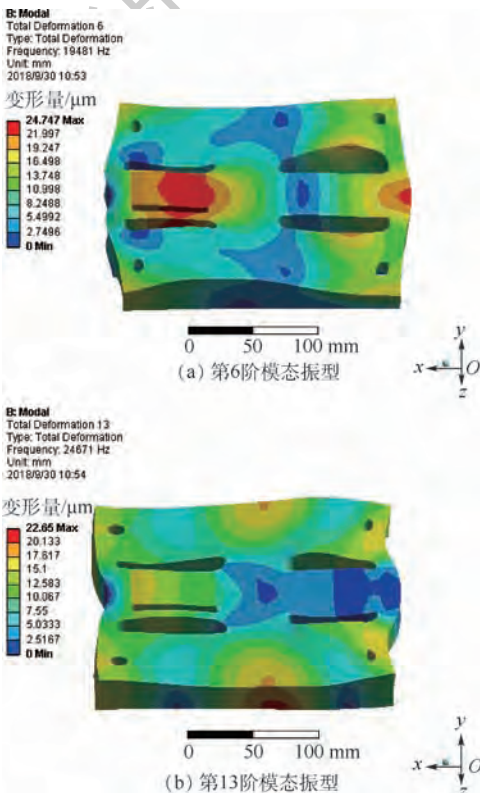


图 8 优化后 Cr12Mov 钢工作台带工件部分模态振型

Fig. 8 Partial modal vibration shape of Cr12Mov steel working table with workpiece after optimization

- nal of Mechanical Engineering, 2017, 53 (19) : 22-32 (in Chinese).
- [ 4 ] 张园, 康仁科, 刘津廷, 等. 超声振动辅助钻削技术综述 [J]. 机械工程学报, 2017, 53 (19) : 33-44.
- ZHANG Y, KANG R K, LIU J T, et al. Ultrasonic vibration assisted drilling technology review [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53 (19) : 33-44 (in Chinese).
- [ 5 ] 唐军, 赵波. 超声波椭圆振动加工技术的研究进展 [J]. 金刚石与磨料磨具工程, 2014 (1) : 70-78.
- TANG J, ZHAO B. Development of ultrasonic elliptical vibration machining [J]. Diamond and Abrasives Engineering, 2014 (1) : 70-78 (in Chinese).
- [ 6 ] GONG H, FANG F Z, HU X T, et al. Kinematic view of tool life in rotary ultrasonic side milling of hard brittle materials [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010, 50 (3) : 303-307.
- [ 7 ] WANG Y, LIN B, WANG S L, et al. Study on the system matching of ultrasonic vibration assisted grinding for hard and brittle materials processing [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2014, 77 : 66-73.
- [ 8 ] WANG Y, SARIN V K, LIN B, et al. Feasibility study of the ultrasonic vibration filing of carbon fiber reinforced silicon carbide composites [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2016, 101 : 10-17.
- [ 9 ] GENG D X, ZHANG D Y, LI Z, et al. Feasibility study of ultrasonic elliptical vibration-assisted reaming of carbon fiber reinforced plastics/titanium alloy stacks [J]. Ultrasonics, 2017, 75 : 80-90.
- [ 10 ] LIANG Z Q, WU Y B, WANG X B, et al. A new two-dimensional ultrasonic assisted grinding (2D-UAG) method and its fundamental performance in monocrystal silicon machining [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010, 50 (8) : 728-736.
- [ 11 ] 姚震. 旋转超声加工振动系统及电源技术研究 [D]. 广州: 广东工业大学, 2015.
- YAO Z. The research of a rotary ultrasonic vibration system and power technology [D]. Guangzhou: Guangdong University of Technology, 2015 (in Chinese).
- [ 12 ] 李贵花. 旋转超声加工振动系统的研究 [D]. 北京: 北方工业大学, 2010.
- LI G H. The research of a rotary ultrasonic machining system [D]. Beijing: North China University of Technology, 2010 (in Chinese).
- [ 13 ] 马付建. 超声辅助加工系统研发及其在复合材料加工中的应用 [D]. 大连: 大连理工大学, 2013.
- MA F J. The development of ultrasonic assisted machining system and its application in machining on composites [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2013 (in Chinese).
- [ 14 ] 贺西平, 张海岛. 单端输入多端输出的纵振动转换体的研究 [J]. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2016, 46 (3) : 034301.
- HE X P, ZHANG H D. Investigation of a converter of longitudinal vibration with single-input and multi-outputs [J]. SCIENTIA SINICA Physica, Mechanica & Astronomica, 2016, 46 (3) : 034301 (in Chinese).
- [ 15 ] 王岩. 轴向超声振动辅助磨削加工机理与试验研究 [D]. 天津: 天津大学, 2015.
- WANG Y. The mechanism and experimental study of axial ultrasonic vibration assisted grinding [D]. Tianjin: Tianjin University, 2015 (in Chinese).
- [ 16 ] 刘礼平. 基于机床附件化的旋转超声波加工关键技术研究 [D]. 天津: 天津大学, 2011.
- LIU L P. Study on the key technologies of rotary ultrasonic machining based on accessory of the machine tool [D]. Tianjin: Tianjin University, 2011 (in Chinese).
- [ 17 ] 赵蕾. 超声辅助微细钻削精密振动装置的研究 [D]. 太原: 太原理工大学, 2015.
- ZHAO L. Ultrasonic-assisted micro-drilling precision vibration device [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2015 (in Chinese).
- [ 18 ] 郑书友. 旋转超声加工机床的研制及试验研究 [D]. 厦门: 华侨大学, 2008.
- ZHENG S Y. Development of a rotary ultrasonic machine and experimental study of machining on the machine [D]. Xiamen: Huaqiao University, 2008 (in Chinese).
- [ 19 ] 冯若. 超声手册 [M]. 南京: 南京大学出版社, 2001.
- FENG R. Ultrasound handbook [M]. Nanjing: Nanjing University Press, 2001 (in Chinese).

#### 作者简介:

王岩 男, 博士, 讲师。主要研究方向: 超声振动辅助加工。

林彬 男, 硕士, 研究员, 博士生导师。主要研究方向: 硬脆材料超声波加工、精密/超精密加工。

# Design and finite element optimization analyses of accessory ultrasonic vibration working table

WANG Yan<sup>1</sup>, LIN Bin<sup>2,\*</sup>, DONGYE Guangheng<sup>1</sup>, DONG Yinghuai<sup>1</sup>,  
ZHAO Jingnan<sup>1</sup>, ZHANG Xiaofeng<sup>2</sup>

(1. School of Mechanical Engineering, Tianjin University of Science and Technology, Tianjin 300222, China;

2. Key Laboratory of Advanced Ceramics and Machining Technology, Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** Ultrasonic vibration assisted machining provides effective manufacturing solutions for difficult-to-machine materials such as alloy materials, brittle materials and composite materials, which is widely used in aerospace, defense, electronics and other high-technology fields. The complex structure, high degree of specialization and poor reliability of ultrasonic vibration assisted machining device restrict the promotion of ultrasonic processing technology. In order to popularize the application scope of ultrasonic vibration assisted machining, an accessory ultrasonic vibration working table is designed based on the principle of ultrasonic energy transmission, which can be conveniently installed in the machining center to provide ultrasonic vibration assisted machining for the workpiece. First, two types of materials were applied to structural design of the table, the working frequency and vibration form were determined through the modal analysis, and the working stability was presented by harmonic response analysis. Second, the working table structure optimization was carried out by the method of multi-objective optimization. The quality of the working table was reduced under the condition of guaranteeing invariable total deformation, in order to reduce the loss of ultrasonic energy and improve the working reliability. Finally, in order to make the working table more suitable for the actual machining needs, the material of the working table was selected and the table size was adjusted by comparing the results of finite element analysis before and after optimization. The results of analysis indicate that 45 # steel vibration working table has better vibration stability and smaller vibration amplitude. The overall mass of the vibration table was reduced by 27%, the working frequency was reduced by 11% through multi-objective optimization. The bandwidth difference of resonance frequency between the two workbenches is quite small.

**Keywords:** ultrasonic vibration working table; structural design; multi-objective optimization; harmonic response analysis; harmonic frequency

**Received:** 2018-11-27; **Accepted:** 2018-12-21; **Published online:** 2019-02-21 10:28

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190220.1517.008.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190220.1517.008.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51505334); Natural Science Foundation of Tianjin (18JQCQNJC05200); University Technology Development Fund of Tianjin (2018KJ116)

\* **Corresponding author.** E-mail: [tdlinbin@126.com](mailto:tdlinbin@126.com)

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0709

# 钛合金超声振动钻削工艺特性仿真及试验研究



赵甘霖<sup>1</sup>, 冯平法<sup>1,2,\*</sup>, 张建富<sup>1</sup>

(1. 清华大学 机械工程系 精密超精密制造装备及控制北京市重点实验室, 北京 100084;

2. 清华大学 深圳研究生院 先进制造学部, 深圳 518055)

**摘 要:** 针对钛合金传统钻削中存在的切削力大、切削温度高和加工质量差等问题, 研究了钛合金超声振动钻削工艺特性。首先, 通过超声振动钻削的运动方程, 分析了其断续切削和高速切削的特性; 然后, 利用 Deform-3D 对钛合金超声振动力钻削的轴向力、扭矩和切削温度进行了仿真, 并通过超声振动钻削试验研究了轴向力、扭矩和出口毛刺相对传统钻削的变化。结果表明: 钛合金超声振动钻削可以降低平均轴向力约 20%, 降低平均扭矩约 40%, 降低平均切削温度 50% 以上, 钛合金超声加工孔的加工质量明显优于传统加工。钛合金超声纵扭复合振动钻削相比超声一维纵振钻削可以进一步降低钻削轴向力、扭矩和切削温度, 体现出更好的钻削工艺特性。

**关键词:** 钛合金; 超声振动钻削; 纵扭复合振动; 切削力; 扭矩; 切削温度

**中图分类号:** V261

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1597-09

钛合金具有相对于传统钢材质量轻、比强度高、耐腐蚀性强、热硬性好、低温性能好等一系列优异的性能, 所以钛合金逐渐被广泛应用到航空航天、医疗器械、航海舰船、石油化工等诸多领域, 被人们冠以“全能金属”、“太空金属”等称号<sup>[1-4]</sup>。但是钛合金导热系数低、塑性差、弹性模量低等特点, 造成其切削性能很差。尤其是在使用麻花钻的传统钻削工艺中, 加工过程经常伴随着较高的切削温度和切削力, 导致刀具磨损严重, 加工效率很低, 最终使得钛合金钻削加工的成本居高不下, 加工效率十分堪忧<sup>[5-7]</sup>。

超声振动钻削技术是一种新兴的特种精密加工技术, 它是在传统的钻削刀具上施加一个超声频率振动, 使刀具钻削的运动变为主轴旋转、轴向进给和超声振动的叠加运动, 改变了原有的切削原理和钻头运动状况, 从而产生了全新的加工特

征与工艺特性。根据目前应用超声振动钻削技术加工不同材料的研究来看, 超声振动钻削具有减小切削力、降低切削温度、改善刀具磨损等优异的效果<sup>[8]</sup>, 而这些正是钻削钛合金时亟需解决的问题, 可以展望超声振动钻削技术在钛合金钻削上具有较好的应用前景。

目前, 超声振动钻削技术在硬脆材料孔加工领域已经有了广泛的应用, 但在钛合金等难加工材料孔加工领域还处于研究和可行性验证阶段。Paktinat 和 Amini<sup>[9]</sup> 得出超声振动钻削可以降低钛合金钻削轴向力。Onikura 等<sup>[10]</sup> 通过实验得出超声振动可以减少切屑与前刀面间的摩擦力使得切削厚度更薄。Azarhoushang 和 Akbari<sup>[11]</sup> 发现超声振动钻削技术可以明显改善孔的表面质量、出口毛刺、孔精度和圆柱度等加工参数, 对于改善孔加工质量有着积极的意义。闫明鹏和邵华<sup>[12]</sup> 通

收稿日期: 2018-12-02; 录用日期: 2019-03-29; 网络出版时间: 2019-04-24 14:57

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190424.1012.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190424.1012.002.html)

基金项目: 国家自然科学基金 (51875311, 51475260)

\* 通信作者: E-mail: fengpf@tsinghua.edu.cn

**引用格式:** 赵甘霖, 冯平法, 张建富. 钛合金超声振动钻削工艺特性仿真及试验研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1597-1605. ZHAO G L, FENG P F, ZHANG J F. Simulation and experimental study on ultrasonic vibration drilling process characteristics of titanium alloy [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1597-1605 (in Chinese).

过仿真发现超声振动钻削的减摩作用改善了钛合金钻削的散热条件,从而延长了刀具寿命。聂倩倩<sup>[13]</sup>发现超声振动钻削能有效降低钛合金钻孔的圆度误差,且提高了排屑性能。总体来看,目前针对钛合金超声钻削的研究大多集中于一维的纵振加工,对于扭振和纵扭复合的超声钻削研究较少。

本文通过 Deform-3D 仿真软件研究了钛合金超声振动钻削的切削加工过程且进行了不同工艺之间的对比,重点分析了超声纵扭复合振动钻削,并搭建以超磁致伸缩材料为换能器材料的超声加工试验平台进行试验对比验证,通过仿真和试验研究了钛合金超声振动钻削相对于传统钻削的部分工艺特性。

### 1 超声振动钻削系统的运动学特征

由于使用麻花钻的传统钻削技术是应用最广泛的孔加工方式<sup>[14]</sup>,所以目前绝大多数的超声振动钻削系统采用的是在麻花钻的基础上设计换能器、变幅杆和连接结构,从而实现麻花钻切削部分的一个超声振动效果。一个典型的超声纵扭复合振动钻削系统的示意图如图 1 所示。

图 1 中,纵振是指与进给方向相同叠加的超声振动,扭振是指振动方向与主轴旋转方向相同叠加的超声振动,所以一维的超声纵振钻削就可以看做扭振振幅为零的二维纵扭复合的特殊情况。

传统钻削中钻头主切削刃上最外侧一点的运动轨迹方程为

$$\begin{cases} x(t) = R\cos(2\pi nt) \\ y(t) = R\sin(2\pi nt) \\ z(t) = -f_z nt \end{cases} \quad (1)$$

式中: $n$ 为主轴转速,  $r/min$ ;  $f_z$ 为进给速度,  $mm/r$ ;

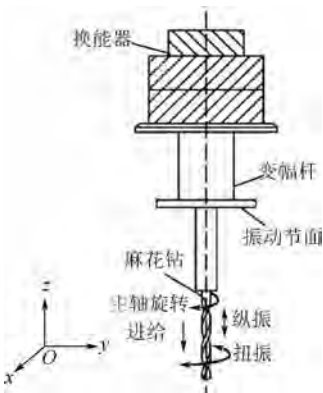


图 1 典型超声纵扭复合振动钻削系统  
Fig. 1 Typical ultrasonic longitudinal-torsional composite drilling system

$R$ 为钻头半径,  $mm$ ;  $t$ 为时间;  $x$ 、 $y$ 和 $z$ 为钻头主切削刃最外侧点在坐标系中的位置,且 $z$ 为钻头进给方向。

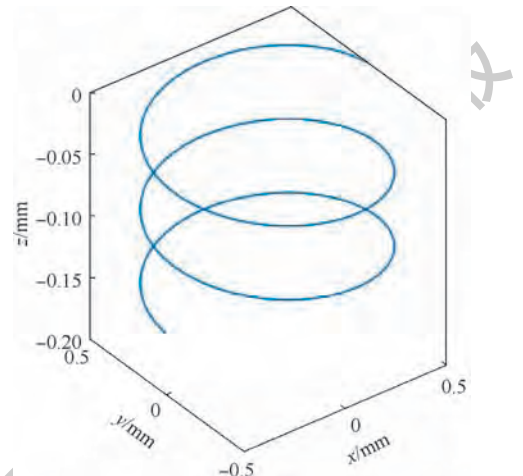
对于超声纵扭复合振动钻削,假设初始相位为零,则轨迹方程变为

$$\begin{cases} x(t) = R\cos(2\pi nt + \varphi_1 \sin(2\pi ft)) \\ y(t) = R\sin(2\pi nt + \varphi_1 \sin(2\pi ft)) \\ z(t) = -f_z nt + A\sin(2\pi ft) \end{cases} \quad (2)$$

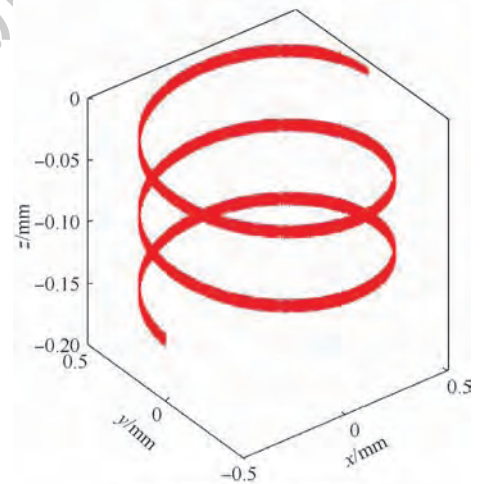
式中: $A$ 为纵振振幅,  $mm$ ;  $\varphi_1$ 为扭振角振幅,  $rad$ ;  $f$ 为纵扭振动频率,  $Hz$ 。

当  $R = 0.5 \text{ mm}$ ,  $n = 5000 \text{ r/min}$ ,  $f_z = 0.06 \text{ mm/r}$ ,  $A = 0.005 \text{ mm}$ ,  $f = 20000 \text{ Hz}$ ,  $\varphi_1 = 0.01 \text{ rad}$  时,通过 MATLAB 仿真可绘制出切削刃最外侧点的切削运动轨迹如图 2 所示。

超声振动的叠加使得切削刃的运动轨迹不再是单一的等螺距匀速螺旋线运动,超声钻削的轨迹是一个钻头与工件不断分离、接触、冲击的过程。这样的切削方式将传统钻削的连续切削转变



(a) 传统钻削



(b) 超声纵扭复合振动钻削

图 2 钻头切削刃最外侧点运动轨迹

Fig. 2 Track of outermost point of drill cutting edges

为断续切削。若以横刃接触工件与否作为判断依据,则可以近似算出超声振动钻削过程中钻头与工件接触的时间占总体加工时间的比例:

$$Q = \frac{\int_0^{\frac{\pi}{2}} (2\pi f A \cos \theta + f_z n) d\theta}{\int_0^{\alpha} (2\pi f A \cos \theta + f_z n) d\theta - \int_{\alpha}^{\frac{\pi}{2}} (2\pi f A \cos \theta + f_z n) d\theta} \quad (3)$$

式中: $\theta$  为纵振一个周期内的相位角; $\alpha$  为每个纵振周期内沿进给方向进给最大值时对应的相位角, $\alpha = \arccos\left(-\frac{f_z n}{2\pi f A}\right)$ 。

代入上述实例数据可得  $Q = 2.5\%$ , 可知超声振动使钻头与工件产生周期性分离,大幅降低了钻头与工件的接触时间,也即减小了刀具和工件之间因摩擦和撞击产生的切削热。分离时间使刀具能够与空气或切削液之间进行充分的热交换,从而增加了刀具的散热能力。在钛合金切削中对刀具寿命影响最大的因素就是切削过程中的高温,超声钻削的断续切削特性为改善钛合金钻削时刀具温度高、寿命低的问题提供了一个有效途径。

根据轨迹方程可以分别计算得出传统钻削和超声纵扭复合振动钻削切削刃上最外侧一点的瞬时运动速度  $V_N$  和  $V_U$  分别为

$$V_N^2 = (f_z n)^2 + (2\pi R n)^2 \quad (4)$$

$$V_U^2 = (-f_z n + 2\pi f A \cos(2\pi f t))^2 + (2\pi R n + 2\pi f R \varphi_1 \cos(2\pi f t))^2 \quad (5)$$

取  $R = 0.5 \text{ mm}$ ,  $n = 5000 \text{ r/min}$ ,  $f_z = 0.06 \text{ mm/r}$ ,  $A = 0.005 \text{ mm}$ ,  $f = 20000 \text{ Hz}$ ,  $\varphi_1 = 0.01 \text{ rad}$ , 可得传统钻削切削刃最外侧一点的运动速度为一定值  $V_N = 261.8 \text{ mm/s}$ 。对于超声振动钻削,通过 MATLAB 画出  $V_U$  随时间变化的速度曲线,如图 3 所示。可见,切削速度相对传统钻削较大幅度提升,最高运动速度达到 4 倍以上。这意味着超声纵扭

复合振动钻削的切削速度相对传统钻削有较大提高,具有高速切削的特征,对于降低切削力和提高切削效率有积极影响。

## 2 钛合金超声振动钻削仿真

### 2.1 仿真前处理

为研究钛合金超声振动钻削在轴向力和切削温度方面的工艺特性,基于 Deform-3D 软件建立了钛合金钻削的有限元仿真模型。工件材料为使用最为广泛的 Ti6Al4V,刀具采用传统钻削钛合金中常用的硬质合金钨钢(WC-Co)麻花钻。2 种材料的基本参数见表 1。

设置刀具为刚体,工件为塑性体。刀具为直径为  $1 \text{ mm}$ 、螺旋角为  $30^\circ$  的标准麻花钻,工件为  $\phi 1.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$  的圆柱体,并取麻花钻完全钻入的时刻作为仿真起始。有限元模型及网格划分见图 4。

在保证初始进给速度和主轴转速不变的前提下,分别对传统钻削、一维超声纵振钻削和二维超声纵扭复合振动钻削进行钛合金钻削仿真,对比 3 种加工方式的工艺特性。取麻花钻尖端横刃的纵振振幅为  $0.005 \text{ mm}$ ,麻花钻绕主轴旋转的扭振角振幅为  $0.01 \text{ rad}$ ,即切削刃最外侧一点的扭振振幅为  $0.005 \text{ mm}$ 。具体的仿真参数见表 2。

超声振动加工仿真中,进给速度和切削速度需要分别叠加纵向和扭转的振动,具体计算依据

表 1 刀具与工件材料参数

Table 1 Material parameters of tool and workpiece

材料	弹性模量/ GPa	泊松比	密度/( $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$ )	热膨胀率/ ( $10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ )
Ti6Al4V	110	0.31	4.43	9.5
钨钢(WC-Co)	524	0.23	15.7	6.3

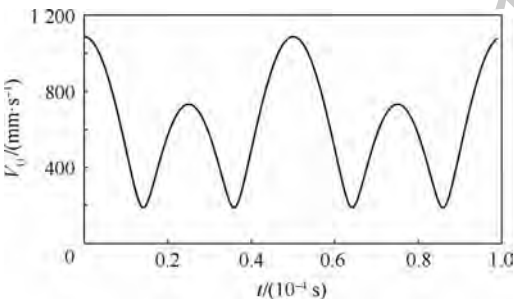


图 3 超声振动钻削切削刃最外侧点运动速度曲线

Fig. 3 Motion speed curve of outermost point of cutting edges in ultrasonic vibration drilling

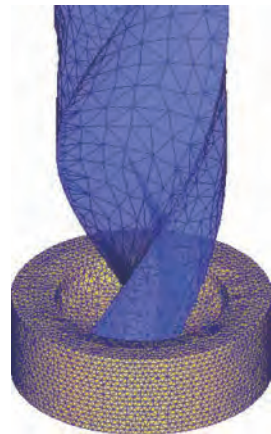


图 4 麻花钻及工件有限元模型

Fig. 4 Finite element model of twist drill and workpiece

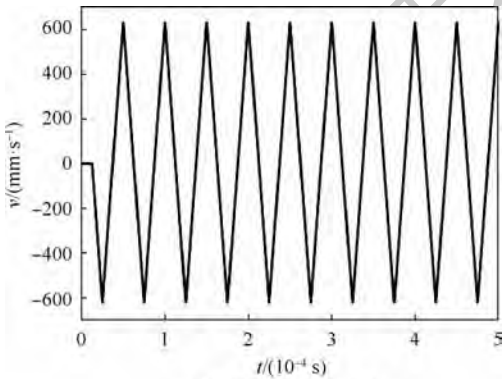
式(5)。由于超声振动频率很高,速度变化频率很快,可将简谐振动的速度函数近似看为锯齿波,具体速度函数设置如图5所示。图中: $v$ 为超声纵振进给速度, $\omega$ 为超声扭振切削速度。

最后设定仿真步长为 $5 \times 10^{-6}$  s,是20 000 Hz超声振动周期的十分之一,保证可以较准确地模拟每个振动周期内的钻削加工情况。取整体钻削深度为0.01 mm。

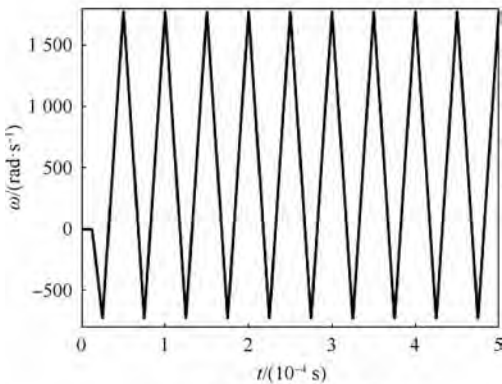
表2 仿真参数

Table 2 Simulation parameters

钻削方式	进给速度/ (mm·s <sup>-1</sup> )	主轴转速/ (r·min <sup>-1</sup> )	振动频率/ Hz	纵振振幅/ mm	扭振角振幅/ rad
传统钻削	5	5 000	0	0	0
超声纵振钻削	5	5 000	20 000	0.005	0
超声纵扭复合振动钻削	5	5 000	20 000	0.005	0.01



(a) 超声纵振进给速度



(b) 超声扭振切削速度

图5 钻削仿真速度函数

Fig. 5 Speed function of drilling simulation

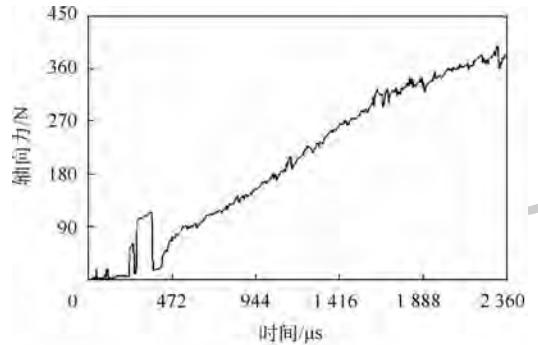
### 2.2 钻削轴向力

钛合金钻削中的轴向力也即钻头的 $z$ 方向载荷是一个非常重要的工艺参数,过大的轴向切削力会导致钻头磨损和发热严重,降低加工效率和质量。钛合金由于其硬度高、变形系数小、硬化现象严重,钻削时往往会伴随较大的切削力,这一点

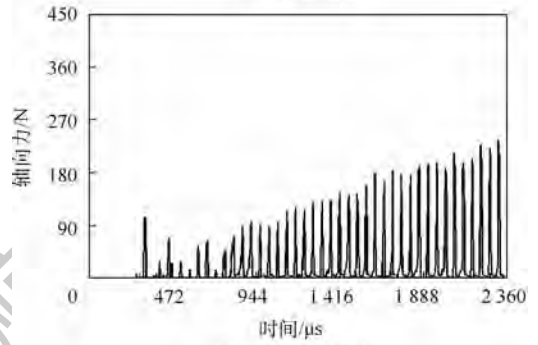
限制了钛合金钻削时的切削速度和进给速度,是钛合金加工效率低的一个重要原因。

仿真中取钻削时间为2 360  $\mu$ s,即钻头位移大致为0.01 mm的过程进行轴向力分析对比,3种不同加工方式的轴向力曲线如图6所示。

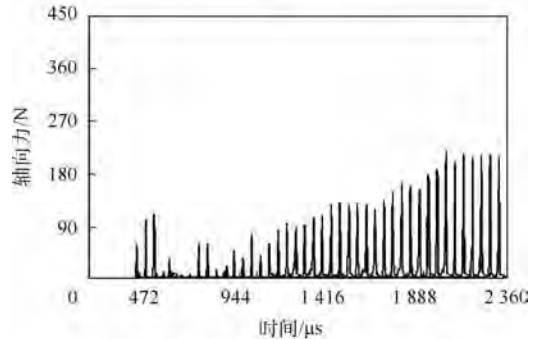
由图6可知,传统钻削中轴向力是一个不断上升再趋于平稳的过程,而超声振动钻削中轴向力是一个振荡上升的过程,在钻头接触工件时达到一个局部轴向力的峰值,而在钻头与工件分离时轴向力几乎降为零。取每个振动周期中的最大轴向力进行比较,在轴向力较为稳定的阶段(0.0015~0.002 36 s),图6(a)~(c)中的轴向力平均值分别为338.4、190.9、173.6 N,相对传统钻削,超声纵振钻削和超声纵扭复合振动钻削的平均轴向力分别降低了43.6%和48.7%。



(a) 传统钻削



(b) 超声纵振钻削



(c) 超声纵扭复合振动钻削

图6 不同加工方式的钛合金钻削轴向力曲线

Fig. 6 Axial force curves of titanium alloy drilling with different processing methods

超声振动钻削由于断续切削和高速切削特性使得钛合金钻削过程中轴向力显著降低,且纵扭复合振动具有更为显著的降低轴向力的效果。

### 2.3 钻削扭矩

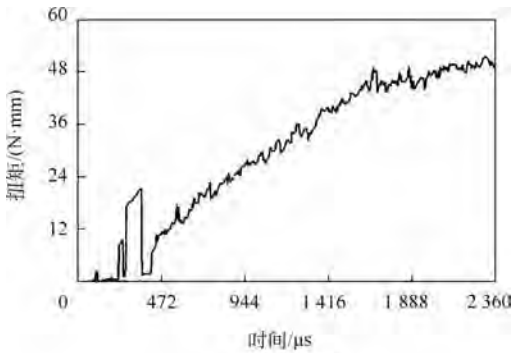
在仿真时间 2 360  $\mu\text{s}$  时,分析 3 种不同加工方式的扭矩分布,结果如图 7 所示。

扭矩的变化曲线与轴向力基本一致,按照相同的方法可以分别计算出图 7(a)~(c)中 50~2 360  $\mu\text{s}$  时间段的平均扭矩分别为 46.6、23.9 和 22.1  $\text{N}\cdot\text{mm}$ 。超声纵振钻削和超声纵扭复合振动钻削相对传统钻削的平均扭矩分别降低了 48.7% 和 52.6%。超声振动钻削显著降低了钛合金钻削时的扭矩,且纵扭复合振动钻削相对

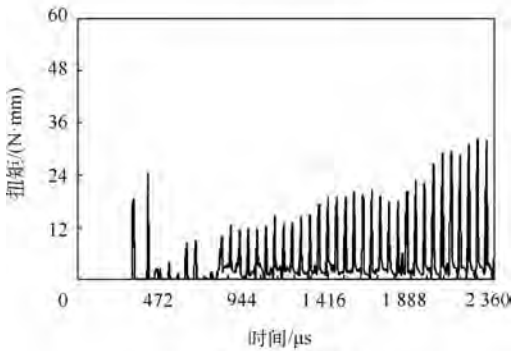
纵振的钻削扭矩进一步下降,对于提高加工效率和加工质量有着重要意义。

### 2.4 切削温度

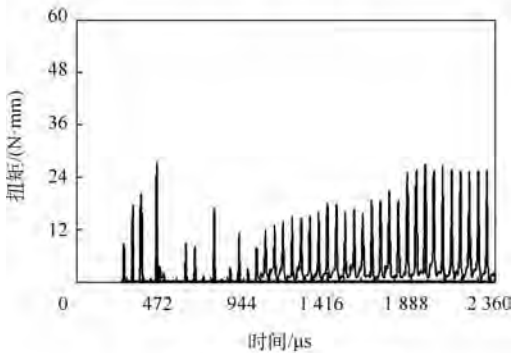
钛合金导热系数低是其加工过程中伴随着高温的重要原因,切削刃局部的高温会加剧刀具磨损,严重制约钛合金的加工效率。钛合金钻削仿真中最高温度发生时刻的温度云图如图 8 所示。可知图 8(a)~(c)的最高切削温度分别为 437、528 和 363  $^{\circ}\text{C}$ ,同时再分析切削较为稳定时刻的切削区域平均切削温度,可得 3 种加工方式分别为 100、50 和 40  $^{\circ}\text{C}$  左右。从切削温度分布结果中可知,超声振动加工可以降低钛合金钻削的平均切削温度达到 50% 以上,但是超声纵振会因切削刃



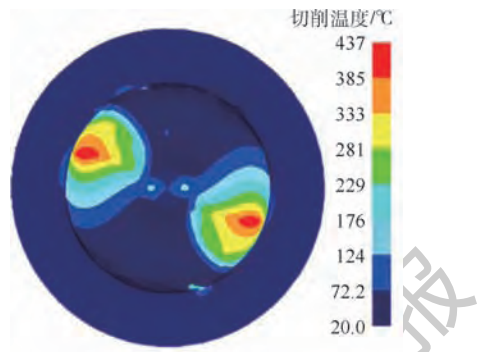
(a) 传统钻削



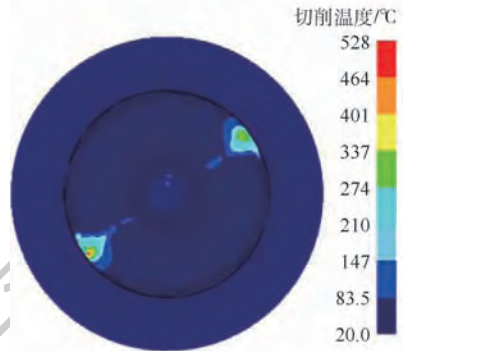
(b) 超声纵振钻削



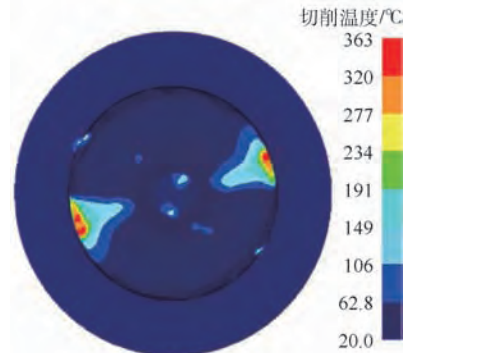
(c) 超声纵扭复合振动钻削



(a) 传统钻削



(b) 超声纵振钻削



(c) 超声纵扭复合振动钻削

图 7 不同加工方式的钛合金钻削扭矩曲线  
Fig. 7 Torque curves of titanium alloy drilling with different processing methods

图 8 钛合金钻削仿真过程最高温时刻切削温度云图  
Fig. 8 Contour of the highest cutting temperature during titanium alloy drilling simulation process

与工件不断的冲击导致切削刃上产生局部短时高温,且温度会超过传统钻削的极值,总体来看扭振对于降低切削温度的效果优于纵振。超声振动加工降低切削温度的工艺特性能够较大程度上改善钛合金钻削时的发热情况,也验证了此前理论分析中断续切削降低切削温度的事实,所以超声振动钻削钛合金可以显著延长刀具寿命。

综上所述,通过切削仿真可以得出钛合金超声钻削相比于传统钻削能够有效降低轴向力、扭矩和切削温度,同时二维振动切削相比一维具有进一步地降低轴向力和切削温度的效果,也即在传统的一维纵振加工中引入扭振分量是对于钛合金钻削加工有利的。

### 3 钛合金超声振动钻削试验

试验基于实验室开发的大功率超磁致伸缩超声加工试验平台进行,试验装置如图9所示。主要由超声换能器、变幅杆、机床主轴、麻花钻及夹具组成。麻花钻和工件材料与仿真相同。试验前,利用 Keyence LK-H008 激光位移传感器对麻花钻尖端振幅进行测量。

麻花钻由于本身结构的设计具有很多螺旋形的排屑槽,这就导致了换能器产生的超声纵波传播到麻花钻时会在螺旋槽和空气的界面上发生折射与反射,导致产生横波并改变纵波传播方向。同时,由于麻花钻的螺旋槽是连续的,所以对于每一个单独的超声波来说会经过多次螺旋槽和空气的界面,产生多次的反射和折射的超声波。

从最终麻花钻横刃和切削刃处的振动模式分析,传波到此位置的超声波应有各个方向的纵波和横波,但还是以轴线方向的纵波为主,也就是纵振的分量。偏离轴线方向的纵波沿轴线方向的分



图9 超声振动钻削试验装置

Fig. 9 Experimental devices of ultrasonic vibration drilling

量产生纵向振动,垂直于轴线的分量产生径向振动,而横波主要产生扭转振动。所以带有麻花钻的超声钻削系统一般情况下必然是一个纵扭复合超声钻削系统。同时由于纵波和横波的振源是相同的,所以二者具有相同的振动频率。通过激光位移传感器和仿真计算可以得到麻花钻的超声振动参数如表3所示。

钻削参数如表4所示,采用对比试验的方式,分别用相同的刀具先后进行传统钻削和超声钻削通孔的试验,利用 Kistler 9256C2 切削力测量系统测量钻削过程中的轴向力与扭矩,并用 SOIF 55XA 显微镜观察加工孔的孔径和出口毛刺情况。

表3 麻花钻超声振动参数

Table 3 Ultrasonic vibration parameters of twist drill

参数	数值
直径/mm	1
谐振频率/Hz	21 130
纵振振幅/mm	0.025
扭振角振幅/rad	0.01

表4 超声钻削试验参数

Table 4 Experimental parameters of ultrasonic vibration drilling

钻削方式	进给速度/ (mm · s <sup>-1</sup> )	主轴转速/ (r · min <sup>-1</sup> )	振动频率/ Hz	钻削深度/ mm
传统钻削	0.05	5 000	0	3
超声钻削	0.05	5 000	21 130	3

#### 3.1 轴向力

从钻头接触工件开始到钻通全过程的轴向力变化情况如图10所示。可以发现超声与非超声振动钻削轴向力的变化趋势基本相同,但明显看出超声振动钻削中力的振荡幅度要比传统钻削大很多,这与仿真中分析得出的结论是一致的。

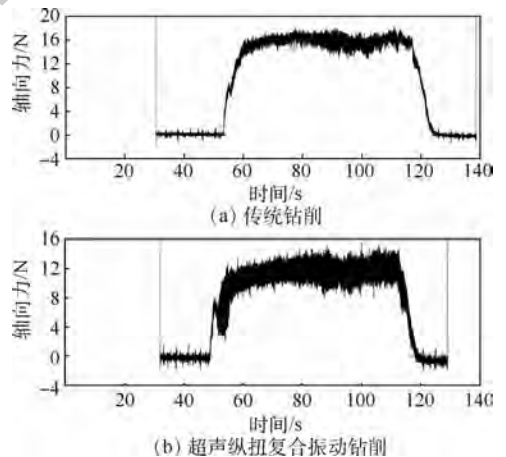


图10 轴向力数据采集结果

Fig. 10 Axial force data acquisition results

取钻削平稳阶段计算平均轴向力,结果如表 5 所示,综合来看平均轴向力降低幅度在 20% 左右,与仿真降低幅度的 48.7% 相比有一定误差。误差的原因有几个方面:①由于仿真计算规模的限制,仿真和试验的边界条件不完全相同,如冷却条件、刀具刚度、刀屑摩擦系数等。②试验中测力仪对超声频切削力信号的响应能力有限导致一定的测量误差。③由于试验中超声系统承受负载后振幅会一定程度上降低,从而导致实际轴向力降低幅度减小。但总体上仿真和试验的结论是一致的,即超声振动钻削能够有效改善钛合金的切削加工性能,提高断屑能力,减小刀具摩擦,从而可以有效降低钻削过程中的轴向力。

进一步地,改变超声电源的电压,随着电压增大,超声纵扭振幅也会随之增加。通过调节电压使得超声系统纵振振幅从 0 逐步提高到 0.025 mm,此时扭振振幅依旧可通过仿真计算中的纵扭比近似得出。通过试验可得到超声纵扭复合钻削轴向力随纵振振幅的变化情况,如图 11 所示。可见,超声振幅在一定范围内越大轴向力越小,所以增大超声纵振振幅和扭振振幅有助于减小钛合金钻削的轴向力。

表 5 平均轴向力试验结果

Table 5 Experimental results of average axial force

刀具编号	对比组数	超声振动	平均轴向力/N	轴向力减小比例/%
1-1	第 1 组	有	15.07	20.72
		无	19.01	
	第 2 组	有	16.19	19.81
		无	20.19	
1-2	第 1 组	有	12.48	23.01
		无	16.21	
	第 2 组	有	13.80	17.66
		无	16.76	

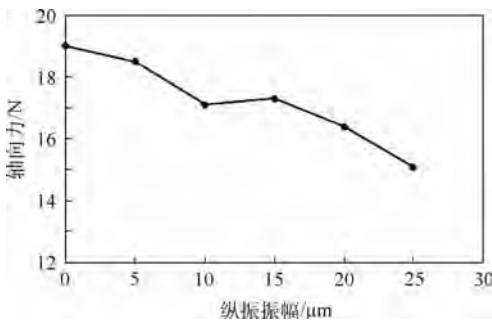


图 11 轴向力随纵振振幅变化

Fig. 11 Variation of axial force with amplitude

### 3.2 扭 矩

同样可以通过试验获得钻削钛合金过程中的扭矩随时间变化曲线,并求取稳定部分的平均值。

具体测量值见表 6。

试验得到的超声振动钻削平均扭矩相对非超声振动钻削下降 40% 左右。综合仿真和试验结果来看,可以证明超声振动钻削具有显著减小钛合金钻削扭矩的工艺特性,这对于提升钻头钻削刚性、延长刀具寿命和提高加工孔质量有着重要作用。

表 6 平均扭矩试验结果

Table 6 Experimental results of average torque

刀具编号	对比组数	超声振动	平均扭矩/(N·mm)	扭矩减小比例/%
1-1	第 1 组	有	11	35.29
		无	17	
	第 2 组	有	9	40.00
		无	15	
1-2	第 1 组	有	6	45.45
		无	11	
	第 2 组	有	7	36.36
		无	11	

### 3.3 出口毛刺

传统钛合金钻孔过程中容易出现较大的孔径误差和出口毛刺,去除毛刺极大延长了生产周期以及增加了制造成本<sup>[15]</sup>。

分别取麻花钻 1-1 的第 1 组试验和麻花钻 1-2 的第 1 组试验加工后的 4 个孔在显微镜下观察其孔径和出口毛刺情况,对比超声和非超声加工钛合金加工质量和精度的差别。结果如图 12 和表 7 所示。

根据测量结果可以看出,4 组试验的孔出口处均存在毛刺现象,但对比来看,2 个超声加工孔的出口毛刺高度较低。非超声振动钻削由于切削力大且为连续切削,同时也因为钛合金的塑性较

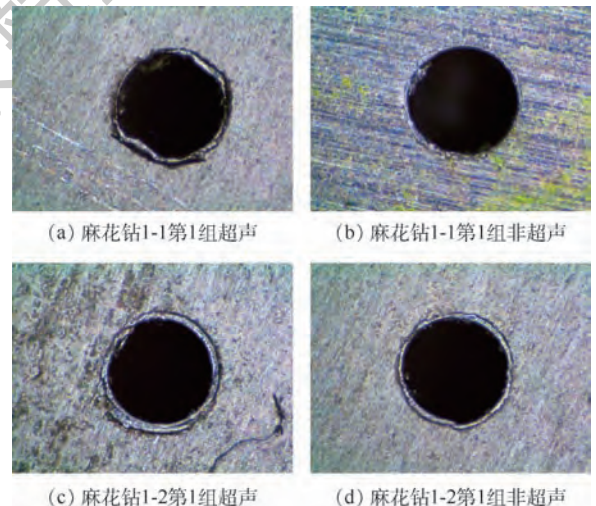


图 12 出口毛刺显微照片

Fig. 12 Micrographs of exit burrs

表7 孔径和出口毛刺高度测量结果

Table 7 Measurement results of hole diameter and exit burrs height

刀具编号	对比组数	超声振动	孔径/mm	出口毛刺高度/mm
1-1	第1组	有	1.022 ~ 1.042	0.027
		无	1.020 ~ 1.061	0.061
1-2	第1组	有	1.026 ~ 1.052	0.024
		无	1.023 ~ 1.075	0.073

低,导致出口处有较多因撕裂而产生的出口毛刺且毛刺高度显著高于超声振动钻削。另外根据测量数据可以看出,超声振动钻削钛合金的孔径的平均误差与极差均小于非超声振动钻削。这是由于在传统钻削钛合金的加工中切削力较大,且切屑多为连续不易断,导致在钻削过程中钻头很容易发生引偏,从而造成较大的孔径误差。在超声振动加工中,断续切削的特性使得钻头与工件不断接触和分离,在分离阶段钻头可以及时恢复因接触工件而发生的引偏,减少钻头侧向偏移的幅度。超声振动钻削良好的断屑特性使得切屑可以被及时切断,防止其影响加工质量。

相对而言,超声振动钻削的加工质量要明显优于传统钻削,这证明了超声加工在改善钛合金钻削出口质量和加工精度方面有着积极的作用。

## 4 结论

1) 超声振动钻削的断续切削特性大幅降低了钻削过程中工件和刀具的接触时间,提升了切削刃的运动速度,改善了钻削过程中散热环境并且提高了钻削效率。

2) 仿真和试验表明,相比传统钻削,钛合金超声振动钻削可以显著降低钻削轴向力、扭矩和平均切削温度,减少出口毛刺高度和孔径误差,对提高钛合金加工效率和改善加工质量有积极作用。

3) 钛合金超声纵扭复合振动钻削相比超声一维纵振钻削可以进一步降低钻削轴向力、扭矩和切削温度,体现出更好的钻削工艺特性。

## 参考文献 (References)

- [1] BREWER W D, BIRD R K, WALLACE T A. Titanium alloys and processing for high speed aircraft [J]. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 1998, 243(1): 299-304.
- [2] 刘奇先, 刘杨, 高凯. 钛合金的研究进展与应用[J]. *航天制造技术*, 2011(4): 45-48.  
LIU Q X, LIU Y, GAO K. Research progress and application of titanium alloys[J]. *Aerospace Manufacturing Technology*, 2011
- [3] MACHADO A R, WALLBANK J. Machining of titanium and its alloys—A review[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 1990, 204(1): 53-60.
- [4] YANG X, LIU R. Machining titanium and its alloy[J]. *Machining Science and Technology*, 1999, 3(1): 107-139.
- [5] 南成根, 吴丹, 马信国, 等. 碳纤维复合材料/钛合金叠层钻孔质量研究[J]. *机械工程学报*, 2016, 52(11): 177-185.  
NAN C G, WU D, MA X G, et al. Study on the drilling quality of carbon fiber reinforced plastic and titanium stacks[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2016, 52(11): 177-185 (in Chinese).
- [6] PUJANA J, RIVERO A, CELAYA A. Analysis of ultrasonic-assisted drilling of Ti6Al4V[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, 49(6): 500-508.
- [7] SENTHILKUMAR M, PRABUKARTHI A, KRISHNARAJ V. Study on tool wear and chip formation during drilling carbon fibre reinforced polymer (CFRP)/ titanium alloy (Ti6Al4V) stacks[J]. *Procedia Engineering*, 2013, 64: 582-592.
- [8] 冯平法, 王健健, 张建富, 等. 硬脆材料旋转超声加工技术的研究现状及展望[J]. *机械工程学报*, 2017, 53(19): 3-21.  
FENG P F, WANG J J, ZHANG J F, et al. Research status and future prospects of rotary ultrasonic machining of hard and brittle materials[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2017, 53(19): 3-21 (in Chinese).
- [9] PAKTINAT H, AMINI S. Ultrasonic assistance in drilling: FEM analysis and experimental approaches[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 92(5-8): 2653-2665.
- [10] AZIZ M, OHNISHI O, ONIKURA H. Novel micro deep drilling using micro long flat drill with ultrasonic vibration[J]. *Precision Engineering*, 2012, 36(1): 168-174.
- [11] AZARHOUSHANG B, AKBARI J. Ultrasonic-assisted drilling of inconel 738-LC[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, 47(7-8): 1027-1033.
- [12] 闫明鹏, 邵华. 超声振动钻削钛合金的刀具温度和磨损分析[J]. *工具技术*, 2011, 45(8): 26-30.  
YAN M P, SHAO H. Analysis of temperature and wear of tool of ultrasonic vibration drilling Ti alloys[J]. *Tool Engineering*, 2011, 45(8): 26-30 (in Chinese).
- [13] 聂倩倩. 超声振动辅助微细钻削钛合金试验研究[C]//2016年全国超声加工技术研讨会. 北京: 中国机械工程学会, 2016: 319-324.  
NIE Q Q. Experimental study on ultrasonic-assisted micro drilling of Ti6Al4V[C]//2016 National Seminar on Ultrasonic Machining Technology. Beijing: China Machinery Engineering Society, 2016: 319-324 (in Chinese).
- [14] 孙鑫. 航空材料自动化精密制孔工艺研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2014.  
SUN X. Research on automatic precision drilling process of aeronautic material[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2014 (in Chinese).
- [15] 李哲, 张德远, 姜兴刚. 钛合金旋转超声辅助钻削的出口毛刺[J]. *北京航空航天大学学报*, 2017, 43(7): 1380-1386.  
LI Z, ZHANG D Y, JIANG X G. Exit burr in rotary ultrasonic-

assisted drilling of titanium alloys[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2017, 43 (7): 1380-1386(in Chinese).

#### 作者简介:

赵甘霖 男,博士研究生。主要研究方向:钛合金超声辅助加工。

冯平法 男,博士,教授,博士生导师。主要研究方向:高效精密制造工艺与装备。

张建富 男,博士,副教授,博士生导师。主要研究方向:精密与特种加工技术。

## Simulation and experimental study on ultrasonic vibration drilling process characteristics of titanium alloy

ZHAO Ganlin<sup>1</sup>, FENG Pingfa<sup>1,2,\*</sup>, ZHANG Jianfu<sup>1</sup>

(1. Beijing Key Lab of Precision/Ultra-precision Manufacturing Equipments and Control, Department of Mechanical Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China; 2. Division of Advanced Manufacturing, Graduate School at Shenzhen, Tsinghua University, Shenzhen 518055, China)

**Abstract:** Issues of high cutting force, high cutting temperature and bad machining quality in the case of conventional titanium alloy drilling are widespread. Thus a study of ultrasonic vibration drilling process characteristics of titanium alloy was carried out. Firstly, the characteristics of both interrupted cutting and high-speed cutting were analyzed using the equation of motion of ultrasonic vibration drilling. Secondly, Deform-3D was then employed to simulate the axial force, torque and cutting temperature of titanium alloy ultrasonic vibration drilling. In the final step, ultrasonic vibration drilling of titanium alloy was conducted. This aided the investigation of relative change in cutting forces, torque as well as exit burrs of ultrasonic vibration drilling in comparison to conventional drilling. The results show that ultrasonic vibration drilling of titanium alloy can reduce the axial force by about 20%, the torque by about 40% and the average cutting temperature by about 50%. And the processing quality by ultrasonic vibration drilling of titanium alloy is superior when compared to conventional drilling. The longitudinal-torsional composite ultrasonic vibration drilling of titanium alloy is more effective than one-dimensional longitudinal ultrasonic vibration drilling as it has much greater influence in the reduction of axial force, torque and cutting temperature, which shows superior drilling processing characteristics.

**Keywords:** titanium alloy; ultrasonic vibration drilling; longitudinal-torsional composite vibration; cutting force; torque; cutting temperature

**Received:** 2018-12-02; **Accepted:** 2019-03-29; **Published online:** 2019-04-24 14:57

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190424.1012.002.html](https://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190424.1012.002.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51875311, 51475260)

\* **Corresponding author.** E-mail: fengpf@tsinghua.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0712

# 钛合金薄壁件高速超声椭圆振动铣削机理和试验

张明亮<sup>1,2</sup>, 张德远<sup>1,3,\*</sup>, 刘佳佳<sup>1</sup>, 高泽<sup>1</sup>, 韩雄<sup>4</sup>

北京航空航天大学 机械工程及自动化学院, 北京 100083; 2. 北京航空航天大学 沈元荣誉学院, 北京 100083;

3. 北京航空航天大学 生物医学工程高精尖创新中心, 北京 100083;

4. 航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司, 成都 610073)

**摘 要:** 针对航空领域中钛合金薄壁件在铣削过程中存在加工精度差、加工效率低等问题,提出了钛合金薄壁件高速超声椭圆振动铣削的方法。首先,在铣削加工中引入高速超声振动切削理念,使切削刀具刀尖附加椭圆振动进行超声频断续切削,可改善加工质量且突破了超声振动加工对临界速度的限制。然后,分析了该方法的分离原理,采用独立研制的超声椭圆振动铣削刀柄装置针对钛合金薄壁件进行了切削试验。试验结果显示,高速超声椭圆振动铣削相较于普通铣削,切削力降低20%~30%,且已加工表面让刀量降幅20%~30%,表面缺陷减少,表面粗糙度降低。

**关键词:** 高速超声椭圆振动; 铣削; 钛合金薄壁件; 切削力; 让刀量

**中图分类号:** V261

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1606-07

钛合金具有较好的耐热性和耐腐蚀性,以及较高的比强度,尤其是在高温(300~400℃)条件下可保持这种特性,因此钛合金得到了广泛应用,已成为航空航天工程领域中较为重要的材料之一<sup>[1-5]</sup>。

为了保证零件的可靠性及使用性能,钛合金薄壁件对已加工表面质量、加工精度及加工效率要求较高。而钛合金薄壁件刚度较低,在加工中易导致变形大。目前,薄壁零件加工变形的研究集中于在线数控补偿技术、适当分配加工余量等辅助措施<sup>[6-7]</sup>,或是改良走刀路径、切削参数、刀具参数和改良刀具结构等<sup>[8-9]</sup>。

超声椭圆振动切削技术通过在加工工件或切削刀具上附加超声椭圆振动,使刀具刀尖相对于工件按椭圆运动轨迹进行振动,从而实现超声频断续振动切削<sup>[10-11]</sup>。与普通切削相比,超声椭圆

振动切削技术的“分离特性”可使工件与刀尖分离,打开切削区,降低平均切削力,此时切削液可进入内部切削区,从而对切削区进行冷却,降低切削温度,改善刀具磨损并有效延长刀具寿命<sup>[12-16]</sup>。超声振动轨迹分离时,存在临界切削速度<sup>[17-18]</sup>。高速超声振动切削的提出打破了临界切削速度的限制,有助于提升加工效率<sup>[19]</sup>。

本文将高速超声椭圆振动应用于铣削加工过程中,来解决钛合金薄壁件加工中的质量与效率问题,分析了其分离原理,并设计试验验证其在薄壁加工中的效果。与普通铣削加工对比,在一定工艺参数下,高速超声振动铣削能够有效降低钛合金薄壁件让刀量和已加工表面粗糙度。

## 1 高速超声椭圆振动铣削机理分析

超声椭圆振动切削的特点是切削刀具刀尖相

收稿日期: 2018-12-02; 录用日期: 2019-01-18; 网络出版时间: 2019-03-18 16:05

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190315.0844.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190315.0844.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(51475031)

\*通信作者: E-mail: zhangdy@buaa.edu.cn

**引用格式:** 张明亮, 张德远, 刘佳佳, 等. 钛合金薄壁件高速超声椭圆振动铣削机理和试验[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1606-1612. ZHANG M L, ZHANG D Y, LIU J J, et al. Mechanism and experiment of high-speed ultrasonic elliptical vibration milling of thin-walled titanium alloy parts [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1606-1612 (in Chinese).

