

分类号: TH16

密 级: 公开

学校代码: 10363

学 号: 2220120109



安徽工程大学

Anhui Polytechnic University

硕士学位论文

题 目 面向 SiC 陶瓷的多相射流表面织构
加工技术研究

论 文 作 者 张锦程

指 导 教 师 胡焰、潘家保

学 科 (专 业) 机械工程

研 究 方 向 机械制造及其自动化

论文提交日期: 2025 年 5 月 20 日

分类号：TH16

学校代码：10363

密 级：公开

学 号：2220120109

面向 SiC 陶瓷的多相射流表面织构加工技术研究

Research on surface texturing of SiC ceramics using
multiphase jet machining technology

学生姓名： 张 锦 程

指导教师： 胡 焰、潘 家 保

专 业： 机械工程

研究方向： 机械制造及其自动化

论文答辩日期：2025 年 5 月 11 日

安徽工程大学学位论文原创性声明

本人郑重声明：我恪守学术道德，崇尚严谨学风。所呈交的学位论文，是本人在导师的指导下，独立进行研究工作所取得的成果。除文中已明确注明和引用的内容外，本论文不包含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的作品及成果的内容。论文为本人亲自撰写，我对所写的内容负责，并完全意识到本声明的法律后果由本人承担。

学位论文作者签名：张锦程

日期：2025年5月18日

安徽工程大学学位论文版权使用授权书

学位论文作者完全了解学校有关保留、使用学位论文的规定，同意学校保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和电子版，允许论文被查阅或借阅。本人授权安徽工程大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编本学位论文。

保密 ☐，在 年解密后适用本版权书。

本学位论文属于

不保密 ☒。

学位论文作者签名：新锦程

日期：2025 年 5 月 18 日

指导教师签名：胡焰 蒋家集

日期：2025 年 5 月

面向 SiC 陶瓷的多相射流表面织构加工技术研究

摘 要

碳化硅（SiC）陶瓷，如常压烧结碳化硅（S-SiC）陶瓷和反应烧结碳化硅（RB-SiC）陶瓷等，因其高自润滑性、高耐磨损性、高耐腐蚀性及高热稳定性成为机械密封的首选材料。然而，其固有的高脆性、高硬度特性给传统加工技术带来诸多挑战。例如，微切削虽然成本低廉，但不适合加工硬脆陶瓷且难以获得具有复杂图案的结构纹理；激光虽然可以实现微纳、复杂图案制造，但存在热影响区且加工表面质量不高。因此，亟需开发一种替代技术，实现 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷机械密封表面织构的高质量加工。

为了解决上述问题，本文介绍了一种多相射流加工技术。该技术利用压力空气通过动力管后产生的负压效应吸入浆料，依靠气体驱动包裹固体颗粒的液滴实现材料的去除。首先，本文厘清了多相射流与传统磨料射流的区别，阐明多相射流适合表面织构加工的独特优势。随后，优化设计了多相射流的喷嘴，并基于优选喷嘴研究了多相射流工艺参数对 SiC 陶瓷材料去除特性和材料去除机理的影响，优选出适合碳化硅陶瓷高效、高质加工的工艺参数组合。最后，选择三种典型织构形状并利用优选的工艺参数对 SiC 陶瓷密封环进行整环加工。本文的主要研究内容及结论如下：

（1）多相射流技术是一种气动浆料侵蚀加工方法，通过高速气流中液滴夹带的固体颗粒去除材料。其独特之处在于，气射流中的液

滴颗粒能保持初始直线运动，产生性能更优的高斯型去除痕迹（U 形轮廓）。这一特点使其区别于易产生 W 形去除痕迹的磨料浆体射流，成为一种极具吸引力的加工方法。

（2）对实验所需的喷嘴进行设计，通过流体仿真与实验相结合，以喷嘴内真空度及吸入浆料的能力作为评估标准。最终确定较优的喷嘴结构参数为：动力管位置 $L_1=4\text{ mm}$ ，动力管角度 $\theta=9^\circ$ ，混合腔长度 $L_2=10\text{ mm}$ ，混合腔角度 $\delta=15^\circ$ 。与传统喷嘴相比，新型喷嘴使真空度提升 146 %，浆料吸入量增加 138 %，材料去除效率提高 78 %。

（3）选择 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷开展多参数影响实验，发现去除深度受所有参数影响，但表面粗糙度主要由磨料硬度和进给间距主导。最终确定金刚石磨料、0.6 MPa 气体压强、 $12\text{ }\mu\text{m}$ 粒径及 $100\text{ }\mu\text{m}$ 进给间距为最优参数组合。此外，射流冲击角对两种陶瓷的去除效率影响存在显著差异，其中 S-SiC 在 90° 垂直冲击时去除效率达到峰值，而 RB-SiC 则在 $75^\circ/80^\circ$ 斜角冲击下表现最佳。

（4）基于优化设计的多相射流喷嘴及实验验证的工艺参数组合，选取 T 形、V 形及螺旋形三类典型织构形态，在 SiC 陶瓷密封环表面开展整环加工实验。结果表明，该工艺能够实现复杂微织构的加工，所获织构表面边缘清晰锐利、底面平整光滑，织构深度均匀性误差控制在 5 % 以内且粗糙度控制在 $0.4\text{ }\mu\text{m}$ 以下。

关键词：碳化硅陶瓷，多相射流，喷嘴设计，表面织构，加工机理

RESEARCH ON SURFACE TEXTURING OF SiC CERAMICS USING MULTIPHASE JET MACHINING TECHNOLOGY

ABSTRACT

Silicon carbide (SiC) ceramics, such as atmospheric pressure sintered silicon carbide (S-SiC) ceramics and reaction sintered silicon carbide (RB-SiC) ceramics, have become the preferred materials for mechanical seals due to their high self-lubrication, high wear resistance, high corrosion resistance and high thermal stability. However, its inherent high brittleness and high hardness characteristics bring many challenges to traditional processing technology. For example, although the cost of micro-cutting is low, it is not suitable for processing hard and brittle ceramics and it is difficult to obtain structural textures with complex patterns; although laser can realize micro-nano and complex pattern manufacturing, there is a heat affected zone and the surface quality is not high. Therefore, it is urgent to develop an alternative technology to achieve high-quality processing of surface texture of S-SiC and RB-SiC ceramic mechanical seals.

In order to solve the above problems, this paper introduces a multiphase jet processing technology. The technology uses the negative pressure effect generated by the pressure air after passing through the power tube to

inhale the slurry, and relies on the gas to drive the droplets wrapping the solid particles to achieve material removal. Firstly, this paper clarifies the difference between multiphase jet and traditional abrasive jet, and expounds the unique advantages of multiphase jet suitable for surface texture processing. Subsequently, the nozzle of multi-phase jet was optimized, and the influence of multi-phase jet process parameters on the removal characteristics and material removal mechanism of SiC ceramic materials was studied based on the optimized nozzle. The combination of process parameters suitable for high-efficiency and high-quality processing of silicon carbide ceramics was optimized. Finally, three typical texture shapes were selected and the SiC ceramic seal ring was processed by the optimized process parameters. The main research contents and conclusions of this paper are as follows :

(1) The multiphase jet machining is a pneumatic slurry erosion processing method, which removes materials by solid particles entrained by water droplets in high-speed airflow. The unique feature is that the droplet particles in the gas jet can maintain the initial linear motion and produce better Gaussian removal traces (U-shaped profile). This feature makes it different from the abrasive slurry jet which is easy to produce W-shaped removal marks, and becomes an attractive processing method.

(2) The nozzle required for the experiment was designed. Through the combination of fluid simulation and experiment, the vacuum degree in the

nozzle and the ability to inhale the slurry were used as evaluation criteria. Finally, the optimal nozzle structure parameters are determined as follows : power tube position $L_1=4$ mm, power tube angle $\theta=9^\circ$, mixing chamber length $L_2=10$ mm, mixing chamber angle $\delta=15^\circ$. Compared with the traditional nozzle, the new nozzle increases the vacuum degree by 146 %, the slurry suction by 138 %, and the material removal efficiency by 78 %.

(3) S-SiC and RB-SiC ceramics were selected to carry out multi-parameter influence experiments. It was found that the removal depth was affected by all parameters, but the surface roughness was mainly dominated by abrasive hardness and feed spacing. Finally, the diamond abrasive, 0.6 MPa gas pressure, 12 μm particle size and 100 μm feed spacing were determined as the optimal parameter combination. In addition, the effect of jet impact angle on the removal efficiency of the two ceramics is significantly different. The removal efficiency of S-SiC reaches the peak at 90° vertical impact, while RB-SiC performs best at $75^\circ/80^\circ$ oblique impact.

(4) Based on the optimized design of multi-phase jet nozzle and the combination of process parameters verified by experiments, three typical texture forms of T-shaped, V-shaped and spiral-shaped were selected to carry out the whole ring processing experiment on the surface of SiC ceramic sealing ring. The results show that the process can realize the processing of complex micro-texture. The surface edge of the obtained

texture is clear and sharp, the bottom surface is smooth and smooth, the texture depth uniformity error is controlled within 5 % and the roughness is controlled below 0.4 μm .

Zhang Jincheng(School of Mechanical and Automotive Engineering)

Supervised by Lecturer Hu Yan and Professor Pan Jiabao

KEY WORDS: Silicon carbide ceramics, Multiphase jet, Nozzle design, Surface texture, Processing mechanism

目录

第 1 章	绪论	1
1.1	研究背景、意义及来源	1
1.2	国内外研究现状	4
1.3	现阶段存在的问题	8
1.4	主要内容与章节	9
第 2 章	多相射流加工平台构建及特性研究	11
2.1	多相射流加工平台	11
2.1.1	平台构建概述	11
2.1.2	射流工作原理	12
2.2	多相射流加工优越性	14
2.2.1	传统磨料射流特性	14
2.2.2	新型多相射流特性	17
2.2.3	多相射流优势总结	18
2.3	本章小结	19
第 3 章	多相射流喷嘴设计	20
3.1	喷嘴设计与制作	20
3.2	仿真与模拟	23
3.2.1	网格模型	23
3.2.2	网格独立性验证	26
3.3	结果及分析	26
3.3.1	动力管位置的优选	27
3.3.2	动力管角度的优选	29
3.3.3	混合腔长度的优选	32
3.3.4	混合腔角度的优选	33
3.3.5	喷嘴几何参数分析	34
3.4	本章小结	36
第 4 章	多相射流加工参数研究	37

4.1 实验系统.....	37
4.1.1 测量指标.....	37
4.1.2 加工路径.....	37
4.1.3 实验设计.....	38
4.1.4 材料制备.....	39
4.2 实验结果及分析.....	41
4.2.1 SiC 陶瓷无损去除机理.....	41
4.2.2 磨料材料的影响.....	43
4.2.3 气体压强的影响.....	46
4.2.4 磨料粒径的影响.....	49
4.2.5 射流角度的影响.....	51
4.2.6 进给间距的影响.....	57
4.3 本章小结.....	60
第 5 章 SiC 陶瓷密封环整环表面织构加工.....	61
5.1 密封环表面织构的形状设计.....	61
5.2 密封环表面织构形状加工.....	61
5.3 加工效果.....	64
5.3.1 深度.....	64
5.3.2 一致性.....	65
5.3.3 粗糙度.....	66
5.4 本章小结.....	68
第 6 章 总结与展望.....	69
6.1 总结.....	69
6.2 展望.....	70
参考文献.....	71
攻读硕士学位期间取得学术成果.....	80
致谢.....	82

插图清单

图 1-1 表面织构应用实例	1
图 1-2 机械密封结构示意图	2
图 1-3 机械密封环及表面织构	3
图 1-4 微切削加工技术	4
图 1-5 激光加工技术	5
图 1-6 电加工技术	6
图 1-7 离子加工技术	7
图 1-8 磨料射流技术	8
图 1-9 织构化机械密封关键研究课题的引证活跃度	9
图 1-10 技术路线图	10
图 2-1 多相射流加工实验系统	11
图 2-2 多相射流加工原理图	13
图 2-3 传统磨料射流加工技术	15
图 2-4 传统磨料射流中颗粒轨迹及侵蚀轮廓	15
图 2-5 多相射流形成的典型类高斯足迹	17
图 2-6 射流形成机理图	18
图 3-1 磨料射流喷嘴	21
图 3-2 喷嘴及内部能量场分布	22
图 3-3 测量示意图	23
图 3-4 喷嘴工具数值模拟的简化物理模型	24
图 3-5 网格独立性验证	26
图 3-6 不同动力管位置的喷嘴内部结构	27
图 3-7 不同动力管位置的负压和吸浆量	28
图 3-8 不同动力管位置的喷嘴内流体速度路径线	28
图 3-9 不同动力管位置的压强分布云图	29
图 3-10 不同动力管角度的喷嘴内部结构	29
图 3-11 不同动力管角度的负压和吸浆量	30
图 3-12 随着动力管角度增大产生的流体分离现象	31

图 3-13 不同动力管角度的压强分布云图	31
图 3-14 不同混合腔长度的喷嘴内部结构	32
图 3-15 不同混合腔长度的负压和吸浆量	32
图 3-16 不同混合腔长度的压强分布云图	33
图 3-17 不同混合腔角度的喷嘴内部结构	33
图 3-18 不同混合腔角度的负压和吸浆量	34
图 3-19 不同混合腔角度的压强分布云图	34
图 3-20 优选几何参数的喷嘴结构及实物	35
图 3-21 喷嘴性能对比图	35
图 4-1 射流加工路径及其产生的加工特征截面图	38
图 4-2 陶瓷机械密封圈	40
图 4-3 S-SiC 陶瓷参考槽的表面形貌.....	42
图 4-4 RB-SiC 陶瓷参考槽的表面形貌.....	42
图 4-5 磨料侵蚀加工机制	46
图 4-6 不同压强下材料去除深度和表面粗糙度变化趋势	47
图 4-7 不同压强下的加工槽中心线剖面图	47
图 4-8 不同粒径下材料去除深度和表面粗糙度变化趋势	49
图 4-9 不同粒径下的加工槽中心线剖面图	50
图 4-10 不同角度下材料去除深度和表面粗糙度变化趋势	51
图 4-11 S-SiC 陶瓷表面的 SEM 显微图.....	54
图 4-12 RB-SiC 陶瓷表面的 SEM 显微图	55
图 4-13 暴露的碳化硅晶粒存在的塑性变形	55
图 4-14 SiC 磨料去除 RB-SiC 材料的过程示意图.....	56
图 4-15 SD 磨料材料去除过程示意图	57
图 4-16 进给间距不同加工响应机理图	58
图 5-1 表面织构形状	61
图 5-2 密封环整环加工示意图	62
图 5-3 T 形微纹理表面	63
图 5-4 V 形微纹理表面	63
图 5-5 螺旋形微纹理表面	63

图 5-6 三种微织构加工特征	64
图 5-7 密封环表面织构加工一致性	65
图 5-8 各加工槽深度	65
图 5-9 粗糙度水平	67
图 5-10 多相射流与激光及电解加工形貌对比	67

插表清单

表 1-1 常见表面织构加工技术对比	8
表 2-1 多相射流平台功能参数	12
表 2-2 射流技术的分类及工作条件	14
表 2-3 在浆体射流过程中生成类高斯足迹的方法	16
表 2-4 多相射流与磨料气射流和浆体射流的对比	19
表 3-1 喷嘴实验设计	22
表 3-2 材料物理性质	23
表 3-3 网格质量参数	25
表 3-4 仿真参数	25
表 4-1 MJM 加工槽实验条件	39
表 4-2 每组实验对应变量的选取值	39
表 4-3 两种 SiC 陶瓷的物理性质	40
表 4-4 工件和磨料的物理特性	40
表 4-5 不同的磨料用 MJM 加工的 S-SiC 和 RB-SiC 沟槽	45
表 5-1 微结构阵列加工中采用的工艺参数	62

第1章 绪论

1.1 研究背景、意义及来源

在自然界与工程机械中，能量交换、运动和信号传递多依赖于表面实现^[1]。传统观念认为，光滑表面利于润滑，但实践及研究表明，适度粗糙或纹理化的表面反而能促进润滑油膜形成，减少摩擦磨损。随着对表面微观现象认识的加深，上世纪九十年代提出了“表面织构”概念。表面织构指摩擦副表面规则分布的几何微结构，已成为改善界面摩擦学特性的有效方法^[2]。

表面织构的设计与应用具有悠久的历史^[3]。如图 1-1 所示，秦始皇兵马俑战靴底部所采用的防滑纹理设计，发动机缸套表面采用珩磨和凹坑设计^[4]以及滑动轴承和机床导轨上制造的“刮痕”^[5]均可以减少摩擦磨损，这些技术元素已经沿用了超过半个世纪之久，至今仍在发挥重要作用。现代研究进一步验证了表面织构的显著效益。研究表明，具有微沟槽设计的高速滑动轴承能降低 10 %~20 % 的温度上升，显著提升了设备的运行效率和使用寿命。本田公司通过高速喷射微小陶瓷球的方法，在活塞裙部表面形成随机分布的微凹坑，成功使发动机整体机械磨损降低 2.2 %^[6]。此外，现代高速端面密封技术常采用阵列槽等表面微织构设计，以改善流体膜的形成或减少泄漏，进一步提升了设备性能^[7, 8]。

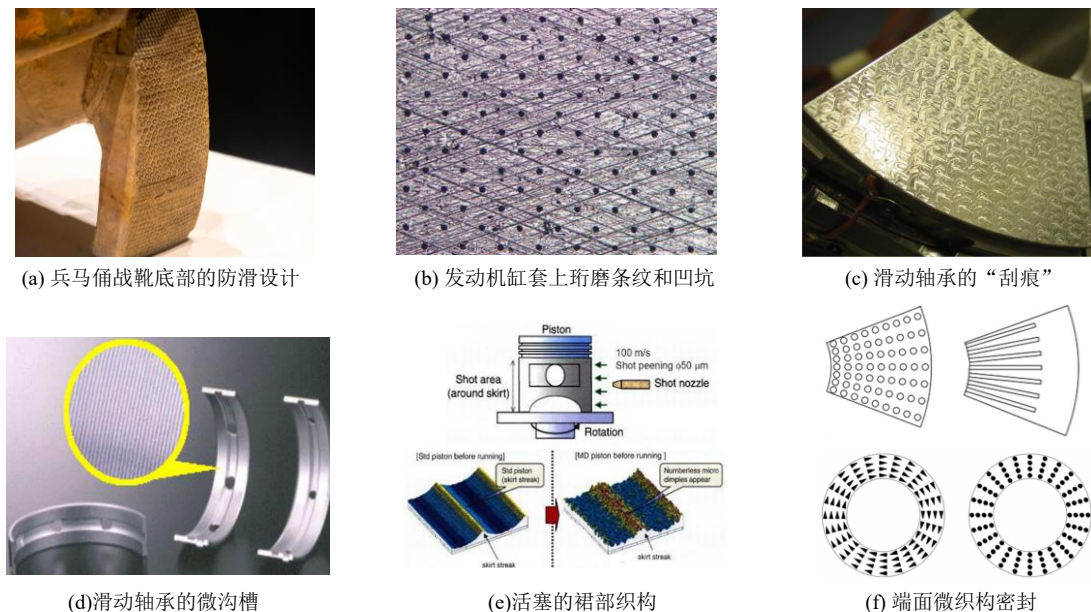


图 1-1 表面织构应用实例

目前,表面织构在减摩抗磨^[9,10]、增摩^[11]、减振^[12,13]、抗粘附^[14]及抗蠕爬^[15]等多个领域已显示出良好的应用前景。在结构化机械密封这一典型应用中,表面织构不仅可以显著提升动压润滑效应,还能改善界面承载特性。

机械密封是指由一对或多对垂直于旋转轴线的动、静环端面在密封流体压力和弹性(或磁性)元件的作用及辅助密封的配合下,保持压紧贴合并相对滑动,从而实现旋转轴与机体间密封的装置。因其密封性能好、功耗低和寿命长等优点,在旋转机械中用来避免动、静密封环之间的密封介质泄漏等问题^[16]。如图 1-2 为机械密封结构示意图,其主要由动密封面(动密封环和静密封环配对副)、弹簧推力装置和其他次要元件等组成。其中动密封环固定在旋转轴上,在高速旋转中始终与静密封环保持贴合状态,形成一层非常薄的流体润滑膜,进而实现良好的防泄漏和减磨效果。