对工件按照椭圆运动轨迹,对工件进行超声频断续切削。超声椭圆振动铣削加工过程中,铣刀随着主轴产生进给运动和回转运动的同时,亦在进行超声椭圆振动<sup>[20-21]</sup>;即铣刀的刀尖运动轨迹是由以上 3 种运动合成,如图 1 所示。以刀具回转轴为  $z$  轴, $x$ 、 $y$  所在平面垂直于  $z$  轴且三坐标轴相互垂直建立直角坐标系。



图 1 试验用工件坐标轴

Fig. 1 Workpiece axis for experiment

以图 1 中坐标系为基准建立刀尖轨迹方程。工件如图 1 所示,工件高度  $H$  远大于其厚度  $b$ 。超声椭圆振动铣削运动过程中,铣刀刀尖的运动轨迹是由进给运动、主轴回转运动和超声椭圆振动这 3 种运动进行合成,所以超声椭圆振动铣削单个刀尖上任意一点  $P$  的运动轨迹为

$$\begin{cases} x = \frac{D}{2} \cos(\omega_1 t) + \frac{V_f t}{60} + A \cos(\omega_2 t) \cos \alpha - B \sin(\omega_2 t) \sin \alpha \\ y = \frac{D}{2} \sin(\omega_1 t) + A \cos(\omega_2 t) \sin \alpha + B \sin(\omega_2 t) \cos \alpha \\ z = 0 \end{cases} \quad (1)$$

第  $m$  个刀尖上  $P$  点的运动轨迹为

$$\begin{cases} x = \frac{D}{2} \cos\left(\omega_1 \left[t - \frac{\pi(m-1)}{2}\right]\right) + \frac{V_f t}{60} + A \cos(\omega_2 t) \cos \alpha - B \sin(\omega_2 t) \sin \alpha \\ y = \frac{D}{2} \sin\left(\omega_1 \left[t - \frac{\pi(m-1)}{2}\right]\right) + A \cos(\omega_2 t) \sin \alpha + B \sin(\omega_2 t) \cos \alpha \\ z = 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: $D$  为铣刀的直径; $V_f$  为进给速度; $\omega_2$  为椭圆振动的角速度, $\omega_2 = 2\pi f$ , $f$  为超声振动频率; $\alpha$  为铣刀转过的角度, $\alpha = \omega_1 t$ ; $\omega_1$  为主轴的回转角速度; $A$ 、 $B$  分别为超声椭圆振动轨迹在椭圆长轴和短轴 2 个方向上的振幅。

对于超声椭圆振动切削,有两种切削情况:一

种是低速超声椭圆振动切削,即切削速度小于临界切削速度( $V_L = 2\pi a f$ ),每个刀尖切削过程中进行高频椭圆运动,实现高频断续切削;另一种即高速超声椭圆振动切削,即切削速度大于临界切削速度  $V_L$ ,刀尖的椭圆运动轨迹被拉开,此切削过程要实现分离需要借助每齿之间运动轨迹的相位差、振幅以及每齿进给量等因素。

对于传统超声加工来说,当切削速度大于临界切削速度时,超声振动切削由断续切削变为连续切削,要实现刀具与工件的高频断续切削的条件更为苛刻,对于低速椭圆超声来说,只需满足每齿进给  $f \leq A + B$ ,即可实现刀尖与工件之间的高频断续分离切削,较为容易实现;而对于高速超声而言,要实现刀尖与工件之间的高频断续分离切削的条件不仅要考虑到每齿进给量与振幅的关系,还要考虑每齿之间的相位差的关系,换言之,高速超声断续铣削的实现,是依靠每齿进给、振幅以及相邻齿之间相位差的关系来实现的。

低速情况下每个齿的切削自身都带有分离,而高速椭圆振动铣削是依靠相邻齿之间的表面轮廓的叠加实现分离的,如图 2 所示,选取单个刀齿切削弧上一部分进行分析。工件表面轮廓是 4 个齿的刀尖轨迹形成的包络线,后 3 个齿的工件表面去除量都不同,也即每个刀齿的空切时间都不同,最终工件表面形成如黄色曲线的表面形貌。

为了便于观察分析第 2 个刀齿的切削机理(侧铣),如图 2 所示,对于第 2 齿单个椭圆振动切削周期( $A_1-A_2$ )可分为 4 个阶段:① $A_1-B$  阶段为空切阶段,此阶段切削力为零,刀尖逐渐向工件靠近,在  $B$  点处开始切入工件。② $B-C$  阶段为切入阶段,该阶段从  $B$  点开始逐渐切入工件,刀具对工件开始进行切削,同时切削由厚变薄,相当于低速椭圆振动铣削的切入阶段,并且符合顺铣的特点。③ $C-D$  阶段为切出阶段,切削过程中切屑与前刀面产生的摩擦力方向发生反转,可以促进切屑的流出,前刀面摩擦力方向反转特性,

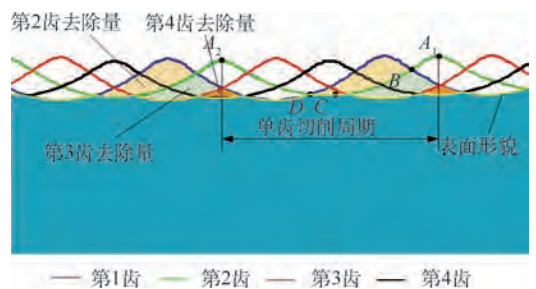


图 2 刀尖轨迹分离情况

Fig. 2 Tool tip trajectory separation

使前刀面上产生积屑瘤的可能性大大降低,保证了刀具的锋利程度,降低了切削力,提高了刀具耐用度。④D—A<sub>2</sub>阶段为分离阶段,该阶段铣刀刀尖与工件分离,切削力为零;该阶段切削区完全打开,切削液能够顺利进入切削区,使铣刀刀刃和工件得到充分冷却,切削温度得到大幅度降低,加工精度提高,有助于提升刀具切削性能。

对于  $m$  齿铣刀,当主轴转速为  $n$  (r/min) 时,后一齿落后前一齿时间为  $\frac{60}{mn}$  (s),则由相位差造成的振动周期差值为

$$\omega_1 = \frac{60f}{mn} \quad (3)$$

则由进给造成的振动周期差值为

$$\omega_2 = \frac{f_z}{V} = \frac{60ff_z}{n\pi D} \quad (4)$$

式中:  $V$  为刀尖切削速度。

相邻两齿的振动周期差值为

$$\omega_3 = \frac{1}{m} \quad (5)$$

如图 2 易知,只要相邻两齿相差的周期数  $\omega = \omega_1 + \omega_2 + \omega_3$  即可,常数  $\omega = (0, 1)$ ,都可以在加工过程中产生分离。

同时,在刀具转过任意  $\alpha$  后,刀尖  $N$  点法向切削厚度  $h = f_z \cos \alpha < A + B$ ,本试验中  $A + B = 16.4 \mu\text{m}$ ,  $f_z < A + B$  可保证刀具旋转一周中都有分离。

## 2 试验

### 2.1 试验平台设计

为验证高速超声椭圆振动铣削在薄壁侧铣加工中的效果,设计了如图 3 所示的试验系统。该系统主要由加工中心、工件、超声振动系统三部分组成。试验用加工中心为 BV100 立式加工中心。

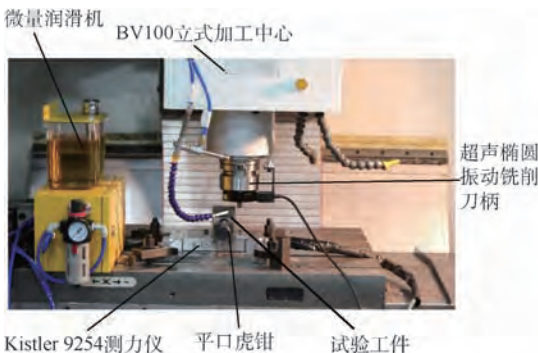


图 3 钛合金薄壁件高速超声椭圆振动铣削试验系统  
Fig. 3 High-speed ultrasonic elliptical vibration milling experiment system for thin-walled titanium alloy workpiece

试验工件为钛合金 (Ti-6Al-4V) 薄壁件,尺寸为 70 mm (长) × 3.5 mm (厚) × 60 mm (高)。工件固定在 Kistler 9254 测力仪上方,试验过程中可以直接采集力数据,测力仪固定于加工中心工作台。超声振动系统由超声电源、铣削换能器组成,换能器变幅杆末端是直径为 12 mm 的标准四刃硬质合金铣刀,采用微量润滑进行冷却,在铣削过程中机床开启主轴中心气冷,超声铣削换能器在气冷条件下能长时间稳定工作。

### 2.2 试验方案设计

本文所提的高速超声椭圆振动铣削方法主要针对精密切削加工,在进行高速超声椭圆振动铣削试验时,超声椭圆振动铣削刀柄的具体振动参数如表 1 所示。

试验方案设计如下:铣刀加工位置为薄壁件侧壁,为了准确测量 2 种切削方法的平均切削力并考虑减小让刀等因素,普通切削和高速超声椭圆振动铣削的切削力在一次切削走刀中完成测量。在试验过程中先进行普通铣削的切削力测量,等采集稳定信号之后再开启超声电源,转换为高速超声椭圆振动铣削,直到采集到稳定的切削力信号。

目前,常用钛合金铣削切削速度为 60 ~ 80 m/min。超声椭圆振动铣削的临界切削速度为:  $V_L = 2\pi Af = 2\pi \times 8.6 \times 17880 \approx 58 \text{ m/min}$ ,本试验高速超声椭圆振动铣削使用更高切削速度,具体参数如表 2 所示。其中切削速度  $V = n\pi D$ ,即试验中切削速度的变化通过改变机床转速。

表 1 超声椭圆振动铣削实现振动参数

Table 1 Vibration parameters of ultrasonic elliptical vibration milling

参数	数值
频率 $f/\text{Hz}$	17880
振幅 $A/\mu\text{m}$	8.6
振幅 $B/\mu\text{m}$	7.8

表 2 加工参数

Table 2 Processing parameters

参数	数值
切削速度 / (m · min <sup>-1</sup> )	100, 120, 140, 160, 180
每齿进给量/mm	0.015
切深/mm	5
切宽/mm	0.2

### 2.3 试验结果测量

本试验主要观测加工后让刀量和表面粗糙度,试验过程中测量切削力。让刀量通过螺旋测微仪测量加工后表面剩余厚度来衡量,螺旋测微

仪型号为日本三丰量具 mitutoyo, 测量精度为 0.001 mm, 测量区域为直径 4 mm 的圆形, 对高速超声椭圆振动铣削入刀位置中心和普通铣削出刀位置中心进行测量, 两位置关于整个薄壁对称, 以便减少其他因素干扰。

表面粗糙度使用 Tylor Hobso 粗糙度仪进行测量, 测量精度为 0.001  $\mu\text{m}$ , 测量 3 次取平均值, 作为试验最后测量结果。为完整表征表面形貌, 使用扫描电子显微镜 (SEM), 型号为 JSM 6010, 分别对高速超声椭圆振动铣削与普通铣削的表面形貌作对比。

试验过程中的切削力通过 Kistler 9254 测力仪进行测量, 测量范围为 0 ~ 20 kN, 精度为 0.01 N。测力仪采样频率设定为 50000 Hz, 可对  $x$ 、 $y$ 、 $z$  及其复合的多方向力数据进行采集。

### 3 试验结果与讨论

#### 3.1 让刀量

钛合金薄壁件精铣加工中, 影响铣削精度的一个主要因素是在铣削过程中工件产生让刀现象, 这种现象会导致实际切削深度小于理论值。在切宽 0.2 mm, 切深 5 mm, 每齿进给 0.015 mm 时, 已加工表面让刀量随切削速度变化如图 4 所示。

随着切削速度的增大, 高速超声椭圆振动铣削与普通铣削 2 种形式的加工让刀量都呈现出逐渐减小的趋势, 但是在此过程中, 超声椭圆振动铣削的让刀量始终小于普通铣削的让刀量, 降幅在 20% ~ 30% 之间, 这很大程度上提高了钛合金薄壁件铣削的加工精度。

钛合金薄壁件相对于硬质合金铣刀来讲属于弱刚性零件, 所以本文在模拟实际加工中薄壁件的让刀时采用如图 5 所示的模型。普通铣侧面时, 刀具整体受力可以简化为切削反力  $F_y$  和切深

抗力  $F_x$ , 由图可知影响让刀的切削力主要是  $F_x$ , 即在切深抗力  $F_x$  作用下, 产生让刀误差。

高速超声椭圆振动铣削能够消除让刀量、提高铣削精度的原因主要有瞬间局部高能切削和大幅度降低铣削力两方面。

随着切削速度的增大, 切削力成逐渐减小的趋势, 相比普通铣削, 高速超声椭圆振动铣削在  $x$ 、 $y$  两个方向的切削力都有明显下降; 针对钛合金侧铣, 主切削力是  $x$  方向的  $F_x$ ,  $F_x$  大小直接影响刀具寿命和薄壁件铣削精度。由图 6 可以看出, 随着切削速度  $V$  的增大, 切削力逐渐减小, 在此过程中, 高速超声椭圆振动铣削方式在  $F_x$  方向的切削力始终低于普通铣削方式在  $F_x$  方向的切

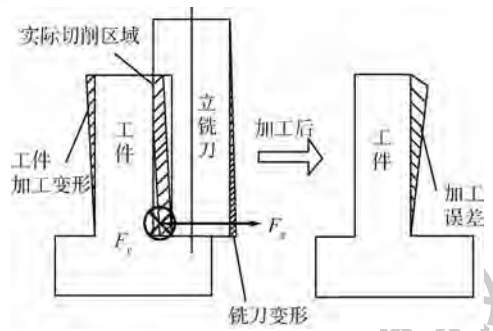


图 5 薄壁件切削让刀模型

Fig. 5 Model of relieving amount for milling thin-walled workpiece

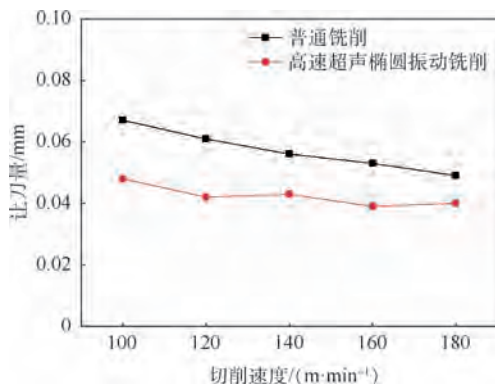


图 4 让刀量随切削速度变化曲线

Fig. 4 Curves of relieving amount varying with cutting speed

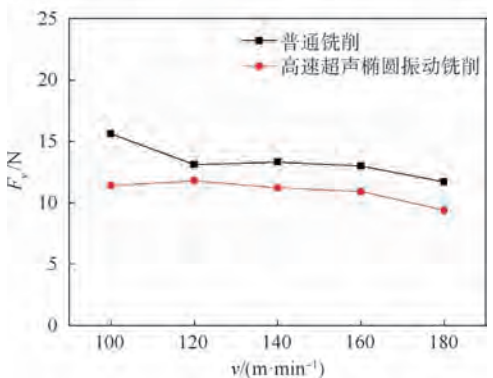
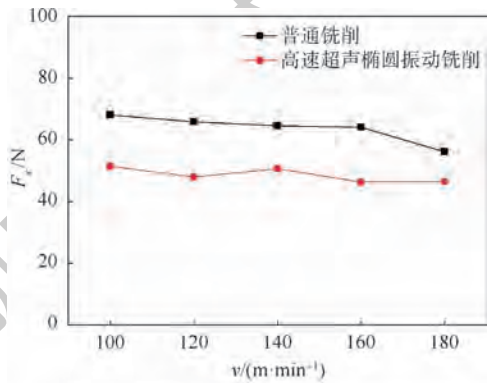


图 6 切削力随切削速度变化曲线

Fig. 6 Curves of cutting force varying with cutting speed

削力,下降 20% ~ 30%,这对于钛合金薄壁件的高速铣削具备优势。

在薄壁件加工中,让刀量主要受切削力影响,高速超声椭圆振动铣削分离机制带来的断续切削可以有效降低加工过程中的平均力,进而降低让刀量。

### 3.2 表面粗糙度

在切宽 0.2 mm,切深 5 mm,每齿进给 0.015 mm 时,已加工表面粗糙度值随切削速度变化如图 7 所示。

在固定其他参数不变时,切削速度逐步提高,由于钛合金薄壁件刚性不足且材料回弹大,高速小进给铣削过程中易导致颤振,普通加工与高速超声椭圆振动加工的表面粗糙度也都随之有小幅提高,在 0.59 ~ 0.83  $\mu\text{m}$  中变化,从图 7 中可以看出,高速超声椭圆振动铣削在试验参数下能够稳定实现表面粗糙度值下降。

采用 SEM 拍摄已加工表面形貌如图 8 所示,可以观察到普通铣削表面每一齿切过的痕迹清晰明显,整个表面由多个单齿加工形成的圆弧组成,而高速超声椭圆振动铣削表面,每齿加工过程中都形成了均匀致密的更为微细的结构。

进一步放大观察,如图 9 所示,在普通铣削表面会有鳞刺缺陷,这些缺陷导致粗糙度值得增大。而高速超声椭圆振动铣削表面留有超声频冲击产生的均一致密的纹理,无明显表面缺陷,从微观上验证了高速超声椭圆振动铣削的精密性。

通过已加工表面形貌可以发现:高速超声椭圆振动铣削依靠相邻齿之间表面轮廓的叠加实现分离,使得每次刀尖切削钛合金过程中去除量更小,会形成规律致密的表面纹理,且均匀分布,没有明显的缺陷,一定程度上使表面粗糙度值降低。

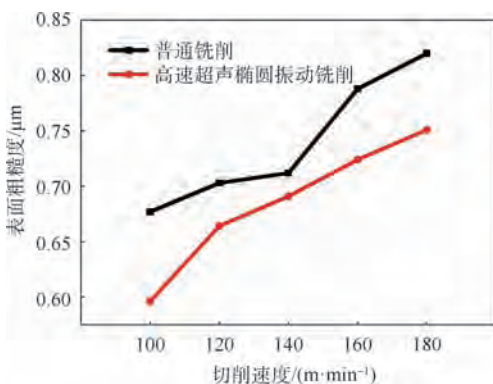
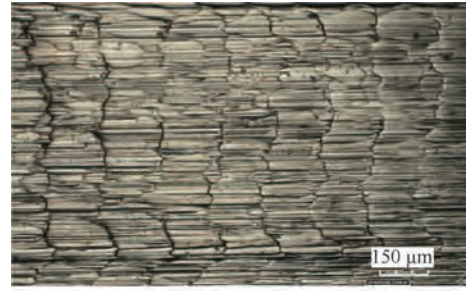
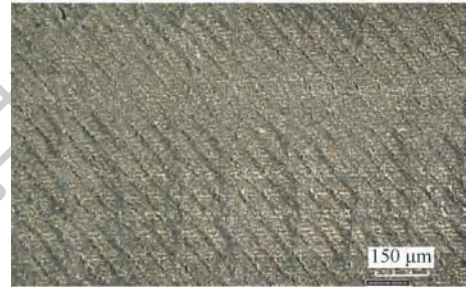


图 7 表面粗糙度随切削速度变化曲线

Fig. 7 Curves of surface roughness varying with cutting speed



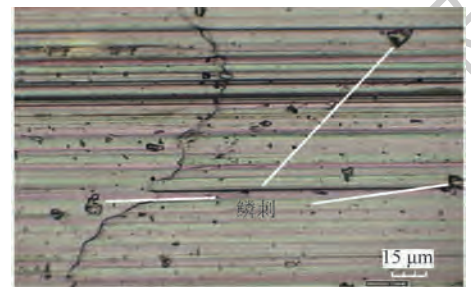
(a) 普通铣削



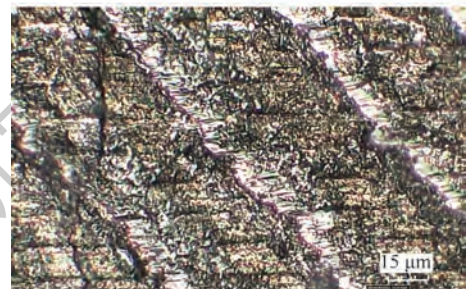
(b) 高速超声椭圆振动铣削

图 8 试验工件表面形貌

Fig. 8 Surface topography of workpiece



(a) 普通铣削



(b) 高速超声椭圆振动铣削

图 9 试验工件微观形貌

Fig. 9 Micro-topography of workpiece

## 4 结论

本文应用自行研制的超声椭圆振动铣削刀柄装置进行了钛合金薄壁件高速超声椭圆振动铣削加工精度与表面加工质量的试验研究,结合高速超声椭圆振动铣削原理和试验结果得到以下主要结论:

1) 高速超声椭圆振动铣削加工突破传统超

声振动铣削加工对临界速度的限制,扩大了超声振动铣削的应用范围。铣削是机加工中应用最为广泛的加工方式,将高速超声理念与铣削结合,拓宽了高速超声理念的应用领域。

2) 相比于普通铣削,高速超声椭圆振动铣削过程中薄壁件所受到的切削力更小,降幅 20% ~ 30%,同时让刀量下降 20% ~ 30%,有助于提升薄壁件的加工精度。

3) 相比于普通铣削,高速超声椭圆振动铣削能够改善加工表面缺陷,降低加工表面粗糙度。

### 参考文献 (References)

- [1] 裴东,王波. 钛合金的切屑加工工艺综述[J]. 黑龙江科技信息,2011(28):95.  
PEI D, WANG B. Review on chip processing technology of titanium alloy[J]. Heilongjiang Science and Technology Information, 2011(28):95 (in Chinese).
- [2] 周子同,陈志同,熊曦耀,等. 钛合金 TB6 侧铣表面完整性实验[J]. 北京航空航天大学学报,2014,40(6):849-854.  
ZHOU Z T, CHEN Z T, XIONG X Y, et al. Experiment on the surface integrity of side milling titanium TB6 [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2014, 40(6):849-854 (in Chinese).
- [3] LEYENS C, PETERS M. Titanium and titanium alloys [M]. Weinheim: Wiley-VCH, 2003.
- [4] 刘彬,刘延斌,杨鑫,等. TITANIUM 2008: 国际钛工业、制备技术与应用的发展现状[J]. 粉末冶金材料科学与工程, 2009, 14(2):67-73.  
LIU B, LIU Y B, YANG X, et al. TITANIUM 2008: Development of international titanium industry, preparation technology and applications [J]. Materials Science and Engineering of Powder Metallurgy, 2009, 14(2):67-73 (in Chinese).
- [5] PETERS M, KUMPFERT J, WARD C H, et al. Titanium alloys for aerospace applications [J]. Advanced Engineering Materials, 2003, 5(6):419-427.
- [6] 梅中义,王运巧,范玉青. 飞机结构件数控加工变形控制研究与仿真[J]. 航空学报,2005,26(2):234-239.  
MEI Z Y, WANG Y Q, FAN Y Q. Researching and simulating deformation of aircraft structure part in NC machining [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2005, 26(2):234-239 (in Chinese).
- [7] 王运巧,梅中义,范玉青. 航空薄壁结构件数控加工变形控制研究[J]. 现代制造工程,2005(1):31-33.  
WANG Y Q, MEI Z Y, FAN Y Q. Research on deformation in NC machining of aerospace thin-walled structure part [J]. Modern Manufacturing Engineering, 2005(1):31-33 (in Chinese).
- [8] TLUSTY J. High-speed machining [J]. CIRP Annals, 1993, 42(2):733-738.
- [9] TLUSTY J, SMITH S, WINFOUGH W R. Techniques for the use of long slender end mills in high-speed milling [J]. CIRP Annals, 1996, 45(1):393-396.
- [10] MORIWAKI T, SHAMOTO E. Ultrasonic elliptical vibration cutting [J]. CIRP Annals, 1995, 44(7):31-34.
- [11] 季远,李勋,张德远. 超声椭圆振动精密切削[J]. 航空制造技术,2005(4):92-95.  
JI Y, LI X, ZHANG D Y. Ultrasonic elliptical vibration precision cutting [J]. Journal of Aviation Manufacturing Technology, 2005(4):92-95 (in Chinese).
- [12] SHEN X H, ZHANG J, XING D X, et al. A study of surface roughness variation in ultrasonic vibration-assisted milling [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 58(5-8):553-561.
- [13] ZHANG C, ZHANG J, FENG P. Mathematical model for cutting force in rotary ultrasonic face milling of brittle materials [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 69(1-4):161-170.
- [14] GRAZEVIČIŪTĖ J, SKIEDRAITĖ I, JŪRENAS V, et al. Applications of high frequency vibrations for surface milling [J]. Mechanika, 2015, 69(1):46-49.
- [15] CHERN G L, CHANG Y C. Using two-dimensional vibration cutting for micro-milling [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006, 46(6):659-666.
- [16] SHEN X H, ZHANG J H, LI H, et al. Ultrasonic vibration-assisted milling of aluminum alloy [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 63(1-4):41-49.
- [17] 房善想,赵慧玲,张勤俭. 超声加工技术的应用现状及其发展趋势[J]. 机械工程学报,2017,53(19):22-32.  
FANG S X, ZHAO H L, ZHANG Q J. The application status and development trends of ultrasonic machining technology [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(19):22-32 (in Chinese).
- [18] ABDULLAH A. Investigation of the effect of cutting speed and vibration amplitude on cutting forces in ultrasonic-assisted milling [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2011, 226(7):1185-1191.
- [19] SUI H, ZHANG X Y, ZHANG D Y, et al. Feasibility study of high-speed ultrasonic vibration cutting titanium alloy [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 247:111-120.
- [20] 张明亮,姜兴刚,刘佳佳,等. 钛合金超声椭圆振动铣削参数对切削力的影响[J]. 电加工与模具,2017(6):39-41.  
ZHANG M L, JIANG X G, LIU J J, et al. Influence of ultrasonic elliptical vibration milling parameters with titanium alloy on the cutting force [J]. Electromachining & Mould, 2017(6):39-41 (in Chinese).
- [21] 辛文龙,刘佳佳,姜兴刚,等. 钛合金薄壁件腹板超声椭圆振动铣削精度研究 [C] // 第 16 届全国特种加工学术会议. 苏州:中国机械工程学会特种加工分会,2015:406-410.  
XIN W L, LIU J J, JIANG X G, et al. Research on accuracy of ultrasonic elliptical vibration milling of thin walled titanium alloy webs [C] // The 16th National Conference on Non-Traditional Machining. Suzhou: Non-Traditional Machining Institution of the Chinese Mechanical Engineering Society, 2015:406-410 (in Chinese).

作者简介:

张明亮 男,博士研究生。主要研究方向:超声铣削、生物制造。

张德远 男,博士,教授,博士生导师。主要研究方向:难加工材料高效加工技术、振动切削与功率超声技术。

## Mechanism and experiment of high-speed ultrasonic elliptical vibration milling of thin-walled titanium alloy parts

ZHANG Mingliang<sup>1,2</sup>, ZHANG Deyuan<sup>1,3,\*</sup>, LIU Jiajia<sup>1</sup>, GAO Ze<sup>1</sup>, HAN Xiong<sup>4</sup>

(1. School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100083, China;

2. Shenyuan Honors College, Beihang University, Beijing 100083, China;

3. Beijing Advanced Innovation Center for Biomedical Engineering, Beihang University Beijing 100083, China;

4. AVIC Chengdu Aircraft Industrial (Group) Co., Ltd., Chengdu 610073, China)

**Abstract:** A high-speed ultrasonic elliptical vibration milling method is proposed for poor processing quality and low processing efficiency in milling of thin-walled titanium alloy parts in aerospace. Firstly, high-speed ultrasonic elliptical vibration milling combines high-speed ultrasonic vibration cutting concept with milling. A high-frequency intermittent cutting where the cutting tool tip moves in accordance with the elliptical trajectory can effectively improve the quality of machining and break through the limitations of the ultrasonic vibration processing on the critical speed. Then, the separation principle of the process is analyzed, and a self-developed ultrasonic vibration milling device is used in the experiment with thin-walled titanium alloy parts. The experimental results show that, compared to the common milling processing, the cutting force reduction and the relieving amount reduction for high-speed ultrasonic elliptical vibration milling method are both about 20% to 30%, and meanwhile the surface defects and roughness are cut down.

**Keywords:** high-speed ultrasonic elliptical vibration; milling; thin-walled titanium alloy parts; cutting force; relieving amount

**Received:** 2018-12-02; **Accepted:** 2019-01-18; **Published online:** 2019-03-18 16:05

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190315.0844.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190315.0844.001.html)

**Foundation item:** National Natural Science Foundation of China (51475031)

\* **Corresponding author.** E-mail: zhangdy@buaa.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0713



# CFRP 旋转超声辅助钻削的缺陷抑制 机理及实验研究

邵振宇<sup>1</sup>, 姜兴刚<sup>1,2</sup>, 张德远<sup>1,2</sup>, 耿大喜<sup>1,2,\*</sup>, 李少敏<sup>1</sup>, 刘大鹏<sup>3</sup>

(1. 北京航空航天大学 机械工程及自动化学院, 北京 100083; 2. 北京航空航天大学 生物医学工程高精尖创新中心, 北京 100083; 3. 航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司, 成都 610073)

**摘 要:** 针对碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)在普通切削(CD)过程中因切削力及扭矩较大而产生的分层撕裂、孔壁纤维损失等缺陷,采用了旋转超声辅助钻削(RUAD)制孔方法。首先,分析了CFRP CD的孔缺陷类型及产生机理,并结合超声振动加工的特性,给出了RUAD的孔缺陷抑制机理。然后,搭建了包含非接触式感应供电旋转超声振动系统、立式加工中心和测力系统的实验平台。最后,在相同的工艺参数下,对比了CD和RUAD两种工艺下的切削力和扭矩、孔缺陷及孔壁质量。实验结果表明:相对CD,RUAD的切削力和扭矩分别降低41.46%~46.32%和41.61%~48.94%,且CFRP孔出入口及孔壁分层撕裂、纤维损失等缺陷得到了有效抑制,极大地改善了CFRP的钻孔质量。实验结果有效地验证了CFRP钻孔缺陷产生机理及超声振动抑制机理的正确性,RUAD可以用于CFRP低损伤制孔。

**关键词:** 碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP); 旋转超声辅助钻削(RUAD); 缺陷抑制机理; 切削力; 孔质量

**中图分类号:** V261.92

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1613-09

碳纤维增强树脂基复合材料(Carbon Fiber Reinforced Plastics, CFRP)与金属材料相比,因具有强度高且质量轻、耐腐蚀性好以及疲劳强度优异等极其出色的综合性能,被广泛应用于现代航空航天领域,其在飞机中所占的比重,更成为衡量飞机综合性能的重要指标<sup>[1-4]</sup>。在美国最新型的F-35战机中,使用CFRP的结构占飞机总重量的比例高达35%,飞机绝大部分蒙皮包括机身、机翼以及尾翼等均由此种材料制成<sup>[5]</sup>。

目前,螺栓和铆接仍是飞机装配中主要的连接方式,大量的装配孔需要被加工,因此紧固孔的

质量将极大地影响装配质量。钻孔通常是装配前最后一个环节,该过程若出现零件缺陷将造成极大的损失并影响装配效率<sup>[6-8]</sup>。然而,CFRP各向异性,脆性大、强度高、层间强度低,在钻削过程中极易产生分层撕裂、纤维损失等缺陷,加工质量难以保证<sup>[9-12]</sup>。由于CFRP分层撕裂、纤维损失等缺陷不可修复,降低钻孔损伤、改善孔质量显得尤为重要<sup>[3]</sup>。

CFRP加工的技术难题吸引了国内外学者的广泛关注。Davim等<sup>[8]</sup>针对CFRP钻孔分层问题,利用方差分析和非线性回归研究了CFRP

收稿日期: 2018-12-03; 录用日期: 2019-02-16; 网络出版时间: 2019-03-19 11:56

网络出版地址: kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190316.1250.001.html

基金项目: 国家自然科学基金(51475031); 中国博士后科学基金(2018M631301)

\*通信作者. E-mail: gengdx@buaa.edu.cn

**引用格式:** 邵振宇, 姜兴刚, 张德远, 等. CFRP 旋转超声辅助钻削的缺陷抑制机理及实验研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1613-1621. SHAO Z Y, JIANG X G, ZHANG D Y, et al. Defect suppression mechanism and experimental study on rotary ultrasonic-assisted drilling of CFRP[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1613-1621 (in Chinese).

钻孔过程中切削速度、进给速度与 CFRP 分层间的内在联系,并进行了实验验证。结果表明:切削速度是影响 CFRP 分层因子大小最重要的切削参数,且分层因子随切削速度以及进给速度的增加而增大。Gaitonde 等<sup>[13]</sup>基于响应面法 (Response Surface Methodology, RSM) 建立了二阶非线性回归模型,并通过该模型分析了 CFRP 孔分层因子与切削参数间的联系。结果表明:随着切削速度的增大分层趋势减小,同时小的进给速度与钻头顶角能够有效抑制分层。陈五一等<sup>[14]</sup>对 CFRP 孔出口缺陷进行了实验研究,并对典型形式进行了模型总结。结果表明:撕裂和毛边是 CFRP 孔出口的主要损伤形式,产生的主要原因是横刃的连续挤压与滚卷作用。此外,撕裂缺陷的程度与切削力、钻头直径、进给量、进给速度等影响因素成正相关,而与钻头转速成负相关。

综上所述,现有的研究主要集中在传统钻孔中通过优化工艺参数、刀具角度等降低 CFRP 缺陷的产生,虽然能够取得一定效果,但提升有限。目前,作为一种较为先进的特种加工技术,旋转超声辅助钻削 (Rotary Ultrasonic-Assisted Drilling, RUAD) 由于具有独特的加工特性引起了国内外学者的广泛关注。利用 RUAD 技术在对难加工材料诸如铝合金、钛合金以及 CFRP 等钻削实验中均获得了良好的工艺效果<sup>[15-26]</sup>。针对 CFRP 超声钻削的研究, Makhdom 等<sup>[21]</sup>进行了相关工艺实验,结果表明:超声钻削能够有效降低轴向力和扭矩,降低 CFRP 分层并获得较好的表面质量。Phadnis 等<sup>[22]</sup>运用仿真与实验相结合的方式对超声钻削 CFRP 的钻削力和扭矩进行了研究,仿真结果与实验数据具有很好的一致性。余婷<sup>[23]</sup>通过工艺实验研究了加工参数对超声钻削 CFRP 的钻削力及表面粗糙度的影响规律,结果表明:主轴转速对钻削力和表面粗糙度影响最大,每齿进给量次之,超声波频率影响最小。综上,对于 CFRP 超声辅助钻削的研究,主要集中在工艺参数对切削力以及孔损伤程度的影响方面,对其缺陷抑制机理却几乎没有研究。

因此,本文在分析 CFRP 普通钻削 (Conventional Drilling, CD) 的孔缺陷类型及产生机理的基础上,结合超声振动加工的特性,研究了 RUAD 的孔缺陷抑制机理。并通过 CD 和 RUAD CFRP 的对比实验对孔缺陷产生机理及抑制机理进行了验证。

## 1 旋转超声辅助钻削复合材料孔缺陷的抑制机理

图 1 为 RUAD 的基本原理示意图。如图 1 所示,钻头在旋转进给的同时沿其轴向做超声频小振幅的振动。超声振动的施加改变了钻削机理,使得切削过程具有分离断续脉冲式的特性。图中, $n$  为转速,  $r/\text{min}$ ;  $f$  为每转进给量,  $\text{mm}/r$ ;  $F$  为振动频率,  $\text{Hz}$ ;  $A$  为振幅,  $\mu\text{m}$ 。

图 2 为普通钻削 CFRP 时横刃和主切削刃连续切削引起孔出入口缺陷原理图。图 3 为 RUAD 中由于超声振动的施加使得钻头横刃和主切削刃产生分离断续脉冲式切削抑制 CFRP 孔缺陷形成的机理。图中,  $V_f$  为轴向进给速度,  $\text{mm}/s$ ;  $V_F$  为超声振动的瞬时速度,  $\text{mm}/s$ 。

在 CFRP 的钻削过程中,由切削力所引起的纤维层之间的内应力若达到或超过纤维层之间树脂的强度,则纤维层将由于树脂的断裂而产生分层或撕裂。

如图 2 所示, CD 中,钻头横刃和主切削刃以恒定的进给速度  $V_f$  和转速  $n$  切削,其与 CFRP 始终保持接触。横刃以及主切削刃负前角部分对 CFRP 有 2 个作用力:一是轴向向下的推力  $F_{z1}$ ,二是沿切削速度方向的力  $F_{v1}$ 。钻头主切削刃正前角部分对 CFRP 材料也会产生 2 个作用力,垂直方向上的力  $F_{z2}$  以及沿切削速度方向的力  $F_{v2}$ 。钻削过程中,  $F_{z1}$  和  $F_{z2}$  ( $F_{z1} \gg F_{z2}$ ) 的相互作用产生的垂直应力使得 CFRP 产生“张开型”裂纹缺陷;沿切削速度方向的力  $F_{v1}$  和  $F_{v2}$  推挤纤维,使之与钻头前部未切削部分产生一面外剪切应力,引起“撕开型”裂纹缺陷,此外,钻头由于具有螺旋结构,在钻削过程中会产生斜向上的剥离力,进

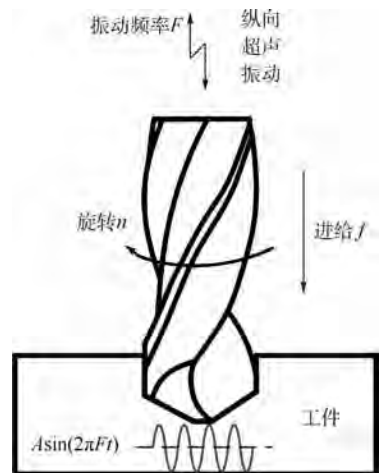


图 1 RUAD 原理示意图

Fig. 1 Schematic of RUAD principle

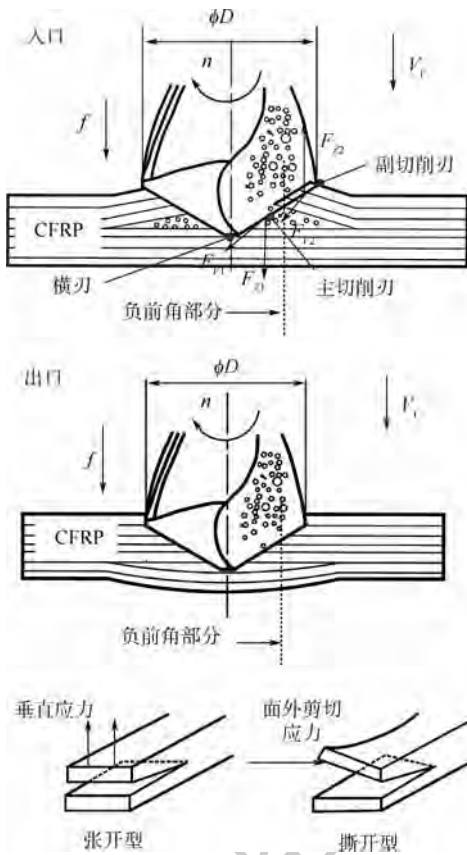


图 2 普通钻削 CFRP 时横刃和主切削刃连续切削引起分层撕裂缺陷原理图

Fig. 2 Schematic of delamination and tearing induced by chisel edge and major cutting edge of continuous cutting during conventional drilling of CFRP

一步加剧了“撕开型”缺陷的产生,CFRP 孔出入口缺陷主要由这两种类型裂纹缺陷所组成。相比较而言,入口侧由于下层未切削部分较厚,承载能力较强,“张开型”缺陷受到抑制,而表层纤维在  $F_{v1}$ 、 $F_{v2}$  和剥离力的共同作用下,会产生较为严重的“撕开型”缺陷。在孔的中间部分,抗扭能力及抗垂直作用力能力均较强,基本不会出现分层缺陷,由扭矩作用而产生的纤维缺失成为 CFRP 孔主要的损伤形式。出口侧未切削部分较薄,承载能力弱,在切削力推力的作用下使得“张开型”缺陷成为其主要的损伤形式。在实际的钻孔过程中,考虑到这一点,通常用压板将出口压紧后进行钻孔。

如图 3 所示,相对 CD, RUAD 的轴向进给因超声振动瞬时速度存在而改变,其合速度为

$$V_{\text{RUAD}} = V_f + V_F \quad (1)$$

当  $V_F \geq V_f$  且方向相反时,钻头的横刃和主切削刃与工件间产生分离,因为  $V_F$  的大小和方向是周期性变化的,所以形成了刀具-工件间周期性的“接触-分离”。当  $V_F$  与进给速度方向相同时,进给速度瞬时增大;当  $V_F$  与进给速度方向相反时,

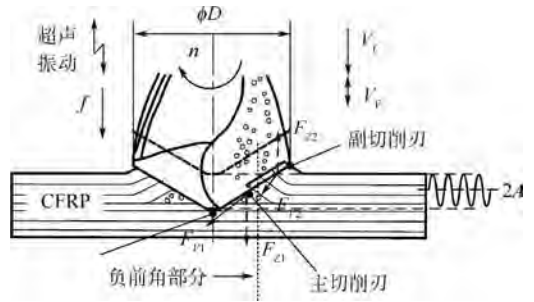


图 3 RUAD 横刃和主切削刃的分离断续脉冲式切削抑制 CFRP 孔缺陷形成机理

Fig. 3 Defect suppression mechanism of separate intermittent impulse cutting model of chisel edge and major cutting edge during RUAD of CFRP hole

进给速度瞬时减小,这就形成了刀具与工件间的超声振动分离断续脉冲式切削<sup>[25]</sup>。在 CFRP 钻削过程中,这种切削模式对其分层撕裂缺陷的抑制主要表现在以下方面。首先,能够极大地降低钻削切削力和扭矩,这是 CFRP 分层撕裂缺陷得到有效抑制的主要原因。其次,钻头-工件间的周期性的“接触-分离”能够避免钻头横刃和主切削刃对纤维的连续的滚卷与推挤,从而有效降低出入口撕裂与孔壁的纤维损失。此外,相对 CD, RUAD 中刀具工作前角增大,增加了钻头的锋利性,提高了切削能力,且由于超声振动产生了微小振幅的高频振动冲击,使碳纤维产生局部断裂,从而能够有效抑制 CFRP 孔缺陷的产生。钻头本身的螺旋结构,使得其在附加轴向超声振动激励后,产生扭转振动<sup>[25]</sup>。这意味着切削刃的切向速度亦会因为超声振动瞬时速度的存在而发生周期性的变化,从而使刀具的切向切削能力得到提升,高频冲击的作用也同样会促使碳纤维的断裂。因此,在超声钻削过程中,CFRP 孔的分层撕裂以及纤维损失等缺陷能够得到有效的抑制,极大地改善钻削效率与孔质量。

## 2 CFRP 的对比钻削实验

### 2.1 实验材料与刀具

在本实验中,5 mm 厚的 CFRP 板由航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司提供,其材料属性见表 1。为保证实验结果更好地指导实际生产,采用在 CFRP 板下垫压板的方式进行实验,并用夹具压紧。实验中所用刀具是由厦门金鹭特种合金有限公司提供的带热装螺纹柄的整体硬质合金刀具。刀具刃型和参数分别如图 4 和表 2 所示。

图 5 为普通麻花钻刃型,与其相比,本实验所用钻头(见图 4)的刃型具有以下特点:①减小横

表1 CFRP 工件材料属性

Table 1 Material properties of CFRP workpiece

属性	数值
CFRP 密度/( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	1520
铺层厚度/mm	0.2
碳纤维硬度 HRC	53 ~ 65
碳纤维密度/( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	1760
碳纤维的弹性模量/GPa	230
碳纤维的拉伸强度/GPa	4850
碳纤维的泊松比	0.3
环氧树脂基体密度/( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	1190
环氧树脂基体弹性模量/GPa	2.7
环氧树脂基体抗拉强度/MPa	80 ~ 85
环氧树脂基体泊松比	0.35

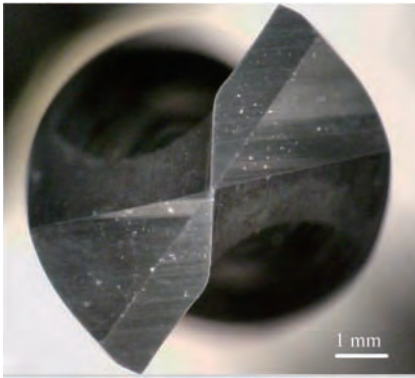


图4 实验中刀具几何视图

Fig. 4 Tool geometry in experiment

表2 刀具几何参数

Table 2 Tool geometric parameters

参数	数值
直径/mm	7.5
总长度/mm	98
顶角/( $^{\circ}$ )	118
刃前角/( $^{\circ}$ )	10
刃后角/( $^{\circ}$ )	10
螺旋角/( $^{\circ}$ )	20
横刃宽度/mm	0.2
主切削刃宽度/mm	1

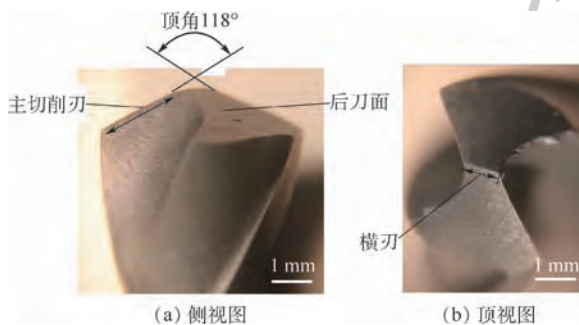


图5 普通麻花钻几何视图

Fig. 5 Conventional twist drill geometry

刃宽度,提高了钻尖的入钻能力和定位性能,并能够有效避免由横刃过大造成的CFRP损伤;②切削刃圆滑过渡,提高刃口强度,同时主切削刃靠近横刃部分的前角增大,有效地避免了普通麻花钻的负前角切削。以上两点的综合作用能有效降低CFRP钻孔过程中的分层撕裂损伤,提高钻孔质量。

## 2.2 实验平台搭建和条件

如图6所示,本实验搭建了包含非接触式感应供电旋转超声振动系统、BV100立式加工中心平台、KISTLER 9272A压电测力系统的实验平台。其中,自行研制的非接触式感应供电旋转超声振动系统主要包括热装螺纹柄钻头、夹心式压电超声换能器、非接触式感应供电装置、超声刀柄、超声电源以及紧固附件。非接触式感应供电装置的主要作用是代替传统的滑环,在超声刀柄旋转进给的同时进行供电,从而能够有效避免传统滑环限制转速、易磨损及打火等问题,并提高传输效率。实验平台组装完成后,采用KEYENCE LK-G5000非接触激光测量系统进行刀具振幅测量,其测量原理及结果如图7所示。具体的实验条件和工艺参数,见表3。

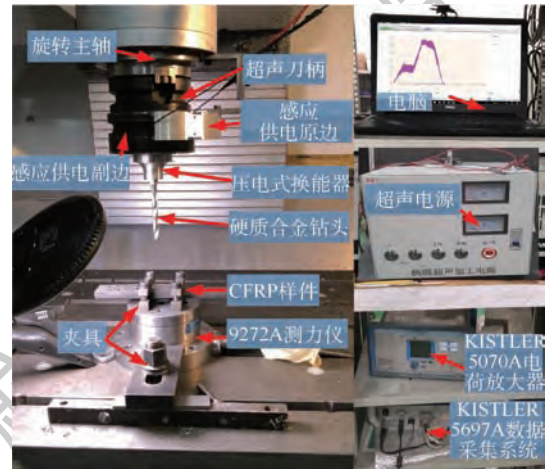


图6 实验平台

Fig. 6 Experimental platform

## 2.3 测量及观察方法

如图6所示,CFRP普通钻削和RUAD的切削力和扭矩测量采用瑞士奇石乐KISTLER 9272A压电测力系统。测量的基本原理是将力产生的电荷信号传递给电荷放大器(KISTLER 5070A),然后通过数据采集系统(KISTLER 5697A)的A/D转换器将其转换成数字信号输出到安装有KISTLER DYNOWARE软件的个人电脑,从而进行数据的观察和处理。

如图7所示,钻尖振幅采用由LK-G5000激

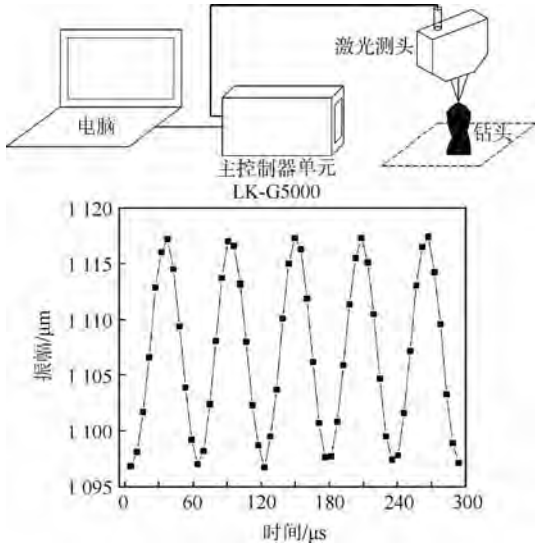


图 7 钻尖振幅测量原理及测量结果

Fig. 7 Principle and result of drill tip vibration amplitude measurement

表 3 实验条件和工艺参数

Table 3 Experimental conditions and process parameters

条件与参数	CD	RUAD
刀具材料	硬质合金	硬质合金
刀具涂层	无	无
冷却	无	无
钻孔直径/mm	7.5	7.5
钻孔深度/mm	5.0	5.0
主轴转速/( $r \cdot \text{min}^{-1}$ )	1 500, 2 000, 2 500, 3 000	1 500, 2 000, 2 500, 3 000
每转进给量/( $\text{mm} \cdot r^{-1}$ )	0.01	0.01
频率/kHz	0	18.687
振幅/ $\mu\text{m}$	0	10.0

光主控制器、激光测头传感器、LK-Navigator 2 操作软件和个人电脑所组成的日本基恩士 KEYENCE LK-G5000 非接触激光测量系统进行测量。

CFRP 孔出入口形貌观察采用由光学显微镜 (OLYMPUS SZX16) 和数码相机 (Nikon E950) 构成的观察系统。CFRP 孔壁形貌则采用扫描电子显微镜 (SEM) (JEOL JSM-6010LA) 进行观察。

### 3 实验结果与讨论

#### 3.1 切削力和扭矩

图 8 为不同主轴转速条件下 CFRP CD 和 RUAD 稳定钻削阶段的平均切削力和扭矩的对比。由图 8 可见, RUAD 的切削力和扭矩均明显低于 CD, 同时, 相比于 CD, RUAD 可降低切削力和扭矩分别达 41.46% ~ 46.32% 和 41.61% ~ 48.94%。出现以上结果的主要原因是, 与 CD 的连续切削模式相比, RUAD 能够使刀具-工件间产

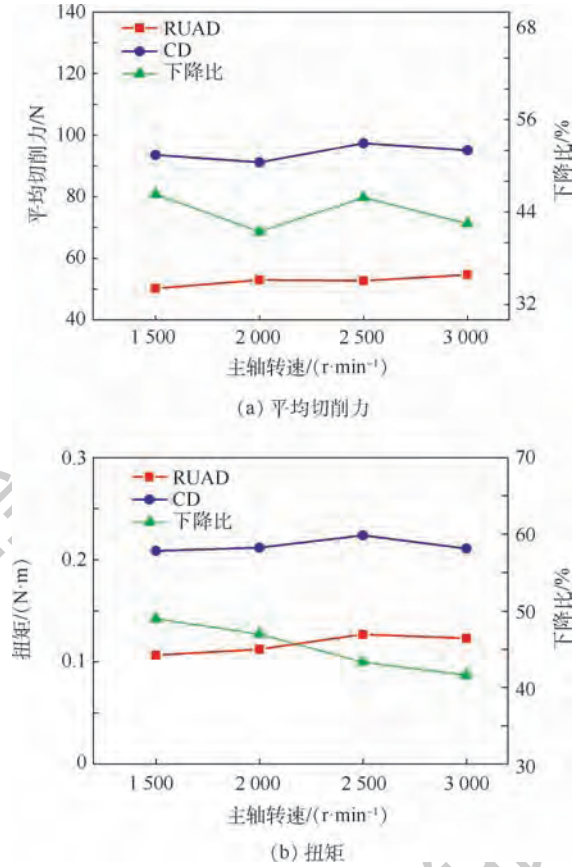


图 8 CD 和 RUAD CFRP 平均切削力和扭矩对比

Fig. 8 Comparison of average cutting force and torque between CD and RUAD

生周期性的接触分离, 获得分离断续脉冲式切削模式。根据第 1 节对 CFRP 钻孔中缺陷产生及抑制机理的分析, RUAD 使切削力和扭矩降低能够有效抑制分层撕裂缺陷的产生, 从而极大地提高孔质量。

#### 3.2 CFRP 孔微观形貌

图 9 和图 10 分别为 CFRP CD 和 RUAD 在不同主轴转速条件下孔入口的边缘形貌以及分层因子的对比图 (图 10 中, 分层因子  $F_d$  为 CFRP 孔边缘最大分层直径  $D_{\max}$  与孔公称直径  $D_{\text{nom}}$  之比)。从图中可见, 在同一转速条件下, RUAD 的孔入口形貌明显优于 CD, 能够获得分层撕裂损伤小且较为光滑的孔边缘。虽然在 2 000 r/min 时, 两者分层因子较为接近, 但从图 10 中可以看出, 就损伤程度而言, RUAD 明显较小。产生这种结果的主要原因是 RUAD 的分离断续脉冲式切削模式使钻削切削力和扭矩极大的降低 (见图 8)。从图 9 中也可以看出, CFRP 孔入口的缺陷主要是由面外剪切应力所引起的“撕开型”裂纹缺陷, 这与第 1 节的分析结果相一致。

图 11 展示了 CFRP CD 和 RUAD 在 3 000 r/min

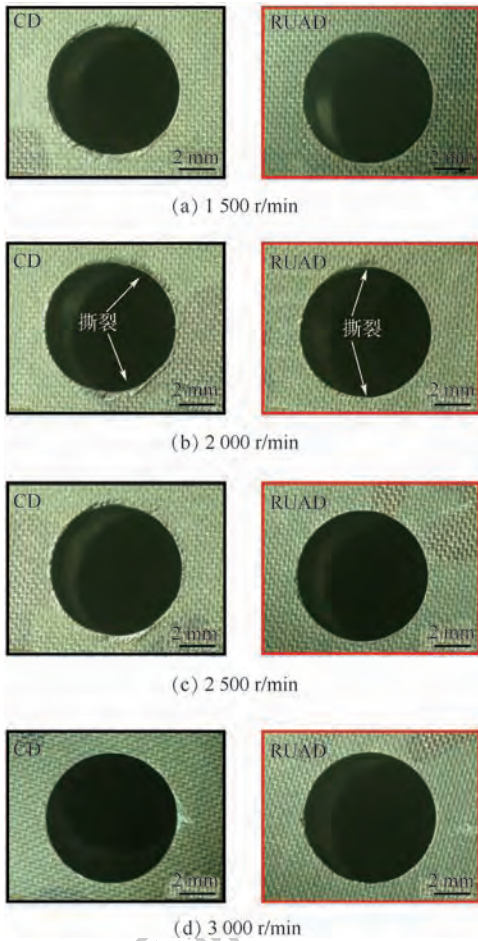


图9 CD和RUAD CFRP孔入口边缘形貌对比  
Fig. 9 Comparison of edge morphologies of CFRP hole entrance between CD and RUAD

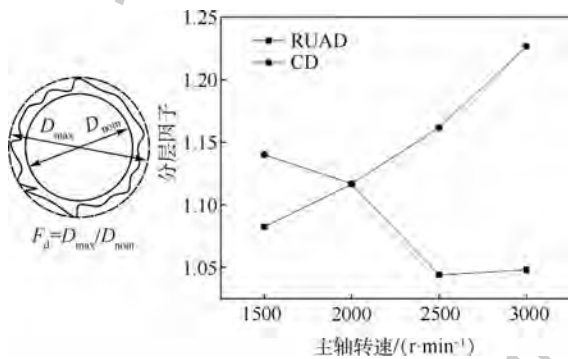


图10 CD和RUAD CFRP孔入口分层因子对比  
Fig. 10 Comparison of delamination factor of CFRP hole entrance between CD and RUAD

转速下孔壁的SEM照片。从图中可见,CD的孔壁存在明显的纤维损失缺陷,且纤维断口参差不齐,表面质量较差,而RUAD的孔壁较为光滑,纤维断口较为平整,有明显的局部断裂的纤维残留,表面质量明显优于CD。这是由于钻头-工件间的周期性的“接触-分离”避免了钻头横刃和主切削刃对纤维的连续的滚卷与推挤,并且超声振动产生的微观小振幅的高频振动冲击促使碳纤维产生

局部断裂,从而有效地降低了孔壁的纤维损失缺陷,明显提高孔壁的表面质量。此外,在图中未发现明显的分层撕裂缺陷,纤维损失是孔壁损伤的主要形式,这与第1节分析的结果相一致。

图12展示了CFRP CD和RUAD在3000 r/min转速下孔出口的边缘形貌。从图中可以看出,RUAD能够获得较为光滑的孔出口边缘,明显优于CD。由于在钻削实验中,CFRP板下垫了压板,所以未观察到机理分析中孔出口“张开型”裂纹缺陷较为严重的情况,出口缺陷仍以“撕开型”裂纹缺陷为主。

综上,相比于CD,RUAD能够有效抑制CFRP孔出入口及孔壁分层撕裂、纤维损失等缺陷,改善

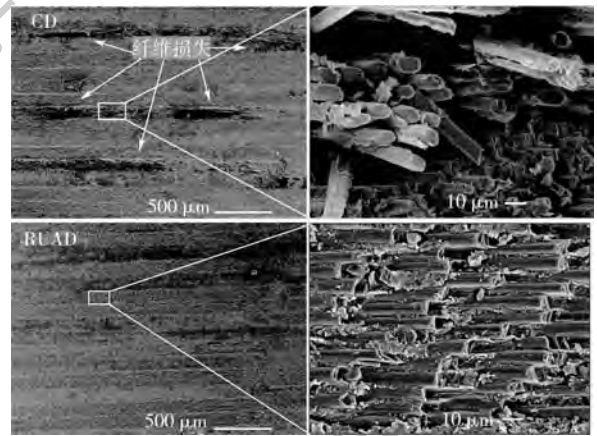


图11 CD和RUAD CFRP孔壁SEM照片  
Fig. 11 SEM images of drilled hole surface morphologies of CFRP for CD and RUAD

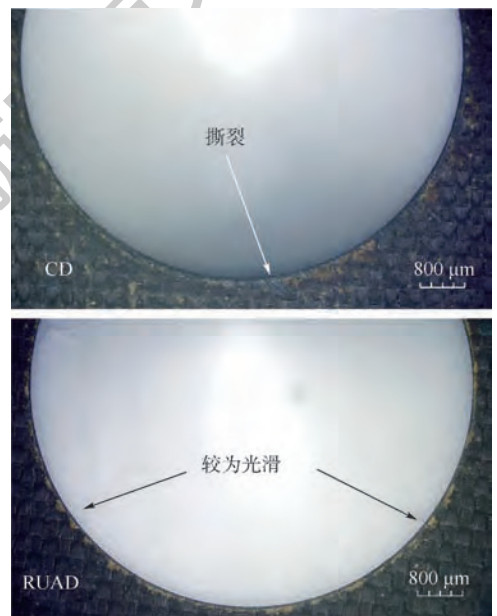


图12 CD和RUAD CFRP孔出口形貌对比  
Fig. 12 Comparison of edge morphologies of CFRP hole exit between CD and RUAD

了孔质量。通过对并通过对 CFRP CD 和 RUAD 后孔出入口及孔壁缺陷形式的对比观察与分析,验证了第 1 节所述缺陷产生原因及抑制机理的正确性。

## 4 结 论

本文首先分析了 CFRP 钻削过程中分层撕裂以及纤维损失等缺陷的产生原理,据此研究了 CFRP RUAD 的缺陷抑制机理,并进行了实验验证。根据机理分析和实验结果,可得到以下结论:

1) 通过对 CFRP CD 分层撕裂以及纤维损失等缺陷产生机理的分析,得到了 RUAD 能够有效抑制缺陷产生的原因,即分离断续脉冲式切削模式。

2) 相比于 CD,RUAD 明显降低钻削切削力和扭矩分别为 41.46% ~ 46.32% 和 41.61% ~ 48.94%,这是分层撕裂及纤维损失缺陷能够得到有效抑制的主要原因。

3) CFRP RUAD 孔入口的边缘形貌明显优于 CD,且随着主轴转速的增加,孔入口损伤程度均明显降低。此外,孔入口损伤主要为“撕开型”裂纹缺陷。

4) CD 的孔壁存在明显的纤维损失缺陷,且纤维断口参差不齐,而 RUAD 的孔壁较为光滑,纤维断口较为平整,有明显的局部断裂的纤维残留,表面质量明显优于 CD。纤维损失是孔壁缺陷的主要形式。

5) RUAD 能够获得较为光滑的孔出口边缘,明显优于 CD。但由于在钻削实验中,CFRP 板下垫了压板,所以未观察到机理分析中孔出口“张开型”裂纹缺陷较为严重的情况,出口缺陷仍以“撕开型”裂纹缺陷为主。

因此,通过以上对 CFRP 钻孔的缺陷产生及 RUAD 的缺陷抑制机理分析和实验验证的结果可知,RUAD 技术能够有效抑制 CFRP 钻削过程中极易出现的分层撕裂以及纤维损失等缺陷,改善孔质量并提高钻孔效率。

## 参考文献 (References)

[1] 冉治国,燕瑛,李剑峰,等. 复合材料板件热分层分析及实验验证[J]. 北京航空航天大学学报,2014,40(6):819-823.  
RAN Z G, YAN Y, LI J F, et al. Thermal stress induced composite laminate delamination analysis and experiment verification[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2014, 40(6): 819-823 (in Chinese).

[2] 南成根,吴丹,马信国,等. 碳纤维复合材料/钛合金叠层钻孔质量研究[J]. 机械工程学报,2016,52(11):177-185.

NAN C G, WU D, MA X G, et al. Study on the drilling quality of carbon fiber reinforced plastic and titanium stacks[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(11): 177-185 (in Chinese).