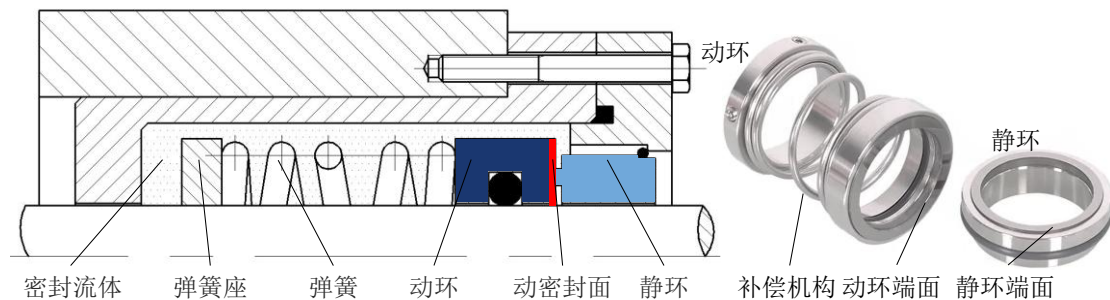
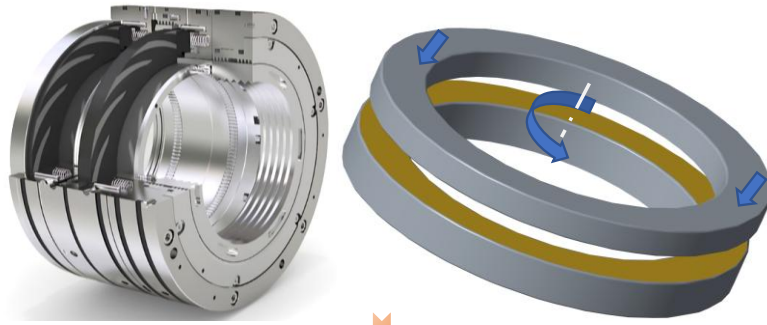


图 1-2 机械密封结构示意图

在机械密封中,动密封环和静密封环两个既直接接触又产生相对摩擦运动的物体所构成的体系称为摩擦副。摩擦副所采用的材质范围广泛,涵盖了常规金属、脆性陶瓷和硬质材料,这些材料各具特色,如硬度、熔点、耐腐蚀性以及导电性能的差异。随着工业的发展,机械密封的工作条件趋向于高压、高速和高温环境,密封介质可能具有强腐蚀性或含有磨蚀性颗粒。在这些苛刻的条件下, SiC 陶瓷如 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷,由于其高自润滑、高耐磨损、高耐腐蚀性以及出色的热稳定性等诸多优点而成为机械密封的最佳候选者^[17,18]。

结构化机械密封则是在不同材质的摩擦副表面制造出具有特定形状、排列和尺寸的微结构,如图 1-3 所示。结构化机械密封旨在通过这些微结构来改善密封端面间的流体膜形成,促进密封端面流体动压润滑效应,从而提高密封性能,优化摩擦学特性,并延长机械密封的使用寿命。

(a)机械密封



(b)表面织构



图 1-3 机械密封环及表面织构

为了达到上述功能，保证高承载能力和良好的减摩性能，摩擦副表面微织构的设计与制造需要满足以下要求：（1）几何参数需严格控制在宽度 50 微米至数毫米、深度 5 μm 至 50 μm 范围内，以确保在微间隙中形成有效动压润滑效应，同时避免结构强度的过度削弱^[19]；（2）织构形状多样，包括矩形、螺旋形、T 形及三角形等复杂或组合形状以合理调控流体动压分布与边界润滑状态^[20]；（3）表面织构必须足够光滑平整，表面质量需达到纳米级（ $R_a < 0.4 \mu\text{m}$ ）以消除微观形貌对润滑膜连续性破坏^[21]；（4）织构截面轮廓优选为矩形从而提高承载能力。

然而，针对优质密封材料 SiC 陶瓷等硬脆或复合性材料表面微织构加工的技术瓶颈仍未突破，开发兼顾加工效率与制造要求的创新工艺成为当前亟待解决的难题。因此，本文研究意义在于探索满足适合此类材料复杂织构加工要求的新方法。同时实现毫米尺度螺旋槽、微凹坑及微沟槽的高效精密加工，确保所获织构表面边缘清晰锐利、底面平整光滑，以充分发挥织构设计性能。

本课题来源于国家自然科学基金“自生磨料气射流产生机理及软脆材料抛光研究”（编号：52405445）和安徽省高等学校科学研究项目“面向微结构阵列的机器人辅助多相射流无损抛光方法及机理”（编号：2023AH050913）。

1.2 国内外研究现状

目前,适合机械密封表面织构的加工方法已相当多样,其中主要包括微切削加工、激光加工、微细电火花/电解加工、聚焦离子束加工、反应性离子刻蚀以及磨料射流加工等技术。这些技术各自具有独特的优势,并适用于不同的加工需求和材料类型^[22, 23]。

微切削 (micro-cutting): 微车削、微铣削、微磨削等技术都以微切削加工技术为基础,很早就被用于表面织构的加工^[24]。如图 1-4 所示,该技术借助工件的旋转、刀具的进给运动以及施加于刀具上的振动^[25]或仿形砂轮的旋转,能够在圆周面或端面上精确制造出按特定规律排列的微凹坑或微沟槽结构。此加工方式具备成本低廉、生产效率高以及适宜大规模生产的显著优势,适用于加工深度范围在 $2\ \mu\text{m}$ 至 $50\ \mu\text{m}$ 之间、直径介于 $100\ \mu\text{m}$ 至 $500\ \mu\text{m}$ 的凹坑。

然而,所制造的微结构形态及其布局受限于工件与刀具相对运动合成效果,存在一定的局限性。同时,刀具的磨损与断裂也是该工艺中不可忽视的问题。此外,该技术主要依赖于材料的塑性变形原理进行加工,尤其适用于延展性较好的材料,但这也可能导致塑性堆积或毛刺的产生,从而需要额外去除毛刺工序^[26]。对于硬脆性材料而言,为了避免有害裂纹的形成,必须在极小的进给速度、采用刀具负前角以及切削深度小于 $200\ \text{nm}$ 的严苛工艺参数下操作,这极大地降低了加工效率^[27]。因此,该技术通常不适用于加工极硬或极脆的材料,更难以应用于软硬复合的非均质陶瓷材料。

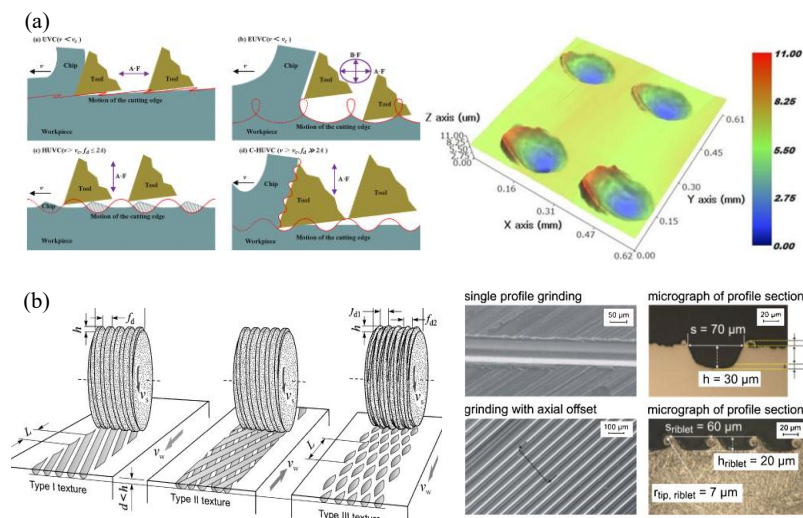


图 1-4 微切削加工技术

(a)微车削^[28]; (b)微铣削^[29]

激光加工 (laser machining): 激光加工技术通过光束扫描路径即可完成复杂织构的加工, 适用于大规模工业化生产场景。该技术突破传统加工的材料局限性, 可精准作用于金属、陶瓷、聚合物及复合材料等多种基质, 通过激光产生的高温热量实现织构制造。其中, 无接触式作用机制也规避了刀具磨损带来的几何精度下降和频繁更换成本^[30], 同时消除了机械加工中因物理接触引发的残余应力与表面损伤, 因此在表面织构制造中占据主导地位。

然而, 如图 1-5 所示, 激光加工过程中伴随的热裂纹^[31]、边缘翻卷^[32]及重熔现象^[33]等热效应问题^[34]仍待解决。尽管采用超短脉冲的飞秒激光技术, 凭借其高度集中的能量能有效减少材料熔以及减轻热影响, 但仍会出现轻微的边缘翻卷与壁层残留^[35]。飞秒激光技术凭借其更小的光斑尺寸, 在加工微小特征结构时优势显著, 有助于提升加工精度。但是, 在处理大尺寸表面织构时, 小光斑的局限在于加工效率显著下降。双光束耦合激光能在一定程度上提高表面质量, 但也不可避免会产生重凝固层。因此, 激光加工高硬度、高脆性陶瓷材料时, 织构表面质量相对较差, 且易出现裂纹和热损伤等问题。

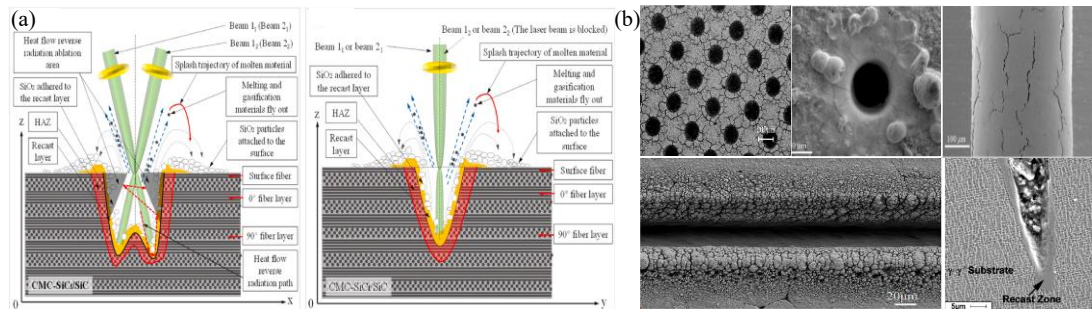


图 1-5 激光加工技术

(a)激光加工示意图^[36]; (b)激光加工热损伤

电加工 (electrical machining): 如图 1-6 所示为微细电火花/电解加工技术, 凭借其独特的工作原理, 能够在放电瞬间产生的高温作用下, 使材料熔化乃至蒸发, 从而在工件表面精准地加工出微小的凹坑。这一加工技术的优势在于, 其不受材料特性的制约, 对工件不施加任何宏观机械力, 因此能够适用于各类高强度、高硬度、高韧性、高脆性及高纯度导电材料的加工^[37]。然而, 这一技术并不适用于非导电材料的加工, 且在加工过程中也面临一些挑战。首先, 电极的损耗是一个不可忽视的问题, 它直接影响加工精度和成形效果。其次, 由于局部放电产生热高温, 加工后的工件表面可能会出现热裂纹和重凝固层^[38], 这些现象可能导致材料性能的改变。

相比之下，电解加工则是另一种基于电化学阳极溶解原理的特种加工方法。其无需担心电极损耗的问题，因此在加工电腐蚀性性能均匀的材料时，能够获得较为理想的加工效果^[39]。然而，电解加工的形状精度易受电解液流场分布和材料电极电位差异的影响，这是其应用过程中的一个限制因素。对于不导电的陶瓷材料而言，由于其缺乏导电性，上述方法显然不适用。

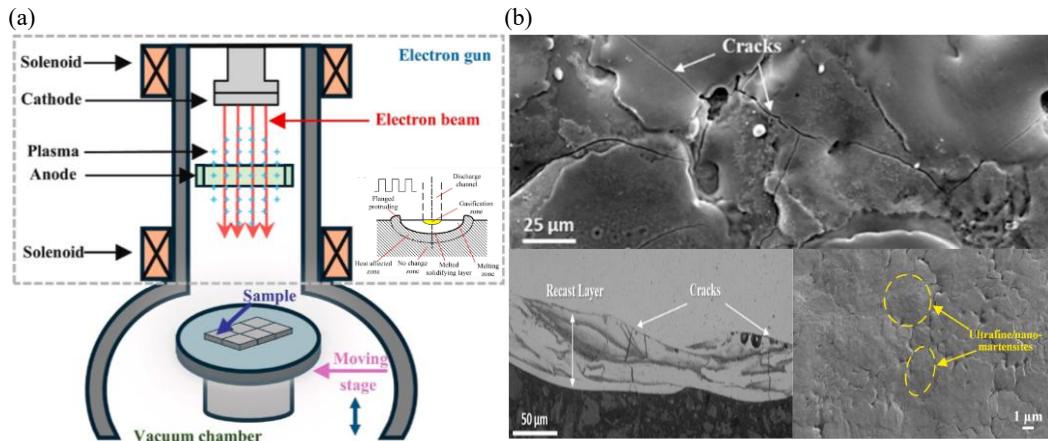


图 1-6 电加工技术^[40]

(a)电加工示意图；(b)电加工损伤

等离子体射流 (plasma jet)、聚焦离子束 (FIB) 和反应性离子刻蚀 (RIE)：这些均源自微机电系统 (Micro-Electro-Mechanical System, MEMS) 与芯片制造领域的高级加工工艺。如图 1-7 所示，它们通过高能离子的撞击作用（或结合化学气体的反应），实现表面材料的原子级剥离，从而精确地在微、纳米尺度上塑造表面形貌。通过观察反应性离子刻蚀在碳化硅陶瓷表面加工的阵列微凹坑可以发现，反应性离子刻蚀借助掩模能够实现图案的精确制造，其加工的形状理论上是等深度的，具有垂直的侧壁。

然而，这些技术也存在一些不容忽视的局限性。首要的是成本问题，因其依赖于一系列复杂且昂贵的 MEMS 工艺设备，如离子源、真空腔体、射频电源及精密运动台构成复杂的系统集成，这大大提高了应用的门槛。其次，相对较低的加工效率，成为制约其广泛应用的一个关键因素。此外，离子轰击过程中产生的高能量传递易在材料表面诱发残余应力集中，导致脆性材料出现微裂纹或变形，需通过后续热处理消除应力，进一步增加了工艺复杂性和时间成本。

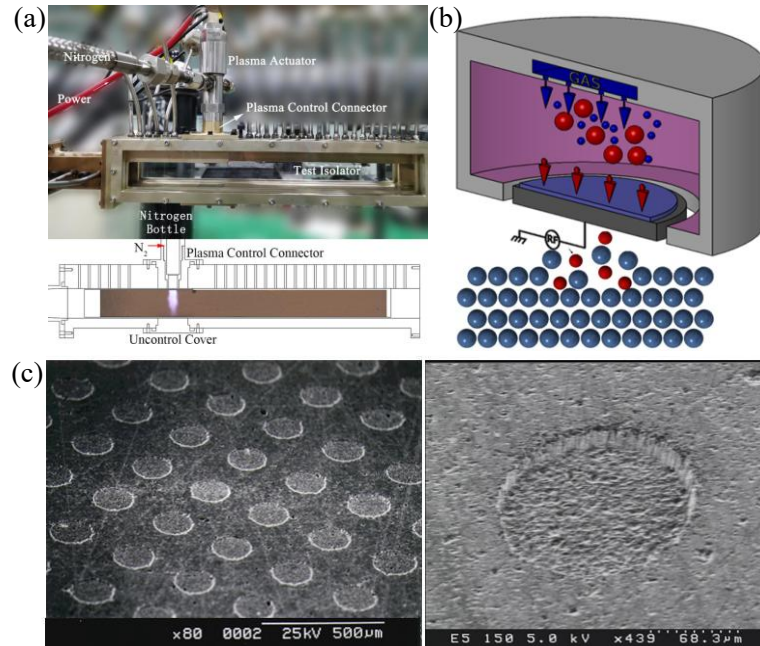


图 1-7 离子加工技术

(a)等离子体射流^[41]；(b)反应性离子刻蚀；(c)含掩模的反应性离子刻蚀加工碳化硅表面^[10]

磨料射流 (abrasive jet): 磨料射流技术是一种独特的冷加工方法，其核心在于利用流体驱动磨料高速喷射至工件表面如图 1-8(a)，从而实现精确的材料去除。表 1-1 对比了各加工技术特点，可以看出磨料射流具有显著的优势。首先，它几乎不产生热影响区，这意味着在加工过程中不会破坏零件的物理结构和化学完整性。其次，磨料射流技术能够加工非导电硬质材料，这一特性拓宽了其应用范围。更为关键的是，通过精确控制喷射的压强、角度及时间等参数，磨料射流技术可以定量修正被加工工件表面的面形，实现材料去除或抛光等工艺目的。此外，由于热影响小，加工后的表面残余应力也相应较小，从而保证了较高的表面质量。以上优势使得磨料射流成为一种有特色的表面织构加工方法。

回顾历史研究，磨料射流在加工硬脆材料方面表现出色，进一步验证了其技术优势。图 1-8(b)展示了 Wakuda 采用磨料气射流技术在陶瓷表面形成的微凹坑，这些微凹坑周围没有热硬化边缘，无需进行后续处理，且呈现出边界“倒角”和底部“圆角”的效应。这种特殊的加工特征对于降低摩擦副的接触应力及提升流体动压效应具有显著优势^[42,43]。因此，本研究聚焦于磨料射流加工，旨在进一步探索其在表面织构加工领域的潜力和应用。

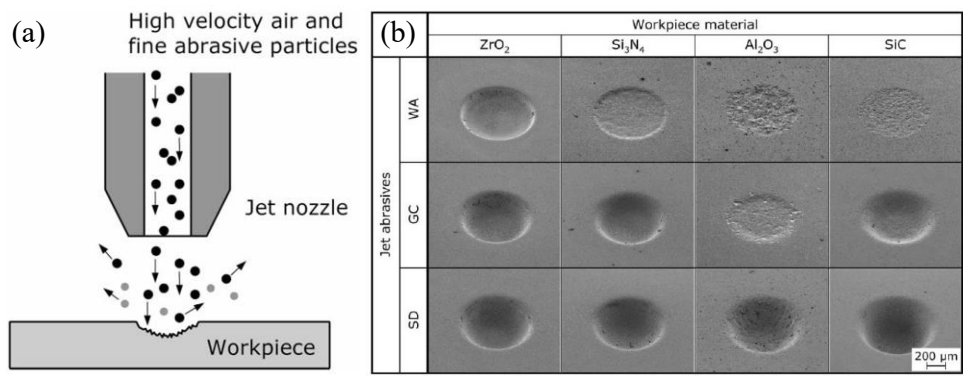


图 1-8 磨料射流技术^[44]

(a)磨料射流加工示意图；(b)磨料气射流加工实例

表 1-1 常见表面织构加工技术对比

类型	加工机理	最小特征尺寸(μm)	掩模	材料去除量	材料选择性
微切削/铣削	机械力	10	无	<500 nm	无
飞秒激光	热	10	无	>1 mm	低反光
微细电火花	热	50	无	>1 mm	导电
电解加工	化学反应	<50	有	>1 mm	导电
离子刻蚀	原子去除	0.5	有	<10 μm	无
磨料射流	微机械力	<50	有	>1 mm	无

1.3 现阶段存在的问题

S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷固有的及有益的特性给传统加工方法带来巨大挑战。例如,由于 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷优异的耐化学性和低导电性,因此在化学腐蚀、电解、电火花和等离子体加工方面具有较高难度^[45];另外其具有的高脆性和高硬度特性,使之在微铣削和磨削过程中存在效率低、刀具磨损严重、成本高和材料损伤等诸多局限性^[46];材料熔点特性^[47]使其存在固有缺陷如热影响区^[48, 49]、二次沉积层^[50]及表面质量不高 (Ra> 0.68 μm^[51, 52]) 等问题。因此,开发新型加工技术及部件,探索针对 S-SiC 和 RB-SiC 等典型硬脆和复合材料去除机理,以实现 SiC 陶瓷机械密封环上制造高质量微观纹理成为迫切需求。