[3] XU J, MANSORI M E. Experimental study on drilling mechanisms and strategies of hybrid CFRP/Ti stacks[J]. Composite Structures, 2016, 157: 461-482.

[4] PARK K Y, CHOI J H, LEE D G. Delamination-free and high efficiency drilling of carbon fiber reinforced plastics[J]. Journal of Composite Materials, 1995, 29(15): 1988-2002.

[5] SLOAN J. Skinning the F-35 fighter[J]. High Performance Composites, 2009, 17(6): 30.

[6] 王巍. CFRP 加工工具研制及加工工艺研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2012: 25-30.  
WANG W. Development of the cutting tools for CFRP and research on machining technology[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2012: 25-30 (in Chinese).

[7] LIU D F, TANG Y J, CONG W L. A review of mechanical drilling for composite laminates[J]. Composite Structures, 2012, 94(4): 1265-1279.

[8] DAVIM J P, RUBIO J C, ABRAO A M. A novel approach based on digital image analysis to evaluate the delamination factor after drilling composite laminates[J]. Composites Science & Technology, 2007, 67(9): 1939-1945.

[9] GENG D, ZHANG D, LI Z, et al. Feasibility study of ultrasonic elliptical vibration-assisted reaming of carbon fiber reinforced plastics/titanium alloy stacks[J]. Ultrasonics, 2017, 75: 80-90.

[10] GENG D, ZHANG D, XU Y, et al. Rotary ultrasonic elliptical machining for side milling of CFRP: Tool performance and surface integrity[J]. Ultrasonics, 2015, 59(4): 128-137.

[11] GENG D, ZHANG D, XU Y, et al. Effect of speed ratio in edge routing of CFRP by rotary ultrasonic elliptical machining[J]. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2015, 34(21): 1779-1790.

[12] 康仁科, 马付建, 董志刚, 等. 难加工材料超声辅助切削加工技术[J]. 航空制造技术, 2012(16): 44-49.  
KANG R K, MA F J, DONG Z G, et al. Ultrasonic assisted machining of difficult-to-cut material[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2012(16): 44-49 (in Chinese).

[13] GAITONDE V N, KARNIK S R, RUBIO J C, et al. Analysis of parametric influence on delamination in high-speed drilling of carbon fiber reinforced plastic composites[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 203(1): 431-438.

[14] 张厚江, 陈五一, 陈鼎昌. 碳纤维复合材料(CFRP)钻孔出口缺陷的研究[J]. 机械工程学报, 2004, 40(7): 150-155.  
ZHANG H J, CHEN W Y, CHEN D C. Investigation of the exit defects in drilling CFRP[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2004, 40(7): 150-155 (in Chinese).

[15] PUJANA J, RIVERO A, CELAYA A. Analysis of ultrasonic-assisted drilling of Ti6Al4V[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2009, 49(6): 500-508.

[16] CHEN W C. Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) composite laminates[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1997, 37: 1097-1108.

- [17] ZHANG D Y, WANG L J. Investigation of chip in vibration drilling[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1998, 38(3):165-176.
- [18] AZARHOUSHANG B, AKBARI J. Ultrasonic-assisted drilling of inconel 738-LC[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007, 47(7-8):1027-1033.
- [19] ZHANG D Y, FENG X J, WANG L J, et al. Study on the drill skidding motion in ultrasonic vibration microdrilling[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1994, 34(6):847-857.
- [20] BAGHLANI V, MEHBUDI P, AKBARI J, et al. Ultrasonic assisted deep drilling of inconel 738LC superalloy[J]. Procedia CIRP, 2013, 6:571-576.
- [21] MAKHDUM, PHADNIS V A, ROY A, et al. Effect of ultrasonically-assisted drilling on carbon-fibre-reinforced plastics[J]. Journal of Sound and Vibration, 2014, 333(23):5939-5952.
- [22] PHADNIS V A, MAKHDUM F, ROY A, et al. Experimental and numerical investigations in conventional and ultrasonically assisted drilling of CFRP laminate[J]. Procedia CIRP, 2012, 1(7):455-459.
- [23] 余婷. CFRP 材料的超声振动辅助铣削和钻孔实验研究[D]. 南昌:南昌航空大学, 2018.  
YU T. Ultrasonic vibration-aided milling and drilling of CFRP materials[D]. Nanchang: Nanchang Hangkong University, 2018 (in Chinese).
- [24] LI Z, ZHANG D Y, QIN W, et al. Removal analyses of chip and rod in rotary ultrasonic-assisted drilling of carbon fiber-reinforced plastics using core drill[J]. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2016, 35(15):1173-1190.
- [25] 邵振宇, 李哲, 张德远, 等. 钛合金旋转超声辅助钻削的钻削力和切屑研究[J]. 机械工程学报, 2017, 53(19):66-72.  
SHAO Z Y, LI Z, ZHANG D Y, et al. Study on the thrust force and chip in rotary ultrasonic-assisted drilling of titanium alloys (Ti6Al4V)[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(19):66-72 (in Chinese).
- [26] 李哲, 张德远, 姜兴刚. 钛合金旋转超声辅助钻削的出口毛刺[J]. 北京航空航天大学学报, 2017, 43(7):1380-1386.  
LI Z, ZHANG D Y, JIANG X G. Exit burr in rotary ultrasonic-assisted drilling of titanium alloys[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2017, 43(7):1380-1386 (in Chinese).

#### 作者简介:

邵振宇 男, 博士研究生。主要研究方向: 难加工材料高效加工技术、振动切削与功率超声技术。

耿大喜 男, 博士。主要研究方向: 难加工材料高效振动制孔技术与装备。

## Defect suppression mechanism and experimental study on rotary ultrasonic-assisted drilling of CFRP

SHAO Zhenyu<sup>1</sup>, JIANG Xinggang<sup>1,2</sup>, ZHANG Deyuan<sup>1,2</sup>, GENG Daxi<sup>1,2,\*</sup>, LI Shaomin<sup>1</sup>, LIU Dapeng<sup>3</sup>

(1. School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100083, China;

2. Beijing Advanced Innovation Center for Biomedical Engineering, Beihang University, Beijing 100083, China;

3. AVIC Chengdu Aircraft Industrial (Group) Co., Ltd., Chengdu 610073, China)

**Abstract:** To solve the delamination, tearing and fiber losing of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) hole induced by large cutting force and torque during conventional drilling (CD), the rotary ultrasonic-assisted drilling (RUAD) technology is introduced. Firstly, based on the analysis of the types and forming mechanism of CFRP hole defects in CD and the characteristics of RUAD, the defect suppression mechanism of CFRP hole in RUAD is proposed. Then, the experimental platform including a self-designed contactless energy transfer and a vibration system for RUAD, vertical machining center platform and force measurement system is built. Finally, the cutting force and torque, hole defects and quality of hole wall obtained in both CD and RUAD are compared at the same process parameters, respectively. The experimental results indicate that compared with CD, the cutting force and torque produced in RUAD decrease by 41.46% to 46.32% and 41.61% to 48.94%, respectively. And the delamination, tearing and fiber losing of the CFRP hole are effectively suppressed and the hole quality is greatly improved. The forming mechanism of hole defects in CD and the defect suppression mechanism of CFRP hole in RUAD are verified to be correct by the experimental results. The research in this paper indicates that the RUAD process can be used for machining of CFRP hole with low damage.

**Keywords:** carbon fiber reinforced plastics (CFRP); rotary ultrasonic-assisted drilling (RUAD); defect suppression mechanism; cutting force; hole quality

**Received:** 2018-12-03; **Accepted:** 2019-02-16; **Published online:** 2019-03-19 11:56

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190316.1250.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190316.1250.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51475031); China Postdoctoral Science Foundation (2018M631301)

\* **Corresponding author.** E-mail: [gengdx@buaa.edu.cn](mailto:gengdx@buaa.edu.cn)

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0704

# 10 kN 超声辅助塑性成形压力机设计与试验



雷玉兰<sup>1</sup>, 韩光超<sup>1,2,\*</sup>, 盛超杰<sup>1</sup>, 张召臣<sup>1</sup>

大学(武汉)机械与电子信息学院, 武汉 430074; 2. 上海交通大学 机械系统与振动国家重点实验室, 上海 200240)

**摘 要:** 超声辅助塑性成形近年来已经成为塑性成形领域的重要研究方向。为了满足超声辅助塑性成形过程中的超声设备与工件安装需求,在自行研制的多孔超声振动平台基础上,设计开发了10 kN 超声辅助塑性成形压力机。采用 C++ 语言和 Qt 软件平台开发了压力机的控制系统及人机交互界面,并利用该压力机进行了 T2 紫铜超声应力软化试验和 AZ31 镁合金超声辅助压缩试验。结果表明,所设计的压力机可满足超声辅助塑性成形需求,工具辅助超声振动可有效改变镁合金的压缩断裂特性。

**关键词:** 塑性成形; 压力机; 超声振动平台; 控制系统; 压缩

**中图分类号:** TG663

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1622-08

在金属塑性成形过程中,采用各种复合成形工艺来降低金属变形抗力和改善金属的塑性变形能力已成为重要的应用发展方向。对塑性成形工具或工件施加辅助超声振动,有利于减小金属材料的变形抗力并改善金属零件的成形质量,这使得超声辅助塑性成形已成为一种广泛关注的塑性复合成形工艺<sup>[1]</sup>。

近年来,国内外学者已在拉丝、拉深、挤压、冲压、锻造和粉末冶金等领域对超声辅助塑性成形工艺进行了大量的研究<sup>[2-4]</sup>。研究表明,超声振动辅助塑性成形能细化材料晶粒,降低材料的变形抗力<sup>[5]</sup>,降低工件和模具之间的摩擦系数<sup>[6-8]</sup>,减小板料成形回弹角<sup>[9]</sup>,提高压印工件的复制度,改善被成形件表面质量和尺寸精度<sup>[10-11]</sup>等。

对于超声辅助塑性成形工艺而言,在传统的压力机上安装相关超声成形设备需要对已有设备进行较大规模的改造,所以开发适用于超声振动

辅助塑性成形专用压力成形装置已成为亟待解决的问题。Huang 等<sup>[12]</sup>以材料试验机为平台搭建了超声辅助成形系统,超声振动系统则通过支架固定于试验机底部,由于材料试验机本身运动精度等因素,该系统仅适用于宏观成形试验。付佳伟等<sup>[13]</sup>开发了微挤压成形系统,采用压电陶瓷作为驱动器,能实现微米级的成形控制。王春举等<sup>[14]</sup>开发了精密微塑性成形系统,但系统需要通过手动调节位移,直接影响了加工精度和成形效率。李广等<sup>[15]</sup>开发了以伺服电机作为运动控制器的超声微塑性成形系统,可以精确控制超声系统的运动过程,但对于不同形状和尺寸的工具仍需要重新设计超声系统。

上述研究表明,现有超声辅助塑性成形装置大多采用传统的阶梯型超声变幅杆,并通过框架结构来支撑超声系统,但对于不同形状和结构的成形工具仍需重新设计超声系统的结构和尺寸,且无法与传统的 4 柱式压力机结构相匹配,需要

收稿日期: 2018-11-30; 录用日期: 2019-01-18; 网络出版时间: 2019-03-04 13:30

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190301.1245.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190301.1245.002.html)

基金项目: 陕西省特种加工重点实验室开放基金(2017SXTZKFJG01); 制造与自动化重点实验室开放课题(szj2017-006); 机械系统与振动国家重点实验室开放课题(MSV-201910)

\* 通信作者. E-mail: hgc009@cug.edu.cn

**引用格式:** 雷玉兰, 韩光超, 盛超杰, 等. 10 kN 超声辅助塑性成形压力机设计与试验[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1622-1629. LEI Y L, HAN G C, SHENG C J, et al. Design of 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine and experiment[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1622-1629 (in Chinese).

专门设计相应的超声系统固定结构,缺乏通用性。笔者在前期研制了一种多孔超声振动平台,可连接各种形状的超声变幅杆或挤压工具头实现超声振动,具有较好的负载能力<sup>[16]</sup>。为了满足超声振动辅助塑性成形试验需求,在前期开发的多孔超声振动平台基础上,本文设计和开发了 10 kN 超声辅助塑性成形压力机。采用 C++ 语言和 Qt 软件平台开发了压力机的控制系统及人机交互界面,并通过 T2 紫铜超声应力软化试验和 AZ31 镁合金的超声辅助压缩试验进行了实际验证。

## 1 压力机结构设计与控制系统开发

### 1.1 压力机结构设计

10 kN 超声辅助塑性成形压力机的结构如图 1 和图 2 所示,压力机主动件为伺服电机,传动件为丝杆螺母,伺服电机的旋转运动通过丝杆螺母传递给上压板从而实现对工件的塑性成形。该压力机结构可以方便安装自行设计的多孔超声振

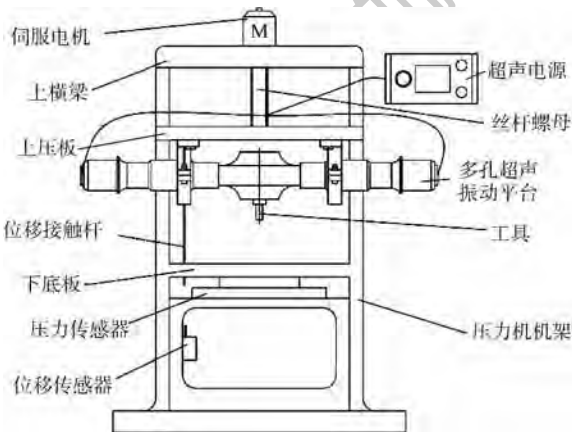


图 1 10 kN 超声辅助塑性成形压力机结构示意图

Fig. 1 Structural diagram of 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine

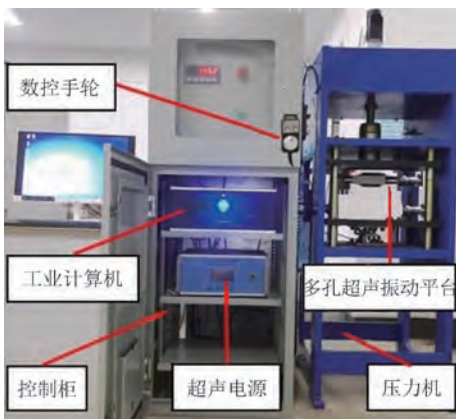


图 2 10 kN 超声辅助塑性成形压力机

Fig. 2 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine

动平台以实现超声辅助塑性成形过程<sup>[17]</sup>。

### 1.2 控制系统功能分析

该压力机控制系统主要实现以下几个功能:

- 1) 控制伺服电机按设定的压下位移或压力进行运动行程控制,控制时任选其一。
- 2) 可以设定单步或连续运行 2 种方式,单步运行需分多个步骤完成成形试验,连续运行则一次即可完成,运行时任选其一。
- 3) 可以设定预压力。上压板从上极限位开始快速下降,下降到距工件一定高度后改变为慢速下降直至和工件表面接触,达到预压力后停止。
- 4) 可以实时显示压力、位移、速度、超声电源电压、功率等参数,并绘制试验曲线,达到设定位移/压力或极限位置时自动停止运行。试验结束后可以保存试验数据,以便后续分析处理。

5) 非试验状态下可以通过人机交互界面或数控手轮分别控制压力机运动过程,实现手动操作。

根据上述的系统功能分析,系统控制软件主要分为自动控制、手动控制、手轮控制三大模式。

以自动控制模式下压下流程为例说明控制流程:

- 1) 设置试验的控制方式、运行方式、试验参数。
- 2) 上压板从上极限位快速下降,到离工件一定距离(即慢降高度)时改为慢速下降。
- 3) 上压板慢速下降到与工件上表面接触并达到设定预压力时停止运行,此时用户对工件坐标置零。
- 4) 系统判断控制模式,位移控制模式下目标控制量是位移距离,压力控制模式下目标控制量是压力值。
- 5) 系统判断运行方式,单步运行时,达到每个步骤目标位移/压力时停止运行,需用户触发下一步骤;连续运行时,达到每个步骤目标位移/压力时停止。
- 6) 试验中达到任一目标控制量将自动停止试验。

### 1.3 控制系统开发

本文研制的 10 kN 超声辅助塑性成形压力机主要用于超声振动辅助塑性成形试验,其控制软件采用 C++ 语言进行开发,同时选用第三方编程平台 Qt 作为程序开发平台。

10 kN 超声辅助塑性成形压力机控制软件主要包括两大接口:第一是运动接口,主要通过 API 函数与工控机内的运动控制卡进行交互,运动控制卡外接伺服放大器和数控手轮来控制伺服电机

的运动;第二是数据接口,主要采集通过模拟信号输入模块连接在工业计算机上的位移传感器和压力传感器的数据。

软件主要分为4个功能模块,包括系统控制模块、系统操作模块、实时数据模块、试验图形模块。各子模块采取自上而下的设计方法,接收来自于用户输入的参数和系统采集的参数,再通过一系列操作算法实现数据或图形的输出,其设计遵循功能结构的合理性、完备性、可靠性等原则,基本的设计系统框架如图3所示。

该控制系统的人机交互界面如图4所示,用户可通过主界面实现对压力机系统和成形过程的整体控制。在塑性成形过程中,系统可实时采集传感器数据,并将位移、压力和速度等参数动态显示在主界面上,同时自动绘制试验曲线显示系统状态。成形过程结束后点击保存按钮即可保存试验数据以便后期分析。

试验过程中,用户根据试验要求在交互界面输入相关参数,压力机即按照用户输入参数控制试验过程,试验完成后自动停止运行,整个过程无



图3 10 kN 超声辅助塑性成形压力机控制软件框架

Fig.3 Framework of control software for 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine

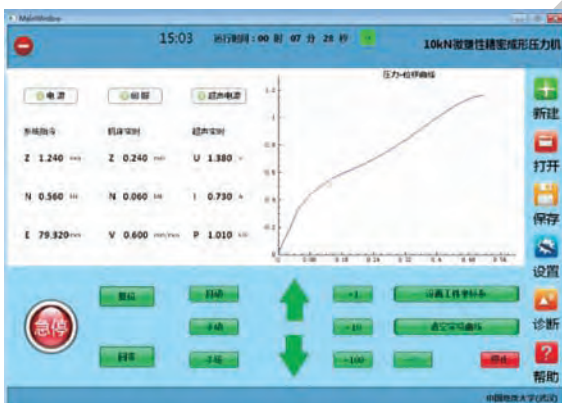


图4 10 kN 超声辅助塑性成形压力机运行主界面  
Fig.4 Main interface of 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine

需用户干涉。

### 1.4 多孔超声振动平台

本文所设计的10 kN 超声辅助塑性成形压力机主要基于前期自行研制的多孔超声振动平台,如图5所示<sup>[16]</sup>。该平台由2个超声换能器、2个阶梯型超声变幅杆和一个多孔超声变幅器组成,其中多孔超声变幅器可实现水平输入超声振动向竖直输出超声振动的转换。其上下表面为完全对称的辐射面,且在上、下表面沿竖直方向均匀分布多个具有相同直径的垂直螺纹盲孔,可用于连接挤压工具或工件,使得工具或工件能与多孔超声变幅器一起实现竖直方向的超声谐振。该多孔超声振动平台可通过法兰支撑底座实现与普通结构压力机的安装连接,不需要对压力机进行特殊结构改造,具有较好的通用性。采用ANSYS软件对该多孔超声振动平台的振动特性进行了模态仿真分析(结果如图6所示),仿真结果表明该多孔超声振动平台可以将水平超声振动转换为竖直超声振动,满足超声塑性加工工艺需求。

对塑性成形试验所用的不同结构工具头与多孔超声振动平台一起进行整体 ANSYS 振动模态仿真分析,结果如图7和图8所示。仿真结果表明,图7中负载平底压头的系统振动频率为19715 Hz;图8中负载阶梯形压头的系统振动频率为19693 Hz,多孔超声振动平台负载不同形状和尺寸的压头后超声振动频率变化较小,且最大超声振幅都出现在工具头的末端,能满足20 kHz 超声系统的工作需求。这表明该多孔超声振动

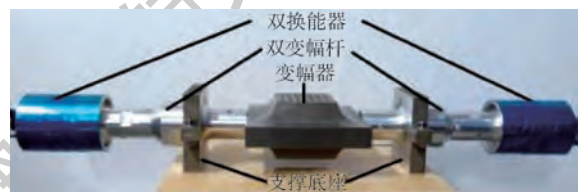


图5 多孔超声振动平台<sup>[16]</sup>

Fig.5 Porous ultrasonic vibration platform<sup>[16]</sup>

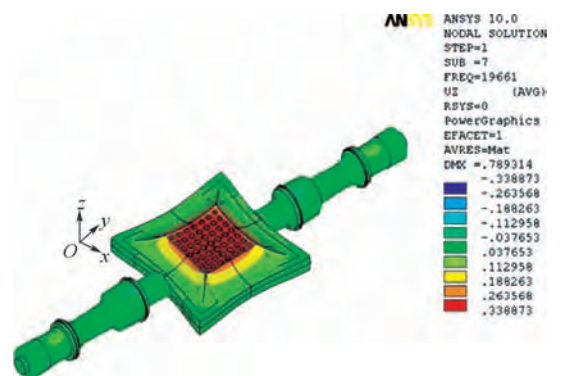


图6 多孔超声振动平台模态仿真

Fig.6 Modal simulation of porous ultrasonic vibration platform

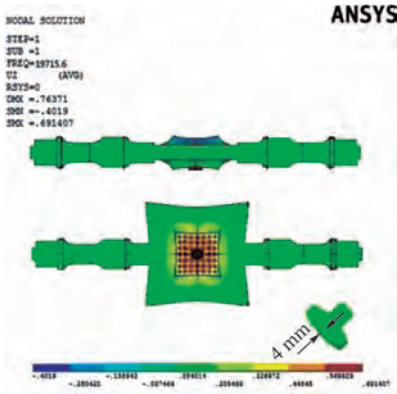


图 7 多孔超声振动平台负载平底压头的模态分析

Fig. 7 Modal analysis of porous ultrasonic vibration platform loading with flat indenter

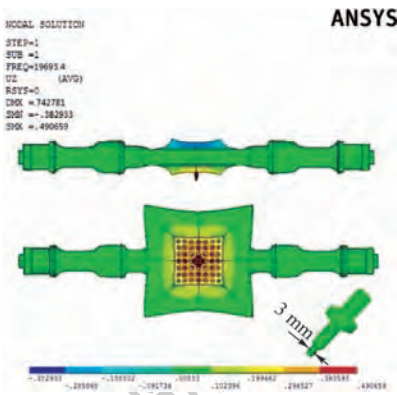


图 8 多孔超声振动平台负载阶梯形压头的模态分析

Fig. 8 Modal analysis of porous ultrasonic vibration platform loading with stepped indenter

平台对工具负载的形状和大小变化不敏感,具备较好的负载适应能力和通用性,从而能够避免常规阶梯形变幅杆所面临的超声系统尺寸二次匹配设计问题。

### 1.5 超声辅助塑性成形试验验证

为了验证所开发的压力机是否能满足超声振动辅助塑性成形工艺的需求,采用 T2 紫铜压缩试验验证超声辅助塑性成形过程所特有的应力软化现象。所采用的 T2 紫铜坯料如图 9 所示,在压缩

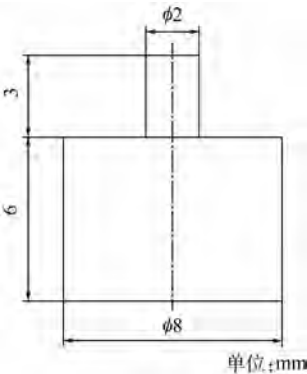


图 9 超声压缩成形试样

Fig. 9 Ultrasonic compressed forming sample

过程中,对成形工具间歇施加辅助超声振动,得到应力-应变曲线如图 10 所示。试验结果表明,工具辅助超声振动能有效降低金属的压缩成形应力,从而满足超声辅助塑性成形的需求。

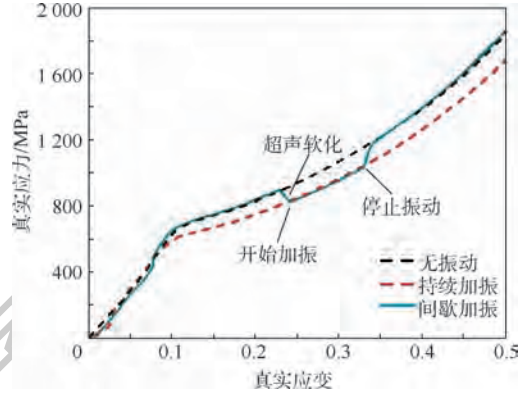


图 10 T2 紫铜压缩成形超声应力软化曲线

Fig. 10 Ultrasonic stress softening curves of T2 copper compressed forming

## 2 超声辅助压缩试验

在完成压力机验证后,利用该压力机进行镁合金超声辅助压缩试验,研究超声振动对镁合金压缩变形行为及成形载荷的影响规律。

首先,将成形工具连接在多孔超声振动平台的多孔超声变幅器中心处,多孔超声振动平台则与压力机上压板相连;然后,将成形试样通过夹具固定在压力机下底板上。通过超声电源给多孔超声振动平台供电即可实现多孔超声振动平台和成形工具在竖直方向的整体超声谐振。超声系统的工作频率为 20 kHz。

超声辅助压缩试验材料选用 AZ31 镁合金,其成分如表 1 所示。为了装夹方便,将试样的底部加工成直径 8 mm,高 6 mm 的圆柱,压缩部分为直径 2 mm,高 3 mm,高径比 1.5 的圆柱,如图 9 所示。

对 AZ31 镁合金试样分别进行静态压缩和工具超声辅助压缩试验,工具的振幅由超声电源输出功率决定,试验中超声电源输出功率设定为最大量程的 35%、50%、65%、80% 和 95%,分别用 35% A、50% A、65% A、80% A 和 95% A 表示。由于 AZ31 镁合金的塑性较差,压缩试验过程不设置压下量,当试样压断时停止试验,整个压缩过程

表 1 AZ31 镁合金化学成分

Table 1 Chemical constituents of AZ31 magnesium alloy

成分	Al	Zn	Mn	Fe	Si	Cu	Ni	Mg
质量分数/%	3.123	0.929	0.385	0.002	0.006	0.002	0.001	平衡

采用位移控制下的单步运行,保持竖直向下的匀速压缩过程。试验完成后采用 VHX-6000 数码显微系统对镁合金试样的断口形貌和微观特征进行了观测。

### 3 试验结果及分析

#### 3.1 超声振动对变形抗力的影响

AZ31 镁合金在不同超声输出功率条件下的压缩过程真实应力-应变曲线如图 11 所示。与静态挤压相比,施加辅助超声振动的试样在弹性阶段的真实应力基本保持一致,在材料产生屈服后真实应力开始明显下降,且下降幅度随输出功率的增大而增大。当输出功率为 95% A 时真实应力下降幅度最大,最大真实应力与静态相比降低了 67.6 MPa,约 15.6%。另外,试验结果还表明,AZ31 镁合金试样压缩最大变形量随着振幅的增加有所降低,当振幅较大时,变形量降低比较明显,当输出功率为 95% A 时真实应变下降幅度最大,最大真实应变与静态相比降低了约 5.3%。

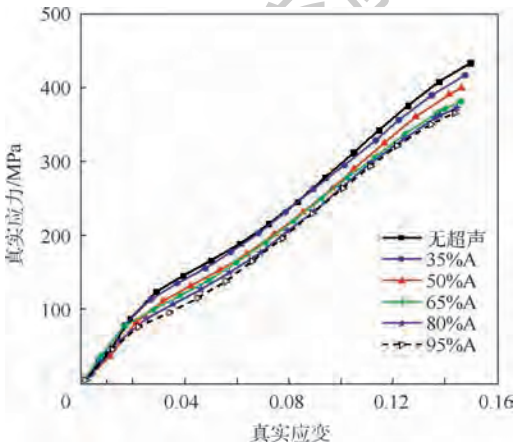


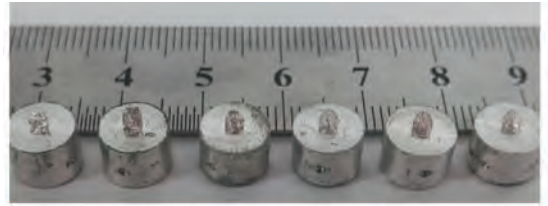
图 11 不同超声输出功率下压缩真实应力-应变曲线

Fig. 11 True stress-strain curves of compression with different ultrasonic power output

#### 3.2 超声振动对挤压断口表面的影响

图 12 为不同超声输出功率下的 AZ31 镁合金压缩脆性断裂后的试样,图 13 为静态压缩时 AZ31 镁合金脆性断裂后的宏观断口三维形貌图。AZ31 镁合金在室温下塑性较差,在压缩过程中当压下量为 0.45 mm 左右时试样即产生断裂。从破坏断口形式来看,不管是静态还是超声振动挤压断裂的试样都呈现出典型的 50°角剪切破坏形态。

图 14 为 AZ31 镁合金在不同超声输出功率下压缩断裂后的微观断口形貌。从图中可以看出,在不同超声输出功率条件下 AZ31 镁合金的



注:从左到右依次是无超声、35%A、50%A、65%A、80%A、95%A。

图 12 不同超声输出功率下 AZ31 镁合金压缩脆性断裂试样

Fig. 12 Compressed brittle fracture specimen of AZ31 magnesium alloy with different ultrasonic power output

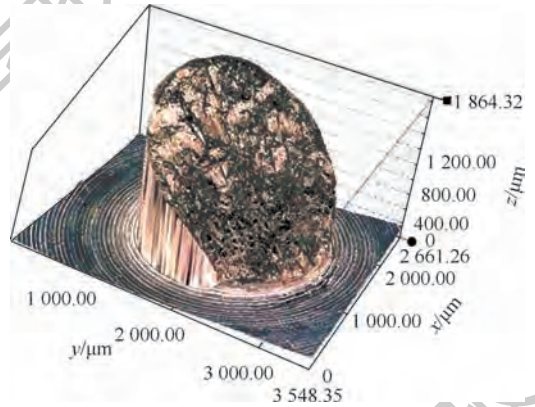


图 13 静态压缩 AZ31 镁合金宏观断口三维形貌

Fig. 13 Three-dimensional macro-fracture morphology of static compression of AZ31 magnesium alloy

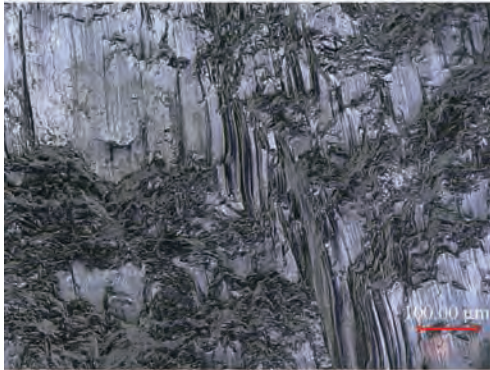
剪切破坏断面在空间上的形状有很大差异。在静态压缩及振幅较低时剪切面在空间上呈凹凸不平状态,形成一种明显的沟壑状剪切面,图 14(a)中圆圈 C 处即显示剪切面上有明显的撕裂凹坑;而随着超声输出功率的增加,这种现象越来越不明显,当超声输出功率达到 95% A 时,其剪切面比较平坦且沟壑分布比较规律<sup>[18]</sup>。

#### 3.3 结果分析

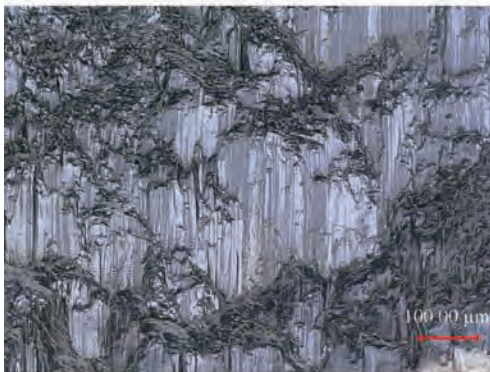
在 3.1 节 AZ31 镁合金超声辅助压缩成形过程中,工具超声振动对镁合金工件所产生的应力叠加和超声软化效应是造成图 11 中成形应力下降的主要原因。当压缩工具对工件上表面施加高频敲击时,可提升镁合金中微观粒子的活跃度,同时工具和工件表面间高频断续接触还形成应力叠加效应,减小了镁合金材料的流动变形抗力;另外,随着超声输出功率的增加,工具的超声振幅随之增大,镁合金工件所吸收的超声能量也不断增加,超声软化现象也更加明显。但同时,超声振动能量也会使镁合金产生超声硬化效应<sup>[18]</sup>。特别是当超声振幅较大时(超声功率大于 65% A 时),超声硬化效应更为明显,这使得镁合金试样的变形应力随超声振幅的减少量在超声功率达到



(a) 无超声



(b) 35%A



(c) 65%A



(d) 95%A

图 14 不同超声输出功率下 AZ31 镁合金  
微观断口形貌

Fig. 14 Micro-fracture morphology of AZ31 magnesium  
alloy with different ultrasonic power output

65% A 后逐渐下降(如图 11 所示),同时镁合金压缩断裂的最大变形量也随着超声振幅的增加而逐渐降低。

另外,工具的辅助超声振动不仅降低了 AZ31 镁合金试样的变形抗力,也影响镁合金的压缩断裂特性。镁合金的压缩断裂方式由以撕裂为主的逐渐变化到以剪切断裂为主<sup>[19]</sup>,其断口表面形貌也从不规则的“树丛状”撕裂表面逐渐变成较为平坦和规则的“阶梯状”剪切断裂表面。

## 4 结 论

本文基于自行研制的多孔超声振动平台设计开发了 10 kN 超声辅助塑性成形压力机及其控制系统,并进行了超声辅助压缩试验。主要研究结论如下:

1) 所开发的 10 kN 超声辅助塑性成形压力机可将水平超声振动转变为竖直超声振动,并通过人机交互界面和运动控制系统实现超声辅助塑性成形过程。

2) T2 紫铜超声应力软化试验表明所开发的 10 kN 塑性成形压力机可满足超声辅助塑性成形试验的需求。

3) AZ31 镁合金超声压缩试验结果表明,工具辅助超声振动可降低镁合金的压缩成形应力,同时改变镁合金的压缩断裂韧性。随着超声振幅的增加,镁合金的断口形貌由不规则的“树丛状”撕裂表面逐渐变成平坦和规则的“阶梯状”剪切断裂表面。

## 参考文献 (References)

- [1] 单德彬,徐杰,王春举,等. 塑性微成形技术研究进展[J]. 中国材料进展,2016,35(4):251-260.  
SHAN D B, XU J, WANG C J, et al. Research progress of plastic microforming technology[J]. Progress of Materials in China, 2016, 35(4):251-260 (in Chinese).
- [2] LI P Y, HE J, LIU Q, et al. Evaluation of forming forces in ultrasonic incremental sheet metal forming[J]. Aerospace Science and Technology, 2017, 63:132-139.
- [3] LIU S, TIAN Z J, GAO X S, et al. Effect of ultrasonic peening on microstructure and properties of laser rapid forming GH4169[J]. Optik, 2018(172):443-448.
- [4] HAN G C, LI K, PENG Z, et al. A new porous block sonotrode for ultrasonic assisted micro plastic forming[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 89(5-8):2193-2202.
- [5] 刘艳雄. 超声波辅助大塑性变形细化材料晶粒研究[D]. 武汉:武汉理工大学,2012.  
LIU Y X. Study on ultrasound-assisted grain refinement in large

- plastic deformation[D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2012 (in Chinese).
- [6] BUNGET C, NGAILE G. Influence of ultrasonic vibration on micro-extrusion[J]. Ultrasonics, 2011, 51(5): 606-616.
- [7] POPOV V L, STARCEVIC J, FILIPPOV A E. Influence of ultrasonic in-plane oscillations on static and sliding friction and intrinsic length scale of dry friction processes[J]. Tribology Letters, 2010, 39(1): 25-30.
- [8] TEIDELT E, STARCEVIC J, POPOV V L. Influence of ultrasonic oscillation on static and sliding friction[J]. Tribology Letters, 2012, 48(1): 51-62.
- [9] HUANG Y M, CHANG Y M. The reducing of spring back angle on micro-bending process with ultrasonic assistance[J]. Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers, 2014, 35(4): 321-325.
- [10] 崔良玉. 聚合物微器件超声微焊接压印工艺研究[D]. 天津: 天津大学, 2014.  
CUI L Y. Study on ultrasonic micro-welding embossing process of polymer microdevices[D]. Tianjin: Tianjin University, 2014 (in Chinese).
- [11] 李凯辉. 金属薄板超声柔性冲头微冲压成形方法应用与质量评估[D]. 深圳: 深圳大学, 2015.  
LI K H. Application and quality evaluation of micro-press forming method for thin metal sheet ultrasonic ultrasonic punch[D]. Shenzhen: Shenzhen University, 2015 (in Chinese).
- [12] HUANG Z, LUCAS M, ADAMS M J. Influence of ultrasonics on upsetting of a model paste[J]. Ultrasonics, 2002, 40(1-8): 43-48.
- [13] 付佳伟, 齐乐华, 周计明, 等. 微挤压成形系统的设计与实现[J]. 塑性工程学报, 2010, 17(1): 32-35.  
FU J W, QI L H, ZHOU J M, et al. Design and implementation of micro-extrusion forming system[J]. Journal of Plastic Engineering, 2010, 17(1): 32-35 (in Chinese).
- [14] 王春举, 曲东升, 周健, 等. 精密微塑性成形系统的研制[J]. 锻压技术, 2005(3): 56-59.  
WANG C J, QU D S, ZHOU J, et al. Development of precision microplastic forming system[J]. Forging Technology, 2005(3): 56-59 (in Chinese).
- [15] 李广, 周天丰, 梁志强, 等. 超声振动辅助微塑性成形系统设计与开发[J]. 电加工与模具, 2017(1): 44-47.  
LI G, ZHOU T F, LIANG Z Q, et al. Design and development of ultrasonic vibration assisted microplastic forming system[J]. Electrical Processing and Mold, 2017(1): 44-47 (in Chinese).
- [16] 韩光超, 李凯, 王新云, 等. 一种双换能器驱动超声振动平台: 201520071898. 1[P]. 2015-07-08.  
HAN G C, LI K, WANG X Y, et al. An ultrasonic vibration platform driving by two ultrasonic transducers: 201520071898. 1[P]. 2015-07-08 (in Chinese).
- [17] 韩光超, 雷玉兰, 彭卓, 等. 一种复合超声振动辅助微挤压成形加工设备: 201710897301. 2[P]. 2017-12-01.  
HAN G C, LEI Y L, PENG Z, et al. An compound ultrasonic vibration assisted micro-extrusion forming processing equipment: 201710897301. 2[P]. 2017-12-01 (in Chinese).
- [18] 魏丽. 超声振动对 AZ31 镁合金室温塑性变形过程的影响[D]. 重庆: 重庆大学, 2010.  
WEI L. Effects of ultrasonic vibration on plastic deformation of AZ31 magnesium alloy[D]. Chongqing: Chongqing University, 2010 (in Chinese).
- [19] 曹春虎. 镁合金热塑性成形开裂机制研究[D]. 太原: 中北大学, 2016.  
CAO C H. Research on the cracking mechanism of magnesium alloy during hot plastic forming[D]. Taiyuan: North University of China, 2016 (in Chinese).

#### 作者简介:

雷玉兰 女, 硕士研究生。主要研究方向: 超声辅助微挤压成形加工工艺。

韩光超 男, 博士, 副教授。主要研究方向: 超声辅助成形加工工艺与装备。

## Design of 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine and experiment

LEI Yulan<sup>1</sup>, HAN Guangchao<sup>1,2,\*</sup>, SHENG Chaojie<sup>1</sup>, ZHANG Zhaochen<sup>1</sup>

(1. School of Mechanical Engineering and Electronic Information, China University of Geosciences, Wuhan 430074, China;

2. State Key Laboratory of Mechanical System and Vibration, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

**Abstract:** Ultrasonic vibration assisted plastic forming has become an important research direction of plastic forming in recent years. In order to meet the installation requirements of ultrasonic equipments and workpiece, a 10 kN ultrasonic-assisted plastic forming press machine was designed and developed in this paper, which was based on the self-developed porous ultrasonic vibration platform. The control system and human-computer interaction interface of the press machine were designed and developed based on C++ language and Qt software platform. The ultrasonic stress softening test of T2 copper and the ultrasonic vibration assisted compression test of AZ31 magnesium alloy were carried out on the press machine. The experimental results show that the plastic forming press can meet the requirement of ultrasonic-assisted plastic forming. And the tool ultrasonic vibration can change the compression fracture characteristics of magnesium alloy effectively.

**Keywords:** plastic forming; press machine; ultrasonic vibration platform; control system; compression

**Received:** 2018-11-30; **Accepted:** 2019-01-18; **Published online:** 2019-03-04 13:30

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190301.1245.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190301.1245.002.html)

**Foundation items:** the Open Research Fund Program of Shaanxi Key Laboratory of Non-Traditional Machining (2017SXTZKFJG01); the Open Research Subject of Key Laboratory of Manufacturing and Automation (szjj2017-006); Research Subject of State Key Laboratory of Mechanical System and Vibration (MSV-201910)

\* **Corresponding author.** E-mail: hgc009@cug.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0699

# 大端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆设计及应用



靳涛, 胡小平\*, 于保华

(杭州电子科技大学 机械工程学院, 杭州 310018)

**摘 要:** 针对目前国产超声变幅杆耐用性较差的问题, 设计一种新型复合变幅杆, 满足振幅的条件下, 使变幅杆具有较小的工作应力。通过波动方程建立新型复合变幅杆参数方程, 着重计算了放大倍数、形状因数及应力极大点等参数。首先, 采用有限元分析软件对变幅杆进行动力学分析, 得到的结果与理论结果进行比较, 验证了理论公式的正确性。然后, 在此基础上与圆锥形变幅杆、指数形变幅杆及小端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆进行比较, 结果表明新型复合变幅杆具有更好的综合性能和更小的最大应力。最后, 基于 ANSYS Workbench 优化设计功能对变幅杆进行优化修整, 对优化后的变幅杆进行阻抗分析和振动性能测试, 测试结果表明新型复合变幅杆理论性能参数与实验测试结果基本一致, 变幅杆的谐振频率为 20 013 Hz, 当换能器输出振幅峰峰值为 13  $\mu\text{m}$  时, 变幅杆的输出端振幅峰峰值可达 40  $\mu\text{m}$ , 变幅杆振幅实际放大倍数为 3.08, 满足切削实验振幅的要求。

**关键词:** 综合性能; 寿命; 最大应力; 优化设计; 有限元分析

**中图分类号:** V261; TH122

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1630-09

超声切削加工系统一般包括超声波发生器、换能器、变幅杆和加工刀具等<sup>[1-2]</sup>。由于换能器输出振幅不能满足刀具加工需要, 需在换能器与加工刀具之间添加一种振幅放大机构, 即变幅杆<sup>[3]</sup>。

超声变幅杆是超声切削加工系统中的重要组成部件, 其作用是把换能器输出端的振动位移或速度振幅进行放大, 此外, 超声变幅杆还可以作为机械阻抗变换器, 在换能器和声负载之间进行阻抗匹配, 使超声能量更有效地从换能器向负载传输<sup>[4-6]</sup>。根据需求的不同, 变幅杆可分为单一型和复合型<sup>[7]</sup>。

变幅杆的振动特性理论分析, 通常基于其波动方程, 由边值问题定解<sup>[8,9]</sup>。变幅杆的设计通

常按照半波、空载考虑, 实际应用时再加以调整<sup>[10]</sup>。在高强度超声应用中, 往往要求变幅杆末端具有较大的振动幅度, 这就要求变幅杆的形状因数  $\varphi$  和放大倍数  $M_p$  的值都尽可能大<sup>[11]</sup>。同时为了保证变幅杆能够持续工作较长时间, 变幅杆工作时应具有较小的最大应力。为了兼顾以上优点, 设计了一种新型复合变幅杆。

本文首先基于传统的振动理论, 设计一种 1/2 波长大端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆(简称为新型复合变幅杆); 然后借助有限元分析软件验证其理论公式的正确性, 并且与单一型变幅杆以及小端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆的性能参数进行比较, 利用有限元分析软件对新型复合变幅杆进行优化设计, 并通过实验验证了其振动情况。

收稿日期: 2018-11-28; 录用日期: 2019-02-02; 网络出版时间: 2019-03-01 13:25

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190228.1008.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190228.1008.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(51475130); 浙江省自然科学基金(LY17E050025)

\*通信作者: E-mail: xiaoping.hu@hdu.edu.cn

**引用格式:** 靳涛, 胡小平, 于保华. 大端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆设计及应用[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1630-1638. JIN T, HU X P, YU B H. Design and application of compound conical horn with cylinder at big end[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1630-1638 (in Chinese).

# 1 新型复合变幅杆的理论模型

图 1 为新型复合变幅杆的示意图,为了简化模型,假设变幅杆由均匀、各向同性材料构成。

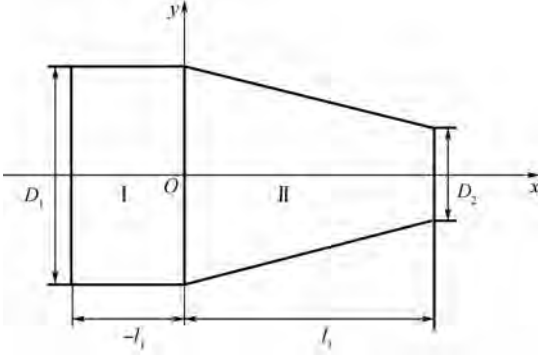


图 1 新型复合变幅杆  
Fig. 1 New compound horn

在简谐共振的条件下,变幅杆纵向振动的波动方程为<sup>[12]</sup>

$$\frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} + \frac{1}{S} \cdot \frac{\partial S}{\partial x} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial x} + k^2 \xi = 0 \quad (1)$$

式中:  $S = S(x)$  为变幅杆的横截面积函数;  $\xi = \xi(x)$  为质点位移函数;  $k = \omega/c$ ,  $k$  为圆波数,  $\omega$  为圆频率,  $c$  为纵波在变幅杆中的传播速度。

设 I 段的末端为坐标原点,则各段的面积函数表达式为

$$S(x) = \begin{cases} S_1 & -l_1 < x < 0 \\ S_1(1 - \alpha x)^2 & 0 < x < l_2 \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $l_1$ 、 $l_2$  分别为两段变幅杆的长度;锥度系数

$$\alpha = \frac{D_1 - D_2}{D_2 l_2} = \frac{N - 1}{N l_2}, D_1、D_2 \text{ 分别为首尾两端变幅}$$

杆的直径,面积系数  $N = \sqrt{\frac{S_1}{S_2}} = \frac{D_1}{D_2}$ ,  $S_1$ 、 $S_2$  分别为首尾两端变幅杆的横截面积。

将每段变幅杆的面积函数代入波动方程式(1)中,并联立式(3)~式(5):

自由边界条件为

$$\begin{cases} \left. \frac{\partial \xi_1}{\partial x} \right|_{x=-l_1} = 0 \\ \left. \frac{\partial \xi_2}{\partial x} \right|_{x=l_2} = 0 \end{cases} \quad (3)$$

变幅杆左端位移边界条件为

$$\xi_1 \Big|_{x=-l_1} = \xi_1 \quad (4)$$

两段变幅杆之间的位移、应变连续条件为

$$\begin{cases} \xi_1 \Big|_{x=0} = \xi_2 \Big|_{x=0} \\ \left. \frac{\partial \xi_1}{\partial x} \right|_{x=0} = \left. \frac{\partial \xi_2}{\partial x} \right|_{x=0} \end{cases} \quad (5)$$

解得每段变幅杆的位移函数为

$$\begin{cases} \xi_1 = \xi_1 \cos(kx + kl_1) & -l_1 < x < 0 \\ \xi_2 = \frac{a_2 \xi_1}{1 - \alpha x} \cos(kx + \alpha_2) & 0 < x < l_2 \end{cases} \quad (6)$$

应变分布的表达式为

$$\begin{cases} \frac{\partial \xi_1}{\partial x} = -k \xi_1 \sin(kx + kl_1) & -l_1 < x < 0 \\ \frac{\partial \xi_2}{\partial x} = -k \frac{a_2 \xi_1}{1 - \alpha x} \sin(kx + \alpha_2) + \alpha + \frac{a_2 \xi_1}{(1 - \alpha x)^2} \cos(kx + \alpha_2) & 0 < x < l_2 \end{cases} \quad (7)$$

式中:  $a_2 = \frac{\cos(kl_1)}{\cos \alpha_2}$ ;  $\tan \alpha_2 = \tan(kl_1) + \frac{\alpha}{k}$ 。

1) 频率方程

由式(7)和边界条件(3)可以推导出变幅杆的频率方程为

$$\tan(kl_2) = \frac{kl_2 - \frac{N}{(N-1)^2} (kl_2)^2 \tan(kl_1)}{1 + \frac{N}{(N-1)^2} (kl_2)^2 + \frac{N}{N-1} kl_2 \tan(kl_1)} \quad (8)$$

由式(8)求出根( $kl_2$ )之后,可由式(9)求出  $l_2$  长度:

$$l_2 = \frac{\lambda}{2\pi} kl_2 \quad (9)$$

式中:  $\lambda$  为波长。

2) 位移节点  $x_0$

由式(6),当  $x = x_0$  时  $\xi = 0$  得节点位移  $x_0$  为

$$kx_0 = \begin{cases} -kl_1 + \frac{\pi}{2} & kl_2 < \frac{\pi}{2} \\ \frac{\pi}{2} - \alpha_2 & kl_2 > \frac{\pi}{2} \end{cases} \quad (10)$$

3) 放大倍数  $M_p$

由式(6)及边界条件  $\xi_2 \Big|_{x=l_2} = \xi_2$  可得

$$M_p = \left| \frac{\xi_2}{\xi_1} \right| = \left| N \cos(kl_1) (\cos(kl_2) - \tan \alpha_2 \sin(kl_2)) \right| \quad (11)$$

4) 输入力阻抗  $Z_i$

由式(7)及边界条件  $F_1 = -S_1 E \frac{\partial \xi_1}{\partial x} \Big|_{x=-l_1}$

可得

$$Z_i = \frac{F_1}{j\omega \xi_1} = jZ_{01} \tan(kl_1 - \alpha_1) \quad (12)$$

式中:  $F_1$  为输入端的力;  $E$  为弹性模量;  $\tan \alpha_1 = \tan \alpha_2 - \frac{\alpha}{k}$ ;  $Z_0 = S_1 \rho c$ ,  $\rho$  为变幅杆的材料密度。

5) 形状因数  $\varphi$

$$\varphi = \frac{k\xi_{\max}}{\left(\frac{\partial \xi}{\partial x}\right)_{\max}}$$

当满足条件  $\tan(kl_2 + \alpha_2) > \frac{N\alpha}{k} - \frac{1}{2} \cdot \frac{k}{N\alpha}$  时,

$\varphi$  和包含应变极大点  $x_m$  的超越方程为

$$\varphi = \left| \frac{2\alpha}{k} \cdot \frac{N\cos(kl_1)(\cos(kl_2) - \tan \alpha_2 \sin(kl_2))}{\alpha_2} \cdot \sec(kx_m + \alpha_2) \right| \quad (13)$$

$$\tan(kx_m + \alpha_2) = \frac{\alpha}{k} \cdot \frac{1}{1 - \alpha x_m} - \frac{k}{2\alpha}(1 - \alpha x_m) \quad (14)$$

当不满足条件时,则 II 段没有应变极大点,应变最大点在  $x_m = l_2$  处,则  $\varphi = 1$ 。

2 变幅杆的动力学分析

利用 ANSYS Workbench 有限元分析软件对所设计的新型复合变幅杆进行动力学分析,通过比较各项参数,验证理论公式的正确性。

2.1 理论数据计算

在变幅杆设计中,需要进行大量的数学计算,其中包括求解超越方程。这些计算很难用手工精确和快速的进行,这就需要借助 MATLAB 软件计算。

由频率方程可知,变幅杆的各项参数不仅和面积系数  $N$  有关还与 I 段  $l_1$  有关。

分别假设 I 段长度  $l_1 = 31.25 \text{ mm}$  以及面积系数  $N = 3.5$ ,变幅杆工作时的谐振频率  $\text{FREQ} = 20000 \text{ Hz}$ ,通过式(8)求得不同的面积系数  $N$  时圆锥杆的长度  $l_2$  以及不同的 I 段长度  $l_1$  时圆锥杆的长度  $l_2$ ,然后由式(11)、式(13)和式(14)分别求得相应的放大倍数  $M_p$ 、形状因数  $\varphi$  和应变极大点  $x_m$ ,结果如表 1、表 2 所示。

2.2 动力学分析结果与理论数据比较

由于变幅杆工作过程中一直处在高频的振动状态,因此所选材料必须具有一定的强度和韧性<sup>[13]</sup>。试验选用性能优良的 00Cr17Ni14Mo2 材料来制作变幅杆,材料参数如表 3 所示。

利用 CAD 软件对变幅杆建模,导入 ANSYS Workbench 软件中,对变幅杆进行模态分析,提取各阶模态,选取纵振情况下的谐振频率。在模态分析的基础上,选用 Harmonic Response 模块对变幅杆进行谐响应分析,法兰的位移为零,在变幅

表 1  $N$  对变幅杆性能参数的影响

Table 1 Effect of  $N$  on performance parameters of horn

样本编号	$N$	$l_2/\text{mm}$	$M_p$	$\varphi$	$x_m/\text{mm}$
1	1.077	94.31	1.09	1.05	33.13
2	1.167	95.50	1.20	1.10	35.12
3	1.272	96.70	1.32	1.16	37.27
4	1.4	97.89	1.47	1.22	39.63
5	1.556	99.88	1.63	1.29	42.21
6	1.75	101.87	1.83	1.37	45.07
7	2	104.66	2.06	1.45	48.24
8	2.333	108.24	2.32	1.54	51.64
9	2.8	112.22	2.65	1.65	55.49
10	3.5	117.39	3.02	1.78	59.37

注:  $l_1 = 31.25 \text{ mm}$ ,  $\text{FREQ} = 20000 \text{ Hz}$ 。

表 2  $l_1$  对变幅杆性能参数的影响

Table 2 Effect of  $l_1$  on performance parameters of horn

样本编号	$l_1/\text{mm}$	$l_2/\text{mm}$	$M_p$	$\varphi$	$x_m/\text{mm}$
1	1.99	139.67	2.94	1.705	82.46
2	3.97	138.08	2.95	1.695	80.95
3	5.92	136.49	2.97	1.716	78.86
4	7.85	134.88	2.98	1.711	77.44
5	15.14	128.92	3.04	1.746	71.37
6	21.50	124.14	3.06	1.741	67.02
7	26.85	120.56	3.03	1.767	62.51
8	31.25	117.39	3.02	1.780	59.37
9	34.86	115.00	2.98	1.792	56.58
10	37.82	113.01	2.94	1.794	54.49
11	40.27	111.02	2.93	1.806	52.97
12	42.32	109.83	2.88	1.801	51.42
13	44.05	108.64	2.85	1.801	50.23
14	47.36	106.25	2.79	1.822	47.55
15	49.70	104.66	2.74	1.825	45.74
16	51.43	103.46	2.70	1.826	44.40
17	52.75	102.27	2.68	1.834	43.60
18	55.93	99.88	2.60	1.843	41.09
19	57.55	98.69	2.56	1.859	39.37
20	58.53	97.89	2.53	1.867	38.47

注:  $N = 3.5$ ,  $\text{FREQ} = 20000 \text{ Hz}$ 。

表 3 00Cr17Ni14Mo2 材料参数

Table 3 00Cr17Ni14Mo2 material parameters

参数	数值
密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	8000
弹性模量 $E/\text{Pa}$	$2.06 \times 10^{11}$
泊松比 $\mu$	0.28

杆大端  $xy$  平面施加  $0.04 \text{ mm}$  的位移载荷,得到变幅杆的放大倍数  $M_p$ 、应变极大点  $x_m$  和最大应力  $\sigma_{\max}$ 。

对表 1、表 2 不同结构参数的变幅杆进行动力学分析,结果如表 4、表 5 所示。

表 4  $N$  对动力学分析的影响

Table 4 Effect of  $N$  on kinetic analysis

样本编号	$N$	FREQ/Hz	$M_p$	$\sigma_{max}/MPa$	$x_m/mm$
1	1.077	20 431	1.14	23.99	34.46
2	1.167	20 355	1.25	25.416	36.45
3	1.272	20 318	1.36	26.926	38.56
4	1.4	20 330	1.50	26.341	41.05
5	1.556	20 273	1.66	27.002	43.51
6	1.75	20 275	1.86	28.745	45.97
7	2	20 239	2.08	30.578	48.80
8	2.333	20 180	2.35	32.287	51.98
9	2.8	20 250	2.66	34.035	55.71
10	3.5	20 330	3.02	34.65	59.49

注: $l_1 = 31.25$  mm。

表 5  $l_1$  对动力学分析的影响

Table 5 Effect of  $l_1$  on kinetic analysis

样本编号	$l_1/mm$	FREQ/Hz	$M_p$	$\sigma_{max}/MPa$	$x_m/mm$
1	1.99	20 518	3.00	35.85	81.25
2	3.97	20 489	3.02	35.85	79.84
3	5.92	20 474	3.02	35.81	77.79
4	7.85	20 455	3.04	36.01	76.46
5	15.14	20 449	3.07	35.93	70.57
6	21.50	20 414	3.07	35.76	66.35
7	26.85	20 352	3.05	35.17	61.91
8	31.25	20 330	3.02	34.65	59.05
9	34.86	20 296	2.98	33.94	55.78
10	37.82	20 282	2.94	33.32	53.68
11	40.27	20 311	2.90	32.74	51.98
12	42.32	20 275	2.87	32.35	50.42
13	44.05	20 260	2.83	31.87	49.23
14	47.36	20 263	2.76	30.88	46.58
15	49.70	20 254	2.70	30.35	44.54
16	51.43	20 251	2.66	29.65	43.18
17	52.75	20 276	2.63	29.25	42.14
18	55.93	20 295	2.54	28.91	39.59
19	57.55	20 316	2.50	28.58	37.87
20	58.53	20 359	2.47	28.15	36.82

注: $N = 3.5$ 。

比较表 1 和表 4 求解的结果, I 段长度  $l_1$  保持不变时, 谐振频率 FREQ、放大倍数  $M_p$  和应变极大点  $x_m$  的相对误差如表 6 所示。

比较表 2 和表 5 的求解的结果, 面积系数  $N$  保持不变时, 谐振频率 FREQ、放大倍数  $M_p$  和应变极大点  $x_m$  的相对误差如表 7 所示。

由表 6、表 7 分析可知, 解析法计算的结果与有限元分析的结果基本吻合, 谐振频率 FREQ 的相对误差最大为  $2.59\% < 5\%$ , 放大倍数  $M_p$  的相对误差最大为  $4.59\% < 5\%$ , 应变极大点  $x_m$  的相对误差最大为  $4.29\% < 5\%$ 。因此, 在可允许的范围, 验证了理论公式的正确性。

表 6  $N$  对相对误差的影响

Table 6 Effect of  $N$  on relative error

样本编号	$N$	FREQ 相对误差 $\Delta_1/\%$	$M_p$ 相对误差 $\Delta_2/\%$	$x_m$ 相对误差 $\Delta_3/\%$
1	1.077	2.16	4.59	4.01
2	1.167	1.78	4.17	3.79
3	1.272	1.59	3.03	3.46
4	1.4	1.65	2.04	3.58
5	1.556	1.37	1.84	3.08
6	1.75	1.38	1.64	2.00
7	2	1.20	0.97	1.16
8	2.333	0.90	1.29	0.66
9	2.8	1.25	0.38	0.40
10	3.5	1.65	0	0.20

注: $l_1 = 31.25$  mm。

表 7  $l_1$  对相对误差的影响

Table 7 Effect of  $l_1$  on relative error

样本编号	$l_1/mm$	FREQ 相对误差 $\Delta_1/\%$	$M_p$ 相对误差 $\Delta_2/\%$	$x_m$ 相对误差 $\Delta_3/\%$
1	1.99	2.59	2.19	1.47
2	3.97	2.44	2.20	1.37
3	5.92	2.37	1.83	1.36
4	7.85	2.28	1.97	1.27
5	15.14	2.25	0.90	1.12
6	21.50	2.07	0.39	1.00
7	26.85	1.76	0.63	0.96
8	31.25	1.65	0.01	0.54
9	34.86	1.48	0.03	1.41
10	37.82	1.41	0.01	1.49
11	40.27	1.56	0.89	1.87
12	42.32	1.38	0.46	1.94
13	44.05	1.30	0.55	1.99
14	47.36	1.32	1.06	2.04
15	49.70	1.27	1.34	2.62
16	51.43	1.25	1.41	2.75
17	52.75	1.38	1.88	3.35
18	55.93	1.47	2.28	3.65
19	57.55	1.58	2.51	3.81
20	58.53	1.79	2.28	4.29

注: $N = 3.5$ 。

### 3 变幅杆性能参数和最大应力对比

#### 3.1 变幅杆的性能参数对比

以放大倍数  $M_p$  和形状因数  $\varphi$  作为关键参数, 与单一型变幅杆以及小端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆进行比较, 结果如图 2 所示。

由图 2 可知, 随着面积系数的增大, 小端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆的放大倍数增大且增大速率最快, 但是形状因数明显小于其他 3 种型号的变幅杆且处于较低的水平。而新型复合变幅杆

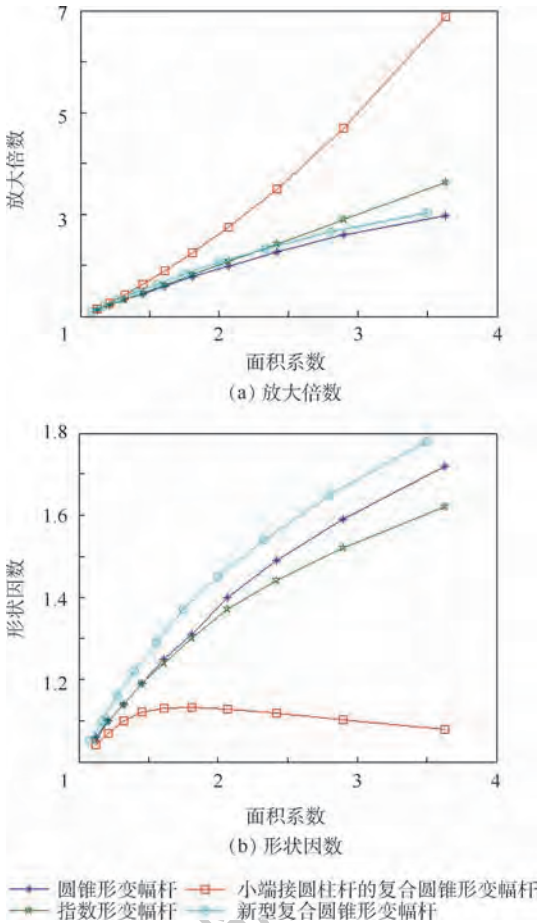


图2 各类变幅杆性能参数对比

Fig. 2 Comparison of performance parameters of various horns

的放大倍数也随着面积系数的增大而增大,一直大于圆锥形变幅杆放大倍数,与指数形变幅杆接近,并且形状因数一直大于其他3种类型的变幅杆。新型复合圆锥形变幅杆两者兼顾,变幅杆末端能达到较大的振幅,因此设计的新型复合变幅杆综合性能最优。

### 3.2 变幅杆的最大应力对比

根据材料的疲劳-寿命曲线可知,材料的性能参数相同时,变幅杆工作时的最大应力直接影响到变幅杆的寿命,为了保证变幅杆能够持续工作较长时间,具有较长的使用寿命,所以在设计变幅杆时除了要满足振幅的设计要求以外,还要重点考虑变幅杆的最大应力<sup>[14]</sup>。4种变幅杆的最大应力对比如图3所示。

由图3可以看出,随着面积系数的增大,各类变幅杆的最大应力都会增大。但明显可以看出,小端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆的最大应力随面积系数增大将快速增大,在面积系数大于1.5后明显大于其他3种变幅杆的最大应力,新型复合圆锥形变幅杆和圆锥形变幅杆的最大应力增加

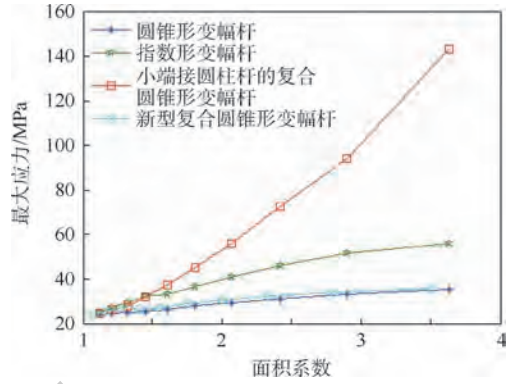


图3 各类变幅杆最大应力对比

Fig. 3 Comparison of maximum stress of various horns

速度最为缓慢且一直处于较低的水平,符合设计的需求。

综合比较分析可知,新型复合变幅杆具有更好的综合性能和更小的最大应力,所以新型复合变幅杆的结构更优良。

## 4 新型复合变幅杆的实际应用

### 4.1 变幅杆的尺寸设计

为了降低换能器、刀具以及变幅杆大小端结合处的能量损耗,要求变幅杆大端直径 $D_1$ 等于换能器输出端直径、小端直径 $D_2$ 等于刀座直径<sup>[15]</sup>。在实际设计中,对于20 kHz的超声振动切削系统,根据选定的换能器型号,变幅杆的面积系数要求为 $N = 3.5$ ,变幅杆大端直径 $D_1 = 56$  mm,小端直径 $D_2 = 16$  mm。同时为了保证刀具的输出振幅满足要求,变幅杆的放大倍数 $M_p \geq 3$ 。

根据表2可知,当面积系数 $N = 3.5$ 时I段长度满足条件 $15.14$  mm  $< l_1 < 31.25$  mm,变幅杆的放大倍数可以达到 $M_p \geq 3$ ,满足振幅的需要。当圆柱杆长度 $l_1 = 31.25$  mm时,最大应力较小且形状因数 $\varphi$ 较好。所以,新型复合变幅杆的尺寸初步设计参数如表8所示。

由于变幅杆的大端面与换能器螺纹连接,变幅杆的小端面与刀具螺纹连接,所以需要在变幅杆的大端面和小端面各加工一个螺纹孔。

根据变幅杆设计的等效质量块法可知,为了

表8 新型复合变幅杆参数

Table 8 New composite horn parameters

参数	数值
$l_1$ /mm	31.25
$l_2$ /mm	117.39
$x_m$ /mm	59.37
$M_p$	3.02
$\varphi$	1.780

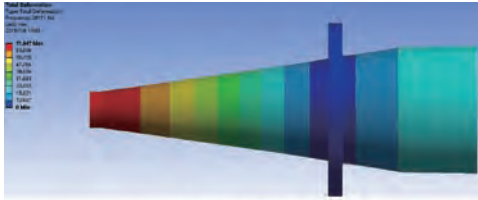
抵消螺纹孔的影响,可以在变幅杆的小端面处沿轴向正方向增加一段短圆柱  $l_3$ 。

固定大端直径  $D_1$ 、小端直径  $D_2$ ,以最大应力为优化目标函数,定义设计变量  $l_1$ 、 $l_2$ 、 $l_3$ ,定义频率范围为  $19\ 000\ \text{Hz} \leq \text{FREQ} \leq 21\ 000\ \text{Hz}$ ,在保证放大倍数  $M_p \geq 3$  的条件下,进行变幅杆优化设计分析,优化后的变幅杆的有限元分析结果如图 4 所示,得到优化后的尺寸如表 9 所示。

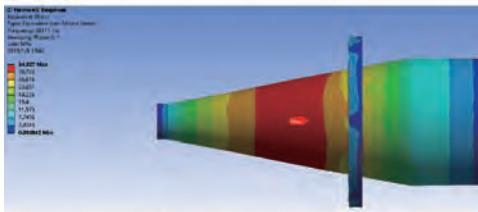
表 9 变幅杆优化设计结果

Table 9 Results of horn design optimization

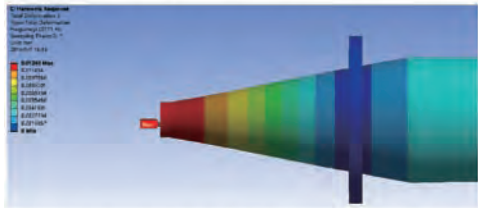
参数	优化前	优化后
$l_1/\text{mm}$	31.25	32
$l_2/\text{mm}$	117.39	120.51
$l_3/\text{mm}$	4.61	4.39
FREQ/Hz	30 352	20 111
$M_p$	3.05	3.12
$\sigma_{\max}/\text{MPa}$	35.170	34.527



(a) 变幅杆纵振模态图



(b) 变幅杆谐波响应分析应力分布云图



(c) 变幅杆谐波响应分析轴向位移分布云图

图 4 优化后的变幅杆的有限元分析结果

Fig. 4 Finite element analysis results of optimized horn

## 4.2 变幅杆的性能测试

根据优化设计结果,加工制作变幅杆,如图 5 所示。

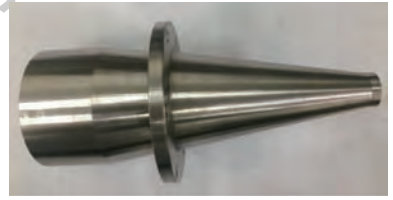


图 5 变幅杆实物

Fig. 5 Photo of horn

采用北京邦联时代电子科技有限公司 PV70A 的阻抗分析仪对换能器和变幅杆进行阻抗分析,如图 6 所示。由图 6 可知,变幅杆的导纳圆度较好,电导曲线正常。振动系统的机械品质因数较高,即系统的电声转化效率高,说明所设计变幅杆的尺寸及其结构都十分合理。变幅杆的实测频率 20 013 Hz 与理论设计频率 20 000 Hz 的误差在 1% 以内,进一步验证理论公式的正确性。

选用型号 HK-008W 的激光位移传感器对换能器和变幅杆的输出端进行振幅测试,在 150 V

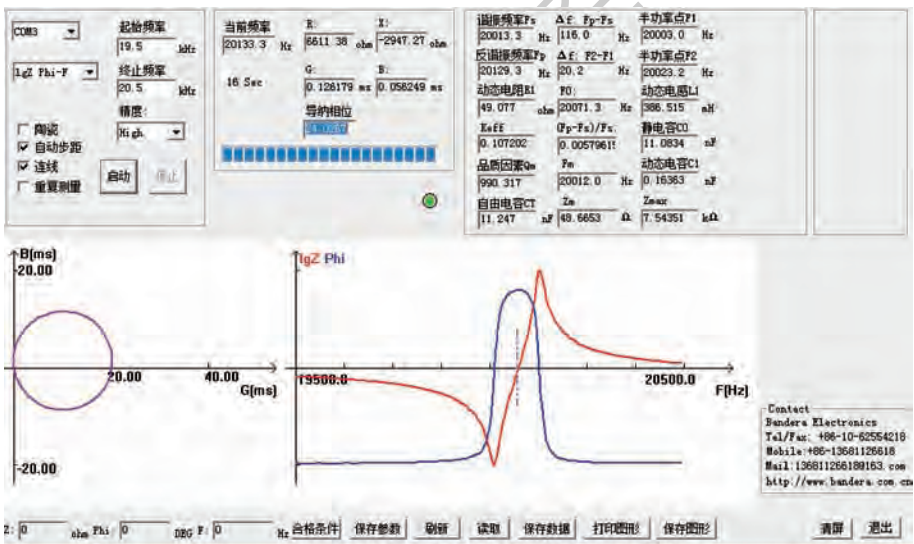
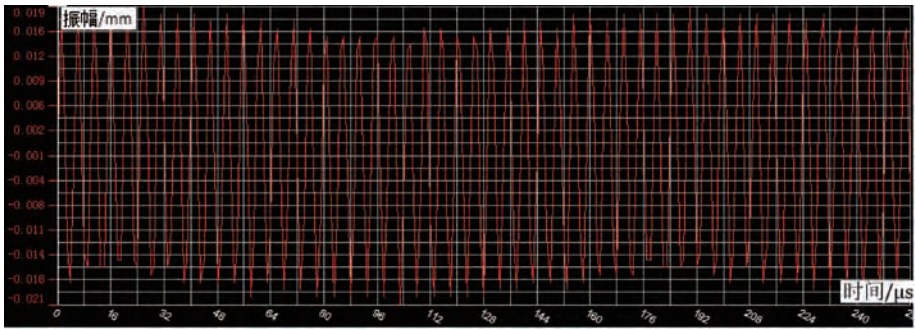


图 6 阻抗分析结果

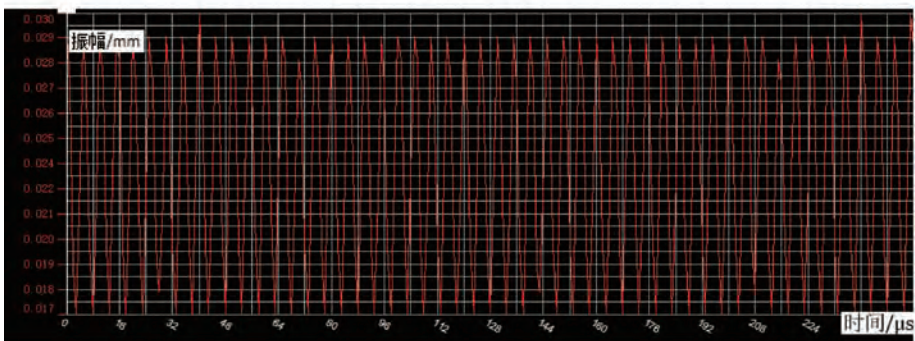
Fig. 6 Result of impedance analysis

驱动电压的激励下,测量换能器与变幅杆组件的输出振幅,卸载变幅杆后同样在 150 V 驱动电压的激励下,测量换能器的输出振幅,振幅测试的结果如图 7 所示。由图 7 可知:超声变幅杆系统振

动状态稳定,实测变幅杆稳定输出振幅峰峰值为  $40\ \mu\text{m}$ ,换能器的输出振幅峰峰值为  $13\ \mu\text{m}$ ,变幅杆的放大倍数  $M_p = 3.08$ ,与理论计算结果基本吻合,证明了理论公式的正确性。



(a) 变幅杆输出振幅



(b) 换能器输出振幅

图 7 振幅测试结果

Fig. 7 Results of amplitude test

新型复合变幅杆的理论设计参数、有限元分析结果以及实测结果存在一定的误差。这主要由 3 方面因数造成:①理论计算时未考虑变幅杆首尾端连接螺纹孔以及窄端接修整杆  $l_3$  的存在;②实验测量的是整个声学系统的谐振频率,但是理论设计和有限元分析时未考虑换能器的影响;③未能同时测量换能器与变幅杆的输出振幅,变幅杆作为纯阻负载对实验结果造成一定影响,所以实际测得的振幅放大倍数存在误差。

## 5 结论

各种传统形状变幅杆各具有其优点,但是都不是最理想的:圆锥形和指数形的变幅杆的振幅放大倍数较低,小端接圆柱杆的复合圆锥形变幅杆虽然具有较大的振幅放大倍数,但它的形状因数较小以及工作时具有很大的最大应力。因此采用了解析法设计了一种既能满足振幅条件,工作时最大应力较小的新型复合变幅杆。借助有限元分析软件对其进行模态和谐响应分析,得到变幅杆的谐振频率、放大倍数及应力极大点位置,与理论值基本吻合。加工和测试优化设计后的新型复

合变幅杆,实测结果与理论设计参数十分接近,进一步验证了理论公式的正确性。

## 参考文献 (References)

- [1] 冯冬菊,赵福令,徐占国,等. 超声波加工工具对复合变幅杆谐振性能影响[J]. 大连理工大学学报, 2004, 44(5): 685-688.  
FENG D J, ZHAO F L, XU Z G, et al. Effect of ultrasonic processing tools on resonance performance of composite horn[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2004, 44(5): 685-688 (in Chinese).
- [2] 张雄,焦锋. 超声加工技术的应用及其发展趋势[J]. 工具技术, 2012, 46(1): 3-8.  
ZHANG X, JIAO F. Application of ultrasonic processing technology and its development trend[J]. Tool Engineering, 2012, 46(1): 3-8 (in Chinese).
- [3] 赵波,许永强,郑友益,等. 基于 ANSYS 的超声变幅杆节点优化及振动性能试验[J]. 河南理工大学学报(自然科学版), 2014, 33(3): 304-308.  
ZHAO B, XU Y Q, ZHENG Y Y, et al. Ultrasonic horn node optimization and vibration performance test based on ANSYS[J]. Journal of Henan Polytechnic University (Natural Science Edition), 2014, 33(3): 304-308 (in Chinese).
- [4] 胡小平,黄仕彪,张云电. 圆锥形变幅杆的设计及有限元分

- 析[J]. 机电工程,2005,22(2):32-36.
- HU X P, HUANG S B, ZHANG Y D. Design and finite element analysis of conical horns[J]. Journal of Mechanical and Electrical Engineering, 2005, 22(2): 32-36 (in Chinese).
- [5] 皮钧, 纪跃波. 纵波回形变幅杆的研究[J]. 振动、测试与诊断, 2010, 30(1): 65-69.
- PI J, JI Y B. Research on longitudinal wave varactors[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2010, 30(1): 65-69 (in Chinese).
- [6] 谢欣平, 田阿利, 王自力, 等. 考虑负载影响的阶梯形超声变幅杆动力特性[J]. 振动与冲击, 2012, 31(4): 157-161.
- XIE X P, TIAN A L, WANG Z L, et al. Dynamic characteristics of stepped ultrasonic horns considering load effects[J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(4): 157-161 (in Chinese).
- [7] 张明, 衣春杰, 赵方晓, 等. 倒锥形复合变幅杆的动力学分析[J]. 电加工与模具, 2015(5): 54-57.
- ZHANG M, YI C J, ZHAO F X, et al. Dynamic analysis of inverted conical composite amplitude [J]. Electrical Processing and Mold, 2015(5): 54-57 (in Chinese).
- [8] SANKIN Y. Longitudinal vibrations of elastic rods of stepwise-variable cross-section colliding with a rigid obstacle[J]. Journal of Applied Mathematics & Mechanics, 2001, 65(3): 427-433.
- [9] AKKAS N. Elastic wave propagation in an exponential rod[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1980, 22(4): 199-208.
- [10] EISNER E. Design of sonic amplitude transformers for high magnification[J]. Proceedings of the IEEE, 2005, 51(3): 512.
- [11] 曹凤国. 超声加工技术[M]. 北京: 化学工业出版社, 2005.
- CAO F G. Ultrasonic processing technology [M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2005 (in Chinese).
- [12] 林仲茂. 超声变幅杆的原理和设计[M]. 北京: 科学出版社, 1987.
- LIN Z M. Principle and design of ultrasonic horn[M]. Beijing: Science Press, 1987 (in Chinese).
- [13] 陈汇资, 赵波, 卞平艳, 等. 圆锥型复合变幅杆优化及动力学特性[J]. 应用声学, 2016, 35(1): 20-26.
- CHEN H Z, ZHAO B, BIAN P Y, et al. Optimization and dynamic characteristics of conical composite horn[J]. Applied Acoustics, 2016, 35(1): 20-26 (in Chinese).
- [14] 原丰霞, 张慧君, 朱国良. 基于 ANSYS 的超声变幅杆的优化设计[J]. 机械工程师, 2004(11): 24-26.
- YUAN F X, ZHANG H J, ZHU G L. Optimization design of ultrasonic horns based on ANSYS [J]. Mechanical Engineers, 2004(11): 24-26 (in Chinese).
- [15] 潘巧生, 刘永斌, 贺良国, 等. 一种大振幅超声变幅杆设计[J]. 振动与冲击, 2014, 33(9): 1-5.
- PAN Q S, LIU Y B, HE L G, et al. Large amplitude ultrasonic horn design[J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(9): 1-5 (in Chinese).

#### 作者简介:

靳涛 男, 硕士研究生。主要研究方向: 特种精密加工技术、声学系统组件。

胡小平 女, 博士, 教授。主要研究方向: 特种精密加工技术、设计理论与方法、知识工程。

于保华 男, 博士, 高级工程师。主要研究方向: 特种精密加工、精密测量及控制。

# Design and application of compound conical horn with cylinder at big end

JIN Tao, HU Xiaoping\*, YU Baohua

(School of Mechanical Engineering, Hangzhou Dianzi University, Hangzhou 310018, China)

**Abstract:** Aimed at the problem of poor durability of the domestic ultrasonic horn, a new type of compound horn is designed to meet the amplitude and make the horn have a small working stress. The new composite horn parameter equation is established by the wave equation, and the parameters such as magnification, shape factor and stress maximum point are calculated. First, the finite element analysis software was used to analyze the kinetics of the horn. The obtained results were compared with the theoretical results to verify the correctness of the theoretical formula. Second, on the basis of this, compared with the conical horn, the exponential deformation horn and compound conical horn with cylinder at big end, the results show that the new composite horn has better comprehensive performance and smaller maximum stress. Finally, based on ANSYS Workbench optimization design function, the horn is optimized and trimmed, and the optimized horn is subjected to impedance analysis and vibration performance test. The test results show that the theoretical performance parameters of the new composite horn are basically consistent with the experimental test results. The resonant frequency of the rod is 20 013 Hz. When the transducer peak-to-peak value of the output amplitude is 13  $\mu\text{m}$ , the peak-to-peak value of the output amplitude of the horn can reach 40  $\mu\text{m}$ , and the amplitude amplification factor of the horn is 3.08, which satisfies the requirements of the cutting experiment amplitude.

**Keywords:** comprehensive performance; life; maximum stress; optimization design; finite element analysis

**Received:** 2018-11-28; **Accepted:** 2019-02-02; **Published online:** 2019-03-01 13:25

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190228.1008.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190228.1008.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (51475130); Natural Science Foundation of Zhejiang Province (LY17E050025)

\* **Corresponding author.** E-mail: xiaoping.hu@hdu.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0737

# 超磁致伸缩超声换能器的磁路优化设计

刘强<sup>1,2</sup>, 李鹏阳<sup>1,2,\*</sup>, 许光耀<sup>1,2</sup>, 王权岱<sup>1,2</sup>, 杨明顺<sup>1,2</sup>

(1. 西安理工大学 教育部数控机床及机械制造装备集成重点实验室, 西安 710048;

2. 西安理工大学 陕西省制造装备重点实验室, 西安 710048)



**摘 要:** 为了改善磁路环境,最大限度地降低超磁致伸缩超声换能器的发热,将磁路间隙作为研究对象,采用 Maxwell 有限元软件对磁路间隙与超磁致伸缩材料(GMM)棒的磁场强度的关系进行了分析,并通过实验对超声换能器的阻抗和振幅,以及 GMM 棒的温度进行了测量。结果表明:随着磁路间隙的增大,GMM 棒的磁场强度和磁场均匀度减小;随着导磁圆筒槽宽的增大,超声换能器的谐振频率基本一致,GMM 棒的温度减小。当导磁圆筒的槽宽约为 6 mm 时,该 GMM 棒的磁场均匀度最高,机械品质因数最大,这对超磁致伸缩超声换能器的优化设计具有重要的意义。

**关键词:** 超磁致伸缩材料(GMM); 超声换能器; 磁路优化; 磁场均匀度; 磁场强度

**中图分类号:** TB663

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1639-07

超声振动板料渐进成形是在普通板料渐进成形的基础上给工具头施加沿某一方向以一定规律周期性变化的超声振动,以改善板料的成形效果。板料渐进成形是一种塑性成形,在塑性成形中施加超声振动可以显著降低材料的流动应力,提高材料的成形极限和产品的加工质量<sup>[1]</sup>。目前,在超声加工领域,压电陶瓷是超声换能器广泛使用的换能材料,但是压电换能器产生的振幅受限于压电陶瓷材料的功率容量和响应速度,难以实现大功率、大振幅的超声振动输出。超磁致伸缩材料(Giant Magnetostrictive Material, GMM)具有磁致伸缩应变大、功率容量高、响应速度快等优点,是大功率、大振幅超声加工系统的研究方向<sup>[2-3]</sup>。

由于超磁致伸缩超声换能器在高频磁场下工作,磁滞损耗、涡流损耗及线圈电阻损耗严重,产生的热量非常大。Stillesjo 等<sup>[4]</sup>从超磁致伸缩换能器的动态仿真模型中,获得了不同的功率损耗

(包括磁滞损耗和涡流损耗),发现磁滞损耗是换能器发热的主要来源。Kwak 等<sup>[5]</sup>研究了温度对超磁致伸缩致动器的位移特性的影响,激励线圈产生的热量导致 GMM 的热应变,引起超磁致伸缩致动器的精确位置控制变难。Cai 等<sup>[6]</sup>研究了温度对超磁致伸缩超声换能器振动稳定性的影响,随着温度的升高,换能器的谐振频率和有效带宽降低,振幅稳定性下降。王亚普和龙士国<sup>[7]</sup>研究了温度对超磁致伸缩换能器输出特性的影响,超磁致伸缩换能器输出位移的振幅随温度的升高明显降低。明廷鑫等<sup>[8]</sup>设计了一种具有内外双层铜水管冷却结构的温度控制系统,用 ANSYS 对超磁致伸缩致动器的温度场进行分析,并搭建实验平台对温度控制系统进行验证,结果表明,温度控制系统能够精确控制致动器的内部温度,并提高了致动器的输出精度。曾海泉等<sup>[9]</sup>设计了超磁致伸缩换能器及其冷却系统,考虑附加损耗和

收稿日期: 2018-12-18; 录用日期: 2019-01-18; 网络出版时间: 2019-03-21 10:53

网络出版地址: kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190330.1212.001.html

基金项目: 陕西省重点研发计划(2017GY-028); 陕西省科技创新创业“双导师制”合作科技项目(2019JM-593)

\* 通信作者。E-mail: lipengyang@xaut.edu.cn

**引用格式:** 刘强, 李鹏阳, 许光耀, 等. 超磁致伸缩超声换能器的磁路优化设计[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1639-1645. LIU Q, LI P Y, XU G Y, et al. Optimal design for magnetic circuit in giant magnetostrictive ultrasonic transducer[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1639-1645 (in Chinese).

涡流损耗的 Jile-Atherton 模型,计算了换能器总的损耗量;采用有限元法仿真计算了冷却水流域分布和换能器温度场分布。因此,必须考虑超磁致伸缩超声换能器的冷却问题。另外,由于换能器是由磁场驱动的,要使其具有较好的输出特性,即充分发挥 GMM 棒的磁致伸缩特性,必须合理地设计换能器的磁路。

高晓辉等<sup>[10]</sup>对超磁致伸缩作动器中导磁体的结构参数对 GMM 棒的磁场强度大小和均匀性的影响规律进行探索和理论研究,对导磁体的结构参数进行了优化设计。李跃松等<sup>[11]</sup>采用有限元法分析了超磁致伸缩执行器结构参数对 GMM 棒上磁场均匀性及其强度的影响,并通过实验与有限元分析了 GMM 棒内的磁场分布不均匀对执行器位移输出的影响规律。李鹏阳等<sup>[12]</sup>设计了一种超磁致伸缩超声换能器,对换能器进行了磁场仿真分析,结果表明,增加磁路中导磁材料的磁导率可以增加 GMM 棒上的磁场强度和磁场均匀度,当导磁材料的相对磁导率大于 1000 时,GMM 轴向的磁场强度和磁场均匀度增加的不太明显。杨远飞等<sup>[13]</sup>提出一种适用于超磁致伸缩执行器的内置式永磁偏置的双磁体组合补偿磁路,利用 ANSYS 有限元软件进行仿真模拟,结果表明,采用双磁体补偿组合结构有助于 GMM 棒长方向磁场分布均匀。李琳等<sup>[14]</sup>研究了永磁体偏置磁场的结构形式以及外壳材料对超磁致伸缩作动器的输出位移及轴向刚度的影响。Xue 等<sup>[15]</sup>提出一种 GMM 棒轴向磁场修正磁阻模型,该模型可以描述轴向磁场的均匀性。杨旭磊等<sup>[16]</sup>提出一种超磁致伸缩电静液作动器结构,采用永磁体与控制线圈组合提供驱动磁场,对驱动磁路进行了数学建模,并通过磁场有限元法结合试验分析了磁场均匀性及其分布对作动器性能的影响。陈爽等<sup>[17]</sup>采用 ANSYS 对超磁致伸缩换能器进行了磁路的优化仿真分析,结果表明,闭磁路辅以偏置磁场有利于 GMM 棒的磁场均匀分布,解决倍频现象,但没有对磁路间隙与 GMM 棒的磁场强度的关系进行进一步的研究。若 GMM 棒的磁场不均匀,会使 GMM 棒内的应力分布不均匀,从而减小换能器的振动性能,均匀的磁场是充分发挥 GMM 性能的重要因素。采用冷却气体对换能器进行冷却的同时,减小磁漏、增大磁场强度和提高了磁场的均匀性具有重要的意义。

为了对超磁致伸缩超声换能器进行冷却的同时,最大限度地减小换能器的无效能量损耗,本文采用有限元软件对换能器进行磁场分析,研究磁

路间隙以及导磁圆筒槽宽对换能器性能的影响,通过实验对不同槽宽时换能器的性能进行对比。

## 1 超磁致伸缩超声换能器的设计

图 1 为超磁致伸缩超声主轴的结构示意图。超声波电源产生的交流电通过非接触电能传输装置传输到 GMM 棒的激励线圈上,激励线圈产生高频的交变磁场,GMM 棒在磁场下产生超声振动,变幅杆将振幅放大后传递给工具头。通过预紧螺栓,将换能器各部分连接起来,为 GMM 棒施加合适的预紧力,施加预紧力还可以增大 GMM 棒的磁致伸缩系数<sup>[18]</sup>。在 GMM 棒两端设永磁体为换能器提供偏置磁场。对换能器进行冷却时,冷却气体依次经过进气管 4、刀柄 1 上的孔、刀柄 1 与后盖板 3 之间的间隙,进入 GMM 棒 16 与线圈 7 之间的间隙,最后从导磁片 18 上的凹槽流出,实现超声振动主轴工作的同时,进行充分的冷却。

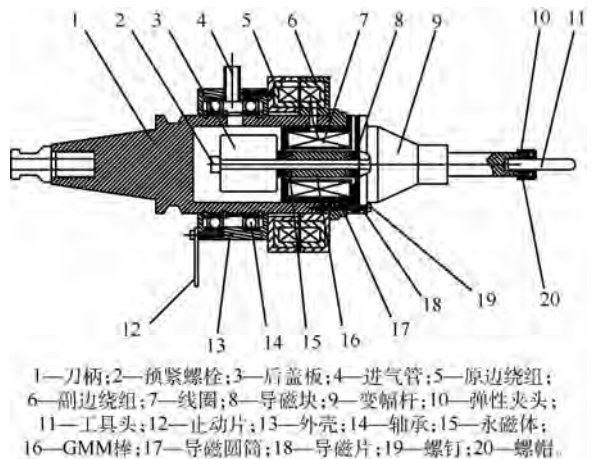


图 1 超磁致伸缩超声振动主轴的结构示意图

Fig. 1 Structure diagram of giant magnetostriuctive ultrasonic spindle

## 2 超声换能器的磁场分析

采用 Maxwell 有限元软件对超磁致伸缩超声换能器进行磁分析,变幅杆、后盖板纵向尺寸较长,但是对磁场的影响很小,因而只建立了换能器的四分之一模型,如图 2 所示。表 1 为换能器主要部分材料的磁导率。

图 3 为超磁致伸缩超声换能器闭合磁路的磁感应强度和有间隙磁路的磁感应强度。由图 3 可知,磁感应强度在换能器磁路的空气间隙、GMM 棒和磁路的拐角部分较大,这说明在这些区域的磁场能量损耗比较大。

图 4 为磁路中不同间隙时,GMM 棒的轴向磁场强度分布,可以看出随着磁路间隙的增大,GMM

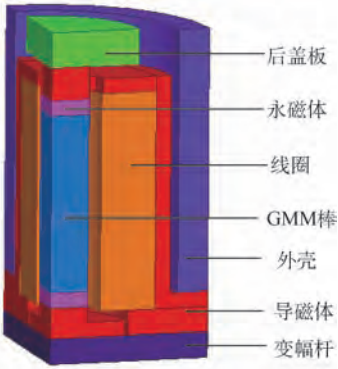


图 2 换能器模型

Fig. 2 Model of transducer

表 1 材料的磁导率

Table 1 Magnetic permeability of materials

材料	磁导率 $\mu$
GMM 棒	10
永磁体	1.07
电工纯铁	2 000
硬铝	1

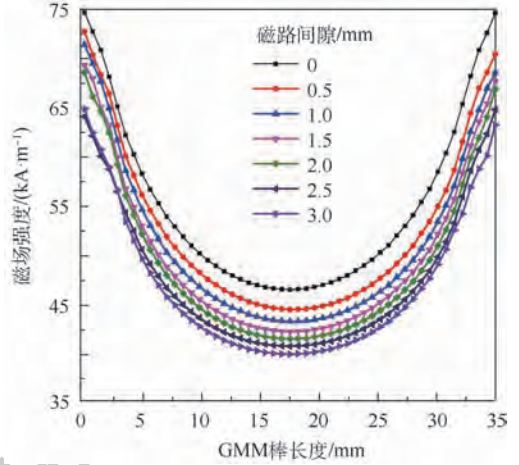
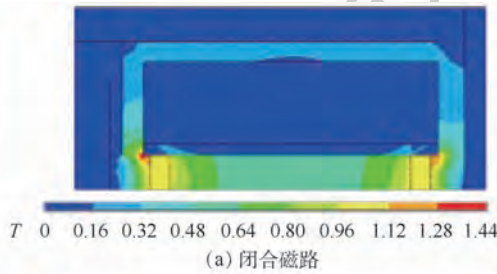
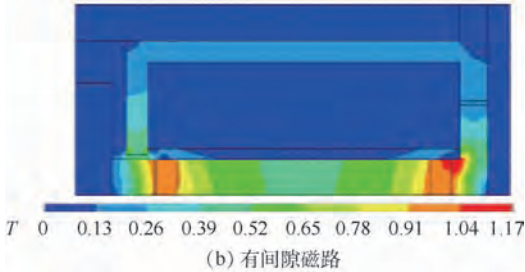


图 4 不同磁路间隙时 GMM 棒轴向磁场强度

Fig. 4 Axial magnetic field intensity of GMM rod at different magnetic path gaps



(a) 闭合磁路



(b) 有间隙磁路

图 3 闭合磁路和有间隙磁路的磁感应强度

Fig. 3 Magnetic induction intensity of closed magnetic circuit and magnetic circuit with gap

棒的磁场强度减小,磁场强度的减小与磁路间隙成正比。不同磁路间隙时,GMM 棒轴向磁场均匀度  $\eta$  为<sup>[12]</sup>

$$\eta = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{H_i}{n}}{H_{\max}} \times 100\% \quad (1)$$

式中: $H_i$  为 GMM 棒上第  $i$  个点的磁场强度; $n$  为点的个数; $H_{\max}$  为 GMM 棒上磁场强度的最大值。

图 5 为不同磁路间隙时,GMM 棒轴向磁场均匀度分布,随着磁路间隙的增大,GMM 棒轴向磁场均匀度减小。均匀的磁场有利于充分发挥换能

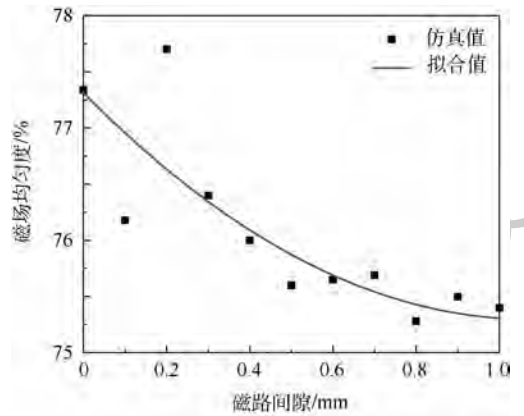


图 5 不同磁路间隙时 GMM 棒轴向磁场均匀度

Fig. 5 Axial magnetic field uniformity of GMM rod at different magnetic path gaps

器的性能,GMM 比较脆,内部磁场分布不均匀会导致内应力的产生从而减小材料的使用寿命,因而实现 GMM 棒内均匀的磁场,有利于提高 GMM 棒的利用率。磁路是为 GMM 棒提供驱动环境,磁路的优劣会影响到换能器的工作性能。

在 GMM 棒内的能量损耗为磁路系统的有效能量损耗,在其余部分的能量损耗为无效能量损耗。在超磁致伸缩超声换能器磁路结构的设计中,应尽可能地提高有效磁场能量损耗,可以通过减小换能器的各部分零件的加工误差,减少磁路空气间隙,在磁路的拐角处设置过渡圆弧等。本文是通过在换能器的导磁圆筒的轴向设置一个十字型的槽,十字型的槽位于导磁圆筒的上端中间位置。由图 5 可知,导磁圆筒与 GMM 棒之间的磁路间隙越大,GMM 棒内的磁场强度就越小。减小导磁圆筒与 GMM 棒之间的磁路间隙,可以提高 GMM 棒的磁场强度,减小换能器无效磁场能

量消耗,在导磁圆筒上设置十字型的槽能够使冷气从槽中流过,实现对换能器进行充分冷却,换能器的磁路如图6所示。

图7为在导磁圆筒中设置不同槽宽时,GMM棒的轴向磁场强度分布,槽宽为8mm时,GMM棒的磁场强度最大。图8为在导磁圆筒中设置不同槽宽时,GMM棒的轴向磁场均匀度,由图可知:当磁路间隙相同时,随着槽宽的增大,导磁圆筒上槽的大小对GMM棒上的磁场均匀度的影响不是很明显。当导磁圆筒的槽宽约为6mm时,换能器的

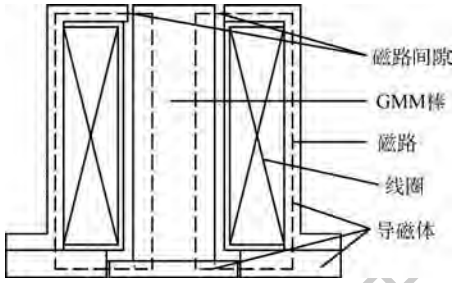


图6 换能器的磁路

Fig.6 Magnetic circuit of transducer

GMM棒内的磁场均匀度最高。当导磁圆筒的槽大于6mm时,GMM棒的磁场均匀度逐渐减小。

### 3 实验测试

为了进一步研究导磁圆筒上槽的尺寸对超磁致伸缩超声换能器振动性能的影响规律,采用电工纯铁作为导磁材料,导磁圆筒除槽宽之外,其余尺寸完全相同,为了避免预应力的不同对实验结果产生影响,将导磁圆筒上边的导磁片从中间切开,对换能器进行试验测试时,每次只对导磁圆筒上的导磁片进行替换,并粘结起来。图9为换能器的实验测量图,采用高速双极性电源(BP4620)产生不同频率的电压,选择电压为60V,波形为方波,改变电源的频率,得到换能器在谐振频率附近的输出振幅;阻抗分析仪分别测量不同槽宽下换能器的阻抗特性,用激光测振仪测量换能器工具头顶端的振幅,温度传感器测量换能器的GMM棒附近的温度。

图10为不同槽宽的导磁圆筒。表2为换能器阻抗分析结果。结果表明:随着导磁圆筒的槽宽增大,超磁致伸缩超声换能器的谐振频率基本一致,超磁致伸缩换能器的等效电路包括电学

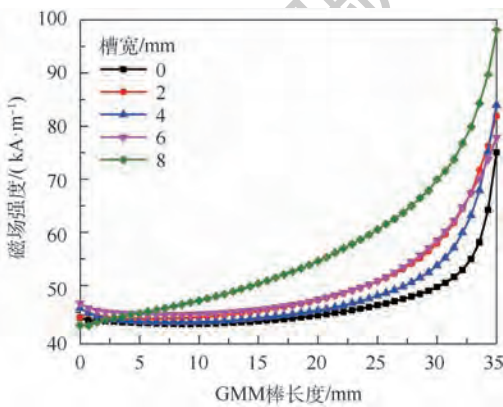


图7 不同槽宽时 GMM 棒轴向磁场强度

Fig.7 Axial magnetic field intensity of GMM rods at different slot widths

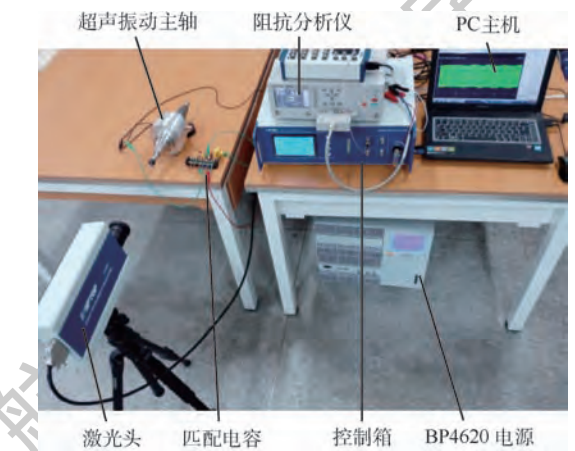


图9 换能器的实验测量

Fig.9 Experimental measurement of transducer

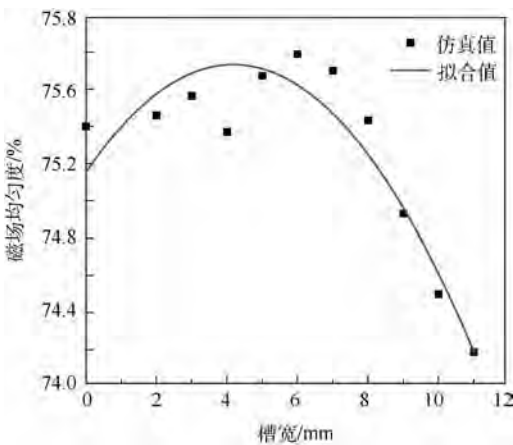
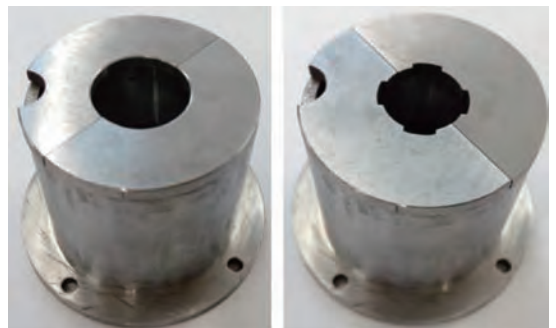


图8 不同槽宽时 GMM 棒轴向磁场均匀度

Fig.8 Axial magnetic field uniformity of GMM rods at different slot widths



(a) 圆形

(b) 圆形开槽

图10 圆形和圆形开槽的导磁圆筒

Fig.10 Circular and circular slotted magnetic cylinder

支路和机械支路两部分,说明导磁圆筒上槽的尺寸对换能器的机械支路无影响;槽宽为 6 mm 时,超磁致伸缩换能器的机械品质因数最高,说明此时的机械损耗最小。

图 11 为导磁圆筒 4 种槽宽下换能器顶端的位移曲线,由图可以看出:当导磁体的槽宽为 8 mm 时,换能器的输出振幅最大,是因为当槽宽为 8 mm 时,GMM 棒的磁场强度最大。但是当槽宽为 8 mm 时,GMM 棒的磁场均匀度相对较低,导磁圆筒的槽宽为 8 mm 和 6 mm 时,换能器的输出振幅差距比较小。GMM 棒内部磁场强度分布均匀与否将会影响 GMM 棒的磁致伸缩效果,磁场均匀度越高,磁致应变就越好。因此,本文中超磁致伸缩超声换能器的导磁圆筒的槽宽为 6 mm。

图 12 为换能器中 GMM 棒附近点的温度,随

表 2 换能器阻抗分析结果

Table 2 Results of impedance analysis of transducer

槽宽/mm	谐振频率 $f_0$ /kHz	半功率频率/kHz		机械品质因数 $Q_m$
		$f_1$	$f_2$	
0	19.277	19.19	19.32	148.28
4	19.258	19.18	19.33	145.89
6	19.240	19.20	19.30	192.40
8	19.253	19.20	19.31	176.63

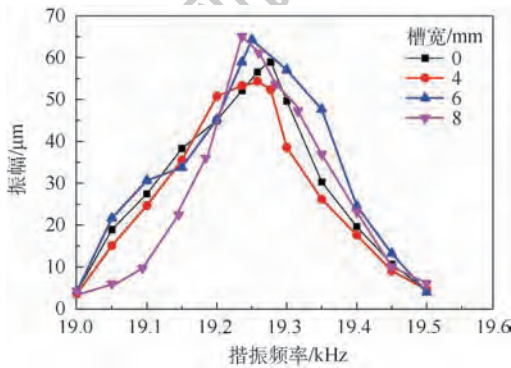


图 11 不同槽宽时换能器振幅

Fig. 11 Amplitude of transducer at different slot widths

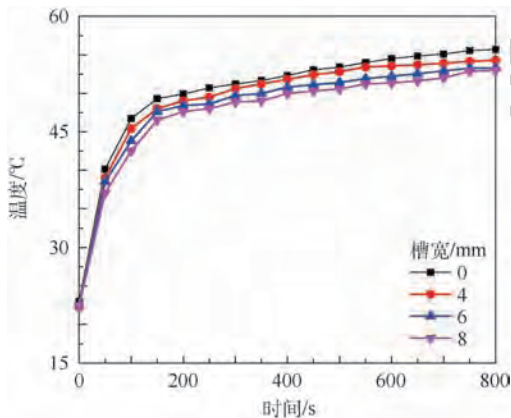


图 12 不同槽宽时 GMM 棒附近温度

Fig. 12 Temperature near GMM rod at different slot widths

导磁圆筒的槽宽的增大,GMM 棒附近的温度降低,说明槽宽越大,越有利于散热,越有利于对换能器进行冷却。

## 4 结 论

本文采用有限元软件对超磁致伸缩超声换能器进行磁场分析,对导磁圆筒轴向开槽处理,研究磁路间隙以及导磁圆筒槽宽对 GMM 棒的磁场强度和磁场均匀度的影响。并对换能器进行了阻抗分析和振幅测量,得到如下结论:

1) 随着磁路间隙的增大,GMM 棒的轴向磁场强度和磁场均匀度减小,当导磁体的槽宽为 8 mm 时,超磁致伸缩超声换能器的 GMM 棒的磁场强度最大。当导磁圆筒的槽宽约为 6 mm 时,换能器的 GMM 棒的磁场均匀度最高,机械品质因数最大。

2) 槽宽越大,越有利于对换能器进行散热。当槽宽为 8 mm 时,超磁致伸缩超声换能器的振幅最大,由于槽宽为 8 mm 和 6 mm 时,换能器的输出振幅差距比较小,并且当槽宽为 8 mm 时,GMM 棒的磁场均匀度相对较低,因此,本文中超磁致伸缩换能器的导磁圆筒的槽宽为 6 mm。

## 参考文献 (References)

- [ 1 ] PETRUZELKA J, SARMANOVA J, SARMAN A. The effect of ultrasound on tube drawing[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1996, 60(1-4): 661-668.
  - [ 2 ] OLABI A G, GRUNWALD A. Design and application of magnetostrictive materials[J]. Materials & Design, 2008, 29(2): 469-483.
  - [ 3 ] LIU W J, ZHOU L S, XIA T J, et al. Rare earth ultrasonic transducer technique research[J]. Ultrasonics, 2006, 44(4): 689-692.
  - [ 4 ] STILLESJO F, ENGDAHL G, WEI Z, et al. Dynamic simulation and performance study of magnetostrictive transducers for ultrasonic applications[C] // SPIE Annual International Symposium on Smart Structures & Materials, 2000, 3992: 594-602.
  - [ 5 ] KWAK Y K, KIM S H, AHN J H. Improvement of positioning accuracy of magnetostrictive actuator by means of built-in air cooling and temperature control[J]. International Journal of Precision Engineering & Manufacturing, 2011, 12(5): 829-834.
  - [ 6 ] CAI W C, FENG P F, ZHANG J F, et al. Effect of temperature on the performance of a giant magnetostrictive ultrasonic transducer[J]. Journal of Vibroengineering, 2016, 18(2): 1307-1318.
  - [ 7 ] 王亚普, 龙士国. 温度对磁致伸缩换能器动态输出特性的影响[J]. 压电与声光, 2014, 36(2): 266-269.
- WANG Y P, LONG S G. The effect of temperature on the dynamic output characteristics of magnetostrictive transducer[J].

- Piezoelectrics & Acoustooptics, 2014, 36(2):266-269 (in Chinese).
- [8] 明廷鑫,陶孟仑,黄志威,等.一种超磁致伸缩致动器温度控制系统的设计与分析[J].武汉理工大学学报,2015,37(9):106-112.
- MING T X, TAO M L, HUANG Z W, et al. The design and analysis of the temperature control system of giant magnetostrictive actuator[J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2015, 37(9):106-112 (in Chinese).
- [9] 曾海泉,曾庚鑫,曾建斌,等.超磁致伸缩功率超声换能器热分析[J].中国电机工程学报,2011,31(6):116-120.
- ZENG H Q, ZENG G X, ZENG J B, et al. Thermal analysis of giant magnetostrictive high power ultrasonic transducer [J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(6):116-120 (in Chinese).
- [10] 高晓辉,刘永光,裴忠才.超磁致伸缩作动器磁路优化设计[J].哈尔滨工业大学学报,2016,48(9):145-150.
- GAO X H, LIU Y G, PEI Z C. Optimization and design for magnetic circuit in giant magnetostrictive actuator [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2016, 48(9):145-150 (in Chinese).
- [11] 李跃松,朱玉川,吴洪涛,等.射流伺服阀用超磁致伸缩执行器磁场建模与分析[J].兵工学报,2010,31(12):1587-1592.
- LI Y S, ZHU Y C, WU H T, et al. The magnetic field modeling and analysis of giant magnetostrictive actuator for jet servo valve [J]. Acta Armamentarii, 2010, 31(12):1587-1592 (in Chinese).
- [12] 李鹏阳,刘强,周玲霞.超磁致伸缩超声换能器设计分析[J].应用基础与工程科学学报,2017,25(5):1065-1075.
- LI P Y, LIU Q, ZHOU L X. Design and numerical simulation analysis of a giant magnetostrictive ultrasonic transducer [J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2017, 25(5):1065-1075 (in Chinese).
- [13] 杨远飞,张天丽,蒋成保.用于GMA的新型永磁偏置闭合磁路[J].北京航空航天大学学报,2012,38(12):1682-1685.
- YANG Y F, ZHANG T L, JIANG C B. Novel closed magnetic circuit with permanent biased for giant magnetostrictive actuator [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2012, 38(12):1682-1685 (in Chinese).
- [14] 李琳,陈亮良,杨勇.超磁致伸缩作动器的结构分析[J].北京航空航天大学学报,2013,39(9):1269-1274.
- LI L, CHEN L L, YANG Y. Structural analysis of giant magnetostrictive actuator [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2013, 39(9):1269-1274 (in Chinese).
- [15] XUE G M, ZHANG P L, HE Z B, et al. Revised reluctance model of the axial magnetic field intensity within giant magnetostrictive rod [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 2016, 231(14):2718-2729.
- [16] 杨旭磊,朱玉川,费尚书,等.超磁致伸缩电静液作动器磁场分析与优化[J].航空动力学报,2016,31(9):2210-2217.
- YANG X L, ZHU Y C, FEI S S, et al. Magnetic field analysis and optimization of giant magnetostrictive electro-hydrostatic actuator [J]. Journal of Aerospace Power, 2016, 31(9):2210-2217 (in Chinese).
- [17] 陈爽,赵录冬,周杰,等.稀土超磁致伸缩换能器磁路设计与仿真[J].机械设计与制造,2018(2):43-46.
- CHEN S, ZHAO L D, ZHOU J, et al. The magnetic circuit design and simulation of rare earth giant magnetostrictive transducer [J]. Machinery Design & Manufacture, 2018(2):43-46 (in Chinese).
- [18] CALKINS F T, DAPINO M J, FLATAU A B. Effect of prestress on the dynamic performance of a Terfenol-D transducer [C] // Proceedings of SPIE-The International Society for Optical Engineering. Washington, D. C. : SPIE, 1997, 3041:293-304.

#### 作者简介:

刘强 男,硕士研究生.主要研究方向:超声振动板料渐进成形。

李鹏阳 男,博士,教授,博士生导师.主要研究方向:表面接触和摩擦、超声振动加工、机械加工状态监测等。

## Optimal design for magnetic circuit in giant magnetostrictive ultrasonic transducer

LIU Qiang<sup>1,2</sup>, LI Pengyang<sup>1,2,\*</sup>, XU Guangyao<sup>1,2</sup>, WANG Quandai<sup>1,2</sup>, YANG Mingshun<sup>1,2</sup>

(1. The Ministry of Education Key Laboratory of NC Machine Tools and Integrated Manufacturing Equipment, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China;

2. Key Laboratory of Manufacturing Equipment of Shaanxi Province, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China)

**Abstract:** In order to improve the magnetic circuit environment and minimize the heating of the giant magnetostrictive ultrasonic transducer, the magnetic path gap was taken as the research object, and the relationships between the magnetic path gap and the magnetic field strength of the giant magnetostrictive material (GMM) rod were analyzed by Maxwell finite element software. The impedance and amplitude of the ultrasonic transducer and the temperature of the GMM rod were measured by experiments. Experimental results show that the magnetic field strength and magnetic field uniformity of the GMM rod decrease with the increase of the magnetic path gap. As the slot width of the magnetically permeable cylinder increases, the resonant frequency of the ultrasonic transducer is basically the same, the temperature of the GMM rod is reduced; When the slot width of the magnetic cylinder is about 6 mm, the magnetic field uniformity of the GMM rod is the highest and the mechanical quality factor is the largest, which is of great significance for the optimal design of the giant magnetostrictive ultrasonic transducer.

**Keywords:** giant magnetostrictive material (GMM); ultrasonic transducer; magnetic circuit optimization; magnetic field uniformity; magnetic field intensity

**Received:** 2018-12-18; **Accepted:** 2019-01-18; **Published online:** 2019-03-21 10:53

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190330.1212.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190330.1212.001.html)

**Foundation items:** Shaanxi Provincial Key Research and Development Program (2017GY-028); Shaanxi Province Science and Technology Innovation and Entrepreneurship "Double Tutor System" Cooperative Science and Technology Project (2019JM-593)

\* **Corresponding author.** E-mail: lipengyang@xaut.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0647



# 基于快速模拟退火的组合聚类算法

李红\*, 张志宾

(北京航空航天大学 经济管理学院, 北京 100083)

**摘 要:** 应用模拟退火算法解决组合聚类问题有两方面,一是有效利用基础聚类作为先验信息,以获得尽可能好的组合聚类结果;二是降低模拟退火过程的随机性,提高算法收敛速度。针对这2个问题,提出了基于投票的快速模拟退火(BV-RSA)模型。该模型利用基础聚类对样本划分的完全或部分一致性作为启发信息,构建超点集合和超点投票箱,由超点取代其代表的样本子集参与退火过程,超点运动方向在投票箱范围内随机选择,降低了超点运动随机性,加速了组合聚类过程。数据集实验表明,BV-RSA模型在聚类精度和鲁棒性方面表现良好。

**关键词:** 组合聚类; 模拟退火; 超点; 投票法; 组合优化

**中图分类号:** TP391

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1646-07

组合聚类旨在融合多个聚类结果以获得比传统聚类方法更好的样本划分。一方面,组合聚类相当于基础聚类结果的加权平均,对噪声、孤立点和抽样变化不敏感,且聚类不稳定性能从组合分布中得到弥补,从而使组合聚类结果具有更好的鲁棒性<sup>[1]</sup>;另一方面,组合聚类在搜索最优解的过程中,有可能找到比所有基础聚类都好的划分结果,使组合聚类结果具有一定的新颖性。

近年来,国内外学者提出了多种组合聚类实现模型,一般可分为如下几类:图/超图划分方法、协联矩阵法、投票法、组合优化法及启发式求解等。

超图划分方法始于 Strehl 和 Ghosh<sup>[2]</sup> 的开创性工作,该研究设计并同时使用3种方法:CSPA(Cluster-based Similarity Partitioning Algorithm)、HGPA(Hyper Graph Partitioning Algorithm)和MCLA(Meta-Clustering Algorithm),以返回最优的组合聚类结果。随后,若干学者对上述模型做了多方向扩展,如 Ayad<sup>[3]</sup>、Yang 和 Kamel<sup>[4]</sup> 分别使

用近邻法和蚁群算法扩展了CSPA模型。除超图外,二分图划分、近邻传播等方法也被用于组合聚类研究<sup>[5-6]</sup>。

协联矩阵法根据基础聚类计算样本之间的相似度或距离,生成协联矩阵并在其上完成组合聚类。该方法最早由 Fred 和 Jain<sup>[7]</sup> 提出,其协联矩阵由投票机制产生;Wang 等<sup>[8]</sup> 在生成协联矩阵时进一步考虑了簇的大小因素;Hu 等<sup>[9]</sup> 引入序贯三支决策方法来构建协联矩阵;Liu 等<sup>[10]</sup> 提出了基于协联矩阵的谱聚类方法;Huang 等<sup>[11]</sup> 提出了局部加权的组合聚类策略。

投票法通过投票和重标记策略获取组合聚类结果。例如,Zhou 和 Tang<sup>[12]</sup> 基于多种投票策略对基础聚类进行组合;Fu 等<sup>[13]</sup> 建立了模糊投票矩阵和多数仲裁者度量,并利用其获取组合聚类结果;陈晓云和陈刚<sup>[14]</sup> 提出了加权投票的聚类集成方法。

组合优化法建立组合聚类目标函数,通过优

收稿日期: 2018-11-08; 录用日期: 2019-03-29; 网络出版时间: 2019-04-18 11:15

网络出版地址: kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190417.0925.001.html

基金项目: 国家自然科学基金(71471009)

\* 通信作者. E-mail: hong\_lee@buaa.edu.cn

引用格式: 李红, 张志宾. 基于快速模拟退火的组合聚类算法[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1646-1652.