基于上述分析,采用带掩模板的磨料射流加工技术成为可行方案。结合图

1-9 所示的研究热点可得：在结构化机械密封中想要利用磨料射流在 SiC 陶瓷表面加工高质量织构，需要从喷嘴设计和工艺参数等方面探索。目前，针对上述问题的探究还有所欠缺，因此需要进行研究以寻找合适方案。

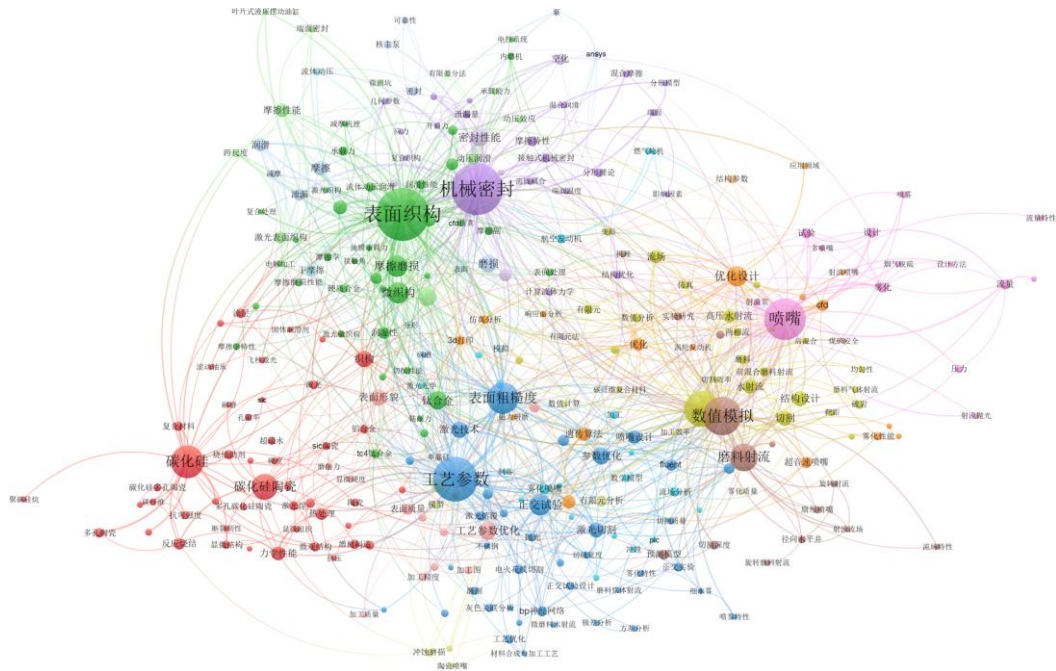


图 1-9 结构化机械密封关键研究课题的引证活跃度

1.4 主要内容与章节

为了解决上述提到的问题，本文介绍了面向 SiC 陶瓷的多相射流表面织构加工技术，该技术是利用压力空气通过动力管后产生的负压效应吸入浆料，依靠气体驱动包裹固体颗粒的液滴实现材料的去除。本文在自主设计的喷嘴基础上研究加工 SiC 陶瓷表面织构的工艺参数，最终实现 SiC 陶瓷表面高质量微织构加工。本文技术路线见图 1-10，其中主要研究内容如下：

第一章：绪论。本文首先简要概述了研究背景和表面织构的优势。接着通过对比几种常用的织构加工方法将研究聚焦于磨料射流加工，同时指出 SiC 材料在极端环境的卓越表现及磨料射流中存在的不足之处。最后，引出本文的研究内容：面向 SiC 陶瓷的多相射流表面织构加工技术研究。

第二章：多相射流加工平台构建及特性研究。建立了多相射流加工平台并阐述其工作原理。同时，喷嘴作为影响加工效果的关键部件，其重要性被提及，为后文设计喷嘴做铺垫。此外，通过对比及仿真模拟说明了多相射流加工技术优势。

第三章：多相射流喷嘴设计。通过数值仿真和实验相结合的方法，从动力管

位置、动力管角度、混合腔长度和混合腔角度四个方面考虑，优化设计了一种适用于多相射流加工需求的高效喷嘴。

第四章：多相射流加工参数研究。本章深入分析了磨料材料、气体压强、磨料粒径、射流角度和进给间距五种加工参数对材料去除特性的影响规律。同时，针对 RB-SiC 两相材料的去除机理，着重探讨了不同硬度磨料在各种入射角度下的加工特性，并与高纯度脆性材料 S-SiC 的去除机理进行了对比分析。

第五章：SiC 陶瓷密封环整环表面织构加工。本章采用第三章中设计的喷嘴及第四章中优选的加工参数对 SiC 陶瓷密封整环进行加工。通过激光加工制造了带有三种典型阵列表面织构的掩模板，将其附于工件表面进行织构加工。最后对织构的几种表征量进行分析，证明多相射流加工技术在制备高质量及复杂形状特征方面的可行性。

第六章：总结与展望。回顾和总结本文的主要工作和研究结论，同时提出了对未来研究方向的展望和建议。

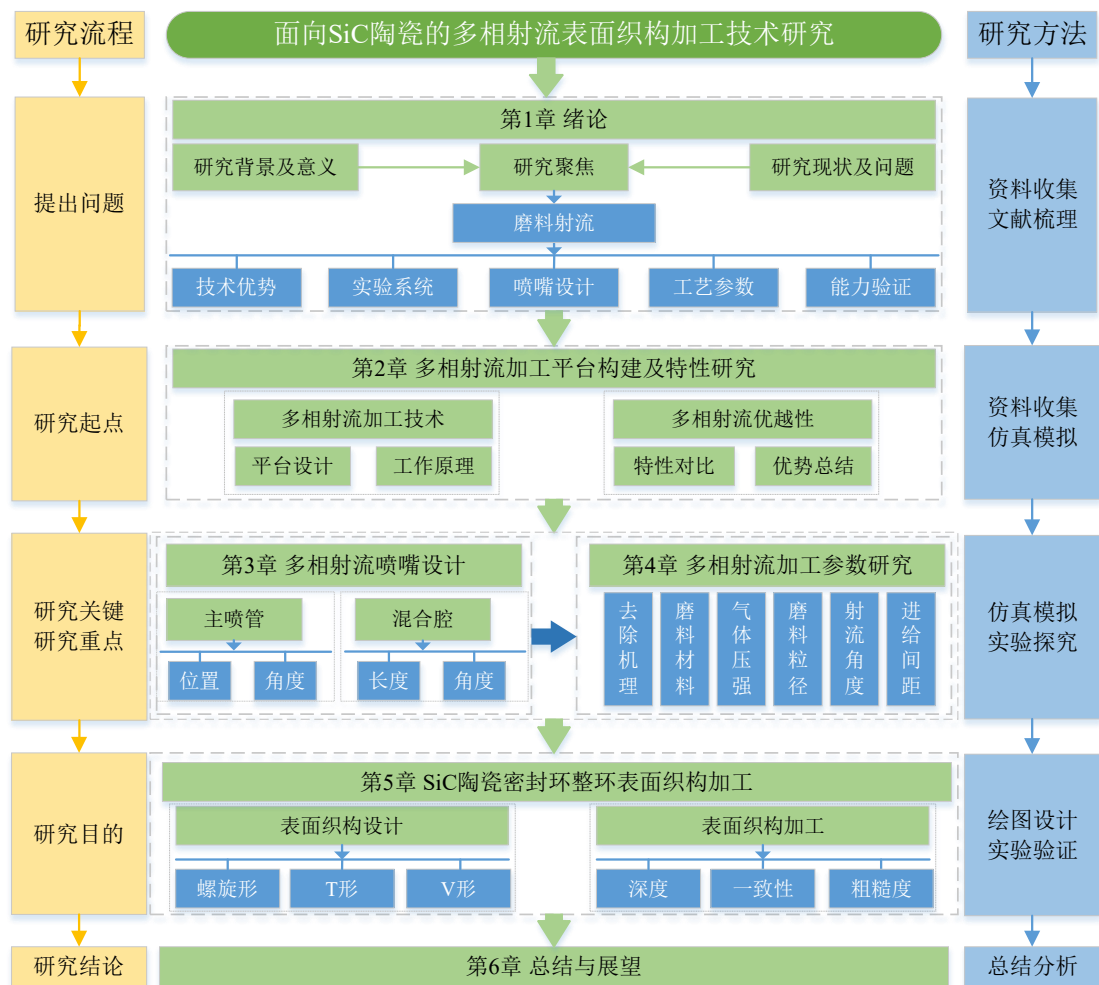


图 1-10 技术路线图

第2章 多相射流加工平台构建及特性研究

多相射流技术（Multiphase Jet Machining, MJM），作为一种新型的磨料射流加工方法，通过引入多种介质（如气体、液体和固体颗粒）形成的混合射流，在提升加工质量、降低成本的同时显著拓展了工艺普适性。本章将针对多相射流技术构建加工平台，并阐述其工作原理、射流结构及关键部件喷嘴的重要性。最后，通过与传统磨料射流的对比研究，揭示其在多介质协同作用下的独特加工优势。

2.1 多相射流加工平台

2.1.1 平台构建概述

本章设计的多相射流加工平台以在碳化硅陶瓷表面实现高质量微织构加工为目标，需满足以下设计要求：可以实现在三维空间中对工件的任意位置进行加工；对工件加工的喷嘴可以改变射流角度；可以稳定输送低压空气通过喷嘴，以吸入浆料并形成持续、稳定的多相射流。

如图 2-1 所示为搭建的多相射流加工平台示意图，包括气源组件、喷嘴组件、浆料循环系统以及工作台上的运动平台。图中：1、空气压缩机；2、空气过滤器；3、稳压阀；4、流量计；5、球阀；6、进液管；7、浆料液；8、磁力搅拌机；9、T 轴旋转平台；10、工件台；11、工件；12、掩模；13、喷嘴组件；14、X 轴运动平台；15、Y 轴运动平台；16、Z 轴运动平台。

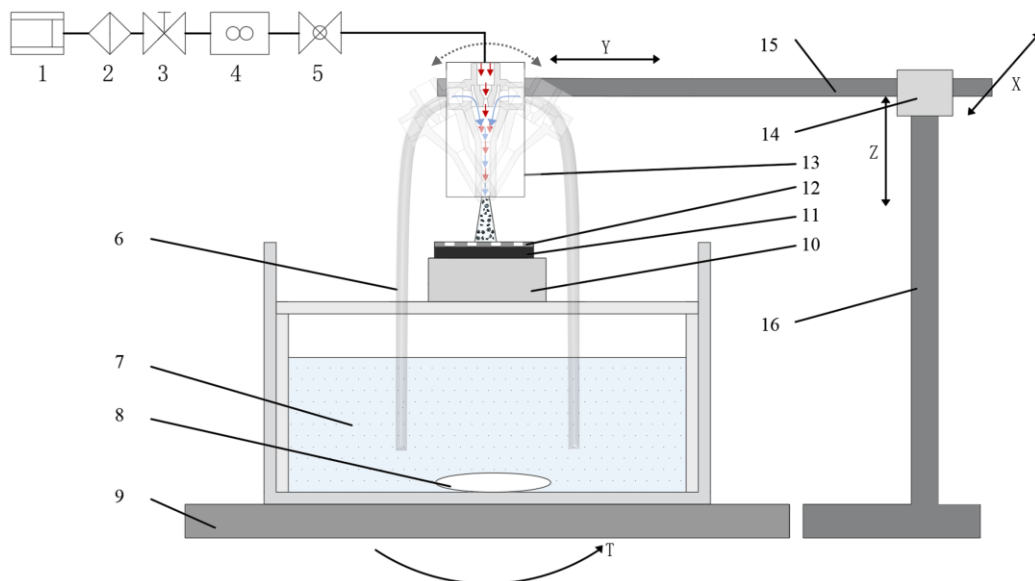


图 2-1 多相射流加工实验系统

装置的具体构成如下：

(1) 气源装置包括空气压缩机、储气罐、空气干燥机、稳压阀、流量计及球阀。主要功能是向喷嘴内部提供稳定的压力气体。

(2) 喷嘴组件包括喷嘴及角度调节器。喷嘴作为射流形成的核心部件，压力气体在其内部形成负压区并吸入浆料，最后通过聚焦管形成多相射流对工件表面进行加工；角度调节器可以调整喷嘴的射流角度。

(3) 浆料循环系统包括磁力搅拌机、浆料容器及双通道浆料输送管。浆料容器内的转子对浆料进行搅拌，再通过输送管输送稳定且均匀的浆料。

(4) 运动平台包括 X、Y、Z 轴运动平台和 T 轴旋转平台，可以实现工件的平面移动及自转，还可以精确调节喷嘴与工件之间的喷射距离。

在加工时先将特定粒径磨料和水通过一定比例混合成浆料溶液，然后通过压缩空气进入喷嘴形成负压效应吸入微磨料悬浊液，形成微磨料多相射流并加速喷射到工件材料表面实现加工。该装置主要功能参数见表 2-1。

表 2-1 多相射流平台功能参数

类别	功能参数
喷射压强	0.1~0.7 MPa
喷射距离	1~20 mm
喷射角度	60°~90°
XY 平台范围	10 cm ² ×10 cm ²

2.1.2 射流工作原理

本文运用的多相射流是气-液-固三相射流。如图 2-2 所示，该系统的工作原理是：增压后的空气首先通过一个喉道直径为 1 mm 的拉瓦尔型喷管加速，喷管的发散出口处因此形成一个负压区，这一负压效应促使预混合的浆料被吸入喷嘴内部。所设计的喷嘴主要结构包括入口段、动力管、混合腔和聚焦管四个部分。其内部产生负压的原理可以通过伯努利方程来解释：

$$P + \frac{1}{2}\rho v^2 + \rho gh = C \quad (2-1)$$

其中，P 是流体内的静压力， ρ 是流体的密度， v 是流体的速度， g 是重力加速度， h 是流体的高度。对于喷嘴内部流体流动考虑两个截面：入口截面 1，喉

部截面 2；同时考虑到喷嘴较短，可以忽略高度变化对压力的影响，即 $h_1 \approx h_2$ 。因此，方程可以简化为：

$$P_1 + \frac{1}{2} \rho v_1^2 = P_2 + \frac{1}{2} \rho v_2^2 \quad (2-2)$$

喷嘴内部流体满足流量守恒方程：单位时间内通过两个截面的流体体积相等。

$$Q_0 = v_1 A_1 = v_2 A_2 \quad (2-3)$$

由于截面 2 的面积小于截面 1 的面积，因此 $v_2 > v_1$ 。将其代入简化后的伯努利方程可以得出 $P_1 > P_2$ ，即截面 2 处的静压力小于截面 1 处静压力（大气压力）。因此，在喷嘴内部形成了负压环境，从而将浆料吸入喷嘴内部与高速气流混合，最后沿聚焦管射出多相射流。

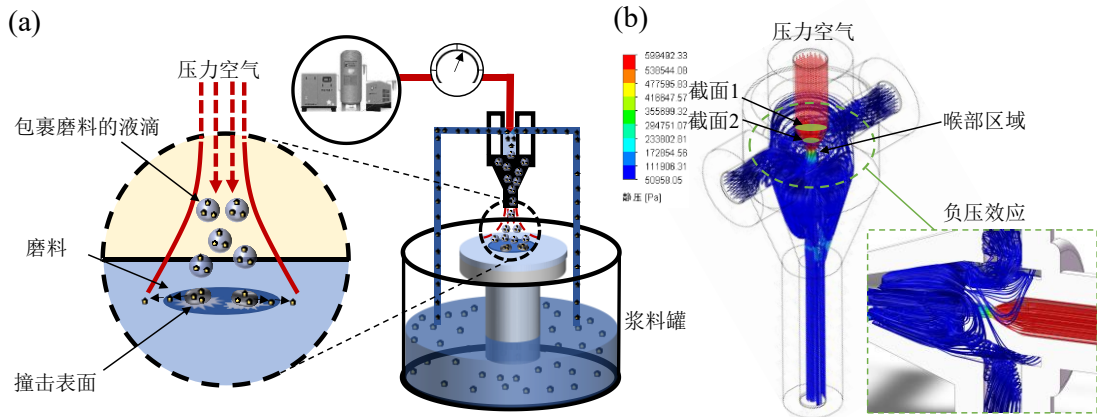


图 2-2 多相射流加工原理图

(a)加工示意图；(b)喷嘴内负压效应

多相射流加工技术的性能受多种因素影响，其中喷嘴作为射流形成的核心部件，其几何参数设计尤为关键^[53]。不同的喷嘴结构影响着射流的加工性能，如射流速度、流量、加工足迹等。在各种类型的喷嘴中，自吸式磨料射流喷嘴已经被大量的研究人员广泛使用。然而，真空自吸式磨料射流喷嘴结构相对复杂。喷嘴的几何参数，如直径、长径比、收缩角及出口切面形状等，直接决定了射流的流速、稳定性、雾化质量以及加工精度等特性。不合理的喷嘴设计可能导致射流能量损失大、加工效率低或加工不稳定等问题。如何通过优化喷嘴几何参数来提升多相射流加工技术的性能，成为当前研究的重要课题。因此设计出一种适用于多相射流加工技术的喷嘴显得尤为重要，后文将对此处进行详细说明。

多相射流加工技术作为磨料射流的创新分支，兼具气射流与浆体射流的技术优势，在织构加工领域呈现显著优越性，后文将详细说明。

2.2 多相射流加工优越性

历经不断演变更新,射流技术在跨学科综合应用中展现出了多元化发展的繁荣景象,涌现了诸如间断式微磨料射流^[54]、水下作业射流^[55]、磁力驱动射流^[56]、脉冲磨料射流^[57]、冰粒冷冻喷射技术^[58]及真空条件下的射流技术^[59],还有与超声波振动^[60]、电解工艺^[61]及激光加工技术^[62]相结合的新型射流加工技术等。从射流的基本原理出发,主流的射流技术可归纳为水射流、浆体射流及磨料气射流等几个大类。通过对既有文献的综合分析,这些射流技术的主要运行参数及应用范畴详列于表 2-2 中。

本研究范畴为织构加工领域,根据表格内容仅考虑低压浆体射流及气射流技术,下文统称为传统磨料射流,而排除了其他相关技术。鉴于此,将针对这三项技术进行详细对比,旨在突出多相射流在织构加工中的优势。

表 2-2 射流技术的分类及工作条件

射流分类	工作压强 MPa	颗粒速度	用途
纯水射流 ^[63]	200~600	800~1000	食品切割
磨料水射流 ^[64]	100~600	160~450	工业切割、通孔
低压浆体射流 ^[65]	0.2~4	42~89	抛光、浅坑/槽
高压浆体射流 ^[66]	70~103	49~127	切割、碎石
磨料气射流 ^[67]	0.1~0.6	120~200	浅坑/槽
多相射流 ^[68]	0.1~0.6	100~150	表面织构、抛光

2.2.1 传统磨料射流特性

在传统磨料射流中,其中的流体相类型、数量以及其混合模式决定了射流的特性^[69]。一般来说,射流可以细分为以下两类:气-固两相射流又称磨料空气射流(AAJ)^[70],其工作原理是磨料颗粒经搅拌机搅拌均匀后,通过振动进入混合腔,与进入的空气混合而成的一种射流见图 2-3(a)。液-固两相射流又称磨料浆体射流(ASJ)^[71],是一种利用隔膜泵见图 2-3(b)^[72]、加压空气见图 2-3(c)^[73]或加压水见图 2-3(d)^[74],将预先混合好的浆料输送进入直径为 0.05 mm~2.0 mm 的蓝宝石小孔,形成浆体射流撞击目标表面。