LI H, ZHANG Z B. Ensemble clustering algorithm based on rapid simulated annealing [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1646-1652 (in Chinese).

化问题求解,最大化组合聚类与基础聚类集的相似性。由于全局最优解搜索是一个 NP-hard 问题,模拟退火<sup>[15]</sup>、因子图<sup>[16]</sup>、最大期望(Expectation Maximization, EM)算法<sup>[17]</sup>等方法被用于求解近似最优解。模拟退火是近似求解组合优化问题的经典方法,被广泛用于分类和聚类问题<sup>[18-19]</sup>。Lu 等<sup>[15]</sup>对模拟退火在组合聚类中的应用进行了探索,提出了标签变更时目标函数的增量计算方法,但其标签变更采用了随机选择策略,算法收敛较慢。

无论何种方法,各基础聚类获得的样本划分结果都是组合聚类的重要先验信息。本文利用基础聚类对样本划分的完全或部分一致性,构建了基于投票的快速模拟退火(Rapid Simulated Annealing Based on Voting, BV-RSA)模型,该模型引入超点运动和投票箱机制来约束退火过程中的节点运动模式,实现组合聚类近似最优解的快速搜索。

## 1 BV-RSA 模型框架

给定数据样本集  $X = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$ , 一组基础聚类集  $\Pi = \{\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_r\}$ , 基础聚类矩阵为  $Z_{n \times r}$ , 矩阵元素  $z_{ij}$  为数据样本  $x_i$  在基础聚类  $\pi_j$  中的簇标签, 组合聚类通常被形式化为如下的组合优化问题:

$$\pi^* = \arg \max_{\pi} \sum_{i=1}^r w_i U(\pi, \pi_i) \quad (1)$$

式中:  $U$  为衡量  $\pi$  和  $\pi_i$  相似度的效用函数;  $w_i$  为基础聚类  $\pi_i$  的权重。

BV-RSA 模型解决式(1)组合优化问题的流程框架如图 1 所示。

其基本思想是:以经典模拟退火算法为基础,引入超点运动和投票箱机制来约束节点运动模

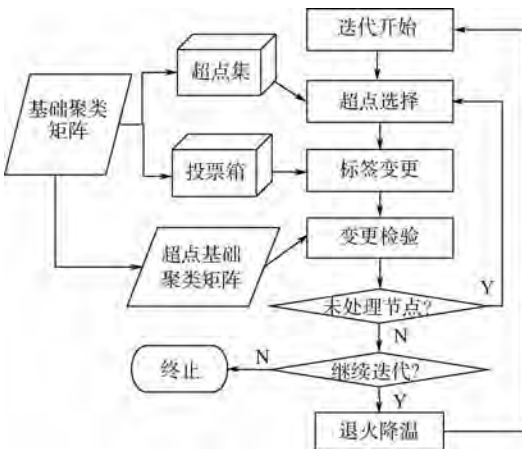


图 1 BV-RSA 模型框架

Fig. 1 Framework of BV-RSA model

式,以加快退火过程中近似最优解搜索。超点运动机制将基础聚类中获得完全一致性划分的若干数据样本定义为一个超点,并用超点取代其代表的样本子集参与退火过程,从而控制它们保持退火运动一致性,以加速节点聚簇行为。投票箱机制利用基础聚类对样本划分的部分一致性,为超点构造投票箱,超点运动方向受投票箱约束,以适当降低其标签变更的随机性,从而加快退火过程。

在式(1)的优化问题中, BV-RSA 模型对  $U$  没有特殊要求,任何聚类评价的外部指标都可作为模型的效用函数。与文献[15]一样,本文采用聚类比较的 Rand Index 作为效用函数,其计算式为

$$U_{RI}(\pi, \pi_q) = \frac{h_0^q - h_1 h_2^q / \binom{n}{2}}{(h_1 + h_2^q) / 2 - h_1 h_2^q / \binom{n}{2}} \quad (2)$$

$$h_0^q = \sum_{i,j} \binom{n_{ij}^q}{2} \quad (3)$$

$$h_1 = \sum_i \binom{n_i}{2} \quad (4)$$

$$h_2^q = \sum_j \binom{n_j^q}{2} \quad (5)$$

式中:  $n_i$  为组合聚类第  $i$  个簇包含的样本数量;  $n_j^q$  为基础聚类  $\pi_q$  的第  $j$  个簇包含的样本数量;  $n_{ij}^q$  为组合聚类第  $i$  个簇与  $\pi_q$  的第  $j$  个簇包含的公共样本数量。

## 2 超点和投票箱机制

### 2.1 超点和超点运动

通常,有相当数量的数据样本在基础聚类中获得了一致性划分,这为组合聚类提供了先验信息。特别地,若 2 个数据样本在所有基础聚类中总是被划分到同一簇中,则其具有 must-link 特性。must-link 特性具有传递性,由此形成超点。

**定义 1** 给定基础聚类矩阵  $Z_{n \times r}$ , 样本子集  $S = \{x_{i_1}, x_{i_2}, \dots, x_{i_p}\}$  为一个超点, 当且仅当对  $\forall x_{i_u}, x_{i_v} \in S$ , 均有  $z_{i_u j} = z_{i_v j} (j = 1, 2, \dots, r)$ 。超点  $S$  包含的数据样本数量称为超点基数, 记作  $|S|$ 。

表 1 给出了 12 个数据样本的 3 次基础聚类结果及其超点划分示例。

由超点定义可知,超点内部的数据样本在所有基础聚类中具有一致的簇标签,在组合聚类中也被分配到同一个簇。BV-RSA 模型用超点取代其内部数据样本参与退火过程,在降低样本数量的同时,保障了超点内部各样本的簇标签始终保持一致,称之为超点运动机制。

**定义 2** 不属于任何超点的数据样本被看作是特殊超点,称之为平凡超点;而包含多个数据样本的超点称为非平凡超点。

表1 基础聚类与超点示例

Table 1 An example of basic partition and super-objects

数据样本	基础聚类的簇标签			超点
	$\pi_1$	$\pi_2$	$\pi_3$	
$x_1$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$S_1$
$x_2$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	
$x_3$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	
$x_4$	$C_1$	$C_1$	$C_1$	$S_2$
$x_5$	$C_2$	$C_1$	$C_1$	$S_3$
$x_6$	$C_2$	$C_1$	$C_1$	
$x_7$	$C_2$	$C_1$	$C_1$	
$x_8$	$C_2$	$C_1$	$C_1$	$S_4$
$x_9$	$C_3$	$C_3$	$C_1$	
$x_{10}$	$C_3$	$C_3$	$C_2$	
$x_{11}$	$C_3$	$C_3$	$C_2$	$S_5$
$x_{12}$	$C_3$	$C_3$	$C_2$	

显然,非平凡超点的基数大于1,平凡超点的基数等于1。由此,将模拟退火的运动主体统一为超点,基础聚类矩阵  $Z_{n \times r}$  在去掉重复行后转化为超点基础聚类矩阵  $Y_{m \times r}$ 。其中,  $m$  为平凡超点和非平凡超点的总数。

超点影响力与其基数正相关,因此退火过程的每次迭代将按超点基数的降序处理每个超点。由此,非平凡超点总是先于平凡超点被处理。

### 2.2 投票箱与标签选择

在经典模拟退火算法中,节点运动方向是随机选择的。对于组合聚类问题,这意味着随机变换数据样本的簇标签,然后判断该变更能否通过退火检验。随机标签选择使退火过程难于控制:检验阈值设置得高,则算法常结束于局部最优解,聚类质量低;检验阈值设置得低,目标函数可能在原地反复摇摆,算法收敛缓慢。BV-RSA模型基于基础聚类对样本划分的部分一致性,采用投票箱和随机选择融合的方法确定超点运动方向。

**定义3** 已知超点基础聚类矩阵  $Y_{m \times r} = [y_1, y_2, \dots, y_m]^T$ , 设  $y_u$  和  $y_v$  为与超点  $S_u$  和  $S_v$  对应的矩阵行向量,则

1)  $P_{uv} = \frac{r - \|y_u - y_v\|_0}{r}$  为  $S_u$  和  $S_v$  的基础划分一致性概率,零范数  $\|y_u - y_v\|_0$  刻画了  $S_u$  和  $S_v$  在基础划分中的差异性。

2)  $B_u = \{S_v | P_{uv} \geq \alpha \wedge v \neq u\}$  称为  $S_u$  的投票箱,  $\alpha$  为基础划分一致性概率阈值。

在 BV-RSA 模型的退火过程中,当前运动节点(设为超点  $S_u$ )的标签选择策略是:从  $S_u$  的投票箱  $B_u$  中随机选出一个节点  $S_v$ , 将  $S_v$  在组合聚类当前状态下的簇标签作为  $S_u$  拟变更的新标签。

该策略将基础聚类对样本划分的部分一致性作为约束节点运动方向的先验信息,同时保留了一定程度的算法随机性。

## 3 BV-RSA 模型的算法实现

### 3.1 算法描述

BV-RSA 模型的具体实现算法描述如下,包括初始化和迭代退火 2 个子过程。

#### 1) 初始化过程

**步骤1** 计算超点集合  $SS = \{S_1, S_2, \dots, S_m\}$ , 并按超点基数进行排序。

**步骤2** 对每个  $S_u \in SS (u = 1, 2, \dots, m)$ , 计算其投票箱  $B_u$ 。

**步骤3** 删除  $Z_{n \times r}$  的重复行,获得超点基础聚类矩阵  $Y_{m \times r}$ 。

**步骤4** 按特定策略,初始化每个超点的簇标签,形成  $\pi$  的初值。

**步骤5** 设置退火过程控制参数,包括:初始温度  $T$ 、温度冷却比  $C$ 、变更接受阈值  $P_0$ 。

#### 2) 迭代退火过程

**步骤1** 对每个超点  $S_u \in SS (u = 1, 2, \dots, m)$ , 执行如下操作:①提取  $S_u$  在  $\pi$  中的簇标签(设为  $i$ ),即  $L_\pi(S_u) = i$ ;②从  $S_u$  的投票箱  $B_u$  中随机选出具有投票权的一个超点(设为  $S_v$ ),提取  $S_v$  在  $\pi$  中的簇标签(设为  $i'$ ),即  $L_\pi(S_v) = i'$ ;③计算超点  $S_u$  标签由  $i$  变为  $i'$  引起的目标函数值变化,若  $P(\pi(S_u): L_\pi(S_u) \rightarrow i') > P_0$ , 则接受  $S_u$  标签变更,令  $L_\pi(S_u) = i'$ 。

**步骤2** 若符合迭代结束条件,则算法结束;否则,令  $T = T \times C$ , 重复退火过程的步骤1。

初始化过程主要完成 3 项工作:①计算超点集、超点投票箱和超点基础划分矩阵;②为退火过程设置控制参数;③按指定策略生成组合聚类的初始划分,例如:为每个超点随机分配簇标签(R策略),或随机选择一个基础聚类(矩阵  $Y_{m \times r}$  的某一列)作为初始状态(C策略)。

退火过程以迭代方式进行,通过不断改变超点簇标签,逐渐逼近组合聚类的近似最优解。每次迭代过程分 2 个阶段进行:第 1 阶段,对所有非平凡超点进行标签选择和变更检验,处理顺序按超点基数由大到小依次进行;第 2 阶段,处理所有平凡超点。当目标函数值不再发生变化或达到指定迭代次数时,退火过程结束。

### 3.2 退火检验的增量计算

在表2的算法中,假设退火过程尝试将超点

表 2 实验数据集描述  
Table 2 Description of experimental datasets

数据集	样本数	属性数	类别数	来源
iris	150	3	3	UCI
glass	214	9	6	UCI
segment	2310	19	7	UCI
hitech	2301	126321	6	CLUTO
k1b	2340	21839	6	CLUTO
la12	6279	31472	6	CLUTO
re1	1657	3758	25	CLUTO
reviews	4069	126373	5	CLUTO
sports	8580	126373	7	CLUTO
tr11	414	6429	9	CLUTO
tr12	313	5804	8	CLUTO
tr41	878	7454	10	CLUTO
tr45	690	8261	10	CLUTO
letter	20000	16	26	LIBSVM
mnist	70000	786	10	LIBSVM

$S_u$  的簇标签  $L_{\pi}(S_u)$  由  $i$  变更为  $i'$ , 设  $|S_u| = k$ ,  $S_u$  在基础聚类  $\pi_q$  中的簇标签为  $c_q$ , 则  $n_i$  和  $n_{i'}$ ,  $n_{ic_q}^q$  和  $n_{i'c_q}^q$  的取值将发生如下变化:

$$\begin{cases} \hat{n}_i = n_i - k \\ \hat{n}_{i'} = n_{i'} + k \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} \hat{n}_{ic_q}^q = \hat{n}_{i'c_q}^q - k \\ \hat{n}_{i'c_q}^q = \hat{n}_{ic_q}^q + k \end{cases} \quad (7)$$

由式(6)和式(7)可导出  $h_1$  和  $h_0^q$  的更新计算方法如式(8)和式(9)所示。而  $h_2^q$  只与基础聚类相关,在退火检验时不需要重新计算。

$$\hat{h}_1 = h_1 + k(n_{i'} - n_i) + k^2 \quad (8)$$

$$\hat{h}_0^q = h_0^q + k(n_{i'c_q}^q - n_{ic_q}^q) + k^2 \quad (9)$$

由式(2)、式(8)和式(9),可增量计算超点  $S_u$  标签变化引起的目标函数值变化。设  $\Delta\tau$  为标签变更前后的目标函数值差额,  $T$  为当前退火温度,若式(10)给出的  $P$  值大于检验阈值  $P_0$ ,则接受  $S_u$  的标签变更。

$$P(\pi(S_u):L_{\pi}(S_u) \rightarrow i') = \begin{cases} 1 & \Delta\tau \geq 0 \\ e^{-\frac{\Delta\tau}{T}} & \text{其他} \end{cases} \quad (10)$$

## 4 实验分析及模型应用

### 4.1 数据集和实验设置

本文选用如表 2 所示的 15 个公开数据集来检验 BV-RSA 模型的有效性。

针对每个数据集,采用  $k$ -means 算法生成 50 个基础聚类,它们在组合聚类目标函数中采用均等权重,即  $w_i = 0.02 (i = 1, 2, \dots, 50)$ 。模拟退火的初始状态分别由 R 策略和 C 策略产生。除初始状态外,其他控制参数分别为:标签变更检验

阈值  $P_0 = 0.8$ , 初始温度  $T = 0.05$ , 温度冷却比  $C = 0.9$ 。针对每个数据集, BV-RSA 模型运行 10 次并取精度均值,分别与 CSPA、HGPA、MCLA<sup>[3]</sup> 进行比较。

### 4.2 实验结果分析

表 3 给出了 BV-RSA 模型与基准算法的精度比较。在全部 15 个数据集中, BV-RSA 模型在 10 个数据集上获得了最优结果。CSPA 算法在 glass 和 reviews 和 tr12 数据集结果最优,但在有些数据集上效果不理想,特别是 mnist 数据集样本点较多, CSPA 算法没有输出结果。这是因为 CSPA 算法对每个基础聚类都需要计算一次相似度矩阵,在基础聚类数量多、数据集规模大时,算法计算压力和内存开销过高,较难适应大数据集上的组合聚类任务。比较而言, MCLA 算法与 BV-RSA 模型的结果相近,但 BV-RSA 模型在大数据集 letter 和 mnist 上的表现更好一些。

在鲁棒性方面,图 2 给出了 k1b 数据集在不同基础聚类数量的情况下,各模型的组合聚类准确率的波动情况。从图 2 中可以看出: BV-RSA 模型的 C 策略(BV-RSA/C)、BV-RSA 模型的 R 策略(BV-RSA/R)和 CSPA 模型面对不同数量的基础聚类时,表现出了相对稳定的模型精度;而模型 MCLA 和 HGPA 则有一定程度的准确率波动。

表 3 各模型聚类结果的精度比较

Table 3 Comparison of clustering result precision of different models

数据集	BV-RSA/C	BV-RSA/R	CSPA	HGPA	MCLA	k-means
iris	<b>0.91</b>	0.91	0.79	0.73	0.91	0.89
glass	0.53	0.54	<b>0.60</b>	0.56	0.53	0.54
segment	<b>0.67</b>	0.65	0.59	0.52	0.67	0.66
hitech	<b>0.56</b>	0.56	0.56	0.53	0.56	0.51
k1b	0.89	0.87	0.86	0.86	<b>0.91</b>	0.64
la12	0.74	0.75	0.71	0.60	<b>0.76</b>	0.69
re1	<b>0.71</b>	0.70	0.70	0.62	0.71	0.43
reviews	0.67	0.67	<b>0.68</b>	0.62	0.67	0.64
sports	<b>0.93</b>	0.93	0.65	0.49	0.93	0.64
tr11	0.85	<b>0.86</b>	0.79	0.65	0.85	0.68
tr12	0.78	0.74	<b>0.79</b>	0.73	0.78	0.64
tr41	<b>0.82</b>	0.81	0.72	0.61	0.81	0.65
tr45	<b>0.80</b>	0.78	0.79	0.65	0.74	0.68
letter	<b>0.34</b>	0.33	0.24	0.24	0.30	0.26
mnist	<b>0.57</b>	0.55	—	0.35	0.56	0.54

### 4.3 网约车司机分群应用

本文利用 BV-RSA 模型对某网约车平台的司机脱敏数据进行了分群应用,以帮助该平台强化司机细化管理,并在约车高峰时段辅助提高运力调度的有效性。

本文采集了100000条约车司机信息及其2017年4月的接单数据作为模型输入,输入数据的具体格式如表4所示。*k*-means和BV-RSA组合聚类将网约车司机划分为4个群体,各群体人数如图3所示。

同时分析了各群体司机在不同时段的接单量分布。图4和图5分别给出了各类司机群体在工作日和周末的接单量分布,可以看出:与*k*-means方法相比,BV-RSA模型得到的各类司机群体,其群体内部的接单量差异更小,表现出更好的内聚性。同样地,本文分析了各类司机群体在早高峰、

晚高峰和常规时段的接单量分布,获得了类似的分析结论,限于篇幅关系,不再一一赘述。

表4 输入数据描述

Table 4 Description of input data

字段名称	字段含义
uid	司机 id
morning_cnt	司机在早高峰时间段总共接单数
night_cnt	司机在晚高峰时间段总共接单数
usual_cnt	司机在平峰时间段总共接单数
weekday_cnt	司机在工作日总共接单数
weekend_cnt	司机在周末总共接单数
income	司机的收入
complain_rate	司机被投诉率
route_num	司机设置有效的常用路线数
gender	性别(1-男;2-女)
Age	年龄

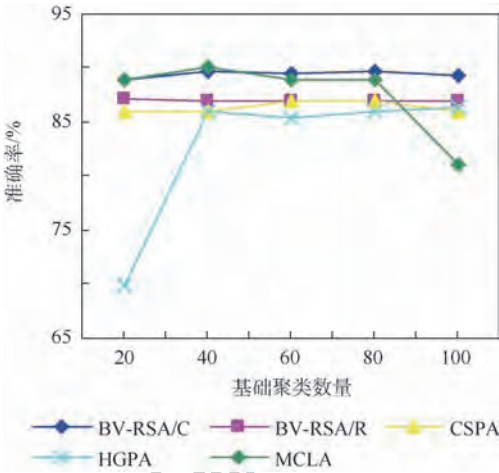


图2 基础聚类数量对模型精度的影响

Fig.2 Impact of number of basic clusters on model precision

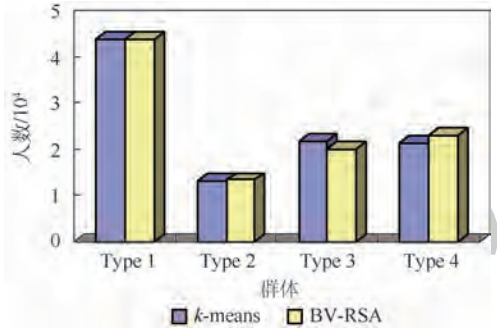


图3 k-means和BV-RSA模型的司机分群结果

Fig.3 Driver grouping result obtained from k-means and BV-RSA model

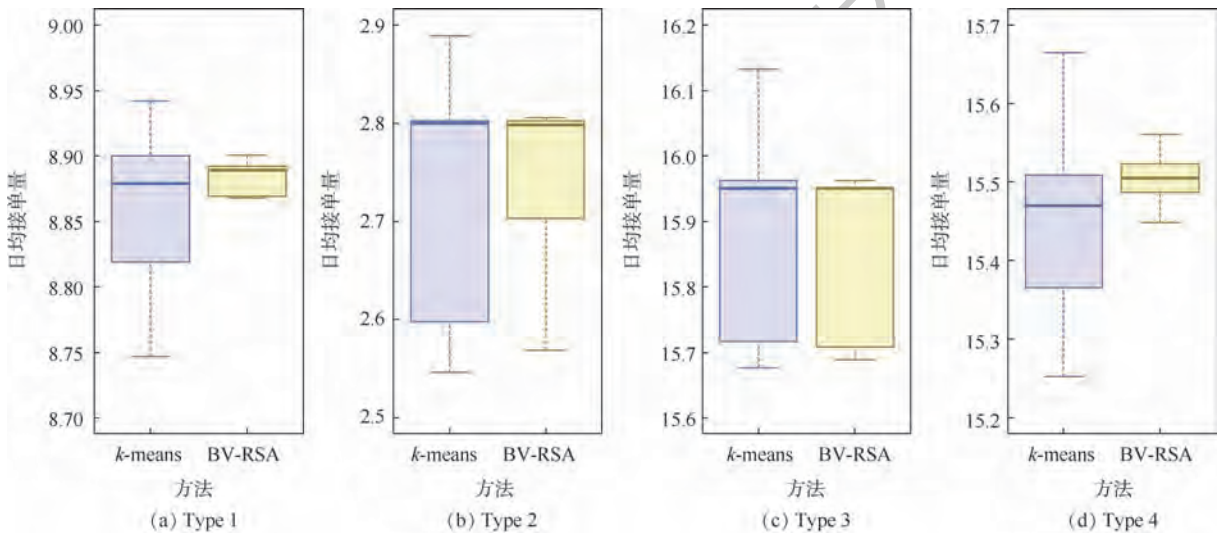


图4 各类司机群体的工作日接单量分布

Fig.4 Distribution of order quantity received by different driver groups in workdays

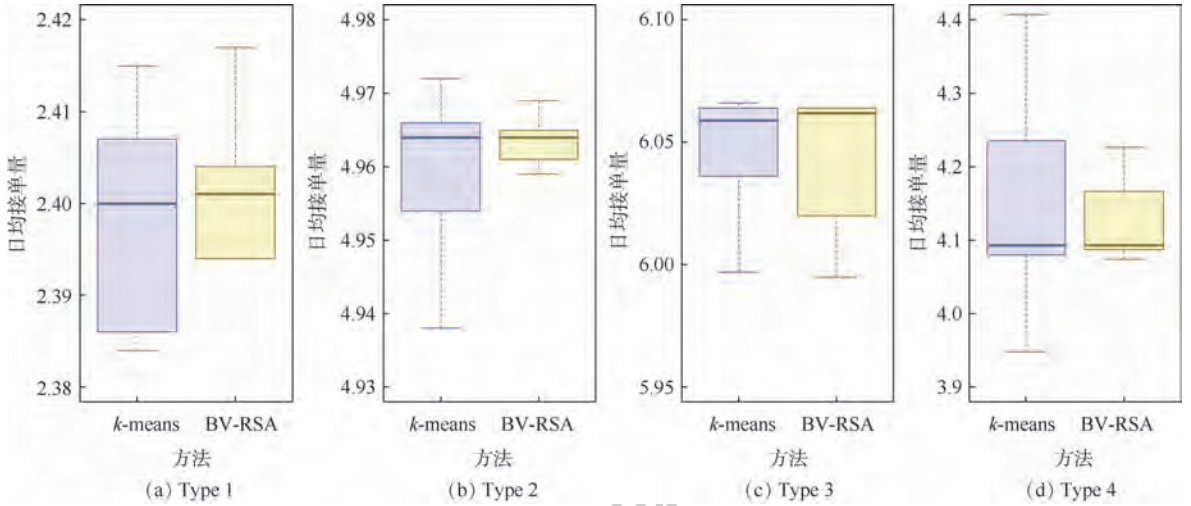


图 5 各类司机群体的周末接单量分布

Fig. 5 Distribution of order quantity received by different driver groups on weekend

## 5 结 论

本文提出了 BV-RSA 模型,该模型的主要贡献包括:

1) 引入了超点运动机制,使满足完全一致性划分条件的若干数据样本以成组方式参与退火过程,在压缩样本空间的同时,加快了节点聚类速度。

2) 对于每个超点,根据基础划分的部分一致性构造其投票箱,超点运动的随机性受投票箱约束。该机制保留了解空间搜索的部分随机性,同时引入启发信息加快模拟退火过程的收敛。

3) BV-RSA 模型采用与文献[15]同样的效用函数,推导了超点运动引起效用函数变化的增量计算方法,降低了模拟退火检验的计算开销。

15 个标准数据集上的实验表明,BV-RSA 模型在 10 个数据集上获得了最优结果,且模型精度对基础聚类数量的变化不敏感,表现出良好的鲁棒性。

在后续研究中,将进一步设计 BV-RSA 模型的并行计算方案,拓宽其在大数据集上的应用。

### 参考文献 (References)

- [1] NGUYEN N, CARUANA R. Consensus clusterings [C] // IEEE International Conference on Data Mining. Piscataway, NJ: IEEE Press, 2007: 607-612.
- [2] STREHL A, GHOSH J. Cluster ensembles: A knowledge reuse framework for combining partitionings [J]. Journal of Machine Learning Research, 2002, 3(3): 583-617.
- [3] AYAD H, KAMEL M. Refined shared nearest neighbors graph for combining multiple data clusterings [C] // Advances in Intelligent Data Analysis. Berlin: Springer, 2003: 307-318.
- [4] YANG Y, KAMEL M S. An aggregated clustering approach using multi-ant colonies algorithms [J]. Pattern Recognition, 2006, 39(7): 1278-1289.
- [5] FERN X Z, BRODLEY C E. Solving cluster ensemble problems by bipartite graph partitioning [C] // Proceedings of Twenty-First International Conference on Machine Learning. New York: ACM, 2004: 281-288.
- [6] YU Z, HAN G, LI L, et al. Adaptive noise immune cluster ensemble using affinity propagation [C] // IEEE International Conference on Data Engineering. Piscataway, NJ: IEEE Press, 2016: 1454-1455.
- [7] FRED A L N, JAIN A K. Combining multiple clusterings using evidence accumulation [J]. IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence, 2005, 27(6): 835-850.
- [8] WANG X, YANG C, ZHOU J. Clustering aggregation by probability accumulation [J]. Pattern Recognition, 2009, 42(5): 668-675.
- [9] HU M, DENG X, YAO Y. A sequential three-way approach to constructing a co-association matrix in consensus clustering [C] // International Joint Conference on Rough Sets. Berlin: Springer, 2018, 11103: 599-613.
- [10] LIU H, LIU T, WU J, et al. Spectral ensemble clustering [C] // Proceedings of the 21st ACM SIGKDD Conference on Knowledge Discovery and Data Mining. New York: ACM, 2015: 715-724.
- [11] HUANG D, WANG C D, LAI J H. Locally weighted ensemble clustering [J]. IEEE Transactions on Cybernetics, 2016, 48(5): 1460-1473.
- [12] ZHOU Z H, TANG W. Clusterer ensemble [J]. Knowledge-Based Systems, 2006, 19(1): 77-83.
- [13] FU Y, YANG Y, LIU Y. A decision model for fuzzy clustering ensemble [C] // Proceedings of the International Conference on Intelligent Systems and Knowledge Engineering. Paris: Atlantis Press, 2007.
- [14] 陈晓云, 陈刚. 基于最大内聚度基准的加权投票聚类集成 [J]. 控制与决策, 2014(2): 236-240.

CHEN X Y, CHEN G. Weighted voting clustering ensemble

- based on maximum cohesion [J]. Control and Decision, 2014 (2): 236-240 (in Chinese).
- [15] LU Z, PENG Y, XIAO J. From comparing clusterings to combining clusterings [C] // 23rd AAAI Conference on Artificial Intelligence and the 20th Innovative Applications of Artificial Intelligence Conference. Palo Alto: AAAI, 2008, 2: 665-670.
- [16] HUANG D, LAI J, WANG C D. Ensemble clustering using factor graph [J]. Pattern Recognition, 2016, 50 (C): 131-142.
- [17] TOPCHY A P, JAIN A K, PUNCH W F. A mixture model for clustering ensembles [C] // Proceedings of the Fourth SIAM International Conference on Data Mining. Philadelphia: SIAM Publications, 2004: 379-390.
- [18] 蒋君, 徐蔚鸿, 潘楚. 基于粒计算和模拟退火的 K-medoids 聚类算法 [J]. 计算机仿真, 2015, 32 (12): 214-217.
- JIANG J, XU W H, PAN C. Improved K-medoids clustering algorithm based on many factors [J]. Computer Simulation, 2015, 32 (12): 214-217 (in Chinese).
- [19] SARTAKHTI J S, AFRABANDPEY H, SARAEE M. Simulated annealing least squares twin support vector machine (SA-LSTS-VM) for pattern classification [J]. Soft Computing, 2017, 21 (15): 4361-4373.

#### 作者简介:

李红 女, 博士, 副教授, 硕士生导师。主要研究方向: 数据挖掘、社会计算。

张志宾 男, 硕士研究生。主要研究方向: 商务智能。

## Ensemble clustering algorithm based on rapid simulated annealing

LI Hong<sup>\*</sup>, ZHANG Zhibin

(School of Economics and Management, Beihang University, Beijing 100083, China)

**Abstract:** There are two key issues in applying simulated annealing algorithm to solve the problem of ensemble clustering. One is how to use basic partition information in annealing process to obtain better result, and the other is how to accelerate the algorithm convergence. In this paper, the rapid simulated annealing based on voting (BV-RSA) model is presented, in which the complete and partial consensus of basic partitions are used to recognize super-objects and construct voting box for each super-object. In the process of simulated annealing, some data samples represented by a super-object are controlled to move in a group, and the motion direction of a super-object is selected randomly in the scope of its voting box, thus reducing moving randomness and speeding up the clustering of super-objects. Experiments on multiple data sets demonstrate that the BV-RSA model performs well in both clustering accuracy and robustness.

**Keywords:** ensemble clustering; simulated annealing; super-object; voting; combinatorial optimization

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0762

# 大角速度条件下星像运动轨迹建模及误差评估



何贻洋<sup>1</sup>, 王宏力<sup>1</sup>, 冯磊<sup>1,\*</sup>, 由四海<sup>1</sup>, 陈志侃<sup>2</sup>

(1. 火箭军工程大学 导弹工程学院, 西安 710025; 2. 中国人民解放军 66133 部队, 北京 100144)

**摘 要:** 在大角速度条件下星传感器成像平面上的星像会产生严重拖尾, 影响星传感器性能。为了全面认识星传感器的星像运动轨迹形式, 并定量评估星像运动对星点提取过程的影响, 首先研究建立了星传感器成像平面上星像运动轨迹的数学模型, 推导出在成像平面上星像运动轨迹为一段圆弧; 然后建立了星像运动时的能量分布模型, 并对大角速度条件下基于质心法的星点坐标误差进行了评估, 分析得到星点坐标误差的模近似可用星像运动轨迹长度的二分之一来衡量。仿真实验结果验证了所得结论的正确性。

**关键词:** 星传感器; 运动模糊; 星点提取; 运动分解与合成; 误差评估

**中图分类号:** TP391.4; V448.22<sup>+4</sup>

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1653-10

星传感器作为一种姿态测量设备, 具有精度高、自主性好以及无误差漂移等优点, 因而在航空航天领域具有重要的应用价值<sup>[1-2]</sup>。星传感器通常捷联安装于弹道导弹、卫星等载体上, 若存在大姿态角机动或者受到外界环境影响时, 由于目前星传感器的动态性能仍然较差, 星传感器拍摄的星图会模糊, 这可能严重影响星点提取成功率和精度, 进而降低星图识别成功率, 甚至可能导致星传感器无法正常定姿<sup>[3-5]</sup>。

经典的模糊图像复原方法主要分为以下两大类: 盲复原方法和非盲复原方法。由于星图的先验信息可以基于惯导信息等获取, 因而在模糊星图复原的研究中, 非盲复原方法应用更为广泛<sup>[6-10]</sup>。模糊核函数是非盲复原方法的基础, 而分析星图模糊的机理是获得模糊核函数的第一步。文献[11-13]将星图模糊机理近似为成像平面的匀速直线运动, 利用 Radon 变换、倒频谱分析等方法得到星图模糊的尺度和方向, 从而估计模糊星图的点扩散函数。文献[14-15]研究了转动

条件下成像平面上的星像运动轨迹, 给出星像运动轨迹近似为一段直线的结论, 但对于星像运动轨迹形式分析并不全面。李楠和路小波<sup>[16]</sup>研究了散焦和运动模糊的复合模型, 提出了一种基于自相关的参数估计方法, 在一定程度上减轻了混叠现象带来的干扰。文献[17]中采用功率谱密度函数的方法分析了载体振动对星传感器成像的影响, 可以较好地模拟星图的振动模糊效果, 这也为星图模糊的研究提供了新思路。文献[18]提出了一种基于线段扩散函数的星像能量分布模型, 为星图模糊机理的研究开辟了新思路, 但仍是基于星像运动轨迹为直线这一前提的。可见不少文献中都将星像运动轨迹当做匀速直线运动来处理, 但实际上星像运动轨迹随着载体运动形式的不同而各异。故而吴小娟和王新龙<sup>[3]</sup>对于绕光轴和非光轴转动时成像平面上的星像运动轨迹进行了建模分析(光轴指星传感器测量坐标系  $O_s x_s y_s z_s$  的  $O_s z_s$  轴, 非光轴指垂直光轴方向的  $O_s x_s$  轴和  $O_s y_s$  轴), 但对于绕任意方向转动时的

收稿日期: 2018-12-25; 录用日期: 2019-02-22; 网络出版时间: 2019-04-24 09:50

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190423.0849.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190423.0849.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(61503391); 中国博士后科学基金(2017M613372)

\* 通信作者。E-mail: fengl1983@126.com

**引用格式:** 何贻洋, 王宏力, 冯磊, 等. 大角速度条件下星像运动轨迹建模及误差评估[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1653-1662. HE Y Y, WANG H L, FENG L, et al. Star spot motion trajectory modeling and error evaluation under large angular velocity[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1653-1662 (in Chinese).

星像运动轨迹形式未做进一步分析。目前对星图模糊的研究主要聚焦于模糊核函数估计和模糊复原算法,而星像运动对星点提取精度影响是怎样的?将产生多大影响?这些问题鲜有提及,但实际上这是研究星图模糊对星敏传感器性能影响时应该首先回答的问题。

本文针对大角速度条件下星敏传感器星像拖尾的问题,对星像运动轨迹的数学模型进行了研究,并定量评估了星像运动对星点提取精度影响的大小,为提高星敏传感器在复杂工作环境下的动态性能提供参考。

## 1 星像运动轨迹建模

根据文献[3]的研究结果,在曝光时间内,当绕非光轴转动时,星像运动轨迹近似为匀速直线运动的一段;当绕光轴转动时,星像运动轨迹为一段圆弧,而实际中星敏传感器转动可绕任意方向。故本文对绕星敏传感器测量坐标系内任意方向转动时的星像运动轨迹进行分析建模。

绕星敏传感器测量坐标系  $O_s x_s y_s z_s$  内任意方向转动时,可将角速度分解到  $O_s x_s y_s z_s$  3个坐标轴上,结合文献[3]的相关成果,可知在曝光时间内,星像在成像平面上的运动为匀速直线运动和定轴匀角速度运动的叠加。为了方便描述星像运动轨迹,将星像在成像平面上匀速直线运动速度分量记为  $v_{0x} > 0, v_{0y} > 0, v_{0x} \approx f\omega_y/d_{CCD}^{[3]}, v_{0y} \approx f\omega_x/d_{CCD}$ 。  $f$  为星敏传感器焦距;  $\omega_x, \omega_y$  和  $\omega_z$  分别为绕  $O_s x_s, O_s y_s$  和  $O_s z_s$  转动角速度;  $d_{CCD}$  为星敏传感器成像平面像元物理尺寸。不妨设星像在成像平面上的定轴匀角速度运动沿顺时针方向,角速度记为  $\omega_z$ ,星像初始位置位于成像平面的  $Oy$  轴上,星像运动示意图如图1所示。

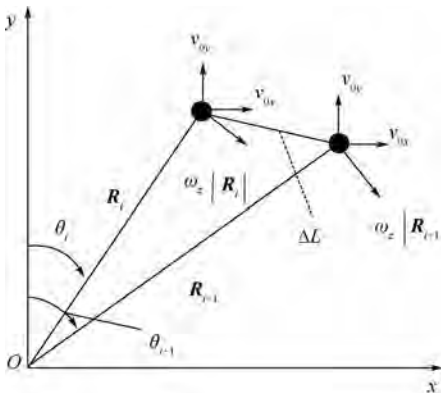


图1 绕任意轴方向转动时的星像运动示意图  
Fig.1 Schematic diagram of star spot motion when rotating around any axis

绕星敏传感器测量坐标系内任意方向转动时,在曝光时间内,星像在成像平面上形成的运动轨迹仍为一段圆弧,圆心位于  $\left(\frac{v_{0y}}{\omega_z}, -\frac{v_{0x}}{\omega_z}\right)$ 。下面对这一结论推导如下。

首先给出圆的微分方程,不妨设圆心为  $(a, b)$ 、半径为  $R$  的圆方程为

$$(x - a)^2 + (y - b)^2 = R^2 \quad (1)$$

对  $x$  求导,整理可得圆的微分方程为

$$\frac{dy}{dx} = -\frac{x - a}{y - b} \quad (2)$$

采用微元思想,将星像的运动时间等分成数量足够多的微小时间区间,记为  $\Delta t$ 。设第  $i$  时刻,星点位置矢量记为  $\mathbf{R}_i = (x_i, y_i)$ ,  $|\mathbf{R}_i| = \sqrt{x_i^2 + y_i^2}$ ,星点位置矢量与  $Oy$  轴形成的角度记为  $\theta_i$ ,那么第  $i$  时刻,星点运动速度为

$$\begin{cases} v_{ix} = \omega_z |\mathbf{R}_i| \cos \theta_i + v_{0x} = \omega_z y_i + v_{0x} \\ v_{iy} = -\omega_z |\mathbf{R}_i| \sin \theta_i + v_{0y} = -\omega_z x_i + v_{0y} \end{cases} \quad (3)$$

由于  $\Delta t$  非常小,则可近似认为在  $\Delta t$  时间内,星点在成像平面上的运动速度不变,则从第  $i \rightarrow i+1$  时刻,星点的位移量为

$$\begin{cases} \Delta x_i = x_{i+1} - x_i = v_{ix} \Delta t = (\omega_z y_i + v_{0x}) \Delta t \\ \Delta y_i = y_{i+1} - y_i = v_{iy} \Delta t = (-\omega_z x_i + v_{0y}) \Delta t \end{cases} \quad (4)$$

由式(4)可得

$$\begin{cases} \frac{x_{i+1} - x_i}{\Delta t} = \omega_z y_i + v_{0x} \\ \frac{y_{i+1} - y_i}{\Delta t} = -\omega_z x_i + v_{0y} \end{cases} \quad (5)$$

式(5)实质上为导数的定义,因此有

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \omega_z y + v_{0x} = \omega_z \left( y + \frac{v_{0x}}{\omega_z} \right) \\ \frac{dy}{dt} = -\omega_z x + v_{0y} = -\omega_z \left( x - \frac{v_{0y}}{\omega_z} \right) \end{cases} \quad (6)$$

将式(6)中参数  $t$  消去,得到运动轨迹的微分方程为

$$\frac{dy}{dx} = -\frac{x - \frac{v_{0y}}{\omega_z}}{y + \frac{v_{0x}}{\omega_z}} \quad (7)$$

对比式(2),可知匀速直线运动与定轴匀角速度运动合成的轨迹仍为圆,圆心位置位于  $\left(\frac{v_{0y}}{\omega_z}, -\frac{v_{0x}}{\omega_z}\right)$ 。

若绕光轴的角速度接近于零,根据式(7),可知星像运动轨迹的圆心位置位于无穷远处,那么此时形成的圆弧即为一段直线,这与文献[3]中绕非光轴转动时的星像运动轨迹为一段直线的结论相一致。所以,无论转动轴指向如何,星像在成

像平面上的运动轨迹都可认为是一段圆弧。

## 2 星像运动对星点提取精度影响评估

### 2.1 星像运动时的能量分布建模

对于静态条件下的星图,星像在像平面上的能量分布符合二维高斯分布,数学表示为

$$E(x, y) = \frac{E_0}{2\pi\sigma^2} \exp\left[-\frac{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2}{2\sigma^2}\right] \quad (8)$$

式中: $E_0$ 为曝光时间内星点的总能量; $(x_0, y_0)$ 为星点位置; $(x, y)$ 为星图上的某个像素点; $\sigma$ 为高斯弥散斑半径,代表了能量弥散程度, $\sigma$ 越大,星像能量越分散,根据二维高斯分布的特点以及 $3\sigma$ 准则,星像 99% 以上的能量集中于距离星点的 $3\sigma$  范围以内。

当星敏感器处于动态环境下,星像在像平面上会产生拖尾现象,星像的能量不再符合二维高斯分布。值得注意的是,在星敏感器镜头参数确定的情况下,在一次曝光时间内星像的总能量可认为不变,但在星像运动轨迹上能量将按照某种规律进行分布。下面对星敏感器处于动态情况下,星像的能量分布进行建模分析。

将星敏感器曝光时间 $T_e$ 等分为 $N$ 个区间 $[t_i, t_{i+1}]$ , $i=0, 1, \dots, N-1$ , $\Delta t = t_{i+1} - t_i = T_e/N$ , $t_0=0, t_N=T_e$ , $T_e$ 内星像的总能量为 $E_0$ ,由于每个时间区间 $[t_i, t_{i+1}]$ 非常小,因而可以认为在 $[t_i, t_{i+1}]$ 内星像的能量仍服从二维高斯分布,不妨设在 $[t_0, t_1]$ 的星像质心坐标为 $(x_0, y_0)$ ,那么在 $[t_i, t_{i+1}]$ 内的星像质心点坐标为 $(x_i, y_i)$ , $i=0, 1, \dots, N-1$ 。在 $[t_i, t_{i+1}]$ 时间内,星像能量分布为

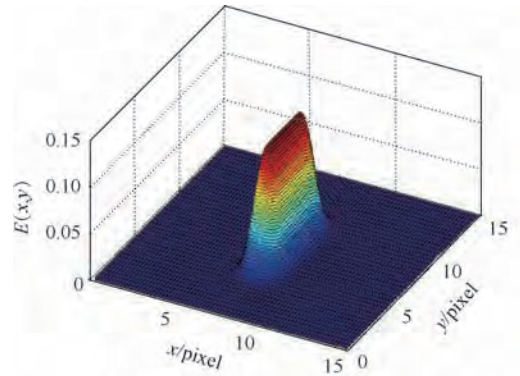
$$E_i(x, y) = \frac{E_{i,i+1}}{2\pi\sigma^2} \exp\left[-\frac{(x-x_i)^2 + (y-y_i)^2}{2\sigma^2}\right] \quad (9)$$

式中: $E_{i,i+1} = E_0/N$ 。

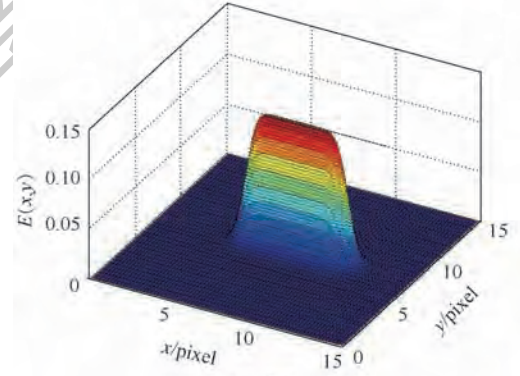
假设上述高斯分布的弥散斑半径相等,将各个微小曝光时间内的星像能量分布函数进行叠加,得到星像总的能量分布函数为

$$E(x, y) = \sum_{i=0}^{N-1} E_i(x, y) \quad (10)$$

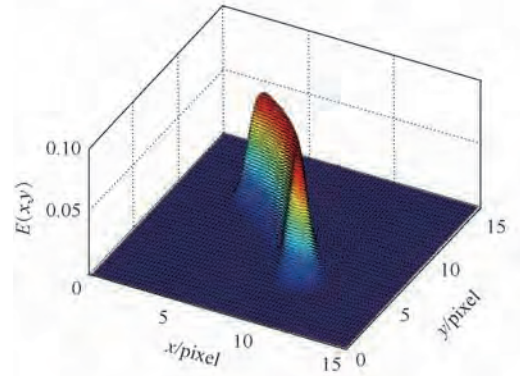
为了更直观展示星图模糊情况下星像的能量分布情况,在绕星敏感器测量坐标系 $O_s x_s y_s z_s$ 的坐标轴转动的条件下,假设 $E_0 = 1, \sigma = 0.5$ ,得到绕 $O_s x_s$ 、 $O_s y_s$ 和 $O_s z_s$ 轴转动时,模糊星图上星像能量分布的仿真示意图如图 2 所示。由图 2 可知,在(a)、(b)条件下,星像运动轨迹为一段直线;在(c)、(d)条件下,星像运动轨迹为一段圆弧。模糊星像不再是符合二维高斯分布的高斯弥散斑,而是呈带状分布。



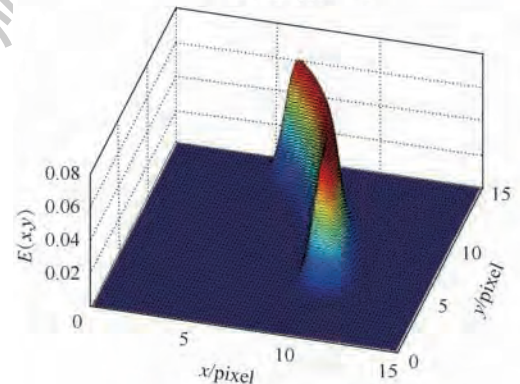
(a) 绕 $O_s x_s$ 轴转动



(b) 绕 $O_s y_s$ 轴转动



(c) 绕 $O_s z_s$ 轴转动



(d) 绕 $O_s x_s, O_s y_s, O_s z_s$ 轴转动

图 2 模糊星图上星像能量分布仿真示意图

Fig. 2 Schematic diagram of star spot energy distribution simulation on blurred star image

## 2.2 星像运动对星点提取精度影响的评估分析

基于灰度的算法将星点等同于星像灰度分布区域的灰度极值点,利用灰度分布信息求取其质心的精确坐标,是目前常用的星点提取算法,如质心法、高斯曲面拟合法等<sup>[5]</sup>。

质心法将星像区域内像元的灰度值作为其坐标的权重,然后计算星像区域的一阶矩,得到星点坐标。高斯曲面拟合法要求星像灰度分布区域近似服从二维高斯分布,才能获得较高星点提取精度,高斯曲面拟合方法显然不再适用于星像模糊严重的情形。因此,本文着重研究由转动引起的星图运动模糊现象对质心法提取精度的影响。

质心法的计算窗口取为一矩形区域,这一区域的左上角像元坐标设为(1,1),右下角的像元坐标为(m,n)。不妨设G(x,y)为像元(x,y)处的灰度,与该像元的能量成正比,有G<sub>0</sub> ~ E<sub>0</sub>, G<sub>i</sub> ~ E<sub>i,i+1</sub>;根据2.1节可知,每个微小曝光时间区间对应的星像灰度近似服从二维高斯分布,且星像光斑绝大部分能量集中于距离星点坐标3σ范围以内。那么质心法的计算窗口应能够包含所有的(x<sub>i</sub>-3σ, x<sub>i</sub>+3σ) & (y<sub>i</sub>-3σ, y<sub>i</sub>+3σ)区域。

结合式(9)、式(10)则有式(11)~式(14)成立:

$$G_i(x,y) = \frac{G_i}{2\pi\sigma^2} \exp\left[-\frac{(x-x_i)^2 + (y-y_i)^2}{2\sigma^2}\right] \quad (11)$$

$$G(x,y) = \sum_{i=0}^{N-1} G_i(x,y) \quad (12)$$

$$G_0 \approx \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n G(x,y) \quad (13)$$

$$G_i = \frac{G_0}{N} \approx \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n G_i(x,y) \quad (14)$$

模糊星图上星点坐标如下:

$$x'_0 \approx \frac{\sum_{i=0}^{N-1} \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \frac{G_0 x}{2\pi\sigma^2 N} \exp\left[-\frac{(x-x_i)^2 + (y-y_i)^2}{2\sigma^2}\right]}{G_0} \quad (15)$$

$$y'_0 \approx \frac{\sum_{i=0}^{N-1} \sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \frac{G_0 y}{2\pi\sigma^2 N} \exp\left[-\frac{(x-x_i)^2 + (y-y_i)^2}{2\sigma^2}\right]}{G_0} \quad (16)$$

(x<sub>i</sub>, y<sub>i</sub>)为[t<sub>i</sub>, t<sub>i+1</sub>]内的星像质心坐标,利用质心法可以得到(x<sub>i</sub>, y<sub>i</sub>)的计算公式如下:

$$x_i \approx \frac{\sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \frac{G_0 x}{2\pi\sigma^2 N} \exp\left[-\frac{(x-x_i)^2 + (y-y_i)^2}{2\sigma^2}\right]}{G_0/N} \quad (17)$$

$$y_i \approx \frac{\sum_{x=1}^m \sum_{y=1}^n \frac{G_0 y}{2\pi\sigma^2 N} \exp\left[-\frac{(x-x_i)^2 + (y-y_i)^2}{2\sigma^2}\right]}{G_0/N} \quad (18)$$

将式(17)、式(18)分别代入式(15)、式(16),则有

$$\begin{cases} x'_0 = \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} x_i \\ y'_0 = \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} y_i \end{cases} \quad (19)$$

下面分析(x'<sub>0</sub>, y'<sub>0</sub>)与静态条件下星点坐标(x<sub>0</sub>, y<sub>0</sub>)之间的误差与星像运动轨迹长度之间的关系。

星点坐标误差的模定义如下:

$$L' = \sqrt{(\Delta x)^2 + (\Delta y)^2} \quad (20)$$

式(20)表示实际提取的星点与理想的星点之间的距离。

下面对绕非光轴和光轴转动的情况下星图模糊引起的星点坐标误差进行评估分析。

1) 绕非光轴转动时星图模糊引起的星点坐标误差评估

绕非光轴转动时,星像在成像平面上的运动近似为匀速直线运动,假设星像在成像平面的Ox及Oy轴上的运动速度分别为v<sub>x</sub>、v<sub>y</sub>,则在曝光时间T<sub>e</sub>内,星像模糊的长度为L<sub>1</sub> = √((v<sub>x</sub>T<sub>e</sub>)<sup>2</sup> + (v<sub>y</sub>T<sub>e</sub>)<sup>2</sup>),且有

$$\begin{cases} x_{i+1} - x_i = v_x \Delta t \\ y_{i+1} - y_i = v_y \Delta t \end{cases} \quad (21)$$

式中:i=0,1,⋯,N-1;Δt=t<sub>i+1</sub>-t<sub>i</sub>。

可得

$$\begin{cases} x'_0 = \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} (x_0 + iv_x \Delta t) = x_0 + \frac{N-1}{2} v_x \Delta t \\ y'_0 = \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} (y_0 + iv_y \Delta t) = y_0 + \frac{N-1}{2} v_y \Delta t \end{cases} \quad (22)$$

得到星像运动引起的星点坐标误差为

$$\begin{cases} \Delta x = |x'_0 - x_0| = \frac{N-1}{2} v_x \Delta t = \frac{1}{2} v_x T_e \\ \Delta y = |y'_0 - y_0| = \frac{N-1}{2} v_y \Delta t = \frac{1}{2} v_y T_e \end{cases} \quad (23)$$

将式(23)代入式(20)得到星点坐标误差的模L'<sub>1</sub> = √((v<sub>x</sub>T<sub>e</sub>)<sup>2</sup> + (v<sub>y</sub>T<sub>e</sub>)<sup>2</sup>)/2 = L<sub>1</sub>/2,因此绕非光轴转动的情况下,星图模糊引起的星点坐标误差的模L'<sub>1</sub>等于星像运动轨迹长度L<sub>1</sub>的一半。

2) 绕光轴转动时星图模糊引起的星点坐标误差评估

绕光轴转动时,星像在成像平面上作圆周运

动,设绕光轴运动的角速度为  $\omega_z$ ;星像逆时针做圆周运动,星像圆周运动半径记为  $r$ ,曝光时间  $T_e$  分割为  $N$  个等距的微小时间区间  $\Delta t$ ;在  $\Delta t$  内,星像模糊的长度  $l = r\omega_z\Delta t$ ,那么  $T_e$  内星像运动轨迹长度  $L_2 = (N - 1)l$ (也可根据式(4)迭代计算  $L_2$ ),不妨设初始质心  $(x_0, y_0)$  与像平面  $Ox$  轴的夹角为  $\beta_0$ ,对于第  $i$  个  $\Delta t$  对应的质心坐标  $(x_i, y_i)$ ,  $i = 0, 1, \dots, N - 1$  可表示为

$$\begin{cases} x_i = r\cos(\beta_0 + i\omega_z\Delta t) \\ y_i = r\sin(\beta_0 + i\omega_z\Delta t) \end{cases} \quad (24)$$

由于星像在  $T_e$  内所转动的角度  $\omega_z T_e$  为小量,可做如下近似:  $\cos(i\omega_z\Delta t) \approx 1$ ,  $\sin(i\omega_z\Delta t) \approx i\omega_z\Delta t$ ,将式(24)三角函数展开后简化为

$$\begin{cases} x_i \approx r[\cos\beta_0 - (\omega_z\Delta t\sin\beta_0)i] \\ y_i \approx r[\sin\beta_0 + (\omega_z\Delta t\cos\beta_0)i] \end{cases} \quad (25)$$

将式(25)代入式(19)中,则有

$$\begin{cases} x'_0 \approx \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} r[\cos\beta_0 - (\omega_z\Delta t\sin\beta_0)i] \\ y'_0 \approx \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} r[\sin\beta_0 + (\omega_z\Delta t\cos\beta_0)i] \end{cases} \quad (26)$$

得到星图运动模糊引起的星点坐标误差为

$$\begin{cases} \Delta x = |x'_0 - x_0| \approx \frac{(N-1)l\sin\beta_0}{2} \\ \Delta y = |y'_0 - y_0| \approx \frac{(N-1)l\cos\beta_0}{2} \end{cases} \quad (27)$$

$$L'_2 \approx \sqrt{\left[\frac{(N-1)l\sin\beta_0}{2}\right]^2 + \left[\frac{(N-1)l\cos\beta_0}{2}\right]^2} = \frac{L_2}{2} \quad (28)$$

根据式(27)、式(28)可知,当绕光轴转动时,利用质心法获得的星点坐标  $(x'_0, y'_0)$  与  $(x_0, y_0)$  之间的误差  $(\Delta x, \Delta y)$  与  $\beta_0$  有关,星点坐标误差的模  $L'_2$  近似为星像运动轨迹长度  $L_2$  的一半,不随  $\beta_0$  而改变,但与  $(x_0, y_0)$  与主点之间的距离有关,距离主点越远,  $L_2$  越大,星点误差的模  $L'_2$  也就越大。

当绕任意方向转动时,星像在成像平面上的轨迹仍然为一段圆弧,根据上述分析推导可知,星点坐标误差的模  $L'_3$  仍可用星像运动轨迹长度  $L_3$  的二分之一来衡量。在此不再赘述。

在实际应用中,将星敏感器相关参数代入式(4)计算星像运动轨迹长度,根据本文结论,可迅速估计出由于星图模糊引起的星点坐标误差,若星图模糊引起的星点坐标误差较小,不影响后续的星图识别和定姿,则不需进行模糊星图复原,否则需对模糊星图进行复原,以保证星敏感器正常工作。所以本文为评估星敏感器是否需要启用

模糊星图复原算法提供了参考。

### 3 仿真实验验证

#### 3.1 基本条件设置

星敏感器视场大小设置为  $9^\circ \times 9^\circ$ , 焦距为 65.76 mm, 像元大小为  $20 \mu\text{m}$ , 面阵大小为  $512 \text{ pixel} \times 512 \text{ pixel}$ , 曝光时间为 100 ms, 星敏感器镜头孔径为 0.04 m; 从 SKY2000 主星表筛选出星等小于 6 的导航星, 并剔除其中的双星与变星, 剩余 4 908 颗导航星组成本文的星表。利用 Monte Carlo 方法随机产生星敏感器的一个光轴指向, 其在天球坐标系下的赤经、赤纬为  $(36^\circ, 50^\circ)$ ; 星图模拟仿真实验中加入的高斯白噪声均值为 0, 均方差为 6 (灰度范围为 0 ~ 255)。

#### 3.2 实验分析

在 3.1 节的仿真条件下, 静态、无噪声情况下获得一幅理想的星图如图 3 所示; 静态、有噪声情况下获得一幅星图如图 4 所示。选取星图中 3 个具有代表性的星像进行比较, 记为 star1、star2 和 star3。star1 位于中心区域, 靠近主点; star2 位于边缘区域; star3 介于 star1 和 star2 之间的区域, 这 3 个星像可反映成像平面上的不同区域受星图模糊影响的情况。

设置以下 4 组角速度大小和方向, 每组条件下仿真 5 次: ①绕星敏感器测量坐标系的  $O_s x_s$  轴转动, 角速度为 1, 2, 3, 4, 5 ( $^\circ$ )/s; ②绕星敏感器