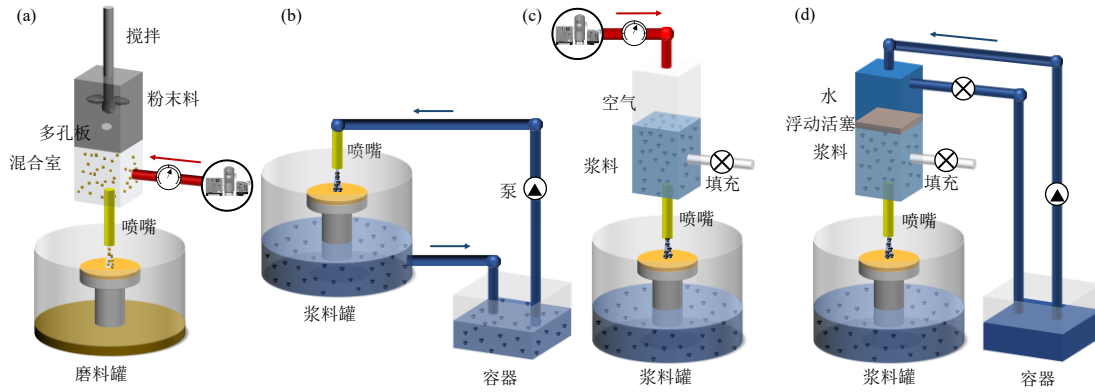


图 2-3 传统磨料射流加工技术

(a)加压空气驱动颗粒射流；(b)常规浆体射流；(c)加压气驱浆射流；(d)加压水驱浆射流

在含有掩模的磨料射流中,通常采用形成大射流束的大喷嘴(1 mm~8 mm),以获得较高的加工效率和大面积覆盖范围。同时,使用低工作压强(<3 MPa)和微纳米磨料颗粒,以减少陨石坑的大小,从而创造出高质量的加工表面。值得注意的是,在这些工况下,法向入射下的磨料气射流由于大部分磨粒以高速垂直撞击靶表面,往往会在脆性陶瓷上形成粗糙的 V 形足迹,而法向入射下的浆体射流由于细小的磨粒无法逃离流体流线而形成 W 形足迹^[75, 76],如图 2-4。

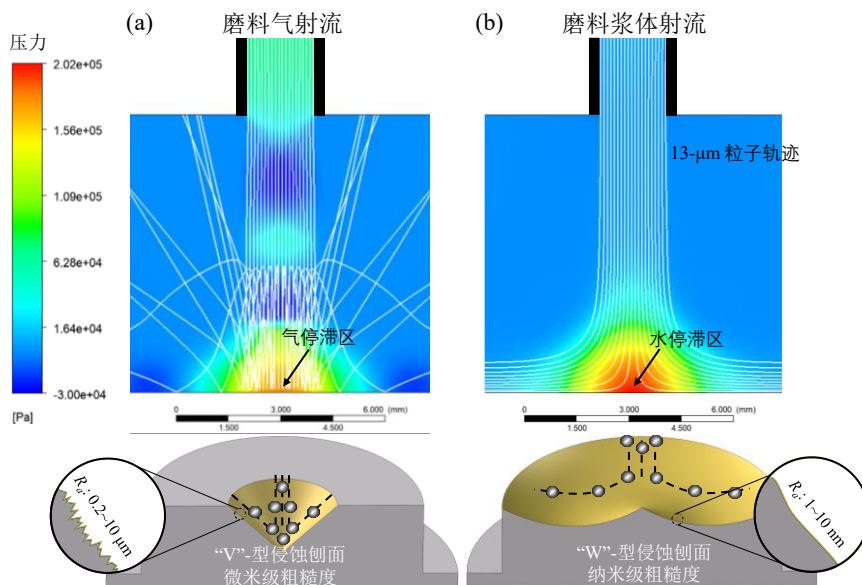
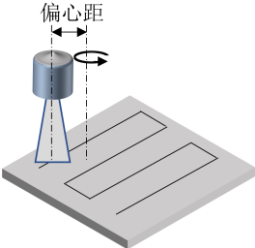
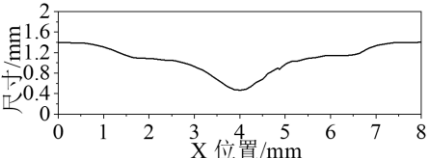
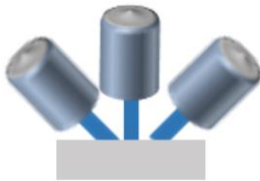
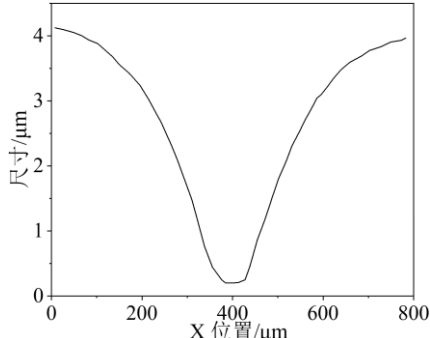
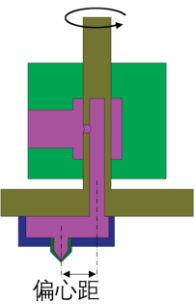
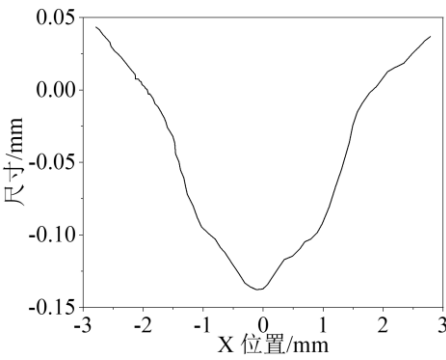
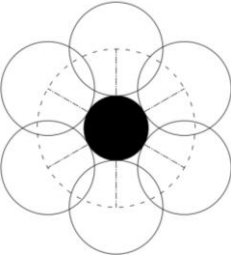
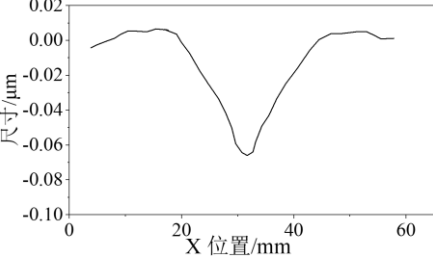


图 2-4 传统磨料射流中颗粒轨迹及侵蚀轮廓

相较于气射流,加工陶瓷材料时采用浆体射流展现出更多优势,这主要得益于其内部所含的润滑水,该特性不仅能有效消除粉尘污染,还能实现加工表面的低粗糙度。鉴于浆体射流的固有优势,研究人员致力于在加工过程中避免产生 W 形足迹^[77]。表 2-3 概述了相关尝试。为了改善浆体射流的加工效果,使其去除痕迹更接近高斯函数形态,研究人员尝试了偏心旋转射流或多喷嘴聚焦射流等方法。

然而，这些方法虽有一定效果，却带来了射流足迹尺寸增大和机械复杂性提升的问题（例如，需要更复杂的支撑设备或喷嘴结构设计），进而降低了整体工艺的适应性和精度。总体而言，在常规加工参数下，如果不借助复杂的辅助手段，磨料气射流（AAJ）往往会形成较深的、粗糙的 V 形足迹，而磨料浆体射流（ASJ）则更易于形成较浅的、光滑的 W 形足迹。显然，无论是 AAJ 还是 ASJ，单独使用时均非理想的表面加工方法。

表 2-3 在浆体射流过程中生成类高斯足迹的方法

方法	材料	示意图	去除轮廓
喷嘴偏心圆周运动 ^[78]	BK7		
斜入射角下的旋转加工 ^[79]	K9		
偏心旋转射流加工 ^[80]	K9		
多位置合成射流加工 ^[81]	K9		

2.2.2 新型多相射流特性

本文介绍的多相射流（MJM）是气-液-固三相射流，最早由南航课题组^[82]提出，并经过一系列探究^[83-87]。该技术巧妙地融合了磨料气射流（AAJ）与磨料浆体射流加工（ASJ）的优势，成功满足了产生光滑、类似高斯分布的去除了轮廓需求。MJM 相较于 ASJ，MJM 的一个显著优点在于，它能直接在脆性材料如陶瓷等目标上产生类高斯去除足迹，且无需任何复杂预处理，如图 2-5 为利用本文所搭建的多相射流平台加工 SiC 陶瓷的轮廓（气体压强 0.6 MPa、粒径为 12 μm 、人造金刚石磨料），从中心线截面轮廓可以看出其整体呈现具有高斯型分布去除函数（U 形轮廓）。此类轮廓能有效降低表面形状误差收敛率，抑制加工路径引起的中高频波动^[88]。

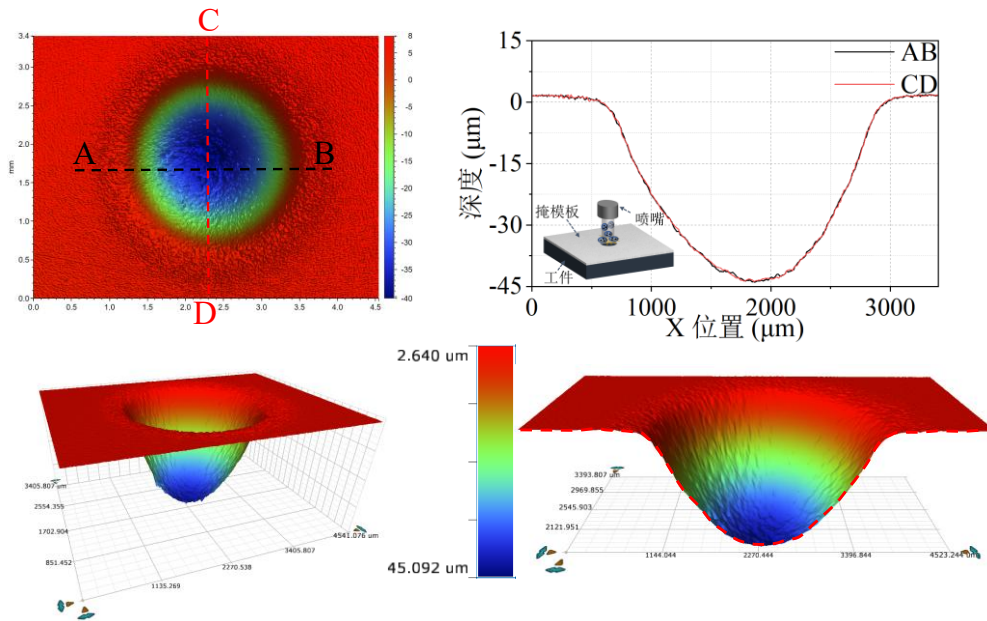


图 2-5 多相射流形成的典型类高斯足迹

如图 2-6 所示，这一优势得益于以下几个关键因素：在 MJM 加工过程中，浆料在喷嘴内部被雾化成细小的液滴，而这些液滴中包裹着磨料颗粒。低密度气流使得携带磨料的液滴能够轻松穿越较弱的空气停滞区，进而近乎垂直地撞击工件表面。同时，当液滴接近工件并在空气停滞区内撞击时，会产生微小的水锤压力，这相当于将传统浆体射流中连续的强水停滞区分割为无数微小的水停滞区。这两种效应共同作用，确保磨粒在多相射流中几乎垂直地撞击并接触表面，随后在形成的微水停滞区内，由于液滴和颗粒偏转效应的限制，磨粒倾向于在加工表面上进行滑动。

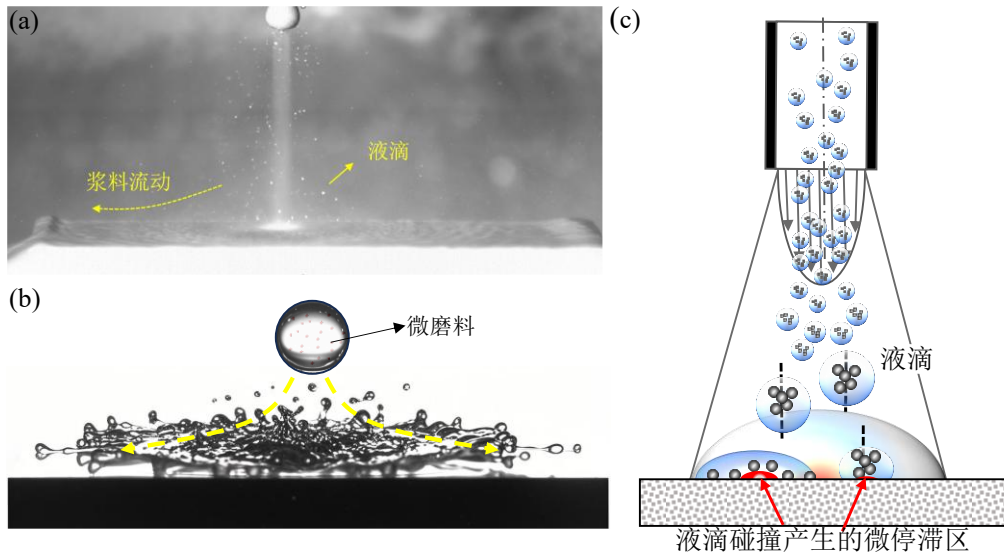


图 2-6 射流形成机理图

(a)多相射流结构^[87]; (b)包裹微磨料的液滴; (c)多相射流结构示意图

通常，在多相射流加工过程中，加压气流不仅携带磨料颗粒，还能同时携带液体添加剂，这使得 MJM 兼具气固射流和液固射流的特性。具体而言，它融合了以下优点：（1）类似于 AAJ，MJM 中可以忽略空气停滞区的存在，提高了加工效率；（2）类似于 ASJ，MJM 具有水润滑效果，并能有效输送纳米颗粒，增强了加工能力。MJM 能够获得低表面粗糙度的能力，主要归因于润滑水的存在以及液滴所起的缓冲作用。可以说，MJM 是空气射流与水基磨料射流系统的协同应用，它结合了这两种系统的优点。目前，MJM 能够在无需特殊操作的情况下产生光滑的高斯型加工足迹，这一特性对于表面加工应用而言既是有益的，也是独一无二的。

2.2.3 多相射流优势总结

多相射流加工技术相较于磨料气射流和浆体射流，展现出显著的优越性：几乎不产生粉尘，水和磨料的消耗量大幅降低，贵重磨料易于收集和重复使用，能够灵活应用亚微米/纳米尺度以及混合类型和尺寸的磨料，显著提升了表面加工质量。尤为突出的是见表 2-4，该技术具备的高斯型分布去除函数（U 形轮廓），在加工过程中能够有效避免 W 形轮廓所产生的中高频误差问题，为精密加工提供了有力支持。多相射流在表面织构加工及抛光领域相较于其他射流技术展现出了显著优势。其独特的工作原理和对工作压强的精确控制，使得多相射流能够在目标材料上精确地加工出高质量的纹理。

表 2-4 多相射流与磨料气射流和浆体射流的对比

射流分类	磨料气射流	磨料浆体射流	多相射流
包含的相	气、固	液、固	气、液、固
磨料颗粒撞击速度	高	低	中
加工轮廓	V	W	U
表面粗糙度	高	中	低
加工效率	高	低	中

鉴于上述特性与本文研究内容的紧密相关性,因此选择了多相射流加工技术作为本文的加工方法,通过设计喷嘴结构和加工参数来优化多相射流加工工艺。其核心目标是,通过这种先进的加工技术,最终实现以 S-SiC 和 RB-SiC 为典型代表的 SiC 陶瓷表面低粗糙度纹理化,进而显著提升材料的机械密封性能。

2.3 本章小结

本章构建了多相射流实验平台并对 SiC 陶瓷表面进行定点加工。在此过程中,阐述了射流形成的原理及结构,并将喷嘴确定为多相射流技术的关键部件。通过对比分析,明确该方法的卓越性能和显著优势。本章的主要结论如下:

(1) 射流形成的关键在于喷嘴。其工作原理是利用压力空气通过动力管后产生的负压效应将浆料吸入,再通过聚焦形成多相射流实现材料的去除。

(2) 法向入射时,磨料气射流中高速磨粒垂直撞击脆性陶瓷表面后反弹,易形成粗糙的 V 形去除足迹;而浆体射流因微细磨粒受流体约束,易产生较为光滑的 W 形足迹,其形貌修正通常需要借助复杂辅助装置。

(3) 在多相射流加工过程中,包裹磨料的液滴能够垂直地接触并撞击工件表面,然后贴近加工表面进行滑动,从而产生近乎完美的高斯式去除轮廓,这对织构加工而言是有益且独特的。

第3章 多相射流喷嘴设计

喷嘴作为多相射流加工技术的关键部件，其工作原理是利用压缩空气通过动力管在混合腔内形成的负压效应，将浆料吸入并随气体一起喷射至材料表面进行加工。喷嘴内部的负压效果对浆料的吸入起着关键作用，负压效果越好，对浆料的吸力就越大，形成的射流越稳定。相反，若喷嘴内部负压效果不足，吸力会减弱，导致供料不均匀，甚至无法有效吸入浆料，最终严重影响加工效果。因此喷嘴结构是多相射流加工效果的关键。

为了得到真空度高、吸入浆料多且稳定的多相射流喷嘴，本章对喷嘴的结构进行优化设计，并利用 3D 打印技术进行制造。为了探索提升浆料输送效率和稳定性的最佳结构参数，采用了实验与仿真模拟相结合的方法，研究动力管位置、动力管角度、混合腔长度和混合腔角度对喷嘴内负压效应及浆料吸入量的影响。

3.1 喷嘴设计与制作

如图 3-1 所示为传统和改进后的喷嘴示意图，它由四部分组成：带动力管的一次进气口、二次浆料入口、混合腔和聚焦管，动力管出口位于聚焦管前方的混合腔内。Melentiev 等^[89]指出，会聚的圆柱形管可以促进文丘里效应，由于压强的差异而加速气流速度，从而更快地加速磨料颗粒。因此，在图 3-1(a)中，现有的磨料射流喷嘴通常采用搭配会聚圆柱形动力管和单侧二次浆料入口的结构，将气流速度限制在声速以内，如文献^[90,91]所述。在图 3-1(b)中，为了提高流体的流动稳定性和磨料混合均匀性，设计了一种带有两个对称二次入口的改进型真空吸力 MJM 喷嘴。在动力管方面，经会聚区域后具有等截面积的圆柱截面设计为发散截面。在这种情况下，动力管由文丘里形状 ($\theta=0^\circ$) 变为拉瓦尔形状 ($\theta>0^\circ$)。使用拉瓦尔形状的一个关键优点是，发散区域内的空气速度可以超过声速，这有望比传统的圆柱形^[92]产生更好的性能。借鉴真空喷射器的设计思想，设计了自吸式多相射流喷嘴形状及其基本尺寸。但与真空喷射器相比，多相射流喷嘴在出口没有扩散器，可以实现聚焦。

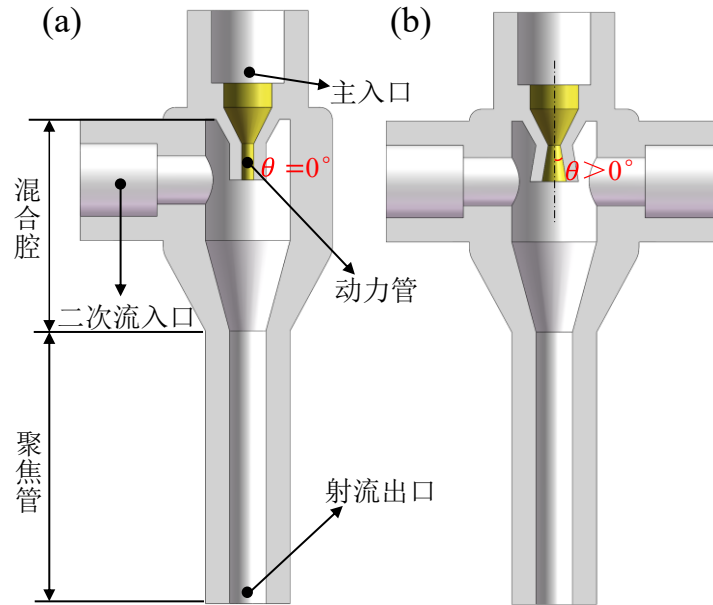


图 3-1 磨料射流喷嘴

(a)单边二次口喷嘴；(b)对称二次流入口喷嘴

自吸式喷嘴的结构参数主要由动力管、混合腔和聚焦管三部分组成。主喷管角度 (θ) 影响流体的流动状态，是决定喷嘴性能的关键因素之一。动力管位置 (L_1) 和混合腔长度 (L_2) 直接影响内部流场的分布和激波范围。混合腔角度 (δ) 对喷嘴的性能也有一定的影响。基于此，本章探索了喷嘴结构的四种参数（即动力管位置，动力管角度，混合腔长度和混合腔角度），具体取值见表 3-1。需要指出的是，虽然这些几何形状已经在一些研究中得到了应用，但由于尺寸和试验条件的差异，它们的性能不能直接进行比较。在本文中，除探究单一结构参数发生变化外，喷嘴内其他尺寸保持不变，试验条件相同。主要目的是研究在相同条件下，取得该参数的最优值。