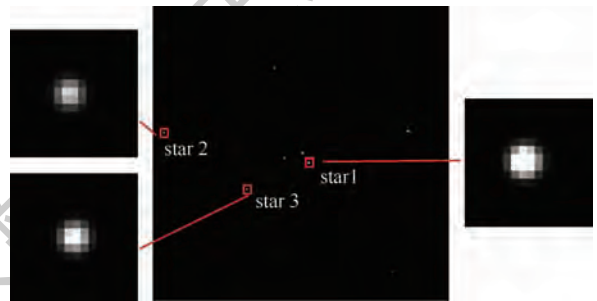


图 3 静态无噪声条件的理想星图

Fig. 3 Ideal star image under static noise-free conditions



图 4 静态有噪声条件的星图

Fig. 4 Star image under static and noisy conditions

测量坐标系的  $O_s y_s$  轴转动,角速度为  $-1, -2, -3, -4, -5(^{\circ})/s$ ;③绕星敏感器测量坐标系的  $O_s z_s$  轴转动,角速度为  $8, 10, 12, 14, 16(^{\circ})/s$ ;④绕星敏感器测量坐标系的三轴转动,绕  $O_s x_s$  轴转动角速度为  $1, 2, 3, 4, 5(^{\circ})/s$ ,绕  $O_s y_s$  轴转动角速度为  $-1, -2, -3, -4, -5(^{\circ})/s$ ,绕  $O_s z_s$  轴转动角速度为  $8, 10, 12, 14, 16(^{\circ})/s$ 。其余仿真条件不变,得到 star1、star2 和 star3 的运动模糊情况,分别如图 5 ~ 图 8 所示。

由仿真结果图 5 ~ 图 8 可知,绕非光轴转动时,star1、star2 和 star3 形成的轨迹都近似为一条直线,区别在于绕  $O_s x_s$  轴转动时,星像运动的方向沿着  $O_s y_s$  轴方向,绕  $O_s y_s$  轴转动时,星像运动方向沿着  $O_s x_s$  轴方向,随着绕非光轴的角速度逐渐增大,星像运动轨迹长度随之增大;绕光轴转动时,star1、star2 和 star3 的运动模糊尺度和方向各不相同,star2 运动模糊程度最严重,star3 次之,star1 最小,这是由于 star1 与成像平面主点距

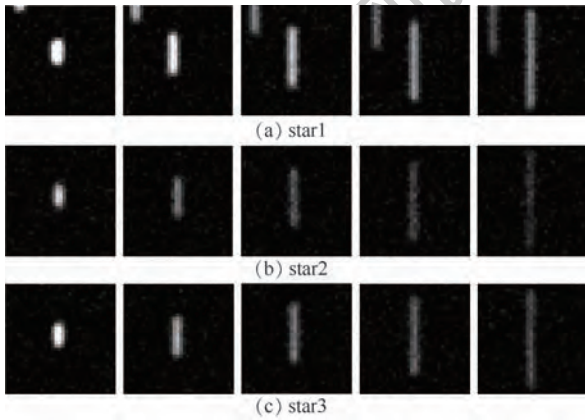


图 5 绕  $O_s x_s$  轴转动时 star1、star2 和 star3 的运动轨迹  
Fig. 5 Motion trajectory of star1, star2 and star3 when rotating around  $O_s x_s$  axis

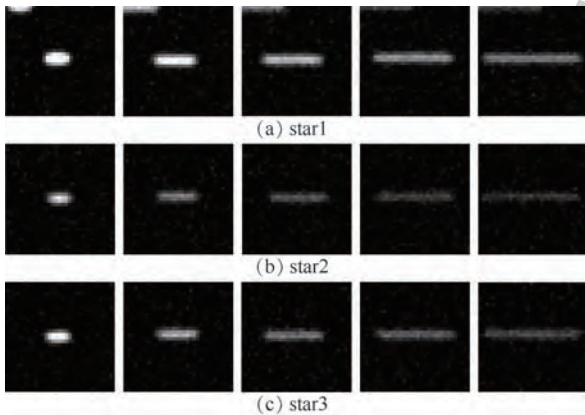


图 6 绕  $O_s y_s$  轴转动时 star1、star2 和 star3 的运动轨迹  
Fig. 6 Motion trajectory of star1, star2 and star3 when rotating around  $O_s y_s$  axis

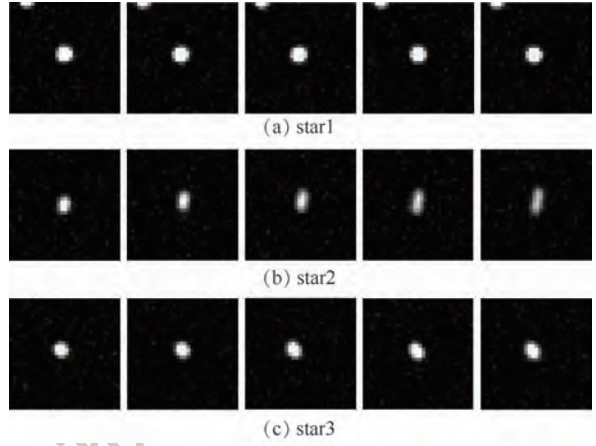


图 7 绕  $O_s z_s$  轴转动时 star1、star2 和 star3 的运动轨迹  
Fig. 7 Motion trajectory of star1, star2 and star3 when rotating around  $O_s z_s$  axis

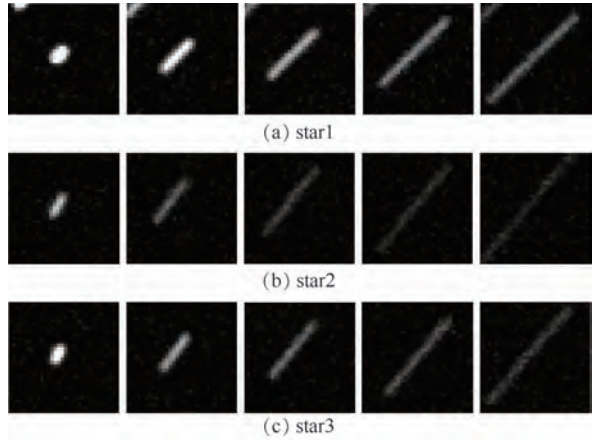


图 8 绕  $O_s x_s$ 、 $O_s y_s$  和  $O_s z_s$  轴转动时 star1、star2 和 star3 的运动轨迹  
Fig. 8 Motion trajectory of star1, star2 and star3 when rotating around  $O_s x_s$ ,  $O_s y_s$  and  $O_s z_s$  axis

离最短,而 star2 与主点距离最远所致;绕星敏感器测量坐标系三轴转动时,star1、star2 和 star3 成像平面上的轨迹近似于一条直线,这是由于星敏感器焦距一般远远大于成像平面尺寸,所以绕非光轴转动带来的影响更大。以在本文设置的仿真条件为例进行说明:绕非光轴转动引起的星像运动在成像平面  $Ox$  轴上的速度分量近似为  $\omega_y f / d_{CCD} = (65.76/0.02) \omega_y = 3288 \omega_y$ ,绕光轴转动引起的星像运动在成像平面速度大小为  $\omega_z R < 256\sqrt{2} \omega_z \approx 362 \omega_z$ 。可见绕非光轴的转动对星图的影响相比绕光轴的转动带来的影响大近 10 倍,故而仿真实验中,绕星敏感器测量坐标系三轴转动时,星图运动模糊轨迹近似为一条直线。

为了验证本文关于星像运动对星点提取影响评估研究所得结论的正确性,进行了仿真实验验证。设置了以下 3 种转动的仿真条件:

- 1) 绕  $O_s x_s$  轴角速度  $\omega_x = 5\sin(\pi t/2)$ ;
- 2) 绕  $O_s z_s$  轴角速度  $\omega_z = 16\sin(\pi t)$ ;
- 3) 绕  $O_s x_s$  轴角速度  $\omega_x = 5\sin(\pi t/2)$ , 绕  $O_s y_s$  轴角速度  $\omega_y = -6\sin(\pi t/3)$ , 绕  $O_s z_s$  轴转动角速度  $\omega_z = 16\sin(\pi t)$ 。

3 种仿真条件中的角速度变化如图 9 所示。

以曝光时间 0.1 s 作为采样周期, 仿真时间为 6 s, 得到如下仿真结果。

1) 第 1 组: 仿真条件 1) 下 star1、star2 和 star3 的星点坐标误差结果和星点坐标误差的模与星像运动轨迹长度二分之一的对比, 如图 10、图 11 所示。

2) 第 2 组: 仿真条件 2) 下 star1、star2 和 star3 的星点坐标误差结果和星点坐标误差的模与星像运动轨迹长度二分之一的对比, 如图 12、图 13 所示。

3) 第 3 组: 仿真条件 3) 下 star1、star2 和 star3 的星点坐标误差结果和星点坐标误差的模与星像运动轨迹长度二分之一的对比, 如图 14、图 15 所示。

绕星敏感器测量坐标系  $O_s x_s$  轴转动时的星点坐标误差结果如图 10 所示, 此时 star1、star2 和

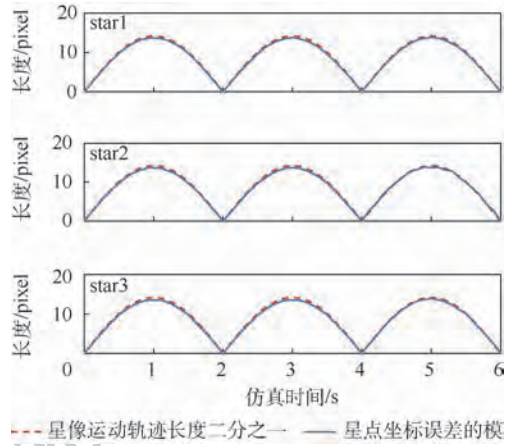


图 11 仿真条件 1) 的星点坐标误差的模与星像运动轨迹长度二分之一的对比  
Fig. 11 Comparison of modulus of star spot coordinate error and one half of star spot motion trajectory length under simulation condition 1)

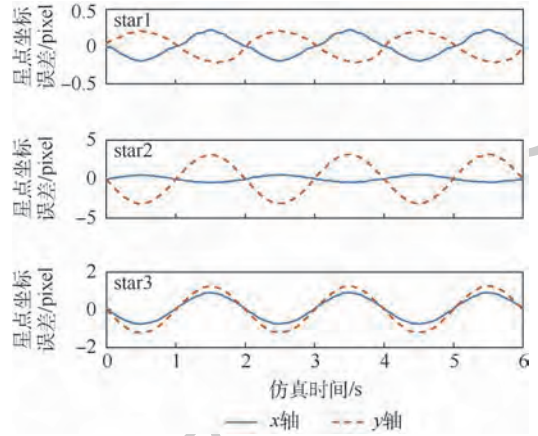


图 12 仿真条件 2) 的星点坐标误差  
Fig. 12 Star spot coordinate error under simulation condition 2)

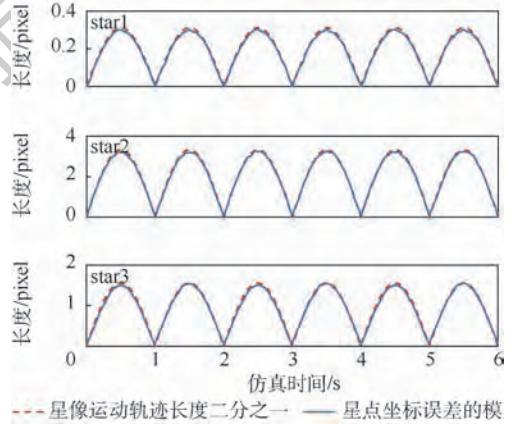


图 13 仿真条件 2) 的星点坐标误差的模与星像运动轨迹长度二分之一的对比  
Fig. 13 Comparison of modulus of star spot coordinate error and one half of star spot motion trajectory length under simulation condition 2)

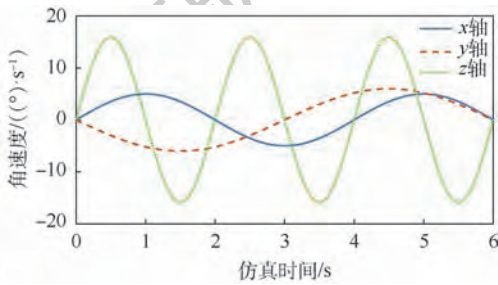


图 9 仿真条件下的角速度变化曲线

Fig. 9 Angular velocity curves under simulation conditions

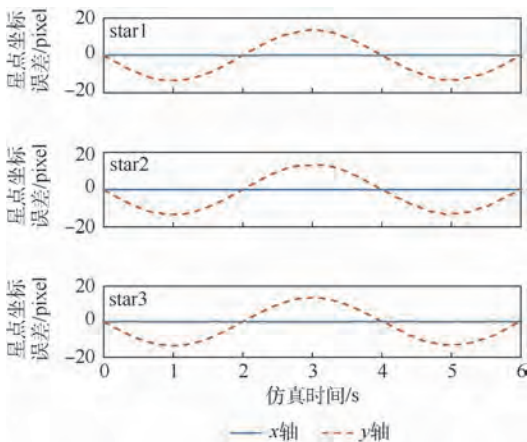


图 10 仿真条件 1) 的星点坐标误差

Fig. 10 Star spot coordinate error under simulation condition 1)

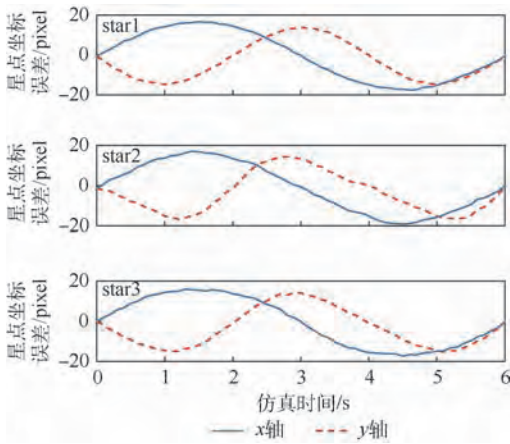


图 14 仿真条件 3) 的星点坐标误差

Fig. 14 Star spot coordinate error under simulation condition 3)

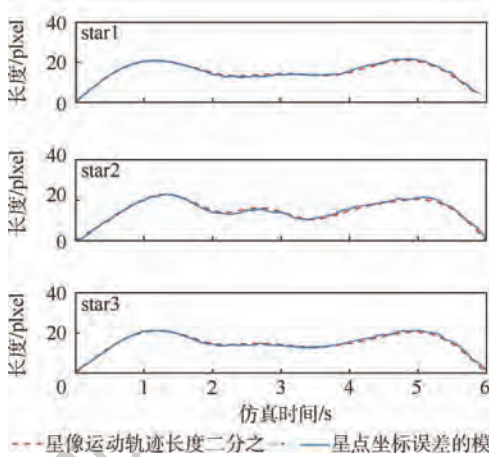


图 15 仿真条件 3) 的星点坐标误差的模与星像运动轨迹长度二分之一的对比

Fig. 15 Comparison of modulus of star spot coordinate error and one half of star spot motion trajectory length under simulation condition 3)

star3 的  $x$  轴坐标误差几乎都为零, 3 个星像的  $y$  轴坐标误差曲线的变化规律一致, 可见绕非光轴转动对星图不同区域星像的影响大小是一样的, 与星像在星图上的位置无关; 绕星敏感器测量坐标系  $O_s z_s$  轴转动时的星点提取误差结果如图 12 所示, star1、star2 和 star3 坐标误差曲线的幅值和相位各不相同, 这取决于星点与主点的相对位置, star1 距离主点最近, 其坐标误差曲线的幅值最小, 而 star2 距离主点最远, 其坐标误差曲线的幅值最大; 绕星敏感器测量坐标系三轴转动时的星点提取误差结果如图 14 所示, 3 个星点的  $x$  轴坐标误差变化周期与绕  $O_s y_s$  轴角速度  $\omega_y$  的变化周期接近, 3 个星点的  $y$  轴坐标误差变化周期与绕  $O_s x_s$  轴角速度  $\omega_x$  的变化周期接近, 可见在本文仿真条件下绕  $O_s z_s$  轴角速度  $\omega_z$  带来的影响远远小

于绕  $O_s x_s$ 、 $O_s y_s$  轴角速度的影响。图 11、图 13 和图 15 是 3 种仿真条件下, star1、star2 和 star3 坐标误差的模与其运动轨迹长度二分之一的对比, 可见无论角速度大小和方向如何, 星像运动对星点提取精度的影响都可近似用星点运动轨迹长度二分之一来衡量评估。这也验证了本文结论的正确性和有效性。

## 4 结论

本文建立了星敏感器绕任意方向转动时在成像平面上星像运动轨迹的数学模型, 得到了此时的星像运动轨迹仍是一段圆弧的结论; 在此基础上, 基于微元思想建立了星像运动时的能量分布模型, 推导出质心法的星点提取误差的模近似为星点运动轨迹长度二分之一, 这可为定量评估星像运动对星点提取影响的大小提供重要的理论参考。本文结论也说明了星图模糊确实会影响星敏感器的工作性能, 开展模糊星图复原的研究是十分必要的。

## 参考文献 (References)

- [ 1 ] LIEBE C C. Accuracy performance of star trackers-A tutorial [J]. IEEE Transactions on Aerospace and Electronics Systems, 2002, 38(2): 587-599.
- [ 2 ] 曾威, 崔玉平, 李邦清, 等. 惯性/星光组合导航应用与发展 [J]. 飞航导弹, 2011(9): 74-79.  
ZENG W, CUI Y P, LI B Q, et al. Inertial/starlight integrated navigation application and development [J]. Aerodynamic Missile Journal, 2011(9): 74-79 (in Chinese).
- [ 3 ] 吴小娟, 王新龙. 星图运动模糊及其复原方法 [J]. 北京航空航天大学学报, 2011, 37(11): 1338-1342.  
WU X J, WANG X L. Motion blur of star image and restoration [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2011, 37(11): 1338-1342 (in Chinese).
- [ 4 ] LIEBE C C, GROMOV K, MELLER D M. Toward a stellar gyroscope for spacecraft attitude determination [J]. Journal of Guidance, Control, and Dynamics, 2004, 27(1): 91-99.
- [ 5 ] 贾辉. 高精度星敏感器星点提取与星图识别研究 [D]. 长沙: 国防科技大学, 2010: 10-20.  
JIA H. Star centroid estimation and star identification of high accuracy star tracker [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2010: 10-20 (in Chinese).
- [ 6 ] FRIEDEN B R, GRASER D J. Closed-form maximum entropy image restoration [J]. Optics Communications, 1998, 146(1-6): 79-84.
- [ 7 ] 孙韶杰. 模糊图像中感兴趣信息的盲复原方法研究 [D]. 长沙: 国防科技大学, 2010: 14-26.  
SUN S J. Research on blind restoration for interested information in blurred image [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2010: 14-26 (in Chinese).

- [ 8 ] BHUTTA A A, FOROOSH H. Blind blur estimation using low rank approximation of cepstrum [ C ] // Proceedings of the 3rd International Conference on Image Analysis and Recognition. Berlin: Springer, 2006: 94-103.
- [ 9 ] GROSSMAN S B, EMMONS R B. Performance analysis and size optimization of focal planes for point-source tracking algorithm applications [ J ]. Optical Engineering, 1984, 23 ( 2 ) : 167-176.
- [ 10 ] CHANTAS G, GALATSANOS N, LIKAS A, et al. Variational bayesian image restoration based on a product of T-distributions image prior [ J ]. IEEE Transactions on Image Process, 2008, 17 ( 10 ) : 1795-1805.
- [ 11 ] 郭永彩, 郭瑞瑞, 高潮. 运动模糊图像点扩展函数的参数鉴别 [ J ]. 仪器仪表学报, 2010, 31 ( 5 ) : 1052-1057.  
GUO Y C, GUO R R, GAO C. Identification of blur parameters from motion blurred images [ J ]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2010, 31 ( 5 ) : 1052-1057 ( in Chinese ).
- [ 12 ] 赵鹏, 曹军, 韦兴竹. 匀速直线运动模糊图像的模糊参数鲁棒识别 [ J ]. 光学精密工程, 2013, 21 ( 9 ) : 2430-2438.  
ZHAO P, CAO J, WEI X Z. Identification of robust blur parameter for uniform linear motion blurred images [ J ]. Optics and Precision Engineering, 2013, 21 ( 9 ) : 2430-2438 ( in Chinese ).
- [ 13 ] 谢冰, 焦斌亮. 基于航天 TDICCD 相机像移分析的 PSF 估计及图像复原算法研究 [ J ]. 宇航学报, 2010, 31 ( 3 ) : 936-940.  
XIE B, JIAO B L. The PSF estimation method and image restoration algorithm based on image-motion analysis of spaceborne TDICCD Camera [ J ]. Journal of Astronautics, 2010, 31 ( 3 ) : 936-940 ( in Chinese ).
- [ 14 ] WANG H Y, ZHOU W R, CHENG X, et al. Image smearing modeling and verification for strap-down star sensor [ J ]. Chinese Journal of Aeronautics, 2012, 25 ( 1 ) : 115-123.
- [ 15 ] 廖育富, 钟建勇, 陈栋. 基于星点质心运动轨迹模糊星图退化参数估计 [ J ]. 红外与激光工程, 2014, 43 ( 9 ) : 3162-3167.  
LIAO Y F, ZHONG J Y, CHEN D. Estimation of degradation parameters of smearing star image based motion trajectory of star's centroid [ J ]. Infrared and Laser Engineering, 2014, 43 ( 9 ) : 3162-3167 ( in Chinese ).
- [ 16 ] 李楠, 路小波. 散焦和运动模糊复合模型及参数估计 [ J ]. 仪器仪表学报, 2011, 32 ( 11 ) : 2523-2529.  
LI N, LU X B. Hybrid model and parameter estimation combining defocus and motion blur [ J ]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2011, 32 ( 11 ) : 2523-2529 ( in Chinese ).
- [ 17 ] 黄博, 马杰, 田金文. 振动模糊星图仿真技术研究 [ J ]. 计算机与数字工程, 2012, 40 ( 4 ) : 90-92.  
HUANG B, MA J, TIAN J W. Research on simulation of vibration blurred star images [ J ]. Computer & Digital Engineering, 2012, 40 ( 4 ) : 90-92 ( in Chinese ).
- [ 18 ] YAN J Y, JIANG J, ZHANG G J. Dynamic imaging model and parameter optimization for a star tracker [ J ]. Optics Express, 2016, 24 ( 6 ) : 5961-5983.

#### 作者简介:

何贻洋 男, 博士研究生。主要研究方向: 星光导航、星图处理。

王宏力 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 复合制导以及故障诊断。

冯磊 男, 博士, 讲师。主要研究方向: 图像处理、故障诊断和寿命预测。

# Star spot motion trajectory modeling and error evaluation under large angular velocity

HE Yiyang<sup>1</sup>, WANG Hongli<sup>1</sup>, FENG Lei<sup>1,\*</sup>, YOU Sihai<sup>1</sup>, CHEN Zhikan<sup>2</sup>

(1. Missile Engineering College, Rocket Force Engineering University, Xi'an 710025, China;

2. Unit 66133 of the PLA, Beijing 100144, China)

**Abstract:** Star spots obtained by the star sensor on the imaging plane will be seriously blurred under large angular velocity, which affects the performance of the star sensor. In order to fully understand the star spot motion blur trajectory and quantitatively evaluate the influence of the star spot motion blur on the star centroid extraction process, this paper firstly establishes the mathematical model of the star spot motion trajectory on the imaging plane. It is derived that the star spot motion blur trajectory on the imaging plane is a part of the circle during the exposure time. Then the energy distribution model of the blurred star spot is established and the star spot centroid coordinate error based on the centroid method is evaluated under the large angular velocity. It is analyzed that the modulus of the star spot centroid error can be approximated to one half of the length of the star spot motion blur trajectory. The simulation results verify the correctness of the conclusions obtained in this paper.

**Keywords:** star sensor; motion blur; star spot extraction; motion decomposition and synthesis; error evaluation

**Received:** 2018-12-25; **Accepted:** 2019-02-22; **Published online:** 2019-04-24 09:50

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190423.0849.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190423.0849.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (61503391); China Postdoctoral Science Foundation (2017M613372)

\* **Corresponding author.** E-mail: fengl1983@126.com

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0624

# 桁架拓扑优化几何稳定性判定法和约束方案比较

郝宝新, 周志成\*, 曲广吉, 李东泽

(中国空间技术研究院, 北京 100094)



**摘 要:** 为提高桁架结构几何稳定性的判定准确度和桁架拓扑优化结果的工程实用性,对桁架结构几何稳定性的判定方法和桁架结构拓扑优化问题中3种几何稳定约束方案的有效性进行了比较研究。首先结合简单桁架示例,对比了判定桁架结构几何稳定性的几种方法,给出评估桁架结构几何稳定性的一种简单流程;然后对处理桁架结构几何稳定性的3种常见约束方案,给出了对应拓扑优化问题的一个统一的半定规划(SDP)模型;最后结合算例讨论了3种几何稳定约束方案下的拓扑优化结果,说明了不同方案的有效性。结果表明,考虑附加载荷或全局稳定约束均不能保证优化后桁架结构的几何稳定性,但在约束值合理设置的情况下,考虑基频约束则可以保证。

**关键词:** 桁架拓扑优化; 几何稳定性; 半定规划(SDP); 附加载荷; 基频约束; 全局稳定约束

**中图分类号:** O224; TU323.4

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1663-11

桁架结构拓扑优化是结构优化领域的一个重要分支。结构拓扑优化的很多经典问题都是从桁架结构优化中出现并逐步得到解决的,一些新的结构拓扑优化方法往往也通过求解典型的桁架拓扑优化算例进行可行性和有效性的验证。优化过程中桁架拓扑会发生变更,这是拓扑优化不同于尺寸优化的一个显著特点。虽然也有学者研究进化类的拓扑变更策略<sup>[1-5]</sup>,但基于退化策略的基结构法(Ground Structure Method, GSM)<sup>[6]</sup>一直是桁架拓扑优化领域应用最为广泛的方法。从拓扑变更角度讲,在基结构法框架下,初始桁架结构中的部分杆件将被删除,优化结果容易出现稳定性不足的情况;从力学性能角度讲,实际工程结构受载时,失稳破坏往往发生于强度破坏之前,满足强度条件的结构不一定满足稳定性要求。因此,优化过程中若不考虑稳定性约束,优化结果往往不

能通过稳定性校验,这将严重影响其工程实用性。

桁架结构拓扑优化中常见的稳定性现象主要包括3类,即局部稳定性、几何稳定性和全局稳定性<sup>[7-8]</sup>。局部稳定性与欧拉屈曲相关,当桁架中的杆件所受压载荷超过其临界欧拉屈曲载荷时,杆件发生欧拉屈曲,称桁架出现局部不稳定(失稳)。几何稳定性也称为运动稳定性,当结构由于存在不能承载的自由度而变为机构时,称其为几何不稳定。对受载的机构,即使很小的扰动也可能破坏其平衡状态,导致整体垮塌。节点不稳定是最常见的一种几何不稳定现象,通常出现于成串受压杆件的中间节点缺少横向支撑的情况。全局稳定性是基于线性稳定性理论定义的:当载荷达到临界屈曲载荷时,结构的平衡状态发生分支,称结构出现全局不稳定。在有限元方法中,线性稳定性问题是关于结构刚度矩阵和几何刚度矩

收稿日期: 2018-10-29; 录用日期: 2019-04-15; 网络出版时间: 2019-04-23 16:12

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190423.0916.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190423.0916.002.html)

基金项目: 国家自然科学基金(11402281)

\* 通信作者: E-mail: zhouzhicheng@cast.cn

**引用格式:** 郝宝新, 周志成, 曲广吉, 等. 桁架拓扑优化几何稳定性判定法和约束方案比较[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1663-1673. HAO B X, ZHOU Z C, QU G J, et al. Comparison of determining methods and constraint schemes for geometric stability in truss topology optimization [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1663-1673 (in Chinese).

阵的广义特征值问题。

桁架结构的局部和全局稳定性均可通过临界屈曲载荷进行定量评价。在优化模型中,要求临界屈曲载荷不小于实际载荷即可构成对应的约束条件。相比而言,桁架几何稳定性则较难描述和度量。文献中常用某些替代约束方案在一定程度上确保优化结果的几何稳定性。第1类方案是限制节点处的杆件连接情况。例如,Ohsaki和Kato<sup>[9]</sup>、Cerveira等<sup>[10]</sup>的策略是对拓扑中的所有自由节点,强制要求连接到该节点的杆件总数大于某给定值,并且对存在杆件的横截面积给定合适的下限,以保证拓扑中的节点都有足够的横向支撑。但满足这种要求的拓扑并不一定几何稳定。第2类方案是考虑附加载荷。在桁架节点处作用非轴向载荷能够迫使最优结构中保留对该节点的横向支撑,从而使结构在这些载荷下保持稳定。该思想最简单的实现方法是对桁架施加附加载荷,可参考Tyas等<sup>[7]</sup>、Descamps和Coelho<sup>[8]</sup>以及Mela<sup>[11]</sup>的相关工作。此类方案往往需要引入一些复杂的主观策略以确定附加载荷施加的位置和幅值。第3类方案是考虑基频约束或全局稳定约束。冷国俊等<sup>[12]</sup>在桁架结构拓扑优化中加入基频约束以避免出现机构;Guo等<sup>[13]</sup>将全局稳定约束引入优化问题数学模型,要求结构的临界屈曲载荷大于实际载荷。Kočvara<sup>[14]</sup>用算例说明,使用基频约束代替全局稳定约束得到的最优结构并不相同,但未作深入讨论。

可见,桁架结构拓扑优化中对几何稳定性的约束方案多种多样,各方案的约束原理和使用效果也不尽相同,实际应用时存在方案选择和优化结果不统一等困难。实际上,由于对此类问题处理方式的主观性,目前尚无被广泛采用的几何稳定性的严格定义,这对桁架结构几何稳定性的判定带来了困难。

针对上述问题,本文对比了桁架拓扑几何稳定性的几种判定方法,给出了一套简单有效的判定流程;基于半定规划(Semidefinite Programming, SDP)模型,结合具体算例对桁架拓扑优化中处理几何稳定性的3种常见约束方案进行了对比分析,通过对优化结果几何稳定性的讨论,说明了各类方案的有效性。

## 1 桁架结构几何稳定性的判定

### 1.1 桁架结构几何稳定性的判定方法

几何不稳定的拓扑形式已成为机构,但为叙述方便,本文仍将由轴向受力杆件通过铰接节点

连成的结构形式统称为桁架。可靠的判定准则是对桁架几何稳定性进行讨论的前提。相关文献中桁架几何稳定性的判定方法主要有以下4类。

#### 1) 检查节点处连接杆件的情况

一般要求与某个节点相连的杆件数量不小于给定数值。例如,平面桁架中的自由节点(即可动节点)至少应连接2根不共线的杆件;而空间桁架则要求自由节点至少应连接3根不共面的杆件。实施过程中,还要分别考虑载荷作用节点、固定节点和一般自由节点的连杆数要求。

#### 2) 检查是否满足 Maxwell 准则

记桁架的空间维度为 $d$ (二维桁架 $d=2$ ,三维桁架 $d=3$ ),包含的杆件总数为 $m$ ,节点总数为 $n$ ,被边界条件限制的自由度数为 $c$ ,则可定义桁架结构的某种自由度度量 $n_{\text{DOF}} = d \times n - m - c$ 。按照 Maxwell 准则,若 $n_{\text{DOF}} \leq 0$ 则可认为桁架拓扑几何稳定。Maxwell 准则也称为 Grubler 准则<sup>[15-16]</sup>或 Chebyshev-Grübler-Kutzbach 准则<sup>[17]</sup>。

#### 3) 检查刚度矩阵 $K$ 的正定性

根据有限元理论,结构刚度矩阵 $K$ 总是半正定的。该方法认为,若结构刚度矩阵正定(表示为 $K > O$ , $O$ 为全零矩阵)则桁架是几何稳定的。否则 $K$ 是奇异矩阵,此时结构具有不能承载的自由度。这种判定方法需组装结构刚度矩阵 $K$ ,且一般需要利用某种数值过程来确定矩阵是否正定,如计算 $K$ 的特征值<sup>[16]</sup>或条件数<sup>[18]</sup>。

#### 4) 检查结构平衡矩阵 $A$ 是否行满秩

Pellegrino和Calladine<sup>[19-20]</sup>指出,与结构平衡矩阵 $A$ (即几何矩阵 $B$ 的转置,杆件内力向量 $q$ 与外载荷向量 $f$ 满足 $q = Af$ )相关的向量子空间能够提供结构动静稳定性方面的详细信息。记平衡矩阵 $A$ 的行数为 $n_r$ 、列数为 $n_c$ 、矩阵的秩为 $r$ ,则结构的静不定度为 $s_{\text{DOF}} = n_c - r$ ,动不定度为 $k_{\text{DOF}} = n_r - r$ 。平衡矩阵 $A$ 行满秩,即动不定度 $k_{\text{DOF}} = 0$ 时,认为桁架几何稳定。这种方法需要构造平衡矩阵 $A$ 并求其秩。需说明,这里的动不定度是指桁架结构中不能承载的自由度(沿该自由度的微小位移导致的结构形变不能使结构产生对应的内力来抵抗这种位移趋势)的数量,与其他文献(如文献[21])中“动不定”的含义不尽相同。

### 1.2 对几何稳定性判定方法的讨论

本节使用1.1节方法对若干简单二维拓扑进行几何稳定性判定,以说明各种判定方法的合理性。

表1第2列给出4个桁架拓扑。在每个拓扑中,实心圆圈“ $\bullet$ ”表示固定节点,其位置不变;空心圆圈“ $\circ$ ”表示自由节点,其位置可变;连接

2 个节点的粗直线表示一根杆件;箭头表示一些可能的载荷。第 3~6 列分别是使用不同方法对这些拓扑的几何稳定性进行判定的结果,“√”表示判定为几何稳定,“×”表示判定为几何不稳定。最后 2 列给出对应拓扑在 Maxwell 准则下的自由度度量  $n_{\text{DOF}}$  以及通过平衡矩阵特性计算的动不定度  $k_{\text{DOF}}$  的具体数值。

表 1 的 4 个拓扑均包含机构,显然是几何不稳定的。对拓扑 1,所有判定方法均判定其为几何不稳定。方法 1)对拓扑 2 和拓扑 3 判定错误:2 个拓扑中的自由节点各连接了 2 根或以上不共线杆件,各节点均满足连杆数量要求,但这 2 个拓扑都是几何不稳定的。方法 2)对拓扑 4 判定错误:该拓扑  $n_{\text{DOF}}=0$ ,满足 Maxwell 准则要求,但其中存在无横向支撑的共线杆件,显然也是几何不稳定的,且此时  $n_{\text{DOF}} \neq k_{\text{DOF}}$ 。相关文献[16-17]已指出,方法 1)和方法 2)使用的判定准则仅是桁架几何稳定的必要非充分条件。方法 3)和方法 4)则能正确识别全部 4 个几何不稳定拓扑。本文认为,方法 4)具有严密的理论基础,结构动不定度为零( $k_{\text{DOF}}=0$ )可作为桁架结构几何稳定的定义。实际上,从数学上可以证明,桁架刚度矩阵  $\mathbf{K}$  正定等价于平衡矩阵  $\mathbf{A}$  行满秩(见附录 A),也即方法 3)和方法 4)的判定准则是等价的。

观察发现,不论是各节点连接杆件的计数,或是 Maxwell 准则中自由度度量  $n_{\text{DOF}}$  的计算,还是结构相关矩阵  $\mathbf{K}$  和  $\mathbf{A}$  的构造与分析,4 类方法的判定过程均不涉及载荷条件。可见,桁架结构的几何稳定性是一种仅与拓扑构型(包含空间维度、杆件连接关系和边界条件等)相关的结构属性,与结构材料、杆件粗细及所受载荷均无关。桁架的几何稳定性即指其拓扑的几何稳定性。

表 1 不同方法对几何稳定性的判定结果

Table 1 Geometric stability determined by different methods

编号	拓扑	方法 1)	方法 2)	方法 3)	方法 4)	$n_{\text{DOF}}$	$k_{\text{DOF}}$
1		×	×	×	×	2	2
2		√	×	×	×	1	1
3		√	×	×	×	1	1
4		×	√	×	×	0	1

### 1.3 评估桁架结构几何稳定性的一种简单流程

对比可见:方法 1)和方法 2)相对简单易行,其判定准则虽然是桁架几何稳定的必要非充分条件,但这 2 种方法对几何不稳定拓扑的识别却有很好的效果;方法 3)和方法 4)则能准确反映结构的几何稳定性,但需要构造相关矩阵,并使用特定的数值过程得出矩阵特性。为减少计算量,本文给出如图 1 所示的几何稳定性判定流程。

第 1 步为视觉判定。对一些明显的几何不稳定拓扑,视觉上的直观判断比考察准则是否满足更加直接高效。本文在该阶段提出识别几何不稳定模式的方法。定义如下 3 种几何不稳定模式:①存在与主体结构不相连的孤立部分;②存在明显可动的整体或局部结构;③存在缺少横向支撑的共线或共面杆件。拓扑中存在任何一种几何不稳定模式时,即可将其判定为几何不稳定。几何不稳定模式可能并不止这 3 种,但是,除非新的模式能够被很直接地识别出来,否则本文不建议在该阶段列出更多模式或对其进行明确地分类。第 2 步为自由度判定,即检查 Maxwell 准则的满足情况。统计给定拓扑中的杆件总数、节点总数和被约束的自由度数,根据问题维度计算  $n_{\text{DOF}}$ 。若

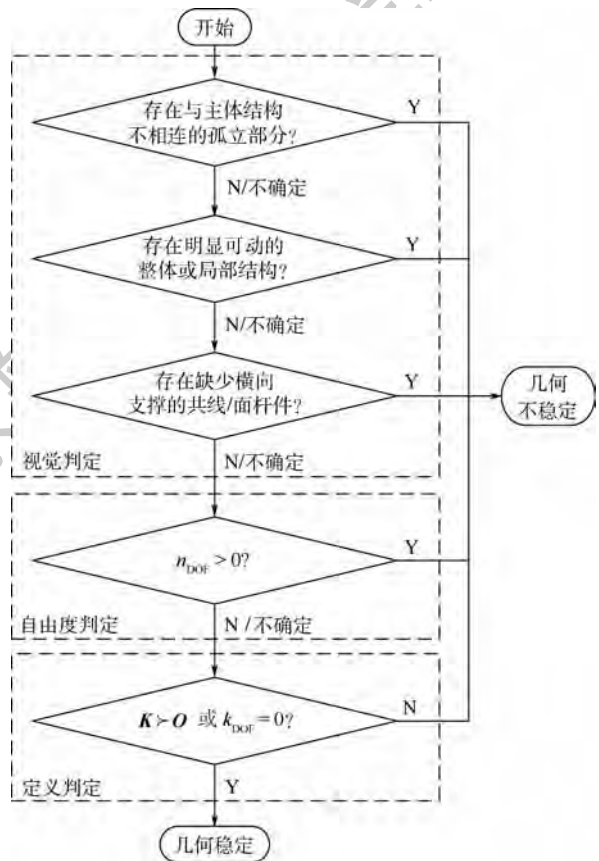


图 1 桁架结构几何稳定性的判定流程

Fig. 1 Flowchart for determining truss geometric stability

$n_{\text{DOF}} > 0$ , 直接将拓扑判定为几何不稳定, 否则进入下一步。第3步为定义判定。考虑边界条件, 构造桁架结构的刚度矩阵  $\mathbf{K}$  或平衡矩阵  $\mathbf{A}$ , 根据  $\mathbf{K}$  是否正定或  $\mathbf{A}$  是否行满秩准确判定拓扑是否几何稳定。需要时可由  $\mathbf{A}$  的秩计算拓扑的动不定度和静不定度。

该流程能够快速给出桁架结构是否几何稳定的定性结论。视觉和自由度判定阶段的任何判断环节均可跳过(相当于认为该环节的判断结果为“不确定”)。使用计算机进行判定时, 可跳过视觉判定阶段。

## 2 桁架结构几何稳定约束方案对比

结构优化的数学模型中通常只对结构的典型响应量(如柔度、应力、节点位移、振动基频、临界屈曲载荷等)进行约束。由1.1节讨论, 桁架几何稳定的定义涉及刚度矩阵  $\mathbf{K}$  和平衡矩阵  $\mathbf{A}$ , 它们并不是常见的结构响应量, 因此目前的桁架结构拓扑优化模型中还没有对几何稳定性的直接约束。本文在引言中介绍了一些替代性的方案, 选取其中3种进行研究。结构优化问题存在可行域为空集的可能性, 但对体积最小化问题, 通常总能够通过增加结构尺寸使约束条件满足, 因此一般不会出现这种情况。本文在体积最小化模型的基础上对以下3种约束方案进行详细讨论: A. 考虑附加载荷; B. 考虑基频约束; C. 考虑全局稳定约束。

### 2.1 基于半定规划的优化问题建模

为对比不同的几何稳定约束方案, 给出统一的优化模型。其中包含多工况下的柔度约束、结构基频约束和全局稳定约束, 数学表达式为

$$\left\{ \begin{array}{l} \min_{t \in \mathbf{R}^m} V = \sum_{i=1}^m t_i \quad (1a) \\ \text{s. t.} \quad t_i \geq 0 \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (1b) \\ \mathbf{f}_j = \mathbf{K}(t) \mathbf{u}_j \quad j = 1, 2, \dots, k \quad (1c) \\ C_j = \mathbf{f}_j^T \mathbf{u}_j \quad j = 1, 2, \dots, k \quad (1d) \\ C_j \leq \bar{C} \quad j = 1, 2, \dots, k \quad (1e) \\ \mathbf{K}(t) \boldsymbol{\phi} - \lambda \mathbf{M}(t) \boldsymbol{\phi} = \mathbf{0} \quad (1f) \\ \lambda_{\min} \geq \underline{\lambda} \quad (1g) \\ \mathbf{K}(t) \boldsymbol{\phi}_c + \lambda_c \mathbf{K}_c(\mathbf{f}_0, t) \boldsymbol{\phi}_c = \mathbf{0} \quad (1h) \\ \lambda_{cr} \geq \underline{\lambda}_{cr} \quad (1i) \end{array} \right.$$

式(1a)为目标函数, 其中  $V$  为桁架结构的总体积; 各杆件体积  $t_i (i = 1, 2, \dots, m)$  构成杆件体积

向量  $t \in \mathbf{R}^m$ ;  $m$  为杆件总数。

式(1b)~式(1i)均为约束。式(1b)为杆件体积非负约束。式(1c)为工况  $j$  下的平衡方程,  $\mathbf{K}(t)$  为结构刚度矩阵;  $\mathbf{f}_j$  为第  $j$  个工况下的载荷向量;  $\mathbf{u}_j$  为该工况下的节点位移,  $k$  为工况总数。式(1d)为结构柔度定义式,  $C_j$  为工况  $j$  下的柔度值。式(1e)为柔度约束,  $\bar{C}$  为各个载荷工况下的统一柔度上限。式(1f)为无阻尼自由振动的动力学方程,  $\lambda$  为结构自由振动的特征值, 其最小值记作  $\lambda_{\min}$ ;  $\boldsymbol{\phi}$  为特征向量;  $\mathbf{M}(t)$  为结构质量矩阵。式(1g)为基频约束,  $\underline{\lambda}$  为与基频下限  $f$  对应的特征值下限。式(1h)为线性稳定性方程,  $\boldsymbol{\phi}_c$  为结构屈曲模态向量;  $\mathbf{K}_c$  为结构的几何刚度矩阵; 结构所受实际载荷为  $\mathbf{f}_c = \lambda_c \mathbf{f}_0$ ;  $\lambda_c$  为载荷因子;  $\mathbf{f}_0$  为载荷模式, 本文取为实际载荷。式(1h)的最小正特征值即为结构的临界屈曲载荷因子, 记作  $\lambda_{cr}$ , 临界屈曲载荷则为  $\mathbf{f}_{cr} = \lambda_{cr} \mathbf{f}_0$ 。式(1i)为全局稳定约束, 表示临界屈曲载荷应不小于实际载荷的  $\underline{\lambda}_{cr}$  倍;  $\underline{\lambda}_{cr}$  为给定的临界屈曲载荷因子下限, 应取为不小于1的值。

将优化模型(1)转换为SDP形式, 以便采用适当的SDP求解器进行优化求解。SDP是传统的数学规划在矩阵空间中的推广<sup>[22]</sup>, 20世纪90年代末开始应用于结构优化领域。SDP模型有利于问题的凸化和对多重特征值问题的处理。研究人员将传统优化模型中的典型约束表示为等价的半定约束形式, 建立了桁架拓扑优化的SDP模型, 为优化问题的求解奠定了基础。优化模型(1)对应的SDP模型为

$$\left\{ \begin{array}{l} \min_{t \in \mathbf{R}^m} V = \sum_{i=1}^m t_i \quad (2a) \\ \text{s. t.} \quad t_i \geq 0 \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (2b) \\ \begin{bmatrix} \bar{C} & \mathbf{f}_j^T \\ \mathbf{f}_j & \mathbf{K}(t) \end{bmatrix} \geq \mathbf{O} \quad j = 1, 2, \dots, k \quad (2c) \\ \mathbf{K}(t) - \underline{\lambda} \mathbf{M}(t) \geq \mathbf{O} \quad (2d) \\ \mathbf{K}(t) + \underline{\lambda}_{cr} \mathbf{K}_c(\mathbf{f}_0, t) \geq \mathbf{O} \quad (2e) \end{array} \right.$$

式中: 符号  $\mathbf{X} \geq \mathbf{O}$  表示矩阵  $\mathbf{X}$  半正定。式(2c)是与式(1c)~式(1e)对应的柔度约束, 式(2d)是与式(1f)和式(1g)对应的基频约束, 式(2e)是与式(1h)和式(1i)对应的全局稳定约束。约束的等价转化过程可参考 Ben-Tal、Nemirovski、Ohsaki、Achtziger 和 Kocvara 等学者的研究工作<sup>[14, 23-26]</sup>。

本文考虑的3种几何稳定约束方案分别对应3个桁架拓扑优化问题。问题A的优化模型由式(2a)~式(2c)组成。柔度是结构在静态载荷

下形变量的一种度量,加入柔度约束可使优化问题存在体积下限,从而使问题适定。问题 B 的优化模型由式(2a)~式(2d)组成。由于同一拓扑构型下各杆横截面积等比例缩放时结构基频不变,仅在基频约束下最小化结构体积时,各杆横截面积将趋于无穷小(详见文献[26]),加入柔度约束可使优化问题适定。问题 C 的优化模型由式(2a)~式(2c)和式(2e)组成,为使问题适定,该模型中也考虑了柔度约束,其作用可见后文算例中的讨论。

在实际求解时,一般还需通过特定的数学处理方法将上述模型转化为标准 SDP 形式。问题 A 和问题 B 可转化为标准的线性 SDP 问题,可使用 SeDuMi<sup>[27]</sup>、SDPT3<sup>[28]</sup> 等求解器进行求解;问题 C 是一个非线性 SDP 问题,可用 PENLAB 求解器<sup>[29]</sup> 或序列 SDP 方法<sup>[30]</sup> 进行求解。

### 2.2 桁架结构拓扑优化算例

本节首先对 3 个不同的简单桁架分别求解优化问题 A、B 和 C,通过分析结果的几何稳定性,详细说明了不同约束方案的特点;然后使用 3 种约束方案对同一空间桁架进行优化,进一步对比了 3 种约束方案的有效性。

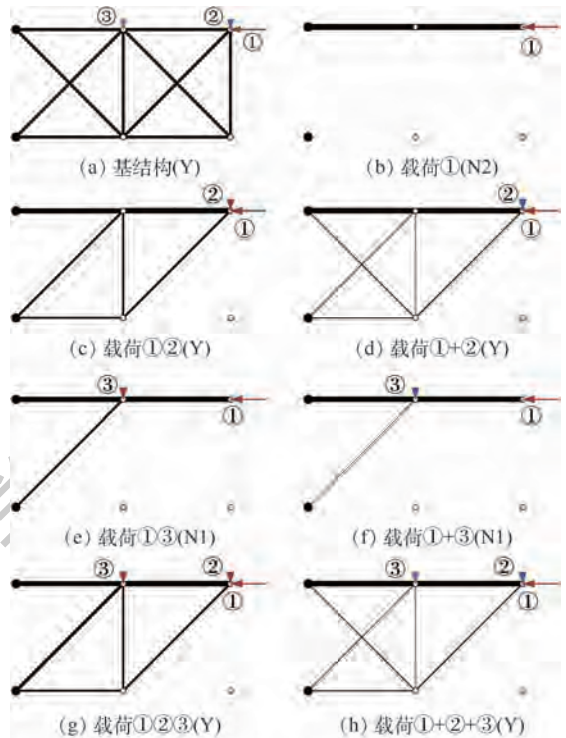
本节的所有图示中,杆件均具有实心圆截面并用直线表示,直线粗细表示杆件的相对直径大小;静态载荷用箭头表示,同一图示中的不同箭头长度表示该图内载荷幅值的相对大小(若幅值过小,箭头尾部可能不显示)。节点沿水平和竖直方向均匀分布,若无特别说明,算例中各方向相邻节点间距均为 1 个单位长度;材料的弹性模量和密度均取单位 1;初始杆件直径均取为单位 1。物理量经适当缩放,无需给出具体单位。图示注释文字最后的“(Y)”表示拓扑几何稳定,“(N)”表示几何不稳定,“N”后的数字表示动不定度  $k_{\text{dof}}$  的具体数值(几何稳定特性由图 1 流程给出)。

#### 2.2.1 算例 1——考虑附加载荷

对图 2(a)所示的 10 杆桁架基结构考虑如下 3 个集中载荷:主要载荷①作用于顶部右侧节点,水平向左,幅值为 1;附加载荷②和③分别作用于顶部右侧和中间节点,竖直向下,幅值为 0.1。柔度上限取  $\bar{C} = 1$ 。

使用 SeDuMi 求解半定优化问题 A,不同载荷组合情况下优化后的拓扑如图 2(b)~图 2(h)所示。优化后拓扑去掉了横截面积小于优化结果中最大横截面积特定百分比的过细杆件(根据经验,本文将过滤阈值取为 0.1%)。

图 2(a)所示基结构是几何稳定的。仅考虑载荷①时,优化后拓扑(图 2(b))几何不稳定。



注:“载荷①②”表示载荷①和载荷②同时加载;“载荷①+②”表示载荷①和载荷②在不同的工况中分别加载,其余工况类似。

图 2 10 杆桁架基结构及不同工况下优化后的拓扑  
Fig. 2 10-bar truss ground structure and optimized topologies under different load combinations

在载荷①基础上考虑附加载荷②,优化后拓扑(图 2(c)、图 2(d))均几何稳定;在载荷①基础上考虑附加载荷③,不论是同时加载还是分工况加载,优化后拓扑(图 2(e)、图 2(f))相同,且均几何不稳定;在载荷①基础上考虑附加载荷②和③,优化后拓扑均几何稳定,且与同时考虑载荷①②时得到的拓扑(图 2(c)、图 2(d))相同。可见,附加载荷作用节点的选择对优化后拓扑几何稳定性的影响很大。另外,多载荷分工况加载比同时加载时得到的优化后拓扑往往更倾向于几何稳定,前者中包含后者的所有杆件,且通常还有更多的横向支撑。

对删除细杆前后桁架的力学特性进行对比可发现,优化结果中的细杆对结构体积和柔度几乎没有影响。需注意,几何不稳定桁架的刚度矩阵  $K$  奇异,求解平衡方程时可采用其 Moore-Penrose 逆矩阵<sup>[31]</sup>。

#### 2.2.2 算例 2——考虑基频约束

如图 3(a)所示的 33 杆桁架基结构,各方向相邻节点间距均为 0.5 个单位长度,最左侧 3 个节点为固定节点,最右侧中间节点处作用水平向左、幅值为 1 的静态载荷。33 根杆件考虑了除固支点之间连接之外的所有可能连接情况,包含跨节点的长杆。

基结构体积为 21.543 1, 柔度为 0.265 2, 基频为 0.059 2。使用 SeDuMi 求解半定优化问题 B。柔度上限设置为  $\bar{C} = 1$ , 基频下限  $f$  分别取 0.05、0.1 和 0.15 时, 优化后拓扑(消去过细杆件)分别如图 3(b)~图 3(d)所示, 其最优体积分别为 1.1030、2.4886 和 10.7037。各结果的柔度值均为 1.000 0, 基频均达到给定下限(数值分别为  $5.0000 \times 10^{-2}$ 、 $1.0000 \times 10^{-1}$  和  $1.5000 \times 10^{-1}$ ), 柔度和基频约束均为临界约束。观察可见: 对不同的基频下限值  $f$ , 优化结果中杆件的横截

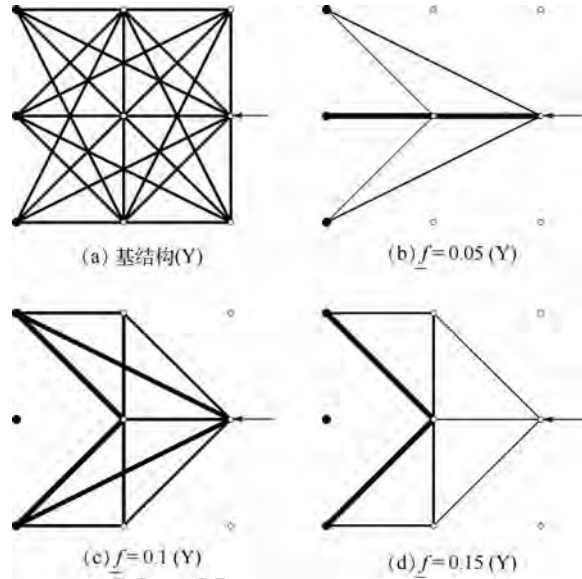


图 3 33 杆桁架基结构及不同基频约束下优化后的拓扑  
Fig. 3 33-bar truss ground structure and optimized topologies under different fundamental frequency constraints

面积和结构拓扑均发生了显著变化;随着  $f$  的不断增大, 越来越多的材料被用于满足基频约束。通过判别, 本例在基频约束下得到的优化后拓扑均是几何稳定的。

对本例, 仅考虑单一约束(柔度或基频约束)的体积最小解将趋于不同的构型。柔度上限固定, 取不同的基频下限  $f$  进行试算时, 出现 2 种极端情况。若柔度约束相比基频约束(取  $f = 0.001$ )过于严格, 则基频约束为宽松约束, 所得优化结果(图 4(a))体积为 1.000 0, 柔度为 1.000 0, 基频为  $9.9999 \times 10^{-4}$ (振型见图 4(b)), 在一定误差范围内可认为满足柔度和基频约束。去掉过细杆件后的 2 杆拓扑(图 4(c))柔度值为 1.000 1, 可认为仍满足柔度约束;但该拓扑不定度为 2, 其前 2 阶振动频率均为 0, 不再满足基频约束(细杆的存在对一阶振型的维持不可或缺, 去除细杆后的桁架拓扑不定)。若基频约束(取  $f = 0.2$ )相比柔度约束过于严格, 则柔度约束为宽松约束, 数值计算停止时得到的结果(图 4(d))体积为 238.8505, 柔度为 1.000 0, 基频为 0.159 4(对应过细杆件的振动模态, 见图 4(e)), 不满足基频约束, 结果不可行, 求解失败。去掉过细杆件后的 8 杆拓扑(图 4(f))基频为 0.200 4, 满足基频约束;但其柔度值为 1.041 7, 不再满足柔度约束(细杆对满足柔度约束不可或缺)。对上述 2 种情况, 优化问题中约束上下限取值不合理, 不同约束的相对严格程度差距较大, 得到的计算结果不合理甚至不可行。

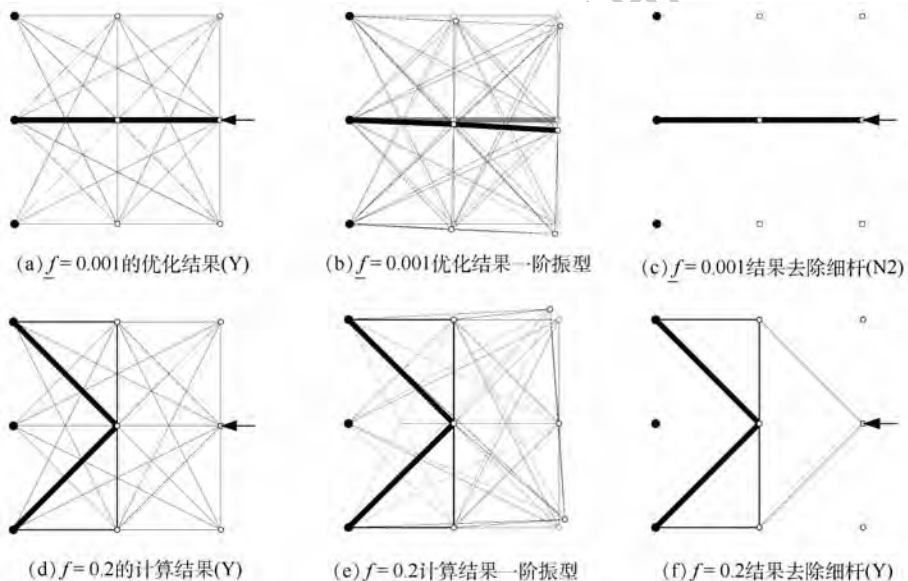


图 4 33 杆桁架不合理基频约束下的拓扑优化结果

Fig. 4 Topology optimization results of 33-bar truss under unreasonable fundamental frequency constraints

2.2.3 算例 3——考虑全局稳定约束

如图 5(a) 所示的 4 杆桁架基结构,顶部右侧节点作用竖直向下的集中载荷。使用文献[30]中的序列 SDP 方法,调用 SeDuMi 求解器求解非线性 SDP 问题 C。柔度上限取  $\bar{C} = 1$ , 临界屈曲载荷因子下限取  $\lambda_{cr} = 1$ 。

为说明载荷对优化结果的影响,将载荷幅值  $F$  分别取为 1 和 0.5, 优化后拓扑(消去过细杆件)分别如图 5(b) 和图 5(c) 所示。图 5(b) 所示拓扑的临界屈曲载荷因子为 1.2111, 满足全局稳定约束且非临界;结构柔度为 1.000 0, 柔度约束临界。该解与仅考虑柔度约束( $\bar{C} = 1$ )的解完全相同,为几何不稳定拓扑。图 5(c) 所示拓扑的临界屈曲载荷因子为 1.000 0, 全局稳定约束临界;结构柔度为 1.000 0, 柔度约束也临界,该解几何稳定。实际上,若基结构几何不稳定(仅含杆①②③), 优化结果也可满足全局稳定约束。取  $F = 0.5$  时, 问题 C 的解如图 5(d) 所示, 虽然几

何不稳定, 但该解的临界屈曲载荷因子为 1.000 0, 载荷下的柔度为 1, 严格满足全局稳定约束和柔度约束。相比灵活性更大的 4 杆基结构下的最优解(图 5(c), 体积为 4.889 0), 3 杆基结构下的优化空间变小, 最优解满足约束所需的材料体积(5.098 1)略有增加。可见满足全局稳定约束时, 桁架拓扑可能几何稳定, 也可能几何不稳定, 载荷的影响很大。