为了测试不同结构对喷嘴性能的影响，将喷嘴的主要部件设计为替代结构，如图 3-2 所示。喷嘴设计的重点集中在动力管和混合腔上。图 3-2(a)显示了固定参数和待研究参数的变化情况。动力管位置 L_1 ，即动力管出口到二次入口中心线的距离，影响着浆料的夹带效果，是决定喷嘴性能的关键因素之一，首先要确定动力管位置 (L_1)。动力管出口发散角 (θ) 影响主气流，是需要研究的次要参数。本文还考虑了混合腔长度 (L_2) 和混合腔角度 (δ) 对内部流场分布和形成真空场范围的影响。本文研究的各变量参数取值范围如表 3-1 所示。在单因素试验中，除待研究的结构参数外，其他喷嘴尺寸保持不变，试验条件相同。主要目的是通过对这些可变参数的研究，找到一种相对高性能的喷嘴结构。

表 3-1 喷嘴实验设计

实验数目 (Exp.)	L_1 (mm)	θ (°)	L_2 (mm)	δ (°)
Exp. 1	-2, 0, 2, 4, 6	9	8	15
Exp. 2	4	0, 1, ..., 15	8	15
Exp. 3	4	9	8, 10, 12, 14, 16	15
Exp. 4	4	9	10	3, 6, 9, 12, 15

本章所设计的喷嘴内部结构复杂，采用光敏树脂 3D 打印技术制造，打印精度为 ± 0.05 mm。3D 打印可以稳定地制造尺寸大于 1 mm 的空腔，根据 3D 打印的制造能力，将动力管的最小内径（喉道直径）设置为 1 mm。光敏树脂制成的喷嘴制造成本低，可用于无磨料试验或短时间加工。

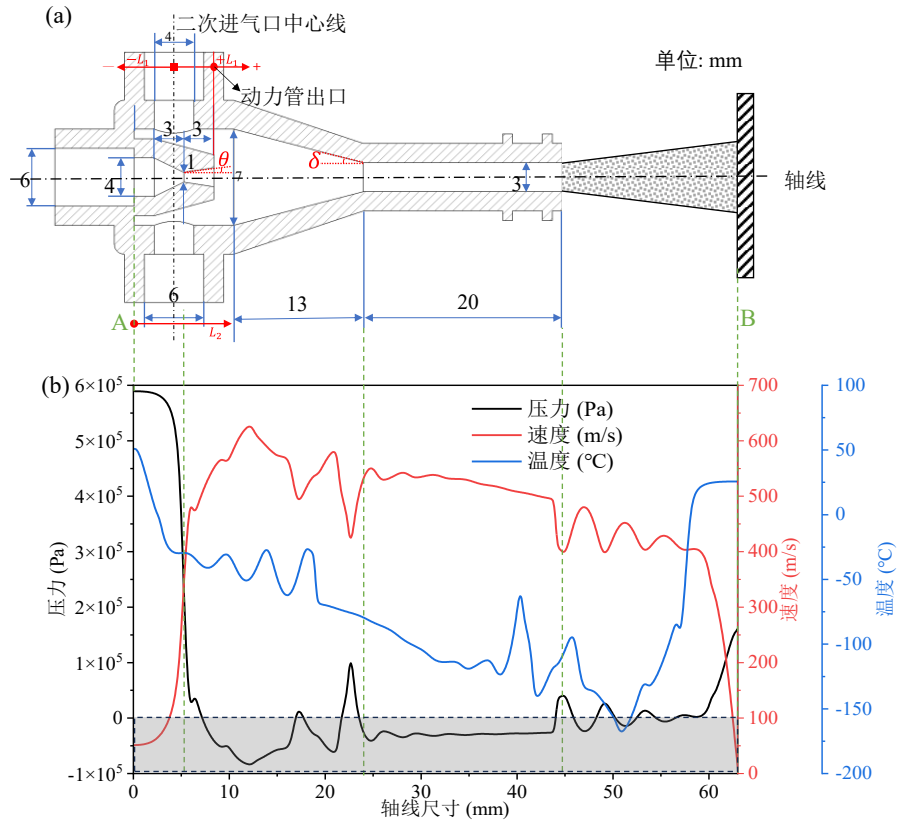


图 3-2 喷嘴及内部能量场分布

(a)实验喷嘴尺寸；(b)0.6 MPa 加压空气通过喷嘴时 X 轴气压、速度和温度变化

多相射流的加工能力取决于冲击工件的浆料流量及速度，这与混合腔内形成的真空度和气流速度有关。如图 3-2(b)所示，由于喷嘴出口处气流速度是波动的，超过 400 m/s，采用低速风速仪测量比较困难。然而，空气流速和气压是两个相

反的指标；也就是说，在某处，低气压意味着高流速。因此，采用易于表征和测量的真空度作为评价所设计喷嘴浆料输送性能的指标，并通过吸入浆料的体积流量进行验证。真空度和吸入浆料体积的测量方法如图 3-3 所示。将两个二次入口与压强传感器相连，可以得到不同进气压强下的真空度值。吸入浆料的体积流量定义为单位时间内吸入的浆料体积。在不同的入口压强下，测量吸入浆料的体积。每次测量在相同条件下重复 3 次，取其平均值，以减小随机误差，保证实验结果的可靠性。碳化硅作为一种典型的硬脆材料，因其优异的耐磨性而被选为微磨料。将粒径为 $10\text{ }\mu\text{m}$ 的 SiC 磨料以 1:10 的混合比配制浆料溶液。喷嘴和磨料材料的主要性能见表 3-2。

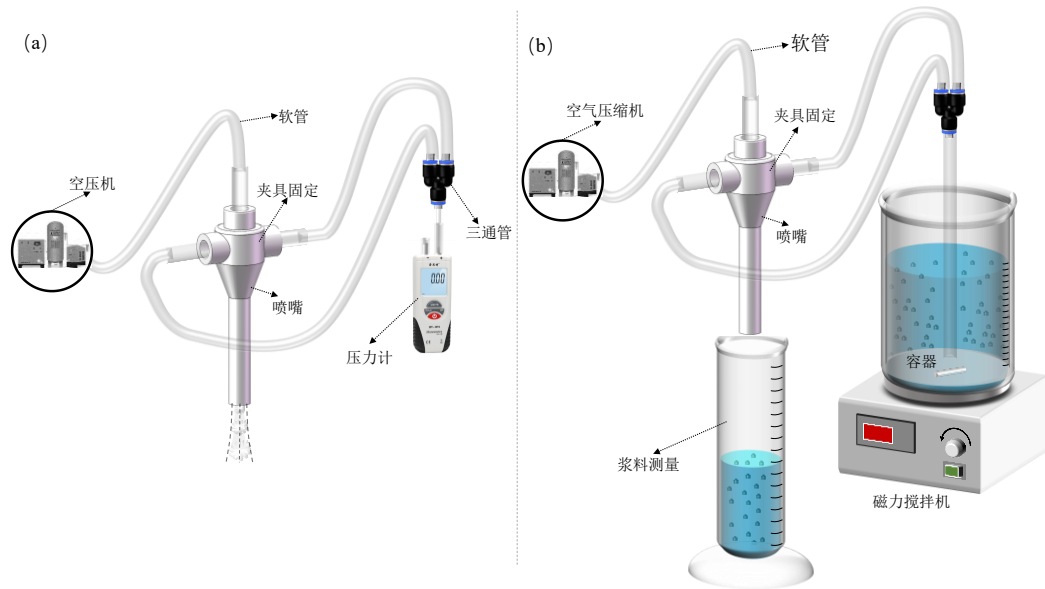


图 3-3 测量示意图

(a)负压；(b)体积流量

表 3-2 材料物理性质

材料	密度 ρ , g/cm^3	硬度	弹性模量 E/GPa	抗拉强度/ σ_b , MPa
光敏树脂	1.3	HRA 88	2.95	55
SiC	3.52	HRA91	330	352

3.2 仿真与模拟

3.2.1 网格模型

通过改变喷嘴形状，可以对内部多相射流的流动产生显著影响。为了探究不同几何尺寸对流场分布的影响，使用 Ansys Fluent 软件进行了数值计算。对于

Fluent 来说, 模拟喷嘴内部复杂的空气-颗粒-液滴流动以及液滴的动态破碎和融合是非常困难的。如图 3-3(a)所示, 在负压测量过程中, 为了便于操作, 在二次入口连接了压强传感器, 只使用主气流通过喷嘴。因此, 在评估真空度时, 由于不涉及二次流, 将两个二次入口设置为壁面边界。这样就保证了试验条件与模拟条件一致。文献^[93]中也有类似的测量和模拟负压的方法, 具有重要的参考意义。在这里, 不需要模拟实际的多相流, 只需要空气流场就可以定性地了解动力管的形状如何影响性能, 以及产生当前性能的机理。

虽然所设计的喷嘴是三维结构, 但许多研究表明, 将三维模型替换为二维模型是可行的, 可以显著节省计算时间。其次, 对于沿结构方向流动的流体, 与三角形网格相比, 四边形网格可以使用更少的单元和节点获得高精度的结果, 并减少数值扩散。此外, 由于激波的存在, 在动力管、聚焦管和喷嘴出口处网格进行了部分细化。如图 3-4 所示, 建立了二维四边形网格模型, 质量参数见表 3-3。喷嘴壁面的设置采用了实测的粗糙度值, 即 $0.2\ \mu\text{m}$, 并设定为无滑移绝热壁面条件。为了求解高速压缩流体流动问题, 同时考虑到内存使用的效率, 选择了稳态条件下基于压力的求解器。在计算理想气体流动时, 采用了在喷嘴流体动力学模拟中表现最佳的 $k-\omega$ -SST 湍流模型。此外, 通过合适的能量方程, 充分考虑了温度对流动的影响。因为气流直接排入大气, 所以环境压力被设定为 $101325\ \text{Pa}$, 总温度则设定为 $300\ \text{K}$ 。

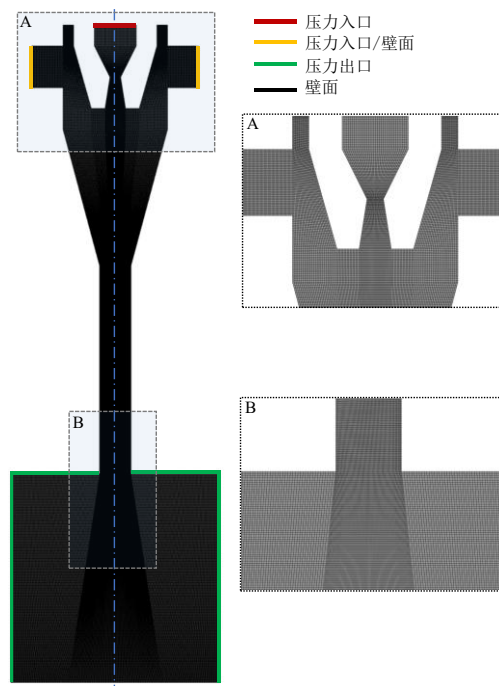


图 3-4 喷嘴工具数值模拟的简化物理模型

表 3-3 网格质量参数

参数	数值	
网格数量	共计	83912
	最差	0.34
网格质量	平均值	0.86
	最差	5.65
纵横比	平均值	1.91
	最差	0.29
偏度	平均值	0.04
	最差	0.89
正交性	平均值	0.99

如图 3-4 所示，动力管入口被设定为“压力入口”条件，因为其与加压空气相连。两个次级入口被设定为“壁面”边界，因为评估真空度时没有涉及浆料流动。聚焦管出口被设定为 0 MPa（表压，相对于大气压）的“压力出口”。初始喷嘴内充满了空气，其压力应为大气压或环境压力，忽略喷嘴表面的热传递。流体域内选择空气，并视其为理想气体。为了确保模拟结果的准确性，设定了两个收敛标准来判断解决方案是否有效。其一，流入段和流出段的流量必须保持基本一致。其二，除能量方程的残差小于 10^{-6} 外，其余方程的残差均应小于 10^{-5} 。这样的设定能够确保模拟结果的精确和可靠，仿真参数均列于表 3-4 中。

表 3-4 仿真参数

类别	参数	设置
边界条件	主入口	压力入口（实验数据）
	二次入口	壁面（无流动）
	出口	压力出口(环境压力)
	壁面	无滑移绝热壁面（粗糙度=0.2 μm ）
初始条件	流体域	初始压力：101325 Pa、温度：300 K
求解器设置	求解器类型	基于压力的稳态求解器
	湍流模型	k- ω -SST
	流体模型	理想气体
收敛标准	残差	连续性/动量方程 $<10^{-5}$ ，能量方程 $<10^{-6}$
	流量	进出口流量误差 $<1\%$

3.2.2 网格独立性验证

理论上, 网格划分得越细, 模拟的精度就越高。但是, 网格过于精细, 在增加网格数量的同时会增加计算时间和成本。因此, 需要进行网格无关性验证来选择最优网格密度。网格无关性验证的边界条件设置为: 进口压强 0.5 MPa, 采用了五组不同网格数量: 12405、30546、45736、83912、124768。如图 3-5 所示, 当网格逐渐细化到 8×10^4 和 1.2×10^5 时, 网格数量的增加对压强大小几乎没有影响, 相对误差较小。所以, 在后续的仿真中, 选择个数超过 8×10^4 的最终网格数量, 可以保证仿真的准确性。

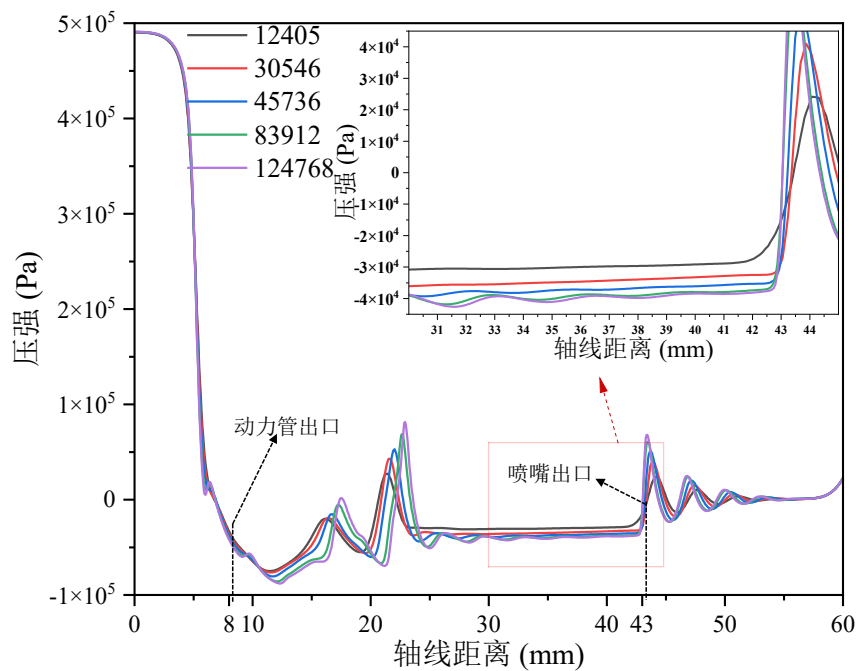


图 3-5 网格独立性验证

3.3 结果及分析

自吸式喷嘴的关键在于创造出低压区域, 以促进浆料混合物的进入。核心在于气流特性的优化, 优化后的气流应具有输送足够的浆料混合物进行冲蚀加工的能力。在这个过程中, 加压气流通过动力管喷射到混合腔内。因此, 喷嘴研究的重点是动力管和混合腔的设计。动力管作为喷嘴内部的关键结构, 其位置和形状对可压缩空气的流动特性有重要影响。本章首先讨论了动力管位置 (L_1) 对真空度和浆料夹带体积的影响, 然后讨论动力管角度 (θ) 的影响。在此基础上, 研究并确定了混合腔长度 (L_2) 和角度 (δ) 对负压强度及分布的影响。

3.3.1 动力管位置的优选

为了找到最佳的动力管出口位置，如图 3-6 所示，设计并制造了 5 个喷嘴， L_1 分别为 -2 mm，0 mm，2 mm，4 mm，6 mm。通过改变动力管出口位置和进气压强，研究了动力管出口位置对真空度和吸浆能力的影响。该位置定义为动力管出口与二次浆料入口中心线之间的距离，范围为 -2 mm 至 6 mm。主进气口压强范围为 0.1 MPa 至 0.7 MPa。

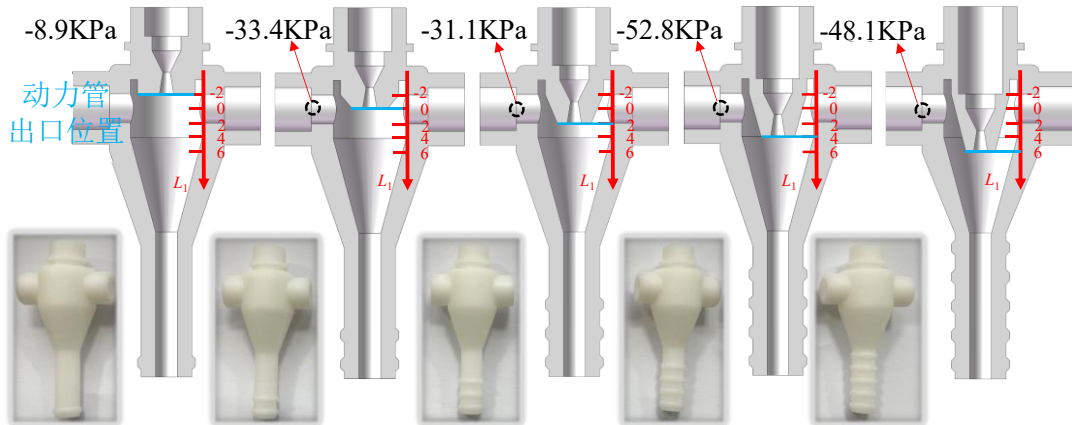


图 3-6 不同动力管位置的喷嘴内部结构

图 3-7 为不同进气压强下 5 种不同动力管位置在二次入口附近压强的实验值和仿真值。可以看出，进气压强和动力管出口位置对真空压强大小有显著影响。如图 3-7(a)所示，二次进口附近的真空度随着进气压强的增大而增大。最小的真空度一般发生在动力管出口靠近混合腔顶部时，即 $L_1 = -2$ mm。动力管出口远离二次进口中心线，靠近混合腔底部时，真空度较强，但不能太靠近混合腔底部。在典型工作压强（0.4 MPa~0.6 MPa）下， $L_1 = 6$ mm 处的真空度略弱于 $L_1 = 4$ mm 处。在所有测试实验中，最佳动力管出口位置 L_1 约为 4 mm。

结果表明：动力管出口位置与混合腔底部的相对距离，对浆料的吸入及输送效果有着显著影响。当动力管出口位置越靠近混合腔底部（ $L_1 = 4$ mm），浆料进口处的真空度越强，预期效果越好，浆料越容易被吸入并以较大的速度输送。图 3-7(b)所呈现的实验结果，有力地证实了上述推断的合理性。从图中可以清晰地观察到，针对 5 种不同动力管位置的喷嘴进行实验时，吸入浆料的体积流量呈现出一种规律性变化。总体上，随着进气压强的不断增大，吸入浆料的体积流量也呈现出逐步增大的趋势。当动力管位置逐渐接近混合腔最佳底部（ $L_1 = 4$ mm）时，浆料流量进一步增大。在 $L_1 = 4$ mm 位置，进气口压强为 0.5 MPa 时，吸入浆体流量可达到最大值 330 mL/min。

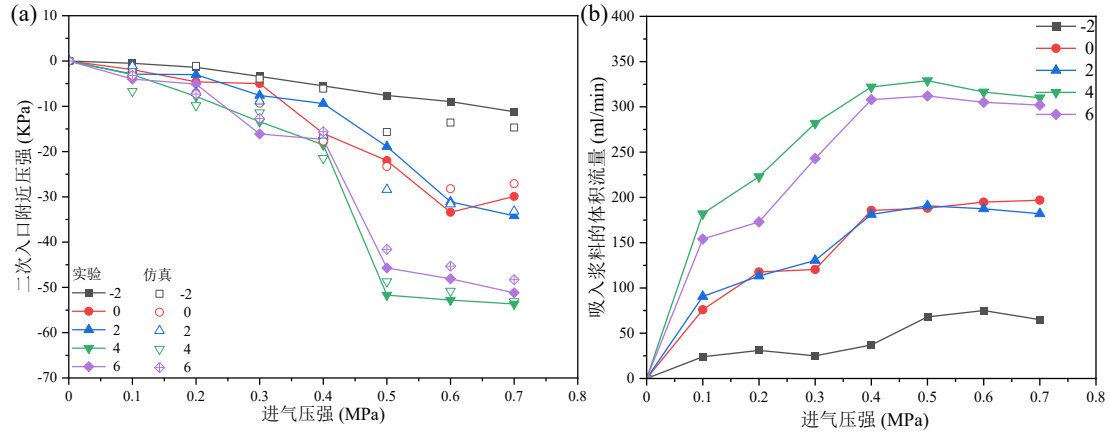


图 3-7 不同动力管位置的负压和吸浆量

为了进一步解释上述现象,在图 3-8 中比较了流体速度路径线,其中动力管出口分别位于 $L_1 = -2 \text{ mm}$ 、 4 mm 、 6 mm 。显然,当动力管出口靠近混合腔顶部时,更容易出现回流现象,这是由发散的空气射流撞击混合腔侧壁产生的。由于二次入口附近的回流可能会阻碍浆料的吸入,因此 $L_1 = -2 \text{ mm}$ 时的吸入浆料量相对较低。随着动力管下移,回流场减小,难以到达二次入口,因此吸入的浆料体积增大。然而,当动力管太靠近混合腔底部时(一个极端的例子是与混合腔侧壁接触),侧壁与动力管之间的狭窄空间将限制浆料进入聚焦管。

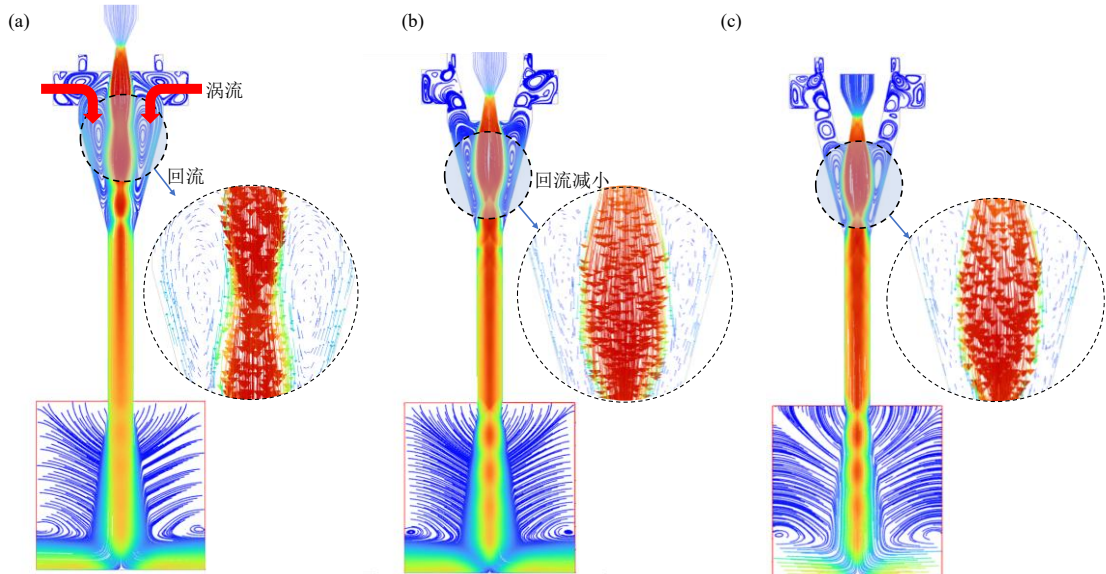


图 3-8 不同动力管位置的喷嘴内流体速度路径线

(a) $L_1 = -2 \text{ mm}$; (b) $L_1 = 4 \text{ mm}$; (c) $L_1 = 6 \text{ mm}$

图 3-9 给出了当进气压强为 0.6 MPa 时,不同动力管出口位置下的负压分布。当动力管出口逐渐下移至混合腔底部时,主气流受回流的干扰较小,压强分布变得对称和集中。因此,喷嘴的最佳动力管位置在 $L_1 = 4 \text{ mm}$ 附近。

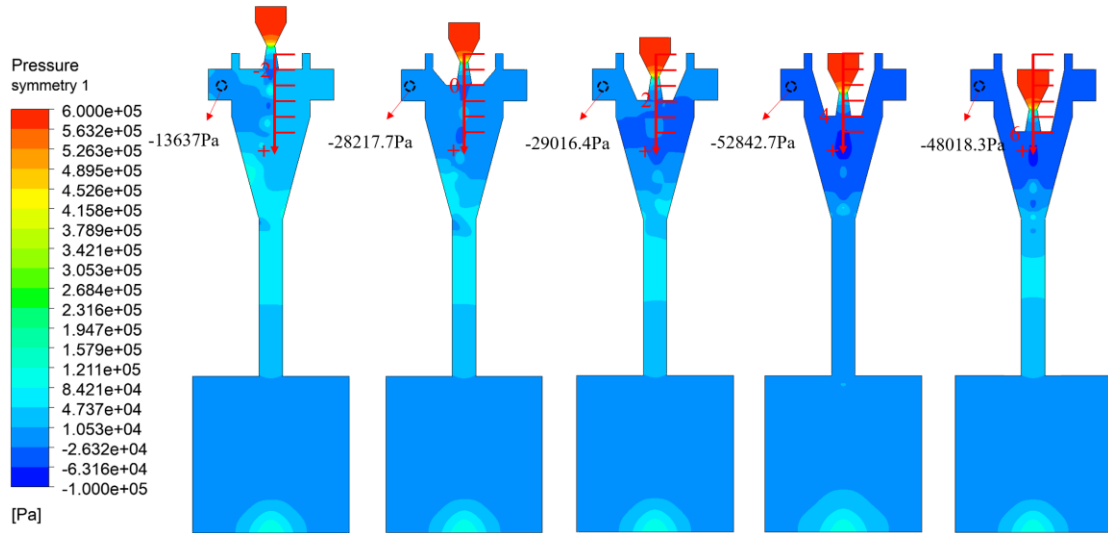


图 3-9 不同动力管位置的压强分布云图

3.3.2 动力管角度的优选

为了找出动力管的最佳出口角度，设计并制造了 16 个喷嘴，如图 3-10 所示。通过改变动力管角度和进气压强，研究了动力管角度对真空度和吸浆料能力的影响。角度定义为动力管扩散边与中心轴线之间的夹角，范围为 0° 至 15° 。主进气压强为 0.1 MPa 至 0.7 MPa。

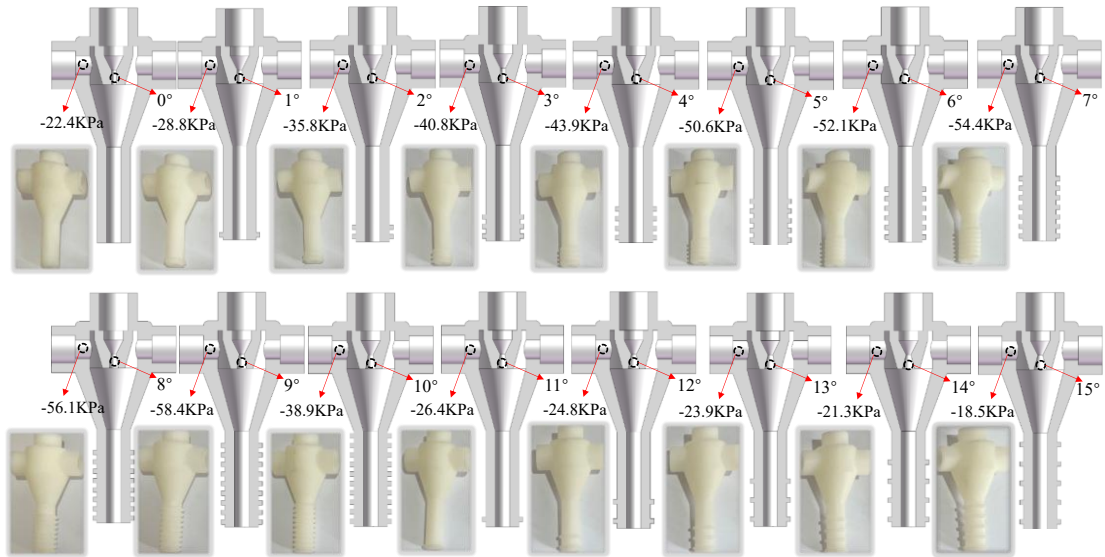


图 3-10 不同动力管角度的喷嘴内部结构

从图 3-11 可以看出，不同动力管角度的喷嘴混合腔内的负压随进口压强的变化情况。可以发现，当进口压强为 0.6 MPa， $\theta = 9^\circ$ 时，喷嘴内的真空度最高。此时，该喷嘴的浆料体积流速比其他喷嘴大。因此，当动力管角度为 9° 时，其负压优势显著，吸入浆料体积大。此外，在所有测试的喷嘴中，有个显著且一致的现象：随着进口压强的增大，混合腔内的负压强度也逐渐增大。这是由于低压气

体在喷嘴内流动时，其动能转化更充分，从而在混合腔内形成更强的负压效应。

在增加进口压强的过程中，混合腔负压变化在 0.3 MPa 时表现出明显的瞬态行为。当进口压强低于 0.3 MPa 时，混合腔负压处于较低水平，增长趋势相对平缓。当进口压强超过 0.3 MPa 时，负压增长速度明显加快，混合腔负压效应明显增强。此外，值得注意的是，当进口压强低于 0.3 MPa 时，可能不足以提供足够的颗粒加速度来满足某些应用要求（如气固两相流中的颗粒加速度）。因此，磨料射流技术的典型工作压强通常设置在 0.3 MPa 以上。

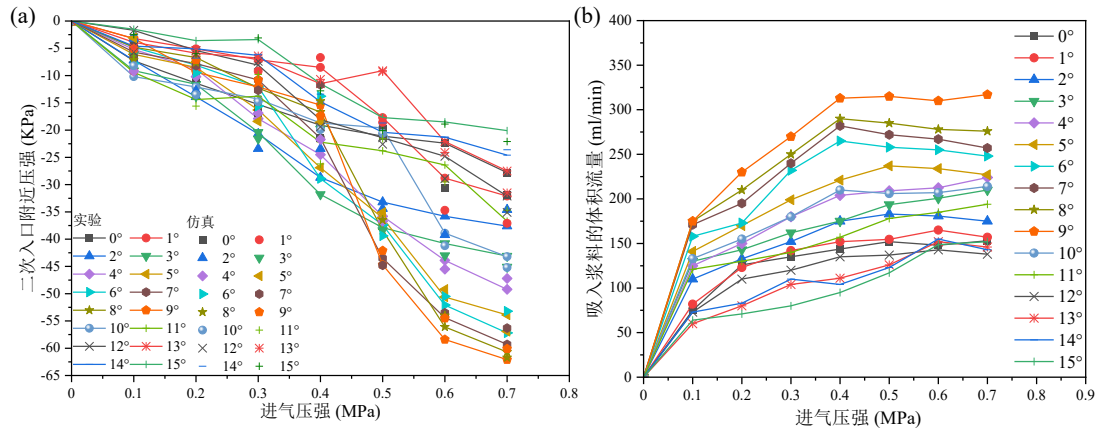


图 3-11 不同动力管角度的负压和吸浆量

以上实验结果表明，动力管角度对混合腔内的气流特性有显著的影响，具体可以解释如下：一方面与喷嘴形状有关。传统的喷嘴动力管几何形状是在收敛区（即 $\theta = 0^\circ$ ）之后具有恒定内径的圆柱形，在动力管汇聚区末端，存在一个不能超过的临界气流速度，它通常受到局部声速的限制，如图 3-12(a)所示。而使用拉瓦尔形（即 $\theta > 0^\circ$ ）动力管的喷嘴可以突破局部声速的限制，如图 3-12(b)所示。因为其具有收敛-发散的几何形状，可以使压缩空气在喉部加速到声速，在扩张段加速到超音速。由于进入混合室的气流速度的增加代表着其内部压力的降低，所以当动力管角度从 0° 增加到 9° 时，内部真空压强有减小的趋势。但是，当动力管角度（即 $\theta > 9^\circ$ ）过大时，气流会以较大的扩张角发散，并易与混合室侧壁接触碰撞，产生回流，降低混合腔内的真空度，不利于保持稳定工作。

另一方面与壁面流体分离或边界层分离现象有关。当流体通过具有大扩张角的管道时，就会发生分离，大量流体卷入分离区，流动阻力和流动损失将显著增加。分离的剪切层(湍流区)阻碍了空气流动，降低了该处的真空度，如图 3-12(c)所示。因此，随着动力管扩张角从 0° 增加到 15° ，混合室内的真空度经历了一个先增大后减小的过程，在中间扩张角时达到峰值。

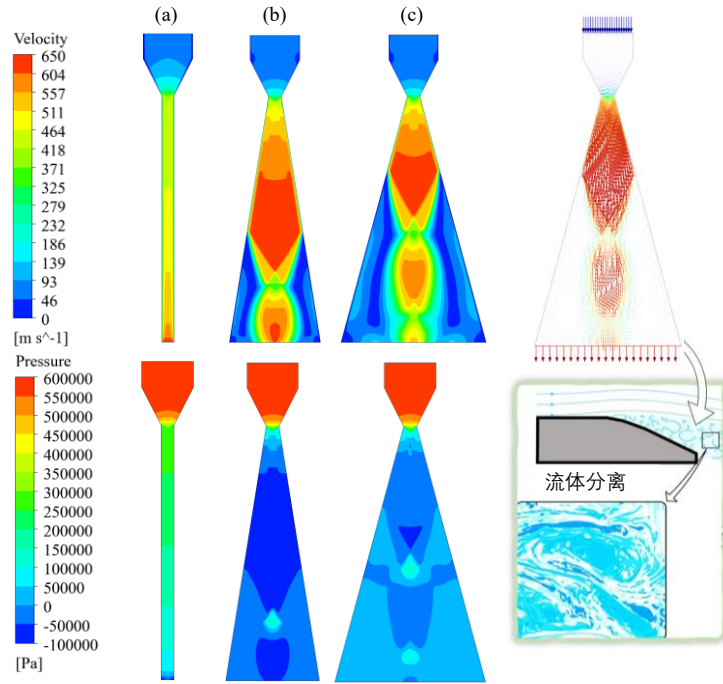


图 3-12 随着动力管角度增大产生的流体分离现象

图 3-13 为不同动力管角度在 0.6 MPa 时各喷嘴内部的具体压强。当动力管角度为 9° 时，在二次进气口附近达到最高真空度，混合腔负压区域达到最大值。在这种情况下，喷嘴设计可以更有效地利用加压空气的能量，创造更强的真空度，有利于浆料输送、浆料混合和磨料加速。对于一定规格的喷嘴，合适的动力管角度可以使其具有稳定的负压和加工效率，保证自吸式喷嘴的高效工作。因此，本章确定的动力管角度为 9°。

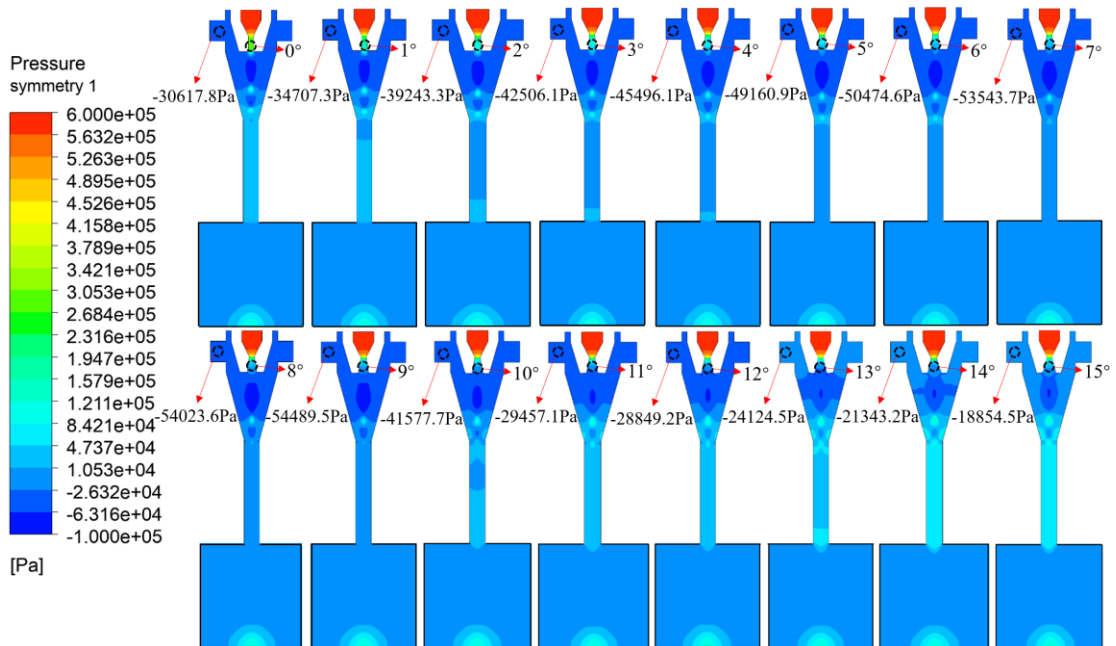


图 3-13 不同动力管角度的压强分布云图

3.3.3 混合腔长度的优选

为了找出混合腔的最佳长度，设计并制造了 5 个喷嘴，如图 3-14 所示。通过改变混合腔长度和进气压强，研究了混合腔长度对真空度和吸浆能力的影响。长度定义为二次入口与聚焦管之间的距离，范围为 8 mm 至 16 mm。主进气口压强为 0.1 MPa 至 0.7 MPa。

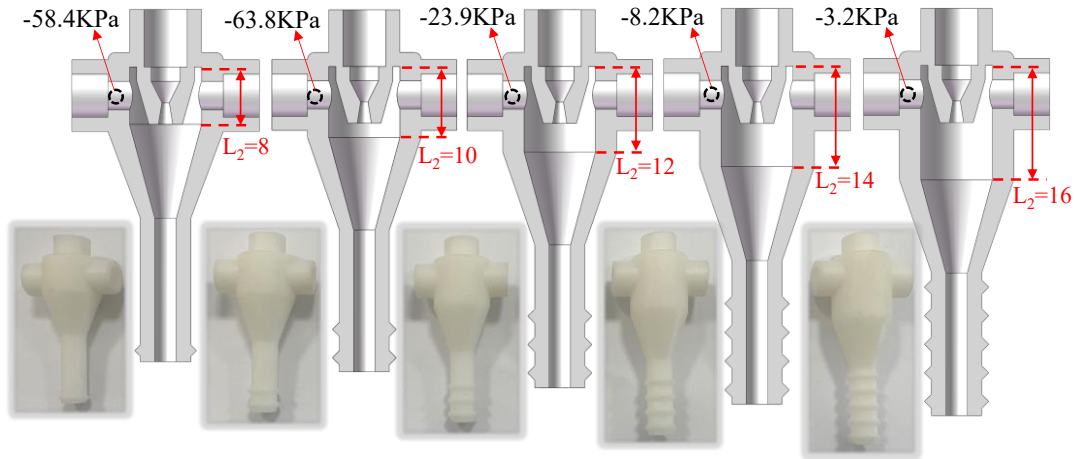


图 3-14 不同混合腔长度的喷嘴内部结构

图 3-15 为进口压强变化对喷嘴混合腔负压形成及变化趋势的影响。从图中可以看出，混合腔的长度对内部负压的分布和大小有很大的影响。当混合腔长度较小时，混合腔收缩壁离动力管出口太近，阻碍了高压空气的膨胀，造成负压效果差。当混合腔的长度过大时，空气消散过快，形成真空环境。当混合腔长度为 10 mm 时，喷嘴内部真空度最高。