下面考虑  $F = 0.5$  时约束单独作用的情况。若不考虑全局稳定约束而仅考虑柔度约束, 所得解(图 5(e))的柔度为临界值 1.000 0, 但其临界屈曲载荷因子为 0.605 6, 不满足全局稳定约束。若不考虑柔度约束而仅考虑全局稳定约束, 所得解(图 5(f))的临界屈曲载荷因子为临界值 1.000 0, 但该解柔度值为  $4.209 2 \times 10^4$ , 远超过柔度上限  $\bar{C} = 1$ 。可见, 不同约束下的优化结果存在极大差异, 优化结果并不一定能满足未考虑的约束条件。

全局稳定解(图 5(f))存在更加严重的问题: 为满足全局稳定约束, 内力为零的杆④具有相当大的横截面积; 作为主要承力杆件的杆③横截面积却很小, 其应力绝对值远远高出杆①②(相差约 5 个数量级); 若杆③因过细而在后处理过程中被删除, 剩余的①②④杆拓扑将不能承担给定载荷。若对仅含杆①②③的几何不稳定基结构求解仅考虑全局稳定约束的体积最小化问题, 所得解如图 5(g) 所示。对比可见, 增大杆④的横截面积同时减小杆③的横截面积, 能够以更小的结构总体积满足全局稳定约束。

应当说明,  $K$  奇异时, 线性稳定的广义特征值方程(1h)必然存在零特征值。几何不稳定拓扑必然存在与结构动不定度  $k_{DOF}$  对应个数的零值(数值求解时一般是绝对值近似为 0 的值)载荷因子。若桁架(近似)几何不稳定, 在计算临界屈曲载荷因子时, 应将这些近似为 0 的值排除。

2.2.4 算例 4——不同约束方案对比

如图 6(a) 所示的 88 杆空间桁架基结构, 其空间尺寸为  $8 \times 1 \times 2$ , 左侧 4 个节点固定, 右侧顶部的 2 个节点处作用竖直向下、幅值分别为 0.666 7 的集中载荷。该算例取自文献[14]。

取  $\bar{C} = 0.03$ , 在不考虑任何约束方案的情况下求解问题 A, 优化后拓扑见图 6(b); 根据图 6(b) 结果, 在受压杆件连接的节点上施加附加载荷, 幅值取为主载荷的 1%, 取  $\bar{C} = 0.03$  求解问题 A, 优化后拓扑见图 6(c); 考虑基频约束, 取  $\bar{C} = 0.03$ 、 $f = 0.080 9$  求解问题 B, 优化后拓扑见图 6(d); 考虑全局稳定约束, 取  $\bar{C} = 0.03$ 、 $\lambda_{cr} = 1$

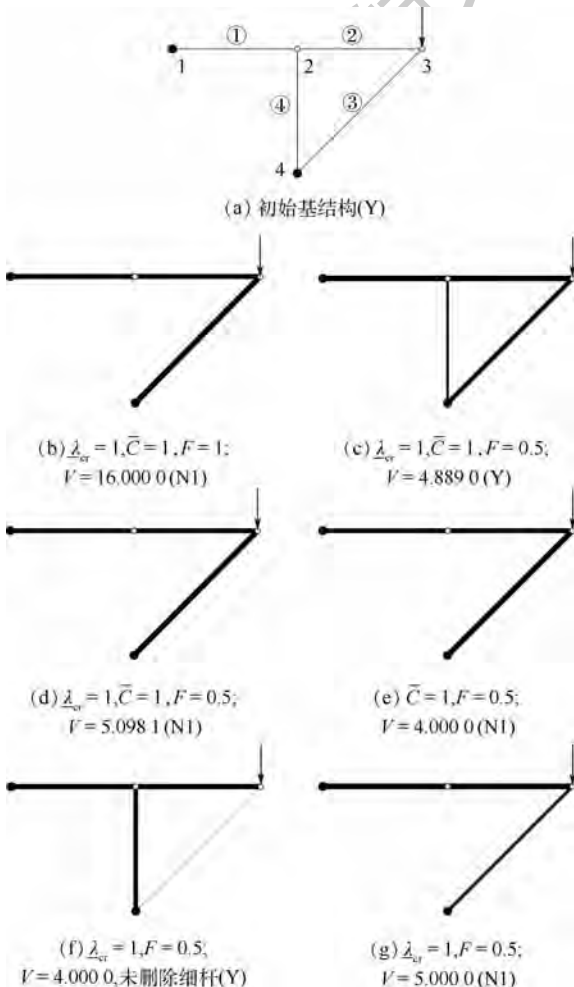


图 5 4 杆桁架基结构及不同约束和载荷值下的拓扑优化结果

Fig. 5 4-bar truss ground structure and topology optimization results under different constraints and loads

求解问题 C, 优化后拓扑见图 6(e)。结构特性对比见表 2。

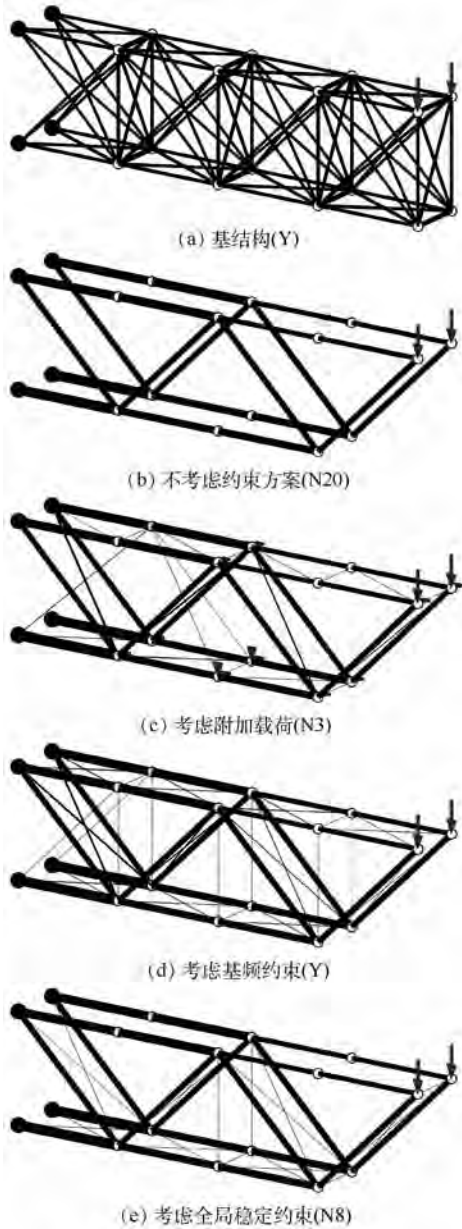


图 6 88 杆桁架基结构及不同设定下优化后的拓扑

Fig. 6 88-bar truss ground structure and optimized topologies under different settings

表 2 88 杆桁架基结构及优化结果特性

Table 2 Properties of ground structure and optimized topologies for 88-bar truss

结构	杆数	体积	几何稳定	柔度	基频	临界屈曲载荷因子
基结构	88	157	是	0.03	0.0809	64.244*
图 6(b)	22	66.879	否(N20)	0.03		307.39
图 6(c)	42	67.704	否(N3)	0.03		1.1338
图 6(d)	55	67.392	是	0.03	0.0795	0.5489
图 6(e)	41	66.927	否(N8)	0.03		0.8691

注: \* 表示本文分析所得基结构的临界屈曲载荷因子为 64.244, 与 Nastran 分析结果一致; 文献[14]中该数据值为 1.074, 疑有误。

对本例, 仅方案 B(考虑基频约束) 所得优化后拓扑是几何稳定的, 其余方案所得拓扑均存在不同程度的几何不稳定。该例有以下问题需要说明: ①图 6(c) 和图 6(e) 所示结果中的不稳定节点在主载荷下均为受拉节点, 在其周围不形成横向支撑可能更加符合工程要求, 本文仅研究优化结果的几何稳定性, 对此不作讨论; ②优化完成后滤除细杆对结构柔度几乎没有影响, 但对基频、临界屈曲载荷因子等特征值类的特性影响较大, 图 6(d) 所示拓扑的基频和图 6(e) 所示拓扑的临界屈曲载荷因子相比约束值均有一定程度的降低, 但结果的几何稳定性未发生质变; ③所有优化结果中 22 根主要杆件的构型基本类似, 图 6(c) ~ 图 6(e) 所示拓扑相比图 6(b) 多了细杆支撑, 临界屈曲载荷因子却小了很多, 这是因为细杆的加入使原先被忽略的近似为 0 的特征值变为很小的有限值, 从而被提取为临界屈曲载荷因子。

### 2.3 对几何稳定约束方案的讨论

根据算例 1, 考虑附加载荷并不能确保优化后拓扑几何稳定。附加载荷作用节点的选择对优化结果的几何稳定性有很大影响。几何不稳定桁架存在不能承载的自由度。当载荷不作用于这些自由度时, 平衡方程相容, 位移有解; 否则结构将垮塌, 节点位移和结构柔度将趋于无穷大, 此时平衡方程不相容, 位移无解。柔度约束的存在能够避免优化结果出现第 2 种情况, 但几何不稳定拓扑处于不稳定平衡状态(第 1 种情况) 时并不影响柔度约束的满足。可见, 考虑附加载荷的实质是使优化结果保留对附加载荷的承载能力, 该方案只是在一定程度上增加了优化结果几何稳定的概率, 并不一定能保证优化后拓扑几何稳定。

算例 2 中, 在约束上下限合理取值的前提下, 优化模型中考虑基频约束可保证优化后的拓扑几何稳定。实际上可以证明, 满足基频约束的结构必然几何稳定(详见附录 B)。一个关键问题在于, 约束的满足是否需要过细杆件。若不同约束的相对严格程度差距较大, 优化结果中保留的粗杆主要用于满足严格约束, 当粗杆不能同时满足宽松约束时, 结果中的细杆对满足宽松约束具有不可或缺的作用, 一旦过细杆件在后处理过程中被删除, 这些宽松约束往往就不再满足。算例 2 的两种极端情况说明, 即使对适定的优化问题, 约束上下限取值不合理也会导致计算结果不合理甚至引起数值求解方面的困难。

根据算例 3, 不论初始结构是否几何稳定, 满足全局稳定约束均不能保证优化后拓扑的几何稳

定性。本文强调,全局稳定性是与载荷作用下的内力分布密切相关的结构属性,几何稳定性则是桁架拓扑的固有属性,前者与载荷相关,后者与载荷无关,二者之间没有必然联系。仅考虑全局稳定约束的桁架结构体积最小化问题,虽然通过计算得到了最优解,但该问题目标与约束函数的设定可能并不合理。至少从本文给出的算例来看,优化结果中部分杆件的横截面积大小与其内力水平并不是正相关的,由此造成了各杆应力水平的巨大差距。分析发现,这种不合理的应力分布的确能以更小的结构体积满足全局稳定约束,但并不符合实际工程的要求。

### 3 结 论

1) 通过对 4 种判定方法的对比,确定了桁架结构几何稳定的准确定义,可避免无效判定方法的盲目使用;结合不同判定方法的特点给出一种简单流程,可用于桁架结构几何稳定性的快速准确判定。

2) 使用统一的 SDP 模型对 3 种几何稳定约束方案的对比表明,在优化模型中考虑附加载荷或全局稳定约束均不能确保优化后拓扑的几何稳定性,但在约束合理设置的情况下,考虑基频约束则可以保证。

3) 传统的基结构法框架存在删除过细杆件的后处理方式。由于删除细杆对结构特性的影响,约束上下限设置的合理性会影响计算结果的合理性甚至优化问题数值求解的正确性。为避免对细杆的处理,下一步可考虑在基于独立拓扑变量的基结构法框架下进行对比研究。

4) 指出桁架结构的几何稳定性是一种仅与拓扑构型相关的属性,与载荷无关,这是桁架几何稳定性与局部稳定性、全局稳定性的本质区别。桁架结构全局稳定并不能保证其几何稳定。

5) 仅在全局稳定约束下进行桁架结构体积最小化设计,所得结果的应力分布水平可能极不合理,不满足实际工程要求。可见,随着结构优化问题建模和求解能力的不断提高,对不同约束组合下优化问题的适定性、约束之间的相互作用以及约束本身特性的研究也应引起足够注意。

### 参考文献 (References)

[ 1 ] RULE W K. Automatic truss design by optimized growth[J]. Journal of Structural Engineering, 1994, 120(10): 3063-3070.  
[ 2 ] MCKEOWN J J. Growing optimal pin-jointed frames[J]. Structural Optimization, 1998, 15(2): 92-100.

[ 3 ] MARTÍNEZ P, MARTÍ P, QUERIN O M. Growth method for size, topology, and geometry optimization of trusses structures [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2007, 33(1): 13-26.  
[ 4 ] HAGISHITA H, OHSAKI M. Topology optimization of trusses by growing ground structure method[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2009, 37(4): 377-393.  
[ 5 ] HOOSHMAND A, CAMPBELL M I. Truss layout design and optimization using a generative synthesis [J]. Computers and Structures, 2016, 163: 1-28.  
[ 6 ] DORN W, GOMORY R, GREENBERG M. Automatic design of optimal structures[J]. Journal de Mécanique, 1964, 3: 25-52.  
[ 7 ] TYAS A, GILBERT M, PRITCHARD T. Practical plastic layout optimization of trusses incorporating stability considerations [J]. Computers and Structures, 2006, 84: 115-126.  
[ 8 ] DESCAMPS B, COELHO R F. The nominal force method for truss geometry and topology optimization incorporating stability considerations [J]. International Journal of Solids and Structures, 2014, 51: 2390-2399.  
[ 9 ] OHSAKI M, KATO H. Topology optimization of trusses with stress and local constraints on nodal stability and member intersection [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2005, 29(3): 190-197.  
[ 10 ] CERVEIRA A, AGRA A, BASTOS F, et al. A new branch and bound method for a discrete truss topology design problem [J]. Computational Optimization and Applications, 2013, 54(1): 163-187.  
[ 11 ] MELA K. Resolving issues with member buckling in truss topology optimization using a mixed variable approach [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2014, 50(6): 1037-1049.  
[ 12 ] 冷国俊, 张卓, 保宏, 等. 考虑重叠过滤及稳定性约束的桁架拓扑优化方法 [J]. 工程力学, 2013, 30(2): 8-12.  
LENG G J, ZHANG Z, BAO H, et al. Topology optimization of truss structure based on overlapping-filter and stability constraints [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(2): 8-12 (in Chinese).  
[ 13 ] GUO X, CHENG G D, OLHOFF N. Optimum design of truss topology under buckling constraints [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2005, 30(3): 169-180.  
[ 14 ] KOČVARA M. On the modelling and solving of the truss design problem with global stability constraints [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2002, 23(3): 189-203.  
[ 15 ] DEB K, GULATI S. Design of truss-structures for minimum weight using genetic algorithms [J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2001, 37(5): 447-465.  
[ 16 ] SAVSANI V J, TEJANI G G, PATEL V K, et al. Modified metaheuristics using random mutation for truss topology optimization with static and dynamic constraints [J]. Journal of Computational Design and Engineering, 2017, 4(2): 106-130.  
[ 17 ] RICHARDSON J N, ADRIAENSSENS S, BOUILLARD P, et al. Multiobjective topology optimization of truss structures with kinematic stability repair [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2012, 46(4): 513-532.  
[ 18 ] AHRARI A, DEB K. An improved fully stressed design evolution strategy for layout optimization of truss structures [J]. Com-

puters and Structures, 2016, 164: 127-144.

[19] PELLEGRINO S, CALLADINE C R. Matrix analysis of statically and kinematically indeterminate frameworks [J]. International Journal of Solids and Structures, 1986, 22(4): 409-428.

[20] PELLEGRINO S. Structural computations with the singular value decomposition of the equilibrium matrix [J]. International Journal of Solids and Structures, 1993, 30(21): 3025-3035.

[21] 阎军, 杨春秋. 计算结构力学 [M]. 北京: 科学出版社, 2014: 1-3.  
YAN J, YANG C Q. Computational structural mechanics [M]. Beijing: Science Press, 2014: 1-3 (in Chinese).

[22] 修乃华, 罗自炎. 半定规划 [M]. 北京: 北京交通大学出版社, 2014: 1-79.  
XIU N H, LUO Z Y. Semidefinite programming [M]. Beijing: Beijing Jiaotong University Press, 2014: 1-79 (in Chinese).

[23] BEN-TAL A, NEMIROVSKI A. Robust truss topology design via semidefinite programming [J]. SIAM Journal on Optimization, 1997, 7(4): 991-1016.

[24] OHSAKI M, FUJISAWA K, KATO H N, et al. Semi-definite programming for topology optimization of trusses under multiple eigenvalue constraints [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1999, 180(1-2): 203-217.

[25] BEN-TAL A, JARRE F, KOČVARA M, et al. Optimal design of trusses under a nonconvex global buckling constraint [J]. Optimization and Engineering, 2000, 1(2): 189-213.

[26] ACHTZIGER W, KOČVARA M. On the maximization of the fundamental eigenvalue in topology optimization [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2007, 34(3): 181-195.

[27] STURM J F. Using SeDuMi 1.02, a MATLAB toolbox for optimization over symmetric cones [J]. Optimization Methods and Software, 1999, 11(1-4): 625-653.

[28] TÛTÛNCÛ R H, TOH K C, TODD M J. Solving semidefinite-quadratic-linear programs using SDPT3 [J]. Mathematical Programming, 2003, 95(2): 189-217.

[29] FIALA J, KOČVARA M, STINGL M. PENLAB: A MATLAB solver for nonlinear semidefinite optimization [J/OL]. (2013-11-20) [2018-08-20]. <http://arxiv.org/abs/1311.5240>.

[30] KANNO Y, OHSAKI M, KATO H N. Sequential semidefinite programming for optimization of framed structures under multimodal buckling constraints [J]. International Journal of Structural Stability and Dynamics, 2001, 1(4): 585-602.

[31] 张贤达. 矩阵分析与应用 [M]. 2版. 北京: 清华大学出版社, 2013: 61-67.  
ZHANG X D. Matrix analysis and applications [M]. 2nd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2013: 61-67 (in Chinese).

作者简介:

郝宝新 男, 博士研究生。主要研究方向: 航天器结构优化设计。

周志成 男, 博士, 研究员, 博士生导师, 中国工程院院士。主要研究方向: 航天器总体设计、航天器动力学。

曲广吉 男, 研究员。主要研究方向: 航天器动力学与控制、航天器总体设计。

李东泽 男, 博士, 高级工程师。主要研究方向: 航天器总体设计、航天器结构优化设计。

## 附录 A: 刚度矩阵 $K$ 正定与平衡矩阵 $A$ 行满秩的等价性证明

记矩阵  $A$  的秩为  $\text{rank}(A)$ , 首先给出矩阵秩的一些性质:

① 对任意矩阵  $A \in \mathbf{C}^{m \times n}$ , 有  $\text{rank}(A^T A) = \text{rank}(A A^T) = \text{rank}(A)$  (A1)

② 若矩阵  $P \in \mathbf{C}^{m \times m}$  和  $Q \in \mathbf{C}^{n \times n}$  均可逆, 则对任意矩阵  $A \in \mathbf{C}^{m \times n}$ , 有  $\text{rank}(PA) = \text{rank}(AQ) = \text{rank}(PAQ) = \text{rank}(A)$  (A2)

根据有限元理论, 桁架结构的刚度矩阵  $K \in \mathbf{R}^{(d \times n - c) \times (d \times n - c)}$ , 平衡矩阵  $A = B^T \in \mathbf{R}^{(d \times n - c) \times m}$ 。其中:  $d$  为问题的空间维度;  $n$  为节点数量;  $c$  为被约束的自由度数量;  $m$  为杆件数量;  $B$  为结构的几何矩阵。

由于桁架结构的弹性矩阵  $D \in \mathbf{R}^{m \times m}$  是对角线元素均为正值的对角满秩方阵, 因此存在对角满秩方阵  $P \in \mathbf{R}^{m \times m}$  使得  $D = PP^T$ 。故刚度矩阵:  $K = B^T D B = A (PP^T) A^T = (AP) (AP)^T$

由于  $AP \in \mathbf{R}^{(d \times n - c) \times m}$ , 根据性质①有  $\text{rank}(AP) (AP)^T = \text{rank}(AP)$

又由于矩阵  $P$  可逆, 由性质②可知:  $\text{rank}(AP) = \text{rank}(A)$

因此可得  $\text{rank}(K) = \text{rank}(AP) (AP)^T = \text{rank}(AP) = \text{rank}(A)$  (A3)

刚度矩阵  $K$  正定即满秩,  $\text{rank}(K) = d \times n - c$ , 由式(A3)知  $\text{rank}(A) = d \times n - c$ , 也即平衡矩阵  $A$  行满秩, 等价关系得证。

## 附录 B: 满足基频约束的桁架必然几何稳定证明

很多文献提到基频约束能够确保桁架结构的几何稳定性, 但没有给出相关说明。本文给出一种简单解释。

基频约束的半定形式为  $W = K - \underline{\lambda} M \geq O$ , 其中的特征值下限  $\underline{\lambda} > 0$ ; 结构几何稳定的等价条件为刚度矩阵正定, 即  $K > O$ 。仅需证明

$$W = K - \underline{\lambda} M \geq O, \underline{\lambda} > 0 \Rightarrow K > O$$

记结构相关矩阵  $K, M$  和  $W$  的维度均为  $l \times l$ 。满足基频约束时, 矩阵  $W$  半正定, 其特征值均

非负, 即有  $\lambda_i(\mathbf{W}) \geq 0, i = 1, 2, \dots, l$ 。根据有限元理论, 桁架结构的质量矩阵  $\mathbf{M}$  总是对称正定的, 其特征值均为正, 记其最小特征值为  $\varepsilon > 0$ , 则有  $\lambda_i(\mathbf{M}) \geq \varepsilon, i = 1, 2, \dots, l$ 。则对  $i = 1, 2, \dots, l$ , 总有  $\lambda_i(\mathbf{K}) = \lambda_i(\mathbf{W} + \lambda \mathbf{M}) \geq \lambda_{\min}(\mathbf{W}) + \lambda_{\min}(\lambda \mathbf{M}) =$

$$\lambda_{\min}(\mathbf{W}) + \lambda \times \lambda_{\min}(\mathbf{M}) \geq 0 + \lambda \varepsilon > 0$$

其中: 第 1 个不等式使用了矩阵理论中的 Weyl 定理(可参见文献[31])。矩阵  $\mathbf{K}$  的特征值均为正, 故  $\mathbf{K} > \mathbf{O}$ , 命题得证。直观上,  $\mathbf{W}$  半正定, 正定项  $\lambda \mathbf{M}$  的存在使  $\mathbf{K} = \mathbf{W} + \lambda \mathbf{M}$  的正定性得到了强化。

## Comparison of determining methods and constraint schemes for geometric stability in truss topology optimization

HAO Baoxin, ZHOU Zhicheng\*, QU Guangji, LI Dongze

(China Academy of Space Technology, Beijing 100094, China)

**Abstract:** To improve the accuracy of determining truss geometric stability and the practicability of truss topology optimization results, several ways of determining truss geometric stability were compared, and the validity of three schemes for guaranteeing truss geometric stability of topology optimization results were discussed. First, by comparing several ways to identify truss geometric stability through some illustrative tiny trusses, a simple procedure was outlined to evaluate truss geometric stability. Second, a unified semidefinite programming (SDP) formulation of the truss topology optimization problem was established for three kinds of constraints to address the geometric stability issue. Finally, three truss structures were optimized with the SDP formulation, and the geometric stabilities of the resultant trusses were evaluated by the given simple scheme to reveal the validity of the three kinds of constraints to guarantee geometric stability. The results show that considering additional loads or the global stability constraint cannot guarantee the geometric stability of the optimized trusses while the fundamental frequency constraint can do when the constraint values are reasonably chosen.

**Keywords:** truss topology optimization; geometric stability; semidefinite programming (SDP); additional loads; fundamental frequency constraint; global stability constraint

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0612



# 多传感器协同识别跟踪多目标管理方法

庞策<sup>1</sup>, 单甘霖<sup>1,\*</sup>, 段修生<sup>2</sup>

(1. 陆军工程大学石家庄校区 电子与光学工程系, 石家庄 050003; 2. 石家庄铁道大学 机械工程学院, 石家庄 050043)

**摘 要:** 针对被跟踪的目标中存在虚假目标的问题, 首先建立基于风险理论、贝叶斯理论和证据理论的目标识别模型, 在此基础上考虑边跟踪边识别的情况, 建立同时考虑目标跟踪和识别性能的风险函数模型。在模型求解过程中, 提出一种基于多 Agent 分布计算理论的分布式算法。仿真实验结果表明: 目标识别框架下能够对目标有效识别并及时停止对虚假目标跟踪; 提出的传感器方案求解算法具有较好的求解质量和较快的求解速度; 本文传感器管理方法能够避免传感器资源浪费, 提高对真目标的跟踪效果。

**关键词:** 传感器管理; 目标识别; 目标跟踪; 风险理论; 多 Agent 分布计算理论

**中图分类号:** V37; TP212

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-5965(2019)08-1674-07

在目标探测过程中, 如何寻找一种有效的传感器管理方法使传感器网络发挥最大效用, 一直是军事方面研究的热点和难点问题。目前, 主要存在 3 类基于贝叶斯理论的传感器管理方法, 即: 基于任务的传感器管理方法<sup>[1-3]</sup>、基于信息论的传感器管理方法<sup>[4-6]</sup>、基于风险理论的传感器管理方法<sup>[7-9]</sup>。

在以往对传感器管理问题研究中, 并不区分目标种类, 而在对目标拦截的作战背景下, 探明目标类型至关重要, 因为针对不同的目标后应对措施也应不同, 例如当目标为侦察机时, 即可采取干扰措施也可发射导弹拦截, 甚至在威胁不大的情况下保持一定预警即可, 而当目标为导弹时, 应发射导弹拦截。由此, 针对不同目标探测情况下的代价函数<sup>[10]</sup>不同, 传感器管理模型也应有所区别。此外, 在目标来袭过程中, 敌方会采取电子干扰等措施, 探测到的目标中通常掺杂着虚假目标, 在传感器资源十分珍贵有限的情况下, 对这些目标探测必定造成资源浪费; 此外, 在判定来袭目标

为导弹之后, 应当通过武器系统对目标拦截, 若对虚假目标拦截必定同时造成武器资源浪费。

本文主要研究传感器同时对目标识别跟踪背景下的传感器管理方法。首先建立风险理论、贝叶斯理论和证据理论的目标识别模型; 随后考虑边跟踪边识别的情况, 建立跟踪情况下的目标识别模型, 并对模型进行理论分析, 在模型求解过程中提出一种基于多 Agent 分布计算理论的分布式算法; 最后通过仿真, 验证了本文方法、模型和算法的有效性、可行性。

## 1 模型建立

目标  $t^j$  的状态由类别和运动状态组成, 为  $E_k^j = \{C^j, X_k^j\}$ , 其中,  $C^j$  为目标类型,  $X_k^j = [x_k^j, \dot{x}_k^j, y_k^j, \dot{y}_k^j]^T$  为目标  $t^j$  在  $k$  时刻运动状态。

### 1.1 目标识别模型

本文将风险定义为不确定性事件发生后带来的损失与该事件发生的概率乘积。将来袭目标分

收稿日期: 2018-10-23; 录用日期: 2019-04-12; 网络出版时间: 2019-04-24 15:48

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190424.0923.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190424.0923.001.html)

基金项目: 国防预研基金 (012015012600A2203)

\* 通信作者: E-mail: shanganlin@163.com

**引用格式:** 庞策, 单甘霖, 段修生. 多传感器协同识别跟踪多目标管理方法[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1674-1680.  
PANG C, SHAN G L, DUAN X S. Management method for multiple sensors' recognizing and tracking multiple targets cooperatively [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1674-1680 (in Chinese).

为两类,一类是具有攻击性的真实导弹目标  $C(1)$ , 另一类是虚假目标  $C(2)$ 。当判定目标为  $C(1)$  时,我方将发射导弹拦截,则存在的风险为  $R(1) = c(1)p(2)$ ,其中, $c(1)$ 为发射导弹产生的消耗, $p(2)$ 为  $k$ 时刻目标类型为  $C(2)$ 的概率。当判定目标为  $C(2)$ 时,存在的风险为  $R(2) = c(2)p(1)$ ,其中, $c(2)$ 为敌方导弹击中我方设施后带来的损失, $p(1)$ 为  $k$ 时刻目标类型为  $C(1)$ 的概率。

我方在作决策过程中,遵循风险最低原则,将风险定义为

$$R = \min \{c(1)p(2), c(2)p(1)\} \quad (1)$$

对目标类型的判断为  $C = \arg R$ 。

设传感器  $s^i$  对目标  $t^j$  探测过程中, $k+1$ 时刻传感器  $s^i$  的识别观测值为  $O_{k+1}^{i,j} \in \{C(1), C(2)\}$ ,  $p(O_{k+1}^{i,j} | C(i))$  为真实值为  $C(i)$  而观测值为  $O_{k+1}^{i,j}$  的概率, $i=1,2$ ,其中, $p(O_{k+1}^{i,j}(1) | C(1)) = p_d$  为检测概率, $p(O_{k+1}^{i,j}(1) | C(0)) = p_d$  为虚警概率。

传感器  $s^i$  在  $k+1$ 时刻对目标  $t^j$  观测,观测值  $O_{k+1}^{i,j} = w, w \in \{1, 2\}$  出现的概率为

$$p(O_{k+1}^{i,j}(w)) = \sum_{v=1}^2 \hat{p}_k^j(v) p(O_{k+1}^{i,j}(w) | C^j(v)) \quad (2)$$

在传感器  $s^i$  获得观测值后, $s^i$  获得的关于  $k+1$ 时刻目标  $t^j$  类型的后验概率为

$$\hat{p}_{k+1}^{i,j}(w) = \frac{p(O_{k+1}^{i,j}(w) | C^j(w)) \hat{p}_k^j(w)}{\hat{p}_{k+1}^{i,j}(O_{k+1}^{i,j})} \quad w=1, 2 \quad (3)$$

若  $k+1$ 时刻,同时有  $n_{k+1}^j$  个传感器对目标  $t^j$  探测,基于证据理论<sup>[11]</sup>,及分布式融合检测原则,有

$$\begin{cases} \hat{p}_{k+1}^j(w) = M_{\oplus}(A) = \\ \frac{\sum M_1(A_{j1}) \cdot M_2(A_{j2}) \cdot \dots \cdot M_{n_j(k+1)}(A_{jn_j(k+1)})}{1 - K_{A_{j1} \cap A_{j2} \cap \dots \cap A_{jn_j(k+1)}}} \\ A = \{C^j(w)\} \end{cases} \quad (4)$$

$$K = \sum_{\substack{A_{j1} \cap A_{j2} \cap \dots \cap \\ A_{jn_j(k+1)} = \emptyset}} M_1(A_{j1}) \cdot M_2(A_{j2}) \cdot \dots \cdot M_{n_j(k+1)}(A_{jn_j(k+1)}) \quad (5)$$

式中: $K$ 为证据之间的冲突概率。

此时,在  $k+1$ 时刻获得观测值后,风险为  $R_{k+1}^j = \min \{c(1)\hat{p}_{k+1}^j(2), c(2)\hat{p}_{k+1}^j(1)\}$ ,对目标  $t^j$  类型的判断为  $\hat{C}_{k+1}^j = \arg R_{k+1}^j$ 。

### 1.2 目标跟踪模型

目标  $t^j$  的运动状态  $X_k^j$  状态转移矩阵为

$$F = \begin{bmatrix} 1 & T & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & T \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中: $T$ 为采样时间,本文取  $T=1$  s。

在  $k+1$ 时刻,目标  $t^j$  的状态为

$$X_{k+1}^j = F X_k^j + W \quad (7)$$

式中: $W$ 为过程演化噪声,为均值为 0 的高斯白噪声。

协方差矩阵为

$$Q = \begin{bmatrix} T^4/4\sigma_x^2 & T^3/2 & 0 & 0 \\ T^3/2\sigma_x^2 & T^2\sigma_x^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & T^4/4\sigma_y^2 & T^3/2\sigma_y^2 \\ 0 & 0 & T^3/2\sigma_y^2 & T^2\sigma_y^2 \end{bmatrix} \quad (8)$$

式中: $\sigma_x, \sigma_y$ 为噪声的功率谱密度。

在  $k$ 时刻传感器  $s^i$  对目标  $t^j$  的观测为

$$Y_{k+1}^j = H(X_k^j) + V \quad (9)$$

式中: $V$ 为观测噪声,为均值为 0 的高斯白噪声,  $R = \text{diag}(\sigma_d^2, \sigma_a^2)$  为其协方差矩阵。

状态观测矩阵为

$$H(X_k^j) = [d_{k+1}^{i,j}, \alpha_{k+1}^j]^T \quad (10)$$

式中: $d_{k+1}^{i,j} = \sqrt{(x_{k+1}^j - x^i)^2 + (y_{k+1}^j - y^i)^2}$  为传感器与目标之间的距离; $\alpha_{k+1}^j = \arctan \frac{x_{k+1}^j - x^i}{y_{k+1}^j - y^i}$  为目标方位角; $(x^i, y^i)$  为传感器  $s^i$  坐标。

将上述极坐标转化为 Cartesian 坐标系坐标,有

$$x_{k+1}^j = x^i + d_{k+1}^{i,j} \sin \alpha_{k+1}^j \quad (11)$$

$$y_{k+1}^j = y^i + d_{k+1}^{i,j} \cos \alpha_{k+1}^j \quad (12)$$

对模型进行线性近似,观测矩阵为

$$H = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (13)$$

此时,目标坐标协方差在 Cartesian 坐标系坐标中的协方差矩阵为

$$R = \begin{bmatrix} (d_{k+1}^{i,j})^2 \sigma_a^2 \cos^2 \alpha + \sigma_d^2 \sin^2 \alpha & (d_{k+1}^{i,j})^2 \sigma_a^2 \sin^2 \alpha + \sigma_d^2 \cos^2 \alpha \\ (d_{k+1}^{i,j})^2 \sigma_a^2 \sin^2 \alpha + \sigma_d^2 \cos^2 \alpha & (\sigma_d^2 - (d_{k+1}^{i,j})^2 \sigma_a^2) \cos \alpha \sin \alpha \end{bmatrix} \quad (14)$$

给定  $k=0$  时刻目标  $t^j$  的初始状态  $X_0^j$ , 及其均值  $E(X_0^j) = u_0$ , 协方差矩阵  $P_0 = E[(X_0^j - u_0) \cdot (X_0^j - u_0)^T]$ .

若  $k+1$  时刻, 同时有  $n_{k+1}^j$  个传感器对目标  $t^j$  跟踪, 目标  $t^j$  状态可以通过卡尔曼滤波进行估计, 有

$$\begin{cases} \bar{X}_{k+1|k}^j = F\hat{X}_{k|k}^j \\ \bar{P}_{k+1|k}^j = F\hat{P}_{k|k}^j F^T + Q \\ (\hat{P}_{k+1|k+1}^j)^{-1} = (\bar{P}_{k+1|k}^j)^{-1} + \sum_{i=1}^{n_{k+1}^j} (H^i)^T (R^i)^{-1} (H^i) \\ \hat{X}_{k+1|k+1}^j = \bar{X}_{k+1|k}^j + \hat{P}_{k+1|k+1}^j \sum_{i=1}^{n_{k+1}^j} (H^i)^T \cdot [(R^i)^{-1} (Y^{i,j} - H^i) \bar{X}_{k+1|k}^j] \end{cases} \quad (15)$$

式中:  $H^i$ 、 $R^i$  分别为传感器  $s^i$  观测矩阵、观测噪声矩阵。

### 1.3 传感器管理模型

目标识别的过程是在目标跟踪的过程中进行的, 在目标跟踪过程中, 存在目标丢失的风险, 同时考虑目标跟踪与目标识别, 建立风险函数, 有

$$\begin{cases} R_{k+1}^j(1) = c(1)\hat{p}_{k+1}^j(2) + c(2)\hat{p}_{k+1}^j(1)p_{k+1}^j(\text{miss}) \\ R_{k+1}^j(2) = c(2)\hat{p}_{k+1}^j(1) \end{cases} \quad (16)$$

式中:  $p_{k+1}^j(\text{miss})$  为在  $k+1$  时刻目标  $t^j$  丢失的概率。

此时, 有

$$R_{k+1}^j = \min\{c(1)\hat{p}_{k+1}^j(2) + c(2)\hat{p}_{k+1}^j(1)p_{k+1}^j(\text{miss}), c(2)\hat{p}_{k+1}^j(1)\} \quad (17)$$

给定  $c(1) = 5$ 、 $c(2) = 10$ ,  $R_{k+1}^j(1)$ 、 $R_{k+1}^j(2)$

与  $\hat{p}_{k+1}^j(1)$ 、 $p_{k+1}^j(\text{miss})$  关系如图 1 所示。

由图 1 可知, 当目标为虚假目标时, 即  $p(1) = 0$ , 无论目标丢失概率为何值, 风险值均为 0; 当目标为导弹时, 即  $p(1) = 1$ , 目标丢失概率越

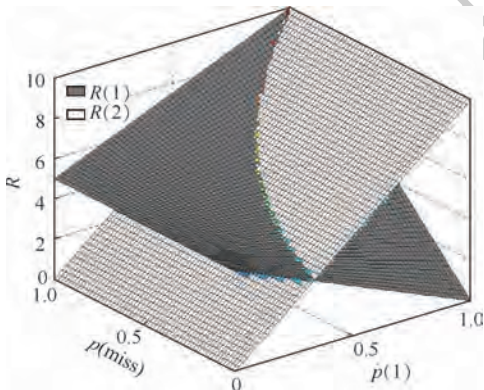


图 1 风险值分析

Fig. 1 Analysis of value-at-risk

低, 风险值越低; 目标丢失概率越高, 风险值越高, 模型与实际情况相符。由式 (16) 和图 1 可知, 当目标为真目标  $C(1)$  的概率较低 ( $p(1) \rightarrow 0$ ) 时, 风险主要来自目标识别, 一旦将真目标判定为假目标, 真目标击毁我方军事设施, 将会为我方带来损失; 当目标为真目标  $C(1)$  的概率较高 ( $p(1) \rightarrow 1$ ) 时, 风险主要来自于目标跟踪, 此时将发射导弹对目标实施拦截, 在跟踪精度较低, 目标丢失概率较高的情况下, 一旦拦截失败, 依然会给我方带来损失; 若目标丢失概率较高 ( $p(\text{miss}) \rightarrow 1$ ), 则  $R(1) > R(2)$  恒成立, 此时, 不再发射导弹, 由于目标跟踪精度较低, 丢失概率较高, 导弹命中率较低, 使武器资源浪费。

目标丢失概率  $p_{k+1}^j(\text{miss})$  与传感器辐射范围 (Field of View, FOV)、目标位置估计值  $\hat{X}_{k+1|k+1}^j$  和协方差矩阵  $\hat{P}_{k+1|k+1}^j$  有关<sup>[12]</sup>。如图 2 所示, 通过卡尔曼滤波得到的目标  $t^j$  状态服从  $N(\hat{X}_{k|k}^j, \hat{P}_{k|k}^j)$  分布。

假定雷达在跟踪目标过程中, 波束  $a$  的中心对准  $(\hat{x}_{k|k}^j, \hat{y}_{k|k}^j)$ , 雷达的探测半径为  $R_0$ , 在雷达探测区域内, 有

$$p_{k+1}^j(\text{miss}) = 1 - \iint_{\Omega} f(x, y) dx dy \quad (18)$$

$$f(x, y) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\hat{\sigma}_{k|k}^x} \exp\left[-\frac{(x - \hat{x}_{k|k}^j)^2}{(\hat{\sigma}_{k|k}^x)^2}\right] \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi}\hat{\sigma}_{k|k}^y} \exp\left[-\frac{(y - \hat{y}_{k|k}^j)^2}{(\hat{\sigma}_{k|k}^y)^2}\right] \quad (19)$$

式中:  $\Omega$  为波束  $a$  照射区域, 本文给定波束宽度  $\theta = 0.1^\circ$ 。

当用  $m$  个跟踪雷达对  $n$  个目标 ( $m > n$ ) 进行跟踪时, 在  $k$  时刻确定传感器管理方案为  $U_{k+1}$ ,  $U_{k+1}$  为  $m \times n$  矩阵,  $u_{k+1}^{i,j}$  为其中的第  $i$  行第  $j$  列元素。当  $u_{k+1}^{i,j} = 1$  时, 表示传感器  $s^i$  在  $k+1$  时刻对目

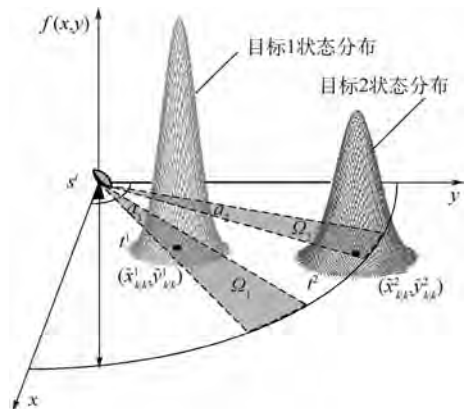


图 2 目标丢失概率示意图

Fig. 2 Sketch map of target losing probability

标  $t^j$  进行跟踪;当  $u_{k+1}^{i,j} = 0$  时,表示传感器  $s^i$  在  $k+1$  时刻不对目标  $t^j$  进行跟踪。有目标函数为

$$U_{k+1} = \arg \max \left\{ \sum_{j=1}^n R_k^j - \sum_{j=1}^n R_{k+1}^j \right\} \quad (20)$$

限制条件:①每个传感器同时时刻跟踪的目标数目不超过其能够同时跟踪的最大目标数,本文规定 1 个传感器只能同时跟踪 1 个目标。②在  $k$  时刻,若目标  $t^j$  的  $\hat{p}_k^j(2) \geq \Delta$  时( $\Delta$  为阈值),本文取  $\Delta = 0.9$ ,则传感器在  $k+1$  时刻以及以后时刻将不会再对该目标跟踪,否则,至少存在一个传感器跟踪该目标。

## 2 模型求解及算法设计

由于在  $k$  时刻尚未得到  $k+1$  时刻的观测值,  $R_{k+1}^j$  不能够通过计算得到,故不能根据式(20)求解传感器管理方案。本文通过用预测值  $\bar{R}_{k+1}^j$  代替观测值的方法近似求解传感器管理方案。

用于求解传感器管理方案的算法主要有集中式算法和分布式算法两种<sup>[13-15]</sup>,前者计算时间长、通信压力大,但求解质量高,后者计算时间短、通信压力小,但求解质量不如前者。由于传感器管理过程中作战态势变化较快,使用求解速度较快的分布式算法求解传感器管理方案,同时提高求解质量,成为研究的热点和难点。

本文采用分布计算的思想,其优化思路为将整体效能函数转化为单目标的局部效能函数,将每个传感器看作一个具有自主计算功能的 Agent,每个目标通过分别优化自身局部效能,使局部效能最优的同时达到全局最优。

传感器  $s^i$  在选择跟踪对象时应使总风险值下降最大,则局部最优函数为  $\max \{ R_k^v - \bar{R}_{k+1}^{i,v} \}$ ,其中,  $\bar{R}_{k+1}^{i,v}$  为当且仅当  $s^i$  在  $k+1$  时刻对目标  $t^v$  跟踪时的风险值,令  $j = \arg \max \{ R_k^v - \bar{R}_{k+1}^{i,v} \}$ ,若同时存在多个传感器选择目标  $t^j$  跟踪,则经过融合后的风险值  $\bar{R}_{k+1}^v < \bar{R}_{k+1}^{i,v}$ ,有  $(R_k^v - \bar{R}_{k+1}^{i,v}) > (R_k^v - \bar{R}_{k+1}^v)$ ,此时,依然能够保证  $t^j$  为传感器  $s^i$  的最佳选择。根据以上分析,在  $k$  时刻传感器确定  $U_{k+1}$  的步骤如下:

1) 在  $k$  时刻依次检查目标为虚假目标的概率,对于  $t^j$ ,若  $\hat{p}_k^j(2) \geq \Delta$ ,则在  $k+1$  时不再对该目标跟踪,否则,  $t^j \in A_T$ ,  $A_T$  为应该被跟踪的目标集合。

2) 传感器  $s^i$  在  $k$  时刻选择  $t^j$  ( $j = \arg \max \{ R_k^v - \bar{R}_{k+1}^{i,v} \}$ ) 为  $k+1$  时刻的跟踪对象,令  $\bar{u}_{k+1}^{i,j} = 1$ ,每个传感器选择目标后,生成方案  $\bar{U}_{k+1}$ 。

3) 依次检查每个应该被跟踪的目标是否分配传感器在  $k+1$  时刻对其跟踪,若任意  $t^j \in A_T$ ,均有  $\sum_{w=1}^m \bar{u}_{k+1}^{w,j} \geq 1$ ,则  $U_{k+1} = \bar{U}_{k+1}$ ,算法结束。

4) 对于  $t^j$ ,若  $t^j \in A_T$  且  $\sum_{w=1}^m u_{k+1}^{w,j} = 0$ ,当满足  $i = \arg \min \{ (R_k^{w,j} - \bar{R}_{k+1}^{w,j}) - (R_k^{w,h} - \bar{R}_{k+1}^{w,h}) \}$  时,其中  $\bar{R}_{k+1}^{w,h}$  为当且仅当传感器  $s^w$  在  $k+1$  时刻对目标  $t^h$  跟踪时的风险值,  $\bar{u}_{k+1}^{w,h} = 1$  ( $\bar{u}_{k+1}^{w,h} \in \bar{U}_{k+1}$ ),传感器  $s^i$  放弃原来的跟踪对象,在  $k+1$  时刻转为对目标  $t^j$  跟踪,此时的传感器管理方案即为  $U_{k+1}$ ,算法结束。

基于以上叙述,传感器管理流程如图 3 所示。

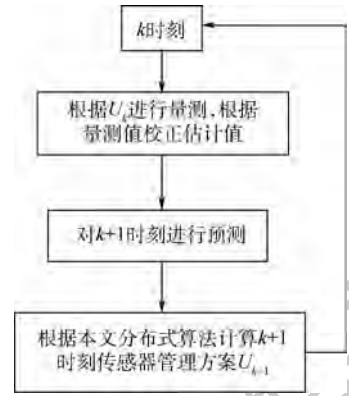


图 3 传感器管理流程图

Fig. 3 Flowchart of sensor management

## 3 仿真实验

传感器的探测性能和目标参数如表 1、表 2 所示,  $p_r$  为传感器的误警率。我方用于目标跟踪的传感器为 4 个,在  $k=0$  时刻,同时探测到 4 个目标,假定目标飞行过程中均在所有传感器的探测范围内,作战态势如图 4 所示。

表 1 传感器信息

Table 1 Information of sensors

传感器	$p_d$	$p_r$	$\sigma_d^2$	$\sigma_a^2$	$\Omega/m^2$
$s^1$	0.8	0.1	10	0.010	$30 \times 30$
$s^2$	0.9	0.2	20	0.020	$30 \times 30$
$s^3$	0.8	0.2	15	0.015	$30 \times 30$
$s^4$	0.7	0.1	30	0.030	$20 \times 20$

表 2 目标信息

Table 2 Information of targets

目标	$C$	$(\hat{x}_0, \hat{y}_0)/km$	$\hat{p}_0(1)$	$\dot{x}/(m \cdot s^{-1})$	$\dot{y}/(m \cdot s^{-1})$
$t^1$	$C(1)$	(500, 0)	0.5	-300	0
$t^2$	$C(1)$	(0, 500)	0.5	0	-600
$t^3$	$C(0)$	(-500, 0)	0.4	450	0
$t^4$	$C(0)$	(0, -500)	0.5	0	-400

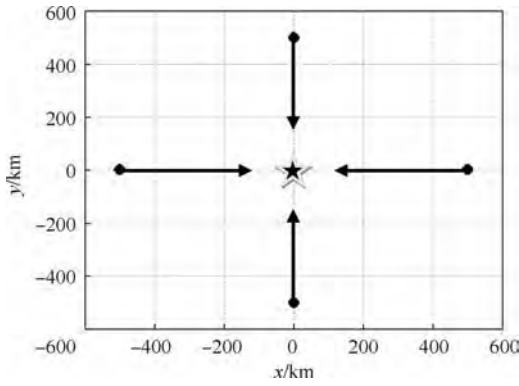


图4 作战态势

Fig.4 Combat situation

### 3.1 目标识别过程仿真

当用传感器  $s^1$  对目标  $t^1$  跟踪识别时,取前30 s,其过程如图5所示。当用传感器  $s^2$  对目标  $t^3$  跟踪识别时,取前30 s,其过程如图6所示。

由图5、图6对比可知,对于类型为  $C(1)$  的真实目标  $t^1$ ,传感器在整个过程中均保持对该目标跟踪;由于设置了阈值  $\Delta$ ,对于类型为  $C(2)$  的

目标  $t^3$ ,一旦  $\hat{p}_{k+1}^3(2) > \Delta$ ,将不再对该目标进行跟踪。

### 3.2 多传感器-多目标分配

在  $k=0$  时刻,生成  $k=1$  时刻的传感器-目标分配方案,以便后续时刻对目标进行跟踪。在仿真过程中,将本文提出的分布式算法与贪婪算法、拍卖算法作对比,如图7所示。

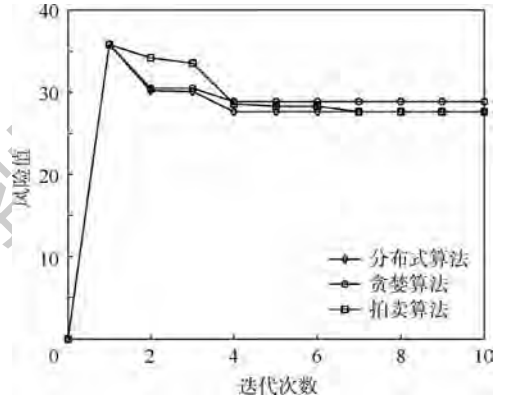


图7 算法对比

Fig.7 Comparison of algorithms

由图7可知,与贪婪算法相比,本文算法求解质量较高;与拍卖算法相比,本文算法求解速度较快,说明本文算法具有良好性能。

### 3.3 本文方法与其他经典传感器管理方法对比

比较经典的传感器管理方法为基于协方差矩阵的传感器管理方法与基于信息论的传感器管理方法,本文分别选取基于跟踪精度控制的传感器管理方法<sup>[16]</sup>(简称跟踪精度控制)和基于 Rényi 矩阵的传感器管理方法<sup>[17]</sup>(简称信息增量控制)与本文方法作对比。分别计算3种传感器管理方法生成的传感器管理方案对应的风险值以及目标跟踪精度,其过程如图8所示。由图8(a)可以看出,风险值整体呈下降的趋势,由此可见,随着对目标的跟踪探测,对目标的识别风险和跟踪风险降低。在风险值方面,传感器管理方法的优劣依次为:本文方法 > 跟踪精度控制 > 信息增量控制。由图8(b)可以看出,虽然本文方法尚未采取跟踪精度控制的方法,但其获得的目标跟踪精度值最低,原因为在  $k=5$  时刻后,传感器不再对虚假目标  $t^3$ 、 $t^4$  跟踪,节省出传感器资源对真目标  $t^1$ 、 $t^2$  跟踪,由此避免了传感器资源浪费。而采用跟踪精度控制和信息增量控制的传感器管理方法,未考虑到跟踪目标的种类,一味追求对包括虚假目标在内的所有目标提高跟踪精度,由此造成了传感器资源浪费。该分析在图8(c)~图8(f)中得到证实。

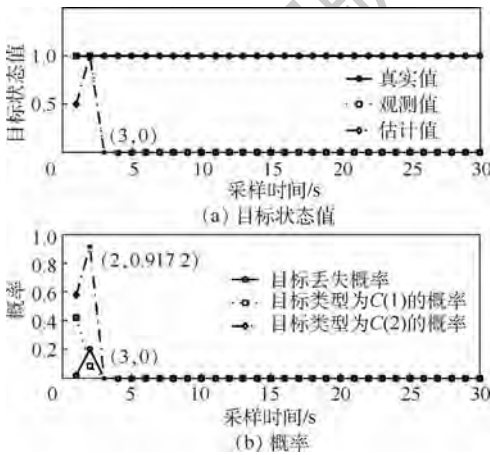


图5 传感器  $s^1$  对目标  $t^1$  的目标识别过程

Fig.5 Process of target identification of sensor  $s^1$  to target  $t^1$

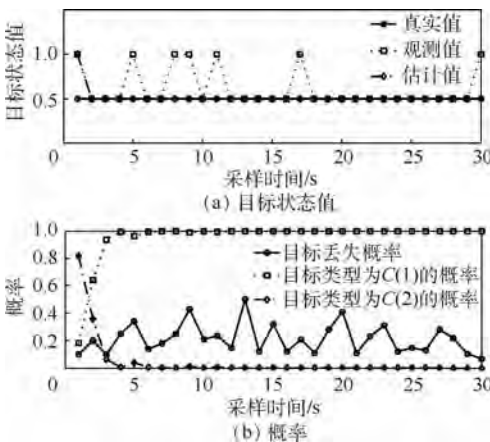


图6 传感器  $s^2$  对目标  $t^3$  的目标识别过程

Fig.6 Process of target identification of sensor  $s^2$  to target  $t^3$

的传感器管理问题,建立同时考虑目标跟踪和目标识别任务的传感器管理模型,并针对模型的求解提出基于多 Agent 分布计算理论的分布式算法,通过仿真验证了模型和算法的有效性,仿真结果表明,本文方法不但能够得到最低的风险值,还能及时停止对虚假目标跟踪,从而避免传感器资源浪费。在多目标跟踪情况下,伴随着已有目标的消失与新目标的出现,若在对目标数目估计不准确情况下对传感器进行管理,得到的传感器管理方案可能欠准确,下一步将研究此种情况下的传感器风险管理问题。

参考文献 (References)

[ 1 ] SUBEDI S,ZHANG Y D,AMIN M G,et al. Cramer-Rao type bounds for sparsity-aware multi-sensor multi-target tracking [J]. Signal Processing,2018,145:68-77.

[ 2 ] ASGHAR A B,JAWAID S T,SMITH S L. A complete greedy algorithm for infinite-horizon sensor scheduling [J]. Automatica,2017,81:335-341.

[ 3 ] GOSTAR A,HOSEINNEZHAD R,WEIFEBG L,et al. Sensor-management for multi-target filters via minimization of posterior dispersion[J]. IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems,2017,53(6):2877-2884.

[ 4 ] HONG H G,BA-NBGU T,MAULE R. The Cauchy-Schwarz divergence for poisson point process[J]. IEEE Transactions on Information Theory,2015,61(8):4475-4485.

[ 5 ] BUKAL M,MARKOVIĆ I,PETROVIĆ I. Score matching based assumed density filtering with the von Mises-Fisher distribution [C]// Proceedings of 20th International Conference on Information Fusion. Piscataway,NJ:IEEE Press,2017:433-438.

[ 6 ] SAYIN M O,LIN C W,SHIRAISH S,et al. Information-driven autonomous intersection control via incentive compatible mechanisms[J]. IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems,2018,99(1):1-13.

[ 7 ] MARTIN S. Risk-based sensor resource management for field of view constraint sensor [C]// Proceedings of 18th International Conference on Information Fusion. Piscataway,NJ:IEEE Press,2015:2041-2048.

[ 8 ] BORGES M E G,MALTESE D,VANHEEGHE P,et al. Sensor management using expected risk reduction approach [C]// Proceedings of 19th International Conference on Information Fusion, Piscataway, NJ:IEEE Press,2016:2050-2058.

[ 9 ] BORGES M E G,MALTESE D,VANHEEGHE P,et al. A risk-based sensor management using random finite sets and POMDP [C]// Proceedings of 20th International Conference on Information Fusion. Piscataway, NJ:IEEE Press,2017:1588-1596.

[ 10 ] 童俊,单甘霖. 基于修正 Riccati 方程和 Kuhn-Munkres 算法的多传感器跟踪资源分配 [J]. 控制与决策,2012,27(5):747-751.

TONG J,SHAN G L. Study of multi-sensor allocation based on modified Riccati equation and Kuhn-Munkres algorithm [J]. Control and Decision,2012,27(5):747-751 (in Chinese).

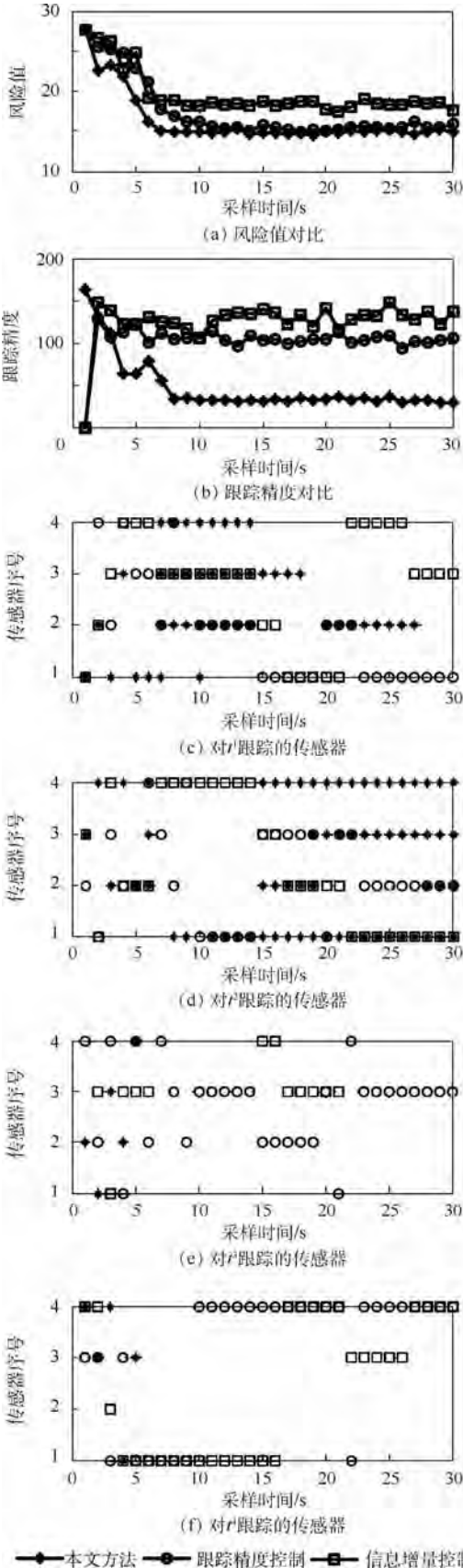


图 8 传感器管理方法对比

Fig. 8 Comparison of sensor management methods

4 结 论

本文研究多传感器协同跟踪多目标作战背景

- [11] HEGARAT-MASCLE S L, BLOCH I, VIDAL-MADJAR D. Application of Dempster-Shafer evidence theory to unsupervised classification in multisource remote sensing[J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 1997, 35(4): 1018-1031.
- [12] HARE J Z, GUPTA S, WETTERGREN T A. POSE: Prediction-based opportunistic sensing for energy efficiency in sensor networks using distributed supervisors[J]. IEEE Transactions on Cybernetics, 2017, 48(7): 2114-2127.
- [13] 李志汇, 刘昌云, 倪鹏. 反导多传感器协同任务规划综述[J]. 宇航学报, 2016, 37(1): 29-38.
- LI Z H, LIU C Y, NI P. Review on multisensor cooperative mission planning in anti-TBM system[J]. Journal of Astronautics, 2016, 37(1): 29-38 (in Chinese).
- [14] OZTURK O, BEGEN M A, ZARIC G S. A branch and bound algorithm for scheduling unit size jobs on parallel batching machines to minimize makespan[J]. International Journal of Production Research, 2017, 55(6): 1815-1831.
- [15] SHI C G, SALOUS S, WANG F, et al. Power allocation for target detection in radar networks based on low probability of intercept: A cooperative game theoretical strategy[J]. Radio Science, 2017, 52(8): 1030-1045.
- [16] ODEJIDE O O, BENTLEY E S, KONDI L P, et al. Effective resource management in visual sensor networks with MPSK[J]. IEEE Signal Processing Letters, 2013, 20(8): 739-742.
- [17] LIU Y, WANG H. UKF based nonlinear filtering using minimum entropy criterion[J]. IEEE Transactions on Signal Processing Journal of Astronautics, 2013, 61(20): 4988-4999.

#### 作者简介:

庞策 男, 博士研究生。主要研究方向: 多传感器协同与信息感知。

单甘霖 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 传感器管理、信息融合理论与应用、防空武器系统仿真与应用等。

## Management method for multiple sensors' recognizing and tracking multiple targets cooperatively

PANG Ce<sup>1</sup>, SHAN Ganlin<sup>1,\*</sup>, DUAN Xiusheng<sup>2</sup>

(1. Department of Electronic and Optical Engineering, Army Engineering University Shijiazhuang Campus, Shijiazhuang 050003, China;  
2. School of Mechanical Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China)

**Abstract:** Aimed at the problem that there are false targets among targets being tracked, a target recognition model based on risk theory, Bayesian theory and evidence theory is established firstly. Secondly, the situation of target recognition when the target is being tracked is analyzed, and a risk function model in which both target tracking and recognition are considered at the same time is established. When calculating the sensor management, a distributed algorithm based on distributed computing of multi-Agent is proposed. The simulation experiment results show that: First, targets can be recognized effectively and the tracking progress ends in time once a target is recognized as a false target under the framework of target recognition in this paper; Second, the solution of the algorithm proposed in this paper is better and the calculation speed is faster than other algorithms; Third, the sensor management method in this paper can avoid the waste of sensor resources and improve the tracking effect of real targets.

**Keywords:** sensor management; target recognition; target tracking; risk theory; a distributed algorithm based on distributed computing of multi-Agent

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2018.0697



## 沉积环境下气膜冷却效率的实验

杨晓军\*, 于天浩, 崔莫含, 刘智刚

(中国民航大学 航空工程学院, 天津 300300)

**摘 要:** 为了研究燃气涡轮叶片表面污染物沉积对气膜冷却的影响, 通过将熔融石蜡喷入到小型风洞中, 来模拟真实涡轮中的污染物, 用平板近似代替涡轮叶片, 在高温主流和低温冷流掺混的情况下, 观察不同孔径和粗糙度对实验件表面颗粒物沉积的影响, 以及在石蜡沉积后气膜冷却效果的变化趋势。结果表明, 相同实验条件下, 随着孔径的增大, 气膜冷却效率逐渐增大, 孔径为 10 mm 时的冷却效率比 5 mm 时的高 6% 左右, 同时, 平板表面的石蜡沉积逐渐减少, 厚度相差 0.15 ~ 0.20 mm; 随着平板表面粗糙度的增加, 气膜冷却效率逐渐下降, 而石蜡沉积逐渐增多; 较石蜡颗粒沉积前, 沉积后的气膜冷却效率有较大的下降, 效率相差 5% 左右。

**关键词:** 气膜冷却; 沉积; 孔径; 粗糙度; 平板

**中图分类号:** V231.1

**文献标识码:** A **文章编号:** 1001-5965(2019)08-1681-10

在燃气涡轮发动机的整个寿命期间, 涡轮叶片会受到污染物的沉积、侵蚀和腐蚀。这些污染物来自吸入的杂质(沙子、火山灰等等), 以及燃料燃烧产生的杂质和灰分颗粒。沉积是导致涡轮机叶片冷却性能降低的主要原因之一, 在紧接燃烧室下游的第一级高压涡轮静叶上是最显著的, 由于这是涡轮部件的最高温度区域, 因此污染物颗粒在该区域会保持熔融状态, 更容易黏附到涡轮部件的表面, 而不是以冷却和硬化状态从叶片表面弹回。污染物沉积对涡轮叶片的危害主要包括增大涡轮叶片表面粗糙度、隔绝冷却气流, 严重的会使热障涂层剥落。其中, 叶片表面的粗糙度增大会导致叶片的气动外形发生改变, 增加叶片表面的热传递以及降低的气膜冷却性能, 降低涡轮的做功效率, 缩减叶片的寿命。

国外对涡轮叶片表面沉积的研究起步比较早, 在数值计算和实验方面都进行了大量的研究。

Walsh 等<sup>[1]</sup>开发了一种分析模型, 用于估算锅炉中的冷却管中的颗粒物的沉积增长, 并通过对煤灰的温度以及炉渣的黏度的研究, 来解释颗粒物沉积概率随温度的变化趋势。Wenglarz 和 Fox<sup>[2]</sup>在水煤燃料的基础上, 对燃气涡轮机的煤灰沉积进行了实验研究, 研究发现沉积速率随着气体温度和部件表面温度升高显著增加。Bons 等<sup>[3]</sup>使用能够在短时间内模拟长时间涡轮沉积的加速设备(TADF)对燃气轮机中的煤灰沉积进行了多次沉积实验研究。该设施通过模拟发动机中有代表性的流动条件, 同时满足煤灰化学性质, 以加速沉积的方式进行涡轮叶片的沉积实验。Crosby 等<sup>[4]</sup>分别研究了颗粒尺寸、气体温度和叶片表面温度对 TADF 中沉积的影响, 他们发现沉积速率随着颗粒尺寸、气体温度和叶片表面温度的增加而增加。Ai 等<sup>[5]</sup>的研究侧重于煤的衍生合成气中的污染物在气膜冷却孔附近区域的沉积情况, 研究

收稿日期: 2018-11-26; 录用日期: 2019-03-22; 网络出版时间: 2019-04-11 15:23

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190409.1102.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190409.1102.002.html)

基金项目: 国家自然科学基金民航联合基金(U1633113)

\* 通信作者: E-mail: xiaojunyoung@hotmail.com

**引用格式:** 杨晓军, 于天浩, 崔莫含, 等. 沉积环境下气膜冷却效率的实验[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1681-1690.  
YANG X J, YU T H, CUI M H, et al. Experiment on gas film cooling efficiency in environment of deposition[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1681-1690 (in Chinese).

发现沉积主要发生在气膜孔的上游以及两气膜孔之间的下游区域。而在气膜孔的下游沉积物覆盖量比较少。沉积物高度的增加导致叶片表面温度升高,温度升高进而又加速了沉积,导致沉积物随时间的非线性增加。Ai等<sup>[6]</sup>还研究了吹风比对沉积生长和叶片表面温度的影响,研究发现吹风比的增加导致叶片表面温度降低,同时减少了沉积物的生长。Hamed等<sup>[7]</sup>在粒子传递模型的基础上,对沉积物的相对传递速率进行了研究。Lawson和Thole<sup>[8]</sup>使用类似的熔融蜡喷涂技术研究了涡轮端壁上沉积情况,他们的研究显示在一定范围的吹风比下,颗粒物沉积会导致气膜冷却效率的降低。Albert和Bogard<sup>[9]</sup>使用熔融蜡喷雾器模拟涡轮叶片前缘上的沉积,实验发现沉积厚度具有自我调节行为,在达到一定的平衡厚度后就不在继续生长。Prenter等<sup>[10]</sup>通过实验和仿真相互对照,对沉积对冷却气流的影响进行了相关研究,发现冷却气流的流速和沉积在工件表面的颗粒物的量有关。Whitaker等<sup>[11]</sup>研究了湍流强度对涡轮导向器的沉积影响,计算发现,当湍流度从5.8%升高到8.4%时,沉积的冲击概率从21%升高到了78%;同时经过实验研究,发现颗粒物的粒径大小会影响沉积的概率。

国内对燃气涡轮机内沉积的研究还只是在数值模拟的阶段。周君辉和张靖周<sup>[12]</sup>通过数值模拟研究了粒径和气流进气角对涡轮叶片沉积分布的影响。李勇等<sup>[13]</sup>对叶栅内沉积颗粒的运动轨迹和叶片表面的沉积率进行了数值模拟。本文将熔融石蜡颗粒喷入实验段,和主流混合后,通过颗粒沉积在实验件上,模拟涡轮叶片中的沉积过程,实验研究了不同气膜孔孔径和平板表面粗糙度对气膜冷却平板表面石蜡沉积的影响,以及颗粒物沉积后,实验件表面的气膜冷却效率的变化趋势。

## 1 实验装置与数据处理方法

### 1.1 实验装置

本实验采用小型开式风洞系统,实验装置如图1所示,空气由鼓风机输送到加热罐中进行加热,从而形成较高温度的主流,气动双隔膜泵将石蜡加热罐中的熔融态石蜡通过喷雾装置喷入到主流中以模拟真实发动机中的污染物颗粒,其中雾化喷嘴直径为0.6 mm,石蜡流量为10 g/min。空气与石蜡颗粒组成的混合物经过整流格栅进入到实验段中,其中主流流量为 $5.2 \text{ m}^3/\text{s}$ ,主流速度为 $4 \text{ m/s}$ ,主流温度为 $60^\circ\text{C}$ ,湍流度为4.63%。冷流是由压缩机将空气增压到0.4 MPa后,输送到恒温冷却装置中产生的,低温气体进入到集气室后,通过射流孔板上的气膜孔射入到实验段中,其中冷流速度为 $1.82 \text{ m/s}$ ,冷流温度为 $30^\circ\text{C}$ 。

图2为实验段示意图,主要由前缘板、射流孔板、实验段组成。为了测试不同孔径的气膜孔,射流孔板是可更换的,射流孔板上开有呈单排分布的3个气膜孔,孔间距为 $S$ ,孔径为 $D$ ,射流角度(气膜孔中线与平板表面的夹角)为 $\alpha$ 。实验段上开有长200 mm、宽110 mm、厚4 mm的凹槽,凹槽中可以放置可更换平板。为了减小实验段的热量损失,保持绝热状态,在实验段的下方粘有隔热泡沫块。

图3是射流角度 $\alpha$ 为 $30^\circ$ 的不同孔径射流孔板示意图,孔间距 $S$ 均为20 mm,孔径 $D$ 分别为5、8、10 mm。

图4为贴有不同粗糙度砂纸的平板,本实验选用砂纸型号为1600#、800#、400#、200#、100#的砂纸,通过查阅国标,这些型号的砂纸分别对应的砂粒粒度 $k$ 为10、20、40、80、120  $\mu\text{m}$ 。根据Koch和

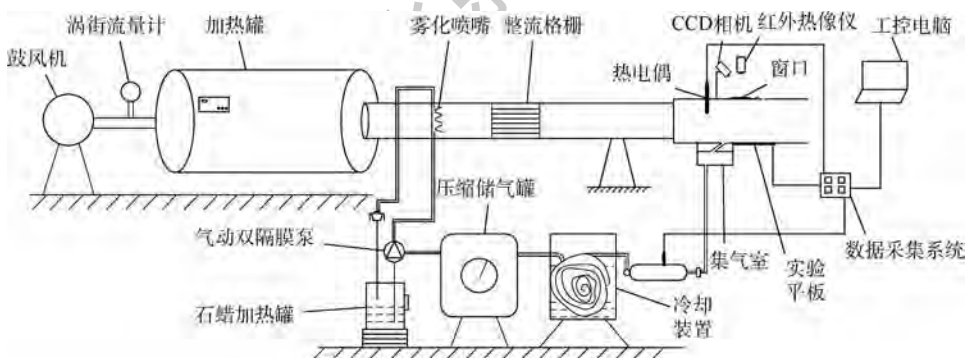


图1 实验装置示意图

Fig. 1 Sketch map of experimental device

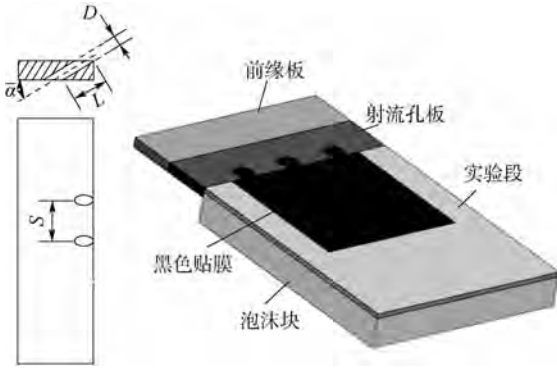


图 2 实验段示意图

Fig. 2 Sketch map of experimental section

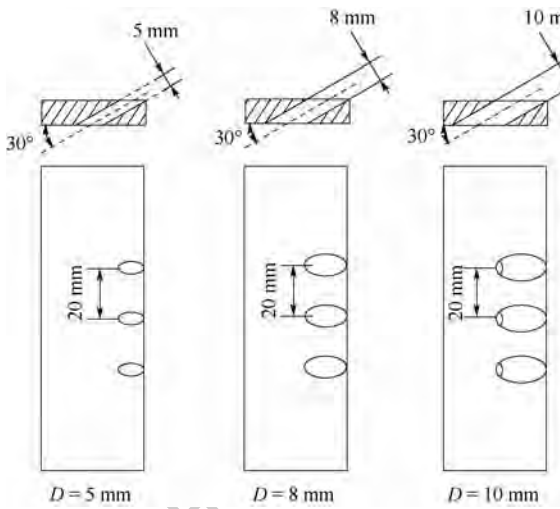


图 3 不同孔径射流孔板示意图

Fig. 3 Sketch map of different aperture jet pore plates

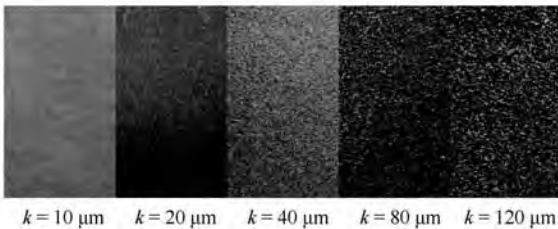


图 4 不同粗糙度的砂纸表面

Fig. 4 Different roughness on surface of sandpaper

Smith<sup>[14]</sup>定义的等价砂粒粗糙度  $k_s$  与砂粒粒度  $k$  的关系式:

$$k_s = 1.5k \quad (1)$$

对应的砂粒粗糙度  $k_s$  为 15、30、60、120、180  $\mu\text{m}$ 。本实验用砂粒粒度  $k$  来表示砂纸表面的砂粒粗糙度  $k_s$ 。

### 1.2 红外热像仪标定

实验中平板表面的温度分布利用红外热像仪获得,并用 CCD 相机对沉积后的平板进行取景。红外热像仪采用 NEC 公司的 R300SR 型,测温范围在  $-40 \sim 500^\circ\text{C}$ ,测量精度为  $\pm 1^\circ\text{C}$ 。为了减少

外界光线对红外成像的影响,在使用红外热像仪拍摄时,热像仪镜头通过硒化锌高精度窗口片取像,同时在可更换平板上也贴有一层黑色贴膜。实验首先要对红外热像仪进行温度标定。在实验开始前,先在平板上均匀铺设热电偶,通入高温主流,然后同时利用热电偶和红外热像仪对相同位置进行温度测量和记录。通过比对热电偶测量的温度与红外热像仪测量的温度来进行校准,红外热像仪温度标定曲线如图 5 所示。由于石蜡沉积在平板上,发射率发生改变,但发射率相差约 0.05,测得的温度比实际温度低  $1^\circ\text{C}$  左右,所以实验仅对平板进行了标定。

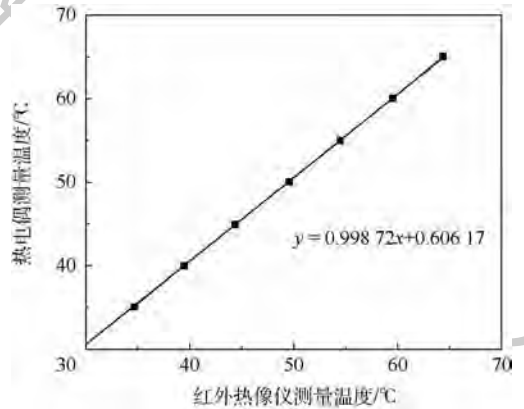


图 5 红外热像仪温度标定曲线

Fig. 5 Calibration curve of infrared thermography

### 1.3 石蜡颗粒沉积模拟与分析

本实验选用 58 号石蜡作为模拟颗粒物,熔融温度为  $58^\circ\text{C}$ ,密度为  $900 \text{ kg/m}^3$ 。Davidson 等<sup>[15]</sup>在低速风洞中使用低熔点石蜡进行了涡轮叶片污染物沉积模拟,模拟实验中,石蜡颗粒的运动轨迹取决于斯托克斯数  $Stk$ 。斯托克斯数的定义式为

$$Stk = \frac{\rho_p d_p^2 u_p}{18\mu l_c} \quad (2)$$

式中: $\rho_p$  为颗粒密度; $d_p$  为颗粒直径; $u_p$  为颗粒速度; $\mu$  为动力黏度; $l_c$  为特征长度。Lawson 和 Thole<sup>[16]</sup>通过研究发现实际燃气涡轮发动机的斯托克斯数  $Stk$  在  $0.004 \sim 40$  之间。本文通过电子显微镜观察了喷入到主流的石蜡颗粒的分布情况,如图 6 所示,石蜡颗粒的粒径范围  $d_p = 1 \sim 200 \mu\text{m}$ 。

实验和发动机的  $Stk$  对照如表 1 所示,可以看到,实验和发动机  $Stk$  的变化范围基本一致,所以石蜡颗粒可以近似模拟发动机颗粒的运动轨迹,从而近似模拟了颗粒物在撞击到障碍物时的速度方向,进而使实验时颗粒物的冲击概率与真实情况近似。

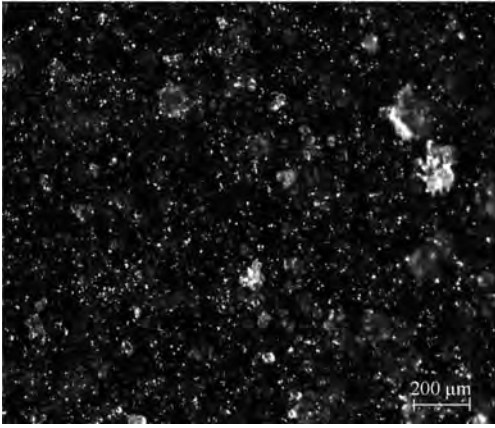


图6 电子显微镜下石蜡颗粒尺寸分布

Fig.6 Paraffin particle size distribution under electron microscope

表1 颗粒物性和缩放参数对照

Table 1 Particle physical properties and contrast of scaling parameters

参数	发动机	实验
颗粒直径/ $\mu\text{m}$	0.1~10	1~200
颗粒密度/ $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	1980 <sup>[17]</sup>	900
颗粒速度/ $(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	93 <sup>[16]</sup>	3.5
动力黏度/ $(\text{kg}\cdot(\text{m}\cdot\text{s})^{-1})$	$5.55\times 10^{-5}$	$1.82\times 10^{-5}$
气膜孔直径/mm	0.5	10
溶解潜热/ $(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$	650000 <sup>[18]</sup>	234720
比热容/ $(\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1})$	730 <sup>[19]</sup>	2090
颗粒固化温度/K	1533 <sup>[20]</sup>	331.15
主流温度/K	1500 <sup>[21]</sup>	333.15
颗粒初始温度/K	1593 <sup>[21]</sup>	373.15
颗粒行程/m	0.26	1.5
$Stk$	0.004~40	0.001~40
TSP	0.012~1.2	>1

当颗粒物进入主流后,凝固可近似分为2个过程:第1个过程是颗粒物向主流散热,温度随时间成指数下降,直至温度降至固化温度;第2个过程是颗粒物保持温度不变,自身的溶解潜热向主流释放,直到全部释放。2个过程所需要的时间分别用 $t_1$ 和 $t_2$ 表示:

$$t_1 = -\frac{\rho_p C_p V_p}{hA_p} \ln\left(\frac{T_{p,s} - T_\infty}{T_{p,i} - T_\infty}\right) \quad (3)$$

$$t_2 = \frac{h_{fus} \rho_p V_p}{hA_p (T_{p,s} - T_\infty)} \quad (4)$$

式中: $C_p$ 为颗粒物的比热容; $V_p$ 为颗粒物的体积; $A_p$ 为颗粒物的表面积; $h$ 为对流换热系数; $T_{p,s}$ 为颗粒固化温度; $T_{p,i}$ 为颗粒初始温度; $T_\infty$ 为主流温度; $h_{fus}$ 为颗粒的溶解潜热。

将颗粒物的固化时间和颗粒物运输的时间作比,得到可以描述颗粒物物态变化的热缩放系数TSP,其计算公式为

$$TSP = \frac{t_1 + t_2}{L_p / U_\infty} \quad (5)$$

式中: $L_p$ 为颗粒物进入主流运动的距离; $U_\infty$ 为颗粒物的运动速度,在计算时近似等于主流的速度。当 $TSP > 1$ 时,即颗粒物未完全凝固时,就与叶片表面产生撞击;当 $TSP \leq 1$ 时,即颗粒物凝固后才与叶片产生撞击。

在本实验中,考虑获得沉积效果最严重的情况,主流温度的设定略高于石蜡固化温度。石蜡颗粒在到达平板表面时,基本都保持熔融状态,沉积概率比固化颗粒的大,此时的 $TSP > 1$ 。具体参数如表1所示。

#### 1.4 数据处理

本文希望通过实验,对平板的气膜冷却效果进行较为准确的比较,气膜冷却绝热效率<sup>[22]</sup>是反映气膜冷却效果的重要参数,其表达式为

$$\eta_i = \frac{T_1 - T_{aw}}{T_1 - T_2} \quad (6)$$

式中: $T_{aw}$ 为理论的绝热壁温; $T_1$ 为实际主流气体的温度; $T_2$ 为实际冷却气的温度;由于实验段采用了保温隔热装置,可以将实际壁面温度 $T_w$ 近似看作理论的绝热壁温,即 $T_{aw} = T_w$ ,所以定义式又可以转换为

$$\eta = \frac{T_1 - T_w}{T_1 - T_2} \quad (7)$$

气膜冷却绝热效率表示了气膜冷却的效果。由式(7)中可以看出,当 $\eta$ 值越高时,表示此时的冷却效果越好。在测量壁面温度时,由于热电偶会改变平板上表面的气动外形和石蜡沉积分布,所以通过热电偶测得平板背面对应位置的温度,因为实验用平板较薄,所以采用该处温度代替 $T_w$ ,经过测量、统计发现,两者平均温度差在3.1℃左右。

#### 1.5 误差分析

由1.4节可以看出,数据主要的误差来源是温度。壁面温度采用k型热电偶测量,实验前经过标定得到其误差在 $\pm 0.1^\circ\text{C}$ 。红外热像仪的分辨率在 $\pm 0.05^\circ\text{C}$ ,误差在 $\pm 1^\circ\text{C}$ 。主流温度和冷流温度由热敏式风速仪测量,其误差在 $\pm 1^\circ\text{C}$ 。根据误差传递原理,得到冷却效率合成不确定度为9%。另外,沉积实验中的沉积厚度使用测厚仪测量,测厚仪的精度为0.01 mm,根据多组实验测量,获得沉积厚度的误差 $\pm 0.0106$  mm,得到厚度的扩展不确定度为6%。沉积物质量使用高精度电子天平获得,精度为0.01 g,扩展不确定度为0.1%。

## 2 实验结果与分析

### 2.1 无气膜冷却时的沉积过程

在无气膜冷却的情况下,实验观测了在主流温度为  $60^{\circ}\text{C}$  时平板表面沉积物生长过程,如图 7 所示。沉积质量随着时间不断增长,这主要是因为沉积在平板上的颗粒在主流温度下处于熔融状态,更易使后续颗粒沉积。但是随着沉积时间增加,沉积的速度呈减慢趋势。沉积质量随时间增长的图像如图 8 所示,沉积总时长为 75 min,颗粒物沉积质量为 7.91 g。由图可得,沉积一开始增长较快,沉积质量随时间基本成线性增长,如 1 ~ 30 min 的沉积,增长速度为  $0.134\text{ g/min}$ ;随后沉积质量增长速度有小幅降低,如 30 ~ 60 min 的沉积,增长速度为  $0.1\text{ g/min}$ ;当沉积达到 60 min 以上时,沉积速度明显降低,增长速度为  $0.053\text{ g/min}$ ,较 1 ~ 30 min 时的增长速度下降了 60.4%。

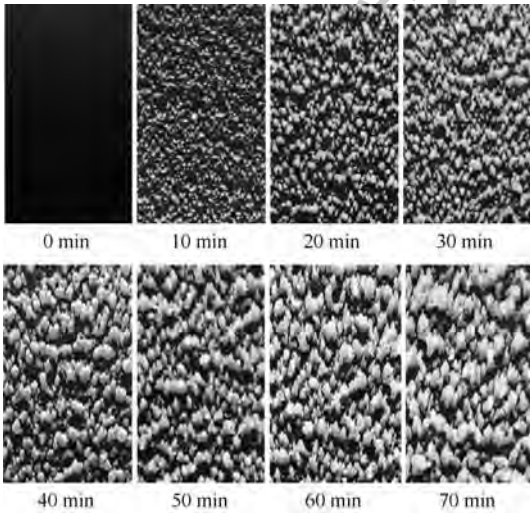


图 7 无气膜冷却下石蜡沉积随时间的增长图像  
Fig. 7 Growing image of paraffin deposition over time without gas film cooling

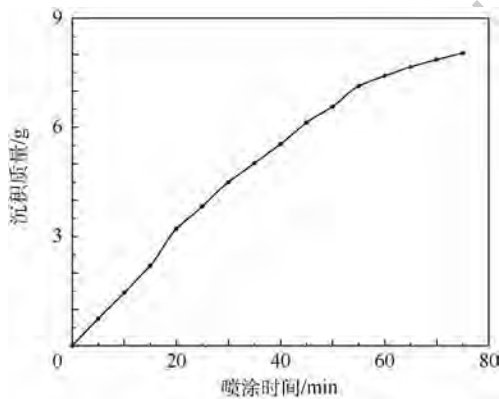


图 8 沉积质量随时间的变化

Fig. 8 Deposition quality varying with time

导致速度变缓可能的原因是随着沉积厚度增高,颗粒物受到主流剪切速度的影响变大,从而导致颗粒发生剥离现象。这与 Albert 等<sup>[9]</sup>使用熔融蜡模拟涡轮叶片前缘处沉积的结果一致。

### 2.2 孔径对平板表面气膜冷却与沉积的影响

实验时保持吹风比  $M = 0.5$  不变,只改变气膜孔的孔径大小,石蜡喷涂时间为 3 min。图 9 为有气膜冷却情况下平板表面的石蜡沉积图像。从图中观察到,冷却孔孔径从 5 mm 到 10 mm 的变化范围下,沉积越来越少。当  $D = 5\text{ mm}$  时,沉积现象最为明显,沉积厚度最高,分布也最广,沉积的颗粒粒径都较大,主要原因是冷却气流孔的孔径小,导致冷流流量较小,导致近壁处的温度较高,且不能在平板表面形成完整的气膜覆盖,所以整个平板的石蜡沉积比较多。当  $D = 8\text{ mm}$  时,沉积量明显比 5 mm 时减少很多,且在气膜孔附近区域的沉积较少,气膜孔下游 1 到 2 个孔径距离下基本没有形成沉积覆盖。但是,每 2 个气膜孔之间的下游区域,石蜡沉积厚度较相邻的气膜孔下游区域明显增大,形成一条“脊”状沉积,这可能主要是由于在气膜孔下游形成“肾”形涡,而导致两气膜孔间下游的区域形成流速较慢区域,使粒径较小的颗粒物撞击平板的概率增高,导致颗粒物沉积较严重。当  $D = 10\text{ mm}$  时,冷却射流流量较大,冷却气膜覆盖区域变大,导致气膜孔间下游的沉积比较少。

图 10 是在不同孔径的实验条件下,气膜孔下游中线的石蜡沉积厚度曲线,其中  $X$  为温度测量点距气膜孔的距离。由曲线可以看出,在相同  $X/D$  位置处, $D = 5\text{ mm}$  时,石蜡沉积厚度  $d$  在整个气膜孔下游中线处都是最厚的,较另 2 个孔径,沉积厚度要厚  $0.15 \sim 2\text{ mm}$ ,并且石蜡沉积厚度随着  $X/D$  的增大先呈线性增加然后增长缓慢,趋于一定厚度不再增加,主要因为远离气膜孔的区域冷却气膜的覆盖效果变差,并且冷流和主流掺混,导致颗粒的沉积更严重。在气膜孔附近区域, $D =$

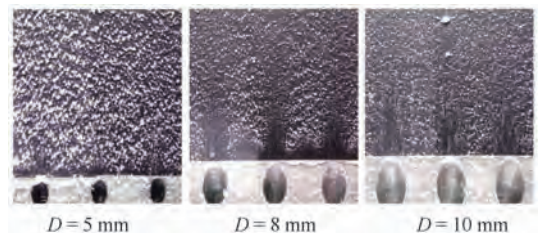


图 9 不同孔径下气膜冷却平板表面的石蜡沉积覆盖

Fig. 9 Paraffin deposition coverage on gas film cooling flat plate surfaces under different aperture sizes

8 mm 的石蜡沉积厚度在 3 个孔径下是最小的,主要原因是在此孔径下,气膜冷却的效果好,气膜的分布较广。而远离气膜孔的位置,经多次试验,发现  $D = 10\text{ mm}$  的颗粒沉积厚度比  $D = 8\text{ mm}$  时的小,相差约  $0.1\text{ mm}$ ,可能是  $10\text{ mm}$  孔径的冷流流量较大,在气膜孔下游的延伸范围更广,使得气膜孔下游较远处也有气膜覆盖,从而导致沉积量较少。图 11 为气膜冷却条件下的红外图像。图中横坐标表示气膜孔中心的位置,纵坐标表示温度测量点距气膜孔的长度  $X$  与气膜孔径  $D(8\text{ mm})$  的比值。其中左半部分为没有沉积的情况,右

半部分为有沉积的情况。可以观察到,无论有无沉积,平板表面的冷却气膜覆盖随气膜孔径的增大而逐渐增大,但沉积后的平板表面温度比沉积前温度要高,尤其在气膜孔之间的下游区域以及远离气膜孔的区域温度升高比较明显,这可能是因为在这些区域石蜡沉积比较多,石蜡沉积凸起会与主流气体接触换热,使得更多的热量从主流气体中传到平板表面,颗粒物的沉积同时增大了平板表面的粗糙度,使冷却气流在沉积区域流动更加紊乱,并且沉积所造成的凸起还可能阻碍冷却气体的扩散,这些因素都会导致冷却气膜覆盖效果变差。

图 12 为在有无沉积的条件下,沿气膜孔下游中线的气膜冷却效率  $\eta$  的曲线,从图中可以看出,无论是沉积还是未沉积情况下,气膜冷却效率的变化规律都是类似的,即距离气膜孔越近,冷却效果越好,冷却效率越高。相同位置处,沉积后的气膜冷却效率要比沉积前的气膜冷却效率低,最大相差  $4.7\%$ ,并且  $D = 10\text{ mm}$  的气膜冷却效率最大,随着气膜孔的减小,气膜冷却效率逐渐减小, $D = 10\text{ mm}$  时的气膜冷却效率比  $D = 5\text{ mm}$  时高  $6\%$  左右。根据红外图像发现,在  $X/D < 1$  区域的气膜冷却效率要比  $X/D = 1$  处偏小,这可能是由于冷却气流从气膜孔喷出后未立即产生贴壁气膜,而是穿入主流,这导致冷却射流下方会有主流流入,从而导致紧挨气膜孔处的壁面温度要比稍远方偏高,气膜冷却效率稍低。

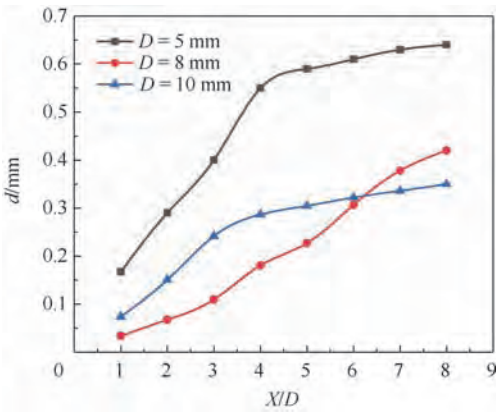


图 10 不同孔径下气膜孔下游中线上的石蜡沉积厚度

Fig. 10 Paraffin deposition thickness on downstream midline of gas film holes under different aperture sizes

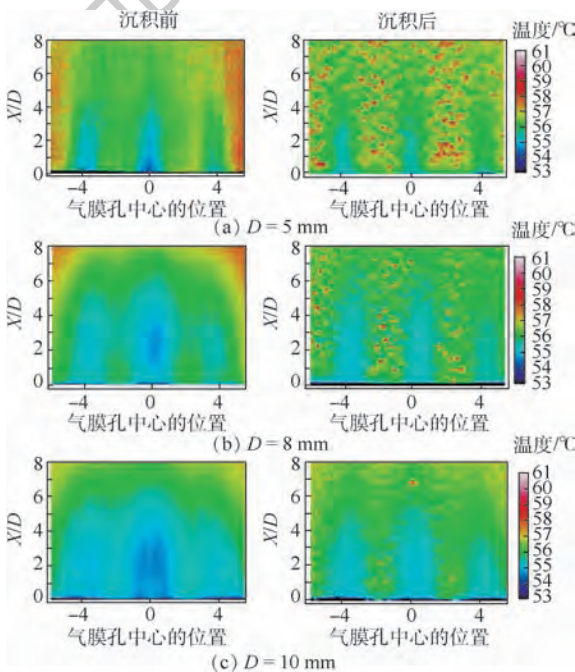


图 11 不同孔径下气膜冷却平板表面沉积前后的红外分布

Fig. 11 Infrared distribution of gas film cooling flat plate surfaces before and after deposition under different aperture sizes

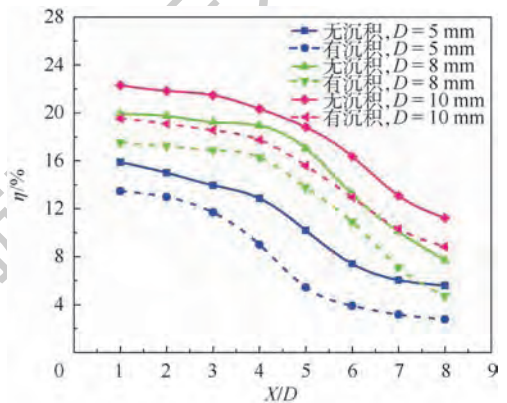


图 12 不同孔径下气膜孔下游中线上的气膜冷却效率曲线

Fig. 12 Gas film cooling efficiency curves downstream midline of gas film holes under different aperture sizes

### 2.3 粗糙度对平板表面气膜冷却与沉积的影响

实验时保持气膜孔径  $D = 8\text{ mm}$ , 吹风比  $M = 0.5$ , 石蜡喷涂时间为  $3\text{ min}$ 。通过更换贴有不同粗糙度砂纸的平板来进行不同粗糙度的气膜冷却和石蜡沉积实验研究。图 13 给出了不同粗糙度平板表面石蜡沉积分布。从图中可以看出,表面

粗糙度从  $10\ \mu\text{m}$  到  $120\ \mu\text{m}$  变化,平板表面的石蜡沉积明显加剧。当  $k = 10\ \mu\text{m}$  时,平板表面的石蜡沉积最少,可能主要因为工件表面比较光滑,冷却气膜覆盖比较稳定,熔融石蜡不易穿过气膜,因而黏附在平板表面的概率不大。而随着工件表面粗糙度的增大,砂粒凸起也随之增高,使石蜡颗粒更易黏附在砂粒凸起上,砂粒凸起会与主流气体进行对流换热,使凸起的平板表面温度更高,从而使更多的熔融石蜡粘附在平板表面,同时由于粗糙度增大,主流绕平板流动的雷诺数增大,流动更加不稳定,从而加速了从气膜孔射出的冷流和主流掺混,从而导致冷却气膜的效果衰退,所以  $k = 120\ \mu\text{m}$  的平板表面石蜡沉积最多。在  $k = 120\ \mu\text{m}$  时,气膜孔下游基本都被石蜡颗粒覆盖,而在紧邻气膜孔的条形区域内,明显可见,沉积都比较少。这可能是由于冷却气从气膜孔出来后,受到砂粒凸起和沉积颗粒的阻力,冷却气体会向两侧扩散,所以紧邻气膜孔的区域沉积会比较少。

图 14 为沿气膜孔下游中线的石蜡沉积的厚度,从图中看出,在相同的  $X/D$  的位置,随着粗糙度的增大,石蜡沉积厚度逐渐增大,其中在气膜孔下游  $8\ \text{mm}$  处,粗糙度为  $10\ \mu\text{m}$  和  $120\ \mu\text{m}$  的沉积厚度相差约  $0.07\ \text{mm}$ ,而越往下游,两者的厚度相差越大,在气膜孔下游  $64\ \text{mm}$  处,两者的厚度分别为  $0.21\ \text{mm}$  和  $0.4\ \text{mm}$ ,相差  $0.19\ \text{mm}$ 。这主要是因为近气膜孔区域,气膜形成较好,有效地抑制了沉积的生长。沿气膜孔中线的石蜡沉积厚度随  $X/D$  的增大,石蜡沉积厚度成线性增长。

图 15 为沉积前后的平板表面气膜冷却红

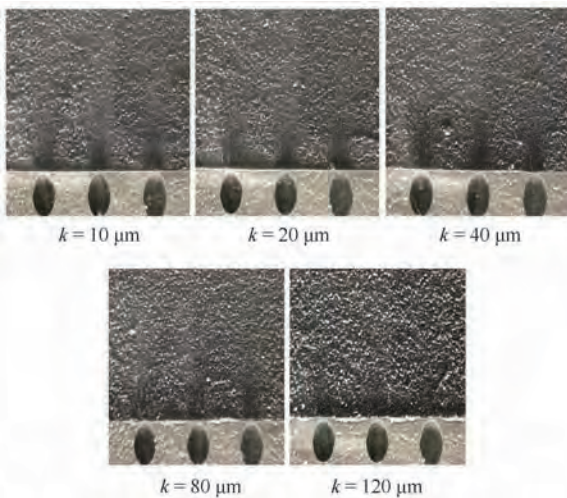


图 13 不同粗糙度下气膜冷却平板表面的石蜡沉积覆盖

Fig. 13 Paraffin deposition coverage on gas film cooling flat plate surfaces under different roughness

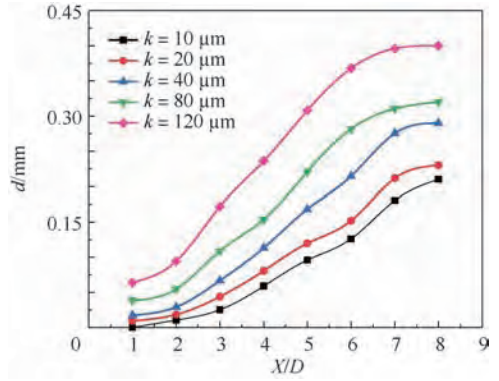


图 14 不同粗糙度下气膜孔下游中线上的石蜡沉积厚度

Fig. 14 Paraffin deposition thickness on downstream midline of gas film holes under different roughness

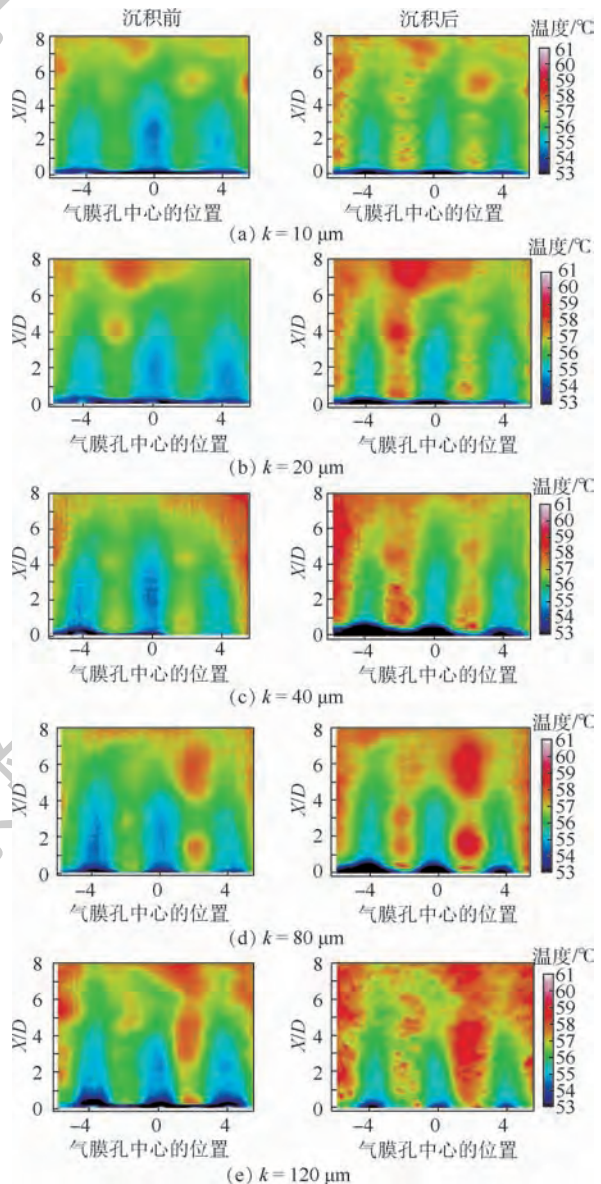


图 15 不同粗糙度下气膜冷却平板表面沉积前后的红外分布

Fig. 15 Infrared distribution of gas film cooling flat plate surfaces before and after deposition under different roughness

外图像,无论沉积与否,随着粗糙度的不断增加,工件温度逐渐升高。这主要是随平板的粗糙度增大,冷却气流在近壁处的流动紊乱,不能形成良好的冷却气膜,从而导致平板表面的温度升高。相同粗糙度情况下,沉积前与沉积后对比,沉积后气膜孔下游及两侧的区域温度升高比较明显,温差最大处相差 $5^{\circ}\text{C}$ 左右,冷却气膜覆盖下降。这是由于平板表面石蜡沉积后,会使平板表面更加粗糙,导致气膜冷却效果变差,同时,石蜡凸起与主流之间热量传递较光滑平板更多,从而使平板温度升高。

图16为沉积前后沿气膜孔下游中线的气膜冷却效率曲线。随着距气膜孔的距离逐渐增大,气膜冷却效率逐渐减小,比如在沉积情况下,粗糙度为 $10\ \mu\text{m}$ 时,在气膜孔下游 $8\ \text{mm}$ 处,气膜冷却效率为 $17.13\%$ ,在 $64\ \text{mm}$ 处气膜冷却效率已经减少到了 $7.73\%$ 。这主要是由于远离气膜孔位置的冷却气体覆盖较少,导致平板表面的温度较高。相同 $X/D$ 的位置,沉积前后,随着粗糙度的增大,气膜冷却效率逐渐下降,其中在沉积情况下,粗糙度为 $10\ \mu\text{m}$ 和 $120\ \mu\text{m}$ 的气膜冷却效率相差大概 $2\%$ ,这与前面观测的平板表面红外图像趋势一致。在粗糙度一样的情况下,沉积后的气膜冷却效率要比沉积前的气膜冷却效率低 $5\%$ 左右,距气膜孔越远,两者的冷却效率相差越大。

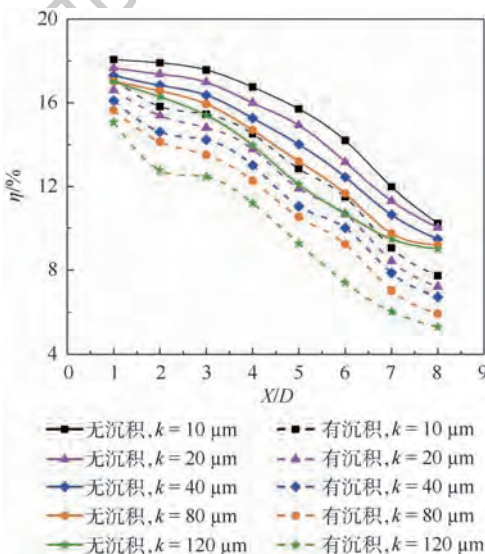


图16 不同粗糙度下气膜孔下游中线上的气膜冷却效率曲线

Fig. 16 Gas film cooling efficiency curves downstream midline of gas film holes under different roughness

### 3 结论

本实验在小型风洞中进行,通过保持石蜡颗

粒物的熔融状态,来模拟涡轮中颗粒沉积最严重的情况,通过匹配 $Stk$ ,来匹配不同粒径颗粒的轨迹,通过对颗粒物在平板的沉积研究,得到以下结论:

1) 无气膜冷却条件下,沉积物质量随着喷涂时间逐渐增大,但增长趋势逐渐减缓,在沉积 $75\ \text{min}$ 的过程中,沉积质量增大了 $7.91\ \text{g}$ ,增长速度从 $0.134\ \text{g/min}$ 降至 $0.053\ \text{g/min}$ ,增长速度下降了 $60.4\%$ 。

2) 随着气膜孔孔径的增大,气膜孔下游的石蜡沉积覆盖逐渐减少。沉积前后气膜冷却效率都随孔径的增大而增大,气膜冷却效率最大相差 $4.7\%$ 。

3) 平板表面粗糙度增大,石蜡颗粒更易发生沉积,气膜冷却效率减小。在喷涂时间为 $3\ \text{min}$ 时, $k = 10\ \mu\text{m}$ 和 $k = 120\ \mu\text{m}$ 的最大沉积厚度分别为 $0.21\ \text{mm}$ 和 $0.40\ \text{mm}$ ,相差 $0.19\ \text{mm}$ 。相同粗糙度下,沉积前后气膜冷却效率相差 $5\%$ 左右。

4) 气膜孔下游,距气膜孔越远,沉积越严重,颗粒沉积厚度越大,气膜冷却效率越小,沉积后的气膜冷却效率较沉积前低。

### 参考文献 (References)

- [1] WALSH P M, SAYRE A N, LOEHDEN D O, et al. Deposition of bituminous coal ash on an isolated heat exchanger tube: Effects of coal properties on deposit growth[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 1990, 16(4): 327-345.
- [2] WENGLARZ R A, FOX R G. Physical aspects of deposition from coal-water fuels under gas turbine conditions[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1990, 112(1): 9-14.
- [3] BONS J P, CROSBY J, WAMMACK J E, et al. High pressure turbine deposition in land based gas turbines from various syn-fuels[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines & Power, 2007, 129(1): 135-143.
- [4] CROSBY J M, LEWIS S, BONS J P, et al. Effects of particle size, gas temperature and metal temperature on high pressure turbine deposition in land based gas turbines from various syn-fuels[C]// ASME Turbo Expo 2007: Power for Land, Sea, and Air. New York: ASME, 2007: 1365-1376.
- [5] AI W, MURRAY N, FLETCHER T H, et al. Deposition near film cooling holes on a high pressure turbine vane[J]. Journal of Turbomachinery, 2012, 134(4): 041013.
- [6] AI W, LAYCOCK R G, RAPPLEYE D S, et al. Effect of particle size and trench configuration on deposition from fine coal fly ash near film cooling holes[J]. Energy & Fuels, 2009, 25(3): 561-571.
- [7] HAMED A, TABAKOFF W C, WENGLARZ R V. Erosion and deposition in turbomachinery[J]. Journal of Propulsion & Power, 2012, 22(2): 350-360.

- [ 8 ] LAWSON S A, THOLE K A. Simulations of multiphase particle deposition on endwall film-cooling holes in transverse trenches [J]. *Journal of Turbomachinery*, 2012, 134(5):051040.
- [ 9 ] ALBERT J E, BOGARD D G. Experimental simulation of contaminant deposition on a film cooled turbine airfoil leading edge [J]. *Journal of Turbomachinery*, 2012, 134(5):051014.
- [ 10 ] PRENTER R, WHITAKER S M, AMERI A, et al. The effects of slot film cooling on deposition on a nozzle guide vane [C] // ASME Turbo Expo 2014; Turbine Technical Conference and Exposition. New York: ASME, 2014: V03AT03A017-V03AT03A017.
- [ 11 ] WHITAKER S M, PRENTER R, BONS J P. The effect of freestream turbulence on deposition for nozzle guide vanes [J]. *Journal of Turbomachinery*, 2015, 137(12):121001.
- [ 12 ] 周君辉, 张靖周. 涡轮叶栅内粒子沉积特性的数值研究 [J]. *航空学报*, 2013, 34(11):2492-2499.  
ZHOU J H, ZHANG J Z. Numerical investigation on particle deposition characteristic inside turbine cascade [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2013, 34(11):2492-2499 (in Chinese).
- [ 13 ] 李勇, 李静, 胡鹏飞, 等. 汽轮机静叶栅表面颗粒沉积特性数值模拟研究 [J]. *汽轮机技术*, 2014, 56(6):401-405.  
LI Y, LI J, HU P F, et al. Numerical simulation of particle deposition characteristics on surface of steam turbine stator cascade [J]. *Turbine Technology*, 2014, 56(6):401-405 (in Chinese).
- [ 14 ] KOCH C C, SMITH L H. Loss sources and magnitudes in axial-flow compressors [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines & Power*, 1976, 98(3):411-424.
- [ 15 ] DAVIDSON F T, KISTENMACHER D A, BOGARD D G, et al. A study of deposition on a turbine vane with a thermal barrier coating and various film cooling geometries [J]. *Journal of Turbomachinery*, 2014, 136(4):041009.
- [ 16 ] LAWSON S A, THOLE K A. Simulations of multiphase particle deposition on endwall film-cooling [J]. *Journal of Turbomachinery*, 2012, 134(1):011003.
- [ 17 ] BONS J P, CROSBY J, WAMMACK J E, et al. High-pressure turbine deposition in land-based gas turbines from various syngas fuels [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines & Power*, 2007, 129(1):135-143.
- [ 18 ] LI R, WANG L, YANG T, et al. Investigation of MSWI fly ash melting characteristic by DSC-DTA [J]. *Waste Management*, 2007, 27(10):1383-1392.
- [ 19 ] KRISHNAIAH S, SINGH D N. Determination of thermal properties of some supplementary cementing materials used in cement and concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2006, 20(3):193-198.
- [ 20 ] WANG Q, TIAN S, WANG Q, et al. Melting characteristics during the vitrification of MSWI fly ash with a pilot-scale diesel oil furnace [J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2008, 160(2-3):376-381.
- [ 21 ] DENNIS R A, SHELTON W W, LE P. Development of baseline performance values for turbines in existing IGCC applications [C] // ASME Turbo Expo 2007; Power for Land, Sea, and Air. New York: ASME, 2007:1017-1049.
- [ 22 ] 刘晓红, 罗翔, 陶智. 大小孔交替排列对气膜冷却效率的影响 [J]. *北京航空航天大学学报*, 2010, 36(11):1271-1274.  
LIU X H, LUO X, TAO Z. The effect of alternate arrangement of small and small holes on film cooling efficiency [J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2010, 36(11):1271-1274 (in Chinese).

#### 作者简介:

杨晓军 男, 博士, 副教授。主要研究方向: 发动机内部复杂流动换热。

于天浩 男, 硕士研究生。主要研究方向: 涡轮叶片颗粒物沉积。

## Experiment on gas film cooling efficiency in environment of deposition

YANG Xiaojun<sup>\*</sup>, YU Tianhao, CUI Mohan, LIU Zhigang

(School of Aeronautical Engineering, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China)

**Abstract:** In order to study the effect of deposition of pollutants on film cooling of gas turbine blades, the experiments were carried out by injecting molten paraffin wax into a small wind tunnel to simulate the pollutants in a real turbine. The blades were approximately replaced by flat plates. The experiments were carried out under mixing conditions of high temperature mainstream and low temperature cold flow. The influence of particulate matter deposition on the surface of the workpiece and the changing trend of film cooling effect after paraffin deposition. It was found that under the same experimental conditions, with the increase of the aperture, the film cooling efficiency increases gradually, and the cooling efficiency at the aperture of 10 mm is about 6% higher than that at 5 mm. At the same time, the paraffin deposition on the plate surface decreases gradually, and the thickness difference is 0.15 – 0.20 mm. With the increase of the surface roughness of the plate, the film cooling efficiency decreases gradually. However, the deposition of paraffin increases gradually, and the film cooling efficiency after deposition decreases greatly compared with that before the deposition of paraffin particles, with a difference of about 5%.

**Keywords:** film cooling; deposition; aperture; roughness; flat plate

**Received:** 2018-11-26; **Accepted:** 2019-03-22; **Published online:** 2019-04-11 15:23

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190409.1102.002.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20190409.1102.002.html)

**Foundation item:** National Natural Science Foundation of China and Civil Aviation Administration of China (U1633113)

**\* Corresponding author.** E-mail: xiaojunyoung@hotmail.com

# 《北京航空航天大学学报》征稿简则

《北京航空航天大学学报》是北京航空航天大学主办的以航空航天科学技术为特色的综合性自然科学学术期刊(月刊)。本刊以反映航空航天领域研究成果与动态、促进学术交流、培养科技人才和推动科技成果向社会生产力转化为办刊宗旨。本刊为中国自然科学技术核心期刊,并被 Ei Compendex 等国内外权威文献检索系统收录。本刊向国内外公开发行人,为进一步提高办刊质量和所刊出文章的学术水平,特制定本简则。

## 1 论文作者及内容

1.1 本刊面向海内外所有学者。

1.2 主要刊载与航空航天科学技术有关材料科学及工程、飞行器设计与制造、宇航科学与工程、信息与电子技术、控制技术和自动化工程、流体力学和动力工程、计算机科学及应用技术、可靠性工程与失效分析等领域的研究文章。航空航天科学技术民用方面以及具有航空航天工程背景的应用数学、应用物理、应用力学和工程管理等方面的文章也在本刊优先考虑之列。

## 2 来稿要求

2.1 论文应具有创新性、科学性、学术性和可读性。

2.2 论文为原创作品,尚未公开发表过,并且不涉及泄密问题。若发生侵权或泄密问题,一切责任由作者承担。

2.3 主题明确,数据可靠,图表清晰,逻辑严谨,文字精练,标点符号正确。

2.4 文稿撰写顺序:中文题名(一般不超过 20 个汉字),作者中文姓名、单位、所在城市、邮政编码,中文摘要(包括目的、方法、结果及结论),中文关键词(5~8 个),中图分类号,英文题名,作者英文姓名、单位、所在城市、邮政编码、国别,英文摘要,英文关键词,引言,正文,参考文献。首页下角注明基金项目名称及编号,作者信息。

2.5 作者请登录本刊网页进行在线投稿。

## 3 稿件的审核、录用与版权

3.1 来稿须经专家两审和主编、编委讨论后决定刊用与否。

3.2 若来稿经审查后认定不宜在本刊发表,将及时告知作者。如果在投稿满 3 个月后仍未收到本刊任何通知,作者有权改投它刊。在此之前,请勿一稿多投,否则一切后果自负。

3.3 来稿一经刊登,即赠送单行本。

3.4 来稿一经作者签字并在本刊刊出,即表明所有作者都已经认可其版权转至本刊编辑部。本刊在与国内外文献数据库或检索系统进行交流及合作时,不再征询作者意见。

邮寄地址:100191 北京市海淀区学院路 37 号 北京航空航天大学学报编辑部

办公地点:北京航空航天大学办公楼 405,407,409 房间

电 话:(010)82315594,82338922,82314839,82315426

E-mail: jbuaa@buaa.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn

http://www.buaa.edu.cn

《北京航空航天大学学报》  
第五届编辑委员会

主任(主编): 赵沁平

(以下按姓氏笔划为序)

副主任(副主编): 丁希仑 王少萍 孙志梅 李秋实 李焕喜 杨嘉陵  
苗俊刚 相艳 徐立军 钱德沛 曹晋滨

编委: 马殿富 王琪 王聪 邓小燕 王青云 王荣明 刘宇  
刘红 江洁 刘强 闫鹏 朱天乐 刘铁钢 齐铂金  
陈万春 邹正平 苏东林 杨世春 沈成平 邱志平 宋知人  
杨树斌 张晓林 杨晓奕 杨继萍 李惠峰 吴新开 张瑞丰  
杨照华 宋凝芳 周锐 林宇震 林贵平 战强 姚仰平  
胡庆雷 赵秋红 段海滨 赵巍胜 席平 郭宏 徐洁  
徐世杰 郭洪波 康锐 翟锦 熊华钢

北京航空航天大学学报

Beijing Hangkong Hangtian Daxue Xuebao

(原《北京航空学院学报》)

(月刊 1956年创刊)

第45卷第8期 2019年8月

JOURNAL OF BEIJING UNIVERSITY OF  
AERONAUTICS AND ASTRONAUTICS

(JBUA)

(Monthly, Started in 1956)

Vol.45 No.8 August 2019

主管单位 中华人民共和国工业和信息化部

主办单位 北京航空航天大学

主编 赵沁平

编辑出版 《北京航空航天大学学报》  
编辑部

邮编 100083

地址 北京市海淀区学院路37号

印刷 北京科信印刷有限公司

发行 北航文化传媒集团

发行范围 国内外发行

联系电话 (010) 82315594 82338922  
82314839

电子信箱 jbuua@buaa.edu.cn

Administrated by Ministry of Industry and Information  
Technology of the People's Republic of China

Sponsored by Beijing University of Aeronautics  
and Astronautics (BUAA)  
(Beijing 100083, P. R. China)

Chief Editor ZHAO Qinp ing

Edited and Published by Editorial Board of JBUA

Printed by Beijing Kexin Printing Co., Ltd.

Distributed by BUAA Culture Media Group Limited

Telephone (010) 82315594 82338922  
82314839

E-mail jbuua@buaa.edu.cn

http://bhxb.buaa.edu.cn

刊号 ISSN 1001-5965  
CN 11-2625/V

国内定价 50.00元/期

ISSN 1001-5965