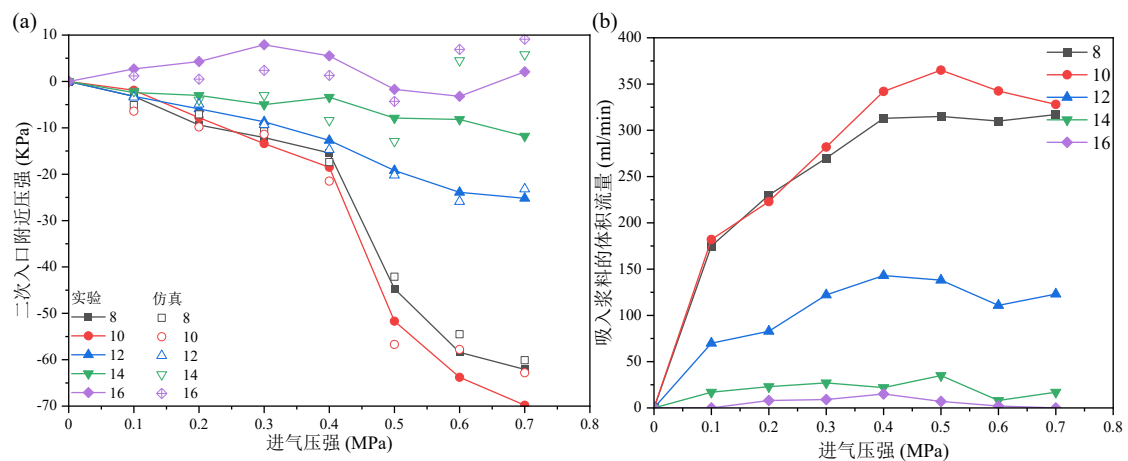


图 3-15 不同混合腔长度的负压和吸浆量

图 3-16 所示，当进口压强为 0.6 MPa 时，随着混合腔长度从 8 mm 增加到 16 mm，负压区面积先增大后减小。当混合腔长度为 10 mm 时，混合腔内负压区

面积最大。当混合腔长度为 16 mm 时，混合腔内的负压很弱且分布不均匀。因此，可以推断，如果混合腔的长度继续增加，则混合腔内将没有负压，此时喷嘴将无法正常工作。

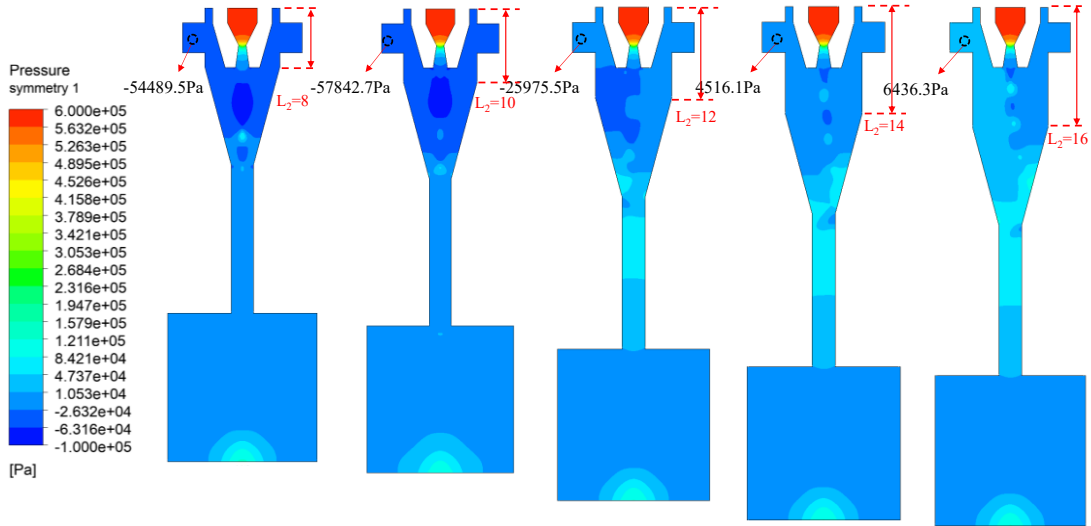


图 3-16 不同混合腔长度的压强分布云图

当混合腔长度 L_2 设置为 10 mm 时，喷嘴内部的真空度达到最高，喷嘴在加工过程中可以更有效地吸入和夹带浆料。同时，当真空度较好时，混合腔的长度越短，射流从混合腔进入聚焦管的距离也越短，喷出聚焦管的动能就越大，加工效率越高。因此，本章确定混合腔的长度为 10 mm。

3.3.4 混合腔角度的优选

为了找出最佳的混合腔角度，设计制造了 5 个喷嘴，如图 3-17 所示。通过改变混合腔收敛角和进气压强，研究了混合腔长度对真空度和吸浆能力的影响。夹角定义为混合腔收缩边与中心轴线之间的夹角，范围为 0° 至 15° 。主进气口压强为 0.1 MPa 至 0.7 MPa。

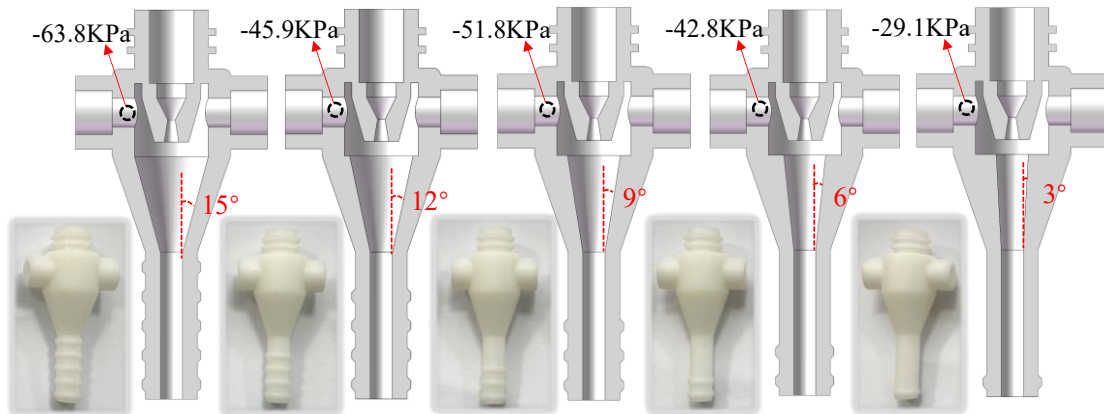


图 3-17 不同混合腔角度的喷嘴内部结构

如图 3-18 所示,喷嘴实验测得的压强与仿真结果基本一致。图 3-18(b)为不同压强下的喷嘴内部负压及单位时间吸入浆料量,其中可以看出当混合腔角度为 15° 时吸入浆料能力最强。当混合腔出口角度继续减小时,混合腔内负压趋于减弱,负压面积明显减小,吸浆率降低。

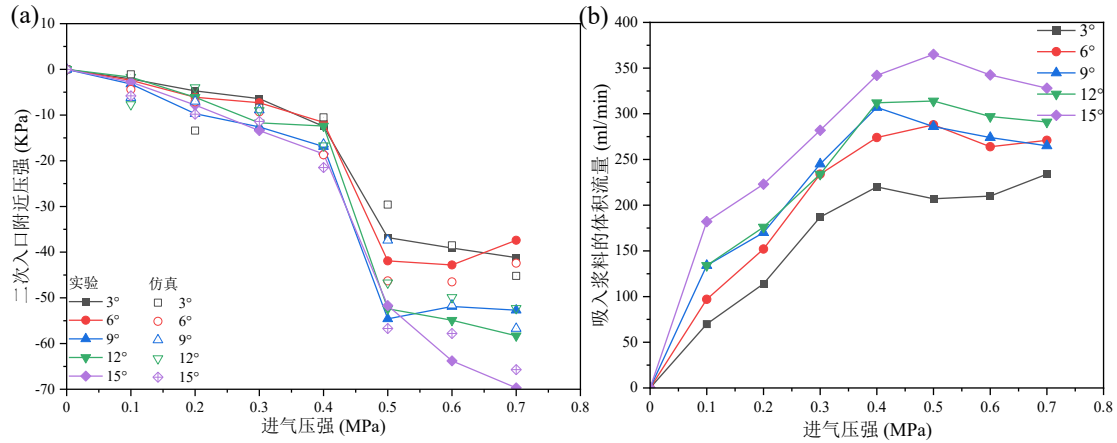


图 3-18 不同混合腔角度的负压和吸浆量

图 3-19 所示,通过对 0.6 MPa 时不同混合腔角下喷嘴内气流状态进行了仿真模拟。结果如下,在进口压强为 0.6 MPa 时,混合腔角度越小,负压面积越小,但对负压数值影响不大。混合腔角 $\delta = 15^\circ$ 时,混合腔内负压效果最好,且负压区分布均匀、对称。因此,为保证自吸式喷嘴的高效运行,选择出口角度 $\delta = 15^\circ$ 。

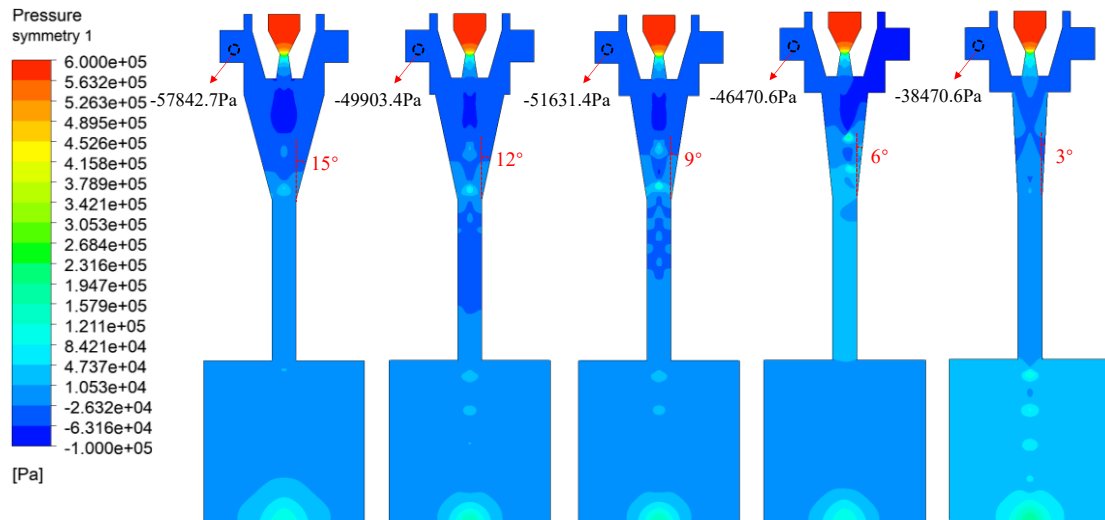


图 3-19 不同混合腔角度的压强分布云图

3.3.5 喷嘴几何参数分析

通过流体仿真模拟与实验相结合的方法,探讨了喷嘴结构对其性能的影响,包括动力管位置、动力管角度、混合腔长度和混合腔角度。本文最终确定的喷嘴

如图 3-20 所示。结构为：动力管位置 $L_1=4\text{ mm}$ ，动力管角度 $\theta=9^\circ$ ，混合腔长度 $L_2=10\text{ mm}$ ，混合腔角度 $\delta=15^\circ$ 。

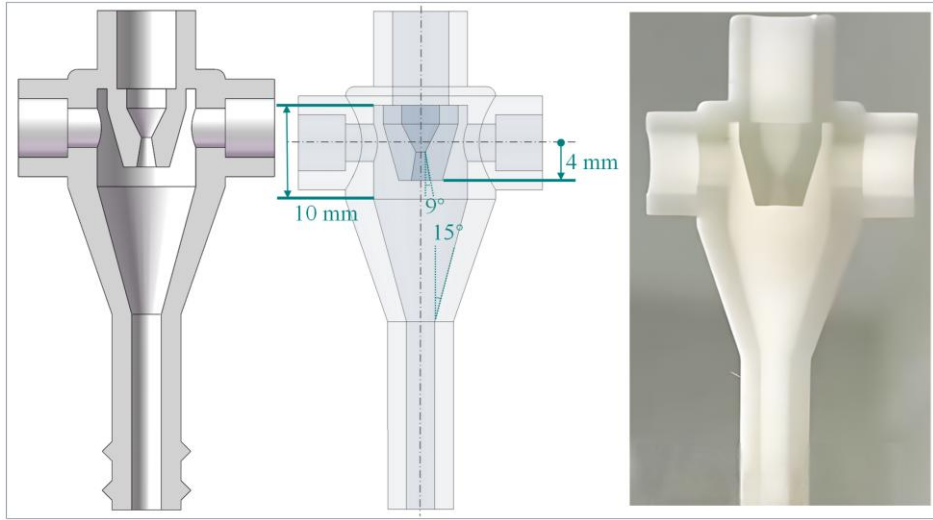


图 3-20 优选几何参数的喷嘴结构及实物

将设计的喷嘴与传统喷嘴进行对比，结果如图 3-21 所示。与采用会聚圆柱动力管的喷嘴相比，新型喷嘴真空度提高了 146%，吸入浆料流量提高了 138%，材料去除效率提高了 78%。综上所述，所设计的喷嘴结构完全可以满足多相射流的加工要求，不仅加工稳定性好，而且加工效率也显著提高。研究结果为喷嘴在多相射流加工领域的应用提供了有力的支持。

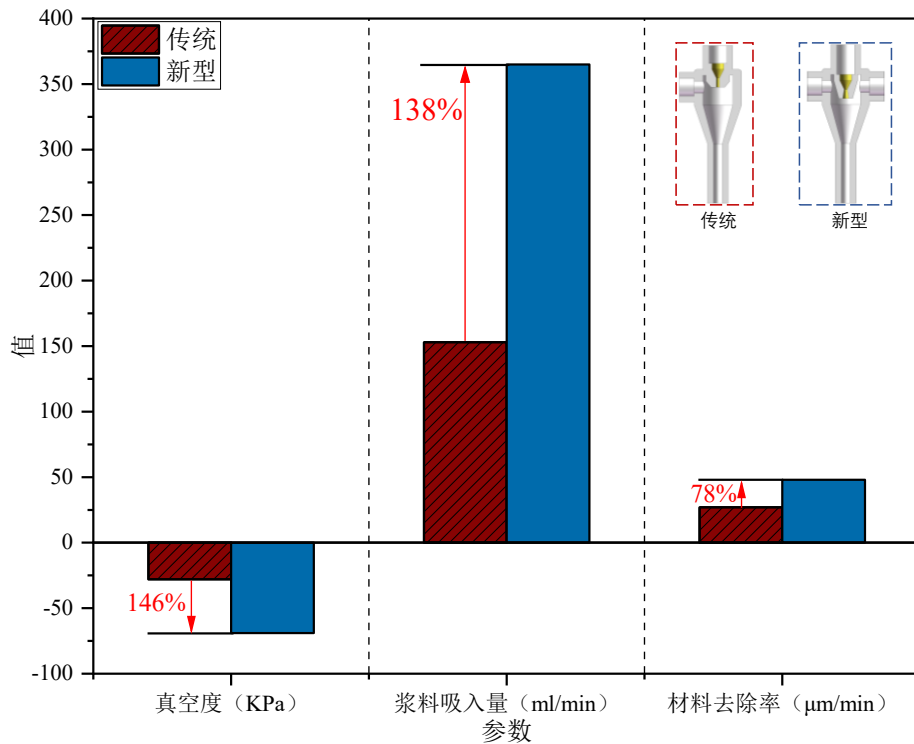


图 3-21 喷嘴性能对比图

3.4 本章小结

本章对多相射流喷嘴的几个关键参数进行了优化设计,研究过程中,首先聚焦于动力管位置(L_1)的优化。接着,重点探讨了动力管角度(θ)对喷嘴性能的影响。此外,还深入研究了混合腔长度(L_2)和混合腔角度(δ)这两个关键参数对喷嘴性能,包括内部负压分布和浆料夹带大小的具体影响。目的是在基本参数保持一致的前提下,获得各单一因素的最优取值范围。本章主要结论如下:

(1) 动力管出口位置通过改变回流区分布影响浆料吸入效率。当动力管出口靠近混合腔顶部时,空气射流撞击侧壁引发的回流阻碍二次入口吸入浆料;随着出口下移,回流减弱促进吸浆量提升,但过度靠近底部时狭窄间隙反而限制了浆料进入聚焦管。

(2) 当进口压强超过 0.3 MPa 阈值时,混合腔负压效应显著增强,而低于此压强时负压增长平缓且难以满足颗粒加速需求,因此磨料射流技术工作压强通常设定在 0.3 MPa 以上;采用拉瓦尔形动力管($\theta > 0^\circ$)可通过收敛-发散结构突破声速限制,使气流在扩张段加速至超音速从而增强负压,但当扩张角超过 9° 后,气流发散碰撞侧壁引发回流,导致真空度先随角度增大至 9° 附近峰值后逐渐下降,过大角度(如 15°)时流动分离与湍流区形成进一步阻碍气流,削弱混合腔负压效应。

(3) 混合腔长度显著影响负压分布,长度过短会限制压力空气膨胀空间从而削弱负压效果,长度过长则导致空气过早消散难以维持稳定真空;混合腔角度对负压值影响较小,但角度增大可扩大负压区域分布范围,其中 $\delta = 15^\circ$ 时负压效果最优且分布均匀对称。

(4) 在给定的实验条件下,与采用收敛的圆柱形动力管和单一二次入口设计的传统喷嘴相比,新设计的喷嘴真空度提高了 146 %,吸入浆料流量提高了 138 %,材料去除效率提高了 78 %。

第4章 多相射流加工参数研究

本章基于设计的喷嘴,围绕常压碳化硅(S-SiC)与反应烧结碳化硅(RB-SiC)两种典型陶瓷密封材料,研究其可加工性及在多相射流加工中的侵蚀特性差异。考虑到多相射流技术中高速磨料颗粒冲击去除材料的特性,选取磨料材料、气体压强、磨料粒径、冲击角度及进给间距作为核心工艺参数,深入探究各工艺变量对材料去除过程的影响规律。

为评估材料去除特性,研究构建了包含加工深度、表面形貌演变及中心线粗糙度的三维评价体系:加工深度直接反映材料去除效率,表面形貌分析揭示裂纹扩展与脆性断裂等微观机制,中心线粗糙度则表征加工表面质量,三者共同为工艺参数优化提供关键依据。

4.1 实验系统

4.1.1 测量指标

实验在图 2-1 所示的 MJM 实验平台上进行,该平台可以提供喷嘴的 X、Y、Z 直线运动和工件的 T 轴旋转。为了实现微观纹理边界及其复杂几何形状,实验采用了厚度为 0.2 mm 的 304 不锈钢掩模板。掩模板通过先进的激光加工技术制备,确保了图案的精确度和清晰度。为了验证和量化加工效果,实验采用了光学三维形貌仪(Bruker, 美国)和数码显微镜(Keyence, 日本)进行测量。

在评价表面质量时,实验采用了一种科学的方法:首先使用高通滤波器(其截止波长为 472 μm)对几何轮廓进行处理,以去除不必要的低频部分;然后计算平均的中心线粗糙度(Ra),这一指标能够直观地反映表面的微观不平整程度。为了研究材料去除率与加工参数之间的关系,实验在相同的加工时间内,通过测量加工织构的深度来表征材料去除率。为了确保数据的可靠性,每个实验条件都重复进行了三次测量。在计算平均纹理深度和粗糙度时,实验沿槽选取了 10 个数据点进行平均处理,以提高数据的准确性和代表性。

4.1.2 加工路径

为了快速而有效地评估 MJM 参数对目标材料可加工性的影响,使用图 4-1(a)所示的 X-Y 线性扫描策略,并设计制作了具有直槽形状(宽度为 500 μm)的织

构。这一设计旨在通过简单的几何形状直观地反映出不同加工参数下的材料去除效率和表面质量。此外，使用“S”形喷嘴移动路径可以获得一个底部平坦的加工特征如图 4-1(b)所示，便于测量表面粗糙度和平均加工深度。

在加工单个沟槽时，倾斜或垂直射流在未遮挡区域上方以图示“S”形路径移动：在路径的第一步中，射流首先沿垂直于所述开口边缘的方向穿过所述掩模开口，然后沿所述开口沿进给间距移动；在第二步中，射流再次穿过开口，然后以相同的进给间距沿着开口移动；上述流程持续进行，直至整个未遮挡区域被完整的喷射路径所覆盖。

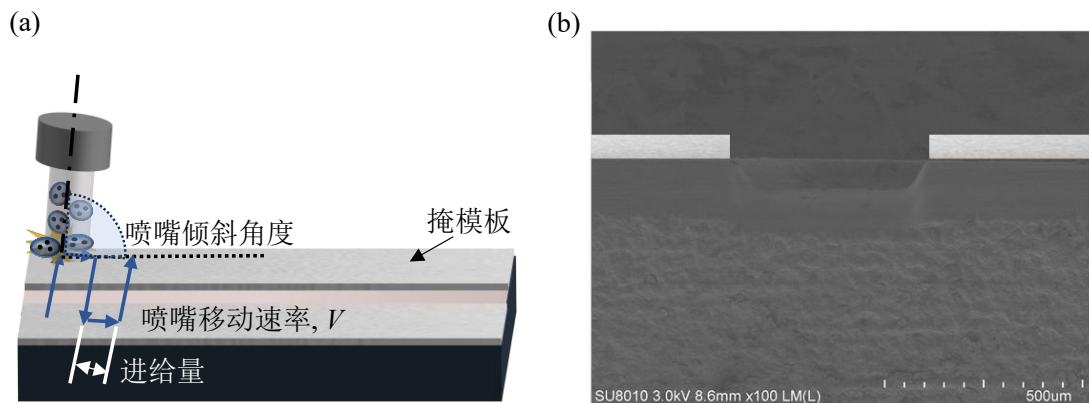


图 4-1 射流加工路径及其产生的加工特征截面图

(a)加工路径；(b)截面图

4.1.3 实验设计

为了深入且全面地揭示 MJM 工艺参数对 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷材料侵蚀加工特性的影响规律，设计了 7 组沟槽加工实验。在实验设计过程中，每组实验均采用单一变量方法，确保在研究某一特定工艺参数对加工特性影响时，排除其他因素的干扰，使实验结果更具说服力。并以常规磨料气射流加工工艺参数为参照，结合 MJM 工艺特点，最终合理确定了各参数的优化范围。

本章考虑的参数主要包括磨料 (Abrasive Material, AM)、气体压强 (Air Pressure, AP)、粒径 (Particle Size, PS)、射流角度 (Jet Angle, JA) 和进给间距 (Feed Pitch, FP)。与此同时，为确保实验结果的准确性和可靠性，避免其他因素对实验产生干扰，将其他可能影响实验的参数，如喷嘴运动速度、射流距离、磨料浓度、掩膜厚度、掩膜开口宽度和喷嘴直径等保持不变。每组设计实验所对应的实验条件和 MJM 变量参数的选取值分别列于表 4-1 和表 4-2 中。

表 4-1 MJM 加工槽实验条件

参数	Exp. 1	Exp. 2	Exp. 3	Exp. 4	Exp. 5	Exp. 6	Exp. 7
目标材料	S-SiC	RB-SiC	S-SiC	S-SiC	S-SiC	S-SiC	S-SiC
			RB-SiC	RB-SiC	RB-SiC	RB-SiC	RB-SiC
磨料材料(AM)	BN	SiC	AM	SiC	SiC	SiC	SiC
				SD	SD	SD	SD
气体压强(AP, MPa)	0.2	0.2	0.6	AP	0.6	0.6	0.6
粒径(PS, μm)	5	5	12	12	PS	12	12
射流角度(JA, $^{\circ}$)	90	90	90	90	90	JA	90
进给量(FP, μm)	20	20	150	150	150	150	FP
喷嘴速度(mm/s)	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
磨料浓度(wt%)	10	10	10	10	10	10	10
喷射距离(mm)	10	10	10	10	10	10	10
掩模开口宽度(μm)	500	500	500	500	500	500	500
掩模厚度(mm)	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2

表 4-2 每组实验对应变量的选取值

实验数目(Exp.)	加工变量	值
Exp. 3	磨料材料	BN, Si_3N_4 , B_4C , SiC, SD
Exp. 4	气体压强(MPa)	0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6
Exp. 5	粒径(μm)	6, 9, 12, 15, 18
Exp. 6	射流角度($^{\circ}$)	70, 75, 80, 85, 90
Exp. 7	进给距离(μm)	250, 200, 150, 100, 50, 25, 10

4.1.4 材料制备

图 4-2 为在光学显微镜下显示的 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷密封环抛光表面。可以看出, RB-SiC 是一种复合陶瓷, 将 SiC 晶粒 (90 wt%) 纳入 Si 基体 (10 wt%) 中, 并在它们之间形成固体键, 而 S-SiC 则是一种高纯度陶瓷。在图 4-2(b)中, 灰色区域代表 SiC 相, 白色区域代表 Si 相。RB-SiC 的初始粗糙度为 39.47 nm, 峰谷值 (Peak-to-Valley, PV) 小于 1.3 μm , SiC 相和 Si 相的莫氏硬度分别为 9.2 和 6.5 左右; S-SiC 的初始粗糙度为 21.65 nm, PV 小于 1.6 μm , 莫氏硬度约为 9.2。所选目标材料的详细物理性能如表 4-3 所示。

表 4-3 两种 SiC 陶瓷的物理性质

工件材料	S-SiC	RB-SiC
烧结技术	常压烧结	反应烧结
成份	SiC 晶粒(99.4 wt%) B ₄ C 添加剂(0.6 wt%)	SiC 晶粒 (90 vt%) Si 基体(10 vt%)
粒径 (μm)	<3	4~60
断裂韧性 (MPa*m ^{1/2})	5.720	3.045

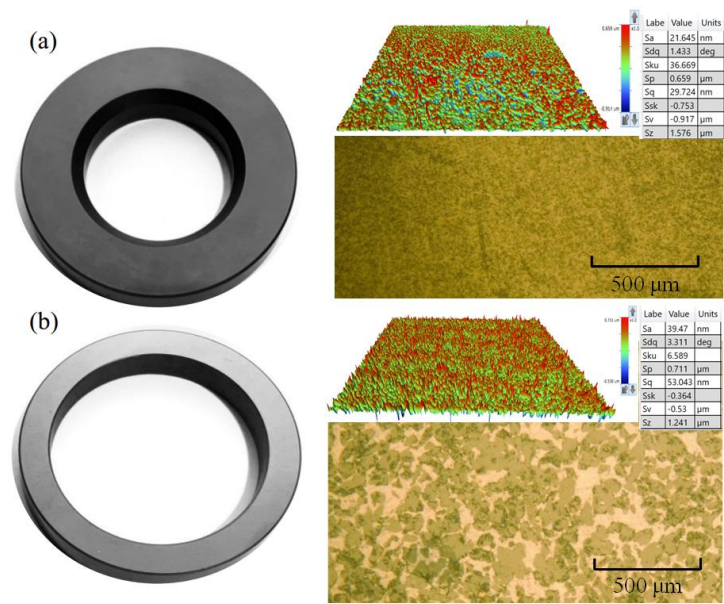


图 4-2 陶瓷机械密封圈

(a)S-SiC; (b)RB-SiC

为了研究磨料硬度对目标材料可加工性的影响，采用六方氮化硼（BN）、氮化硅（Si₃N₄）、碳化硼（B₄C）、碳化硅（SiC）和人造金刚石（SD）五种磨料进行了测试。所选磨料的硬度和详细物理性能列于表 4-4。

表 4-4 工件和磨料的物理特性

物理性能	磨料					目标材料	
	BN	Si ₃ N ₄	B ₄ C	SiC	SD	S-SiC	RB-SiC
弹性模量(GPa)	550	350	429	410	1100	400	410
莫氏硬度	2	9	9.36	9.5	10	9.2	Si(6.5) SiC(9.2)
密度 (×10 ³ kg·m ⁻³)	2.2	3.2	2.52	3.21	3.52	2.1	3.09
形状	六边形	菱形	六边形	不规则	不规则	环形	环形

4.2 实验结果及分析

4.2.1 SiC 陶瓷无损去除机理

所选 S-SiC 靶材为高纯度常压烧结陶瓷,主要由平均晶粒尺寸为 $2\text{ }\mu\text{m}$ 的 SiC 晶粒组成,而所选 RB-SiC 靶材为两相烧结陶瓷,由 90 wt% 的 SiC 晶粒(平均粒径为 $30\text{ }\mu\text{m}$)和 10 wt% 的游离 Si 基体组成。众所周知,在 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷中,脆性晶粒如 SiC 晶粒在磨料颗粒冲击加工中的分离和损坏,在很大程度上取决于撞击磨料及其冲击动能。脆性晶粒的损伤机制通常表现为两种主要方式:塑性变形或脆性断裂。其中,晶粒的脆性断裂往往伴随着横向裂纹的产生,这些裂纹是导致材料切削去除的关键因素。然而,在颗粒冲击能量足够低的情况下,即使是脆性颗粒或名义上的脆性陶瓷,也会出现一定程度的韧性侵蚀特征。这种韧性侵蚀会导致划痕或由塑性变形产生的陨石坑出现,但晶粒本身并不会破裂。

陶瓷材料的无损伤冲蚀加工是精密加工领域中一个备受关注问题。为了确定仅通过单个晶粒分离发生时的侵蚀加工表面粗糙度,在表 4-1 中列出的 Exp. 1 和 Exp. 2 条件下,对 S-SiC 和 RB-SiC 这两种典型的 SiC 陶瓷进行了加工,旨在确保在 MJM 加工过程中不会发生晶粒损伤。在一定条件下,由于陶瓷颗粒的硬度比磨料高,这使得陶瓷材料在受到磨料冲击时不易发生塑性变形。在本研究的实验条件下,加工过程主要依赖于单个晶粒的分离来实现材料的去除。这种去除机制有助于减少加工过程中产生的损伤,从而更准确地研究无损伤冲蚀加工下的表面粗糙度。两种陶瓷加工结果分别如图 4-3 和图 4-4 所示。

图 4-3 为在 Exp. 1 下加工的 S-SiC 陶瓷表面形貌。由于使用了低硬度 BN 磨料和 Exp. 1 条件,使得碰撞颗粒的动能较低, MJM 工艺后材料表面呈现致密完整的晶粒。加工槽的平均深度 ($3\text{ }\mu\text{m}$) 大于 SiC 的平均晶粒尺寸 ($2\text{ }\mu\text{m}$),显示出表面晶粒缺失的迹象。此外,加工槽底表面平整,无明显塑性变形特征和凹坑,从三维形貌和扫描电镜图像均可看出。SEM 图像显示的完整晶粒表明,在这种情况下,材料的去除机制是逐层的离散晶粒去除,没有明显的晶粒损伤。在此机制下,织构表面的粗糙度为 $0.42\text{ }\mu\text{m}$, PV 为 $2.7\text{ }\mu\text{m}$ 。因此,假设在足够低的动能下,在 MJM 中烧结陶瓷材料的去除可以通过烧结晶粒整体去除而不是通过塑性变形来实现。在这种无晶粒损伤的加工情况下,由于加工过程是通过单个烧结晶粒的脱离实现的,因此可达到的最小粗糙度值 $0.42\text{ }\mu\text{m}$ 受到晶粒尺寸限制。

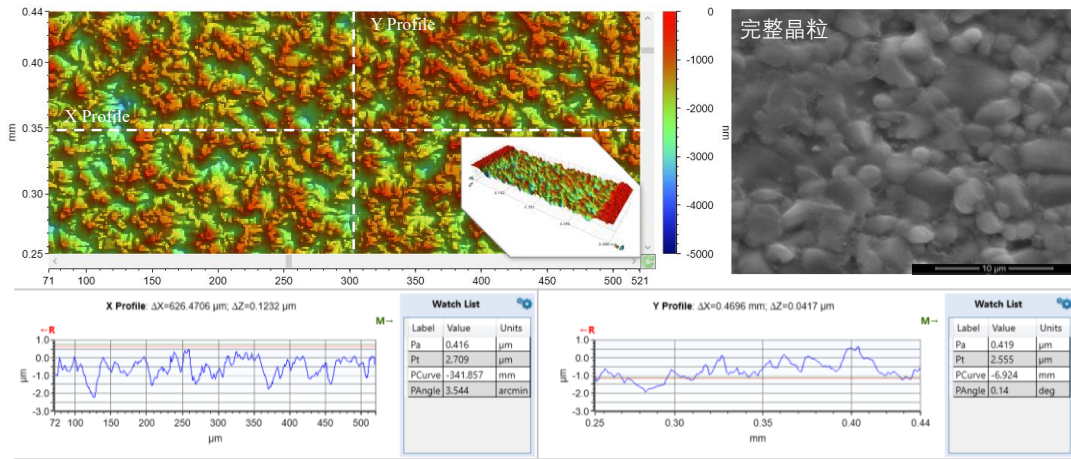


图 4-3 S-SiC 陶瓷参考槽的表面形貌

图 4-4 显示了在 Exp. 2 条件下加工的 RB-SiC 陶瓷靶材的表面形貌。颗粒的反复撞击仅仅只能使表面的 Si 基体脱落，坚硬的 SiC 晶粒暴露在基体之上。图中 RB-SiC 的加工表面显示，晶粒的顶部表面与磨削形貌保持一致，几乎不受颗粒冲击的影响，这表明在侵蚀加工过程中，SiC 晶粒几乎没有被侵蚀，因此加工表面突出。在此机制下，加工后的 RB-SiC 织构表面非常粗糙，测量粗糙度 Ra 为 $1.7\ \mu\text{m}\sim 2.4\ \mu\text{m}$ ，PV 为 $7\ \mu\text{m}\sim 12\ \mu\text{m}$ 。

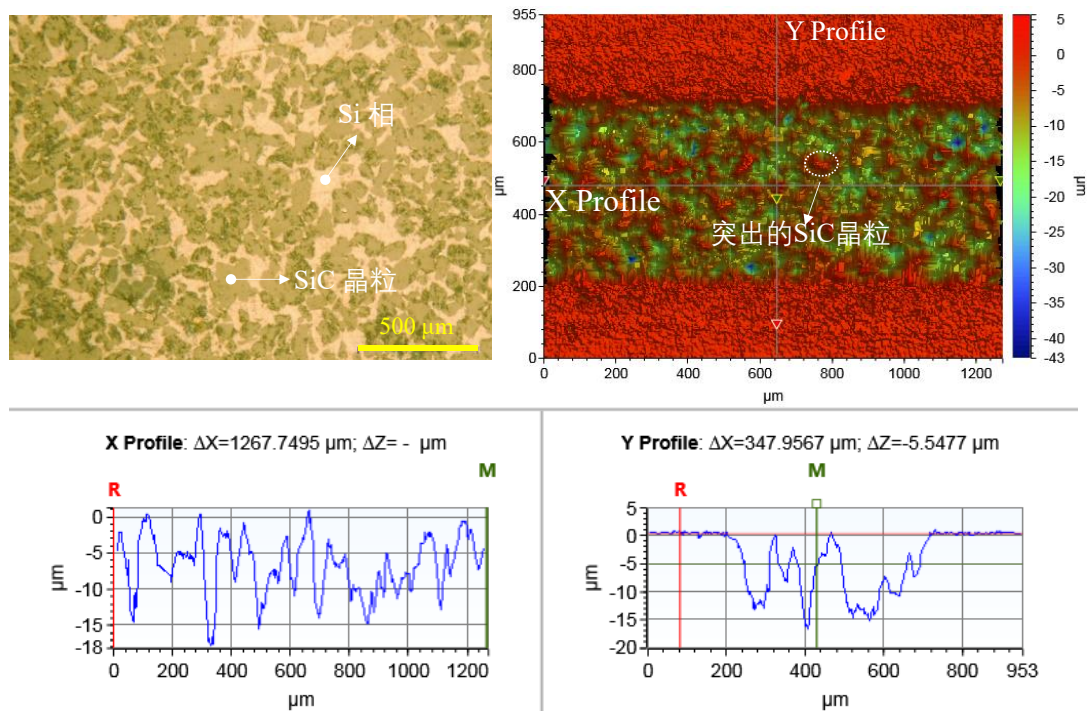


图 4-4 RB-SiC 陶瓷参考槽的表面形貌

虽然使用 Exp. 1 和 Exp. 2 条件可以获得无损伤的加工表面（基体上方的剩余晶粒基本上完好无损），但伴随而来的是材料较低的去除深度和较高的粗糙度。此外，操作所需的加工时间太长而不实用（大约 $1\ \text{h}/\text{mm}^2$ ）。

磨料硬度和颗粒冲击动能的增加引起晶粒相的塑性变形,不仅可以提高材料的去除效率,还可以使含有凸起晶粒的表面由于塑性耕犁和切削而获得较小的粗糙度^[94]。铣削陶瓷表面时,则是利用晶粒的塑性变形机制,这可以有效地达到低粗糙度的效果,如图 4-2 所示的 S-SiC 为 21.6 nm, RB-SiC 为 39.47 nm。以塑性变形为主要去除机制的陶瓷表面可直接用于摩擦副,无需进一步的粗糙度处理。此外,这种机制所产生的低粗糙度表面对于提高机械密封的性能也大有裨益。因此,为了实现塑性去除机制,并同时获得相对较高的加工效率和低粗糙度,有必要优选 MJM 工艺参数。基于现有数据,以 S-SiC 表面粗糙度为 0.42 μm , RB-SiC 表面粗糙度为 1.7 μm ~2.4 μm 作为参考粗糙度。在后续工作中,将致力于通过调整 MJM 的各项参数(如磨料材料、射流角度和进给间距等),在确保较高的材料去除率的同时,进一步优化加工表面质量。最终目的是获得粗糙度低于或等于参考粗糙度的陶瓷表面,以满足特定应用场景对材料性能和加工质量的高要求。

4.2.2 磨料材料的影响

为了选择硬度合适的磨料进行高效加工,在表 4-2 所列的 Exp. 3 条件下进行了一系列的加工试验。如表 4-5 所示,所选择的磨料不同,去除材料量和可获得的粗糙度变化很大。进一步观察发现,磨料硬度对加工效果有着直接的影响。对于 BN 和 Si_3N_4 磨料, S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷表面都保持未加工状态。在这两种情况下,靶材的平均侵蚀加工深度小于 1.3 μm ,这表明材料去除量非常有限。

使用硬度与 SiC 晶粒相当的 B_4C 磨料加工时,在 S-SiC 陶瓷中的平均深度为 2.235 μm ,平均粗糙度为 0.713 μm ;而在 RB-SiC 陶瓷中的平均深度为 3.281 μm ,平均粗糙度为 4.113 μm ;当采用硬度略高于 SiC 晶粒的 SiC 磨料时,加工效果有了显著提升。在 S-SiC 陶瓷中的平均深度达到 12.213 μm ,平均粗糙度为 1.814 μm ,而在 RB-SiC 陶瓷中,其平均加工深度更是高达 17.362 μm ,尽管平均粗糙度也增加到了 4.743 μm 。这说明,随着磨料硬度的增加,材料去除量显著增加,但表面粗糙度也可能随之上升。

然而,当使用硬度明显高于 SiC 晶粒的 SD 磨料时,加工效果出现了显著的变化。在 S-SiC 陶瓷中,SD 磨料的平均加工深度迅速增加至 34.629 μm ,但平均粗糙度却降低到 0.489 μm ;同样地,在 RB-SiC 陶瓷中,SD 磨料的平均加工深度也达到了 46.374 μm ,而平均粗糙度仅为 0.683 μm 。这表明,在某些情况下,

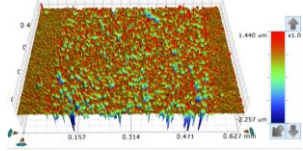
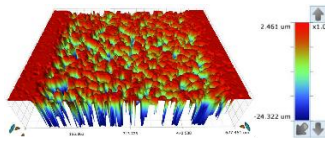
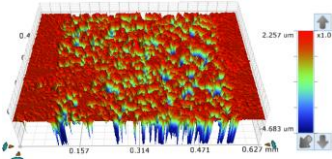
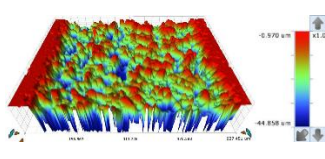
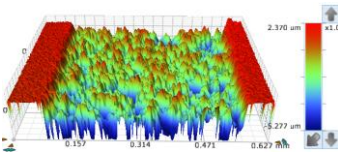
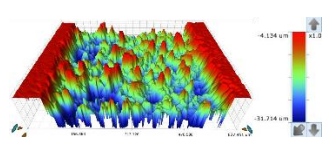
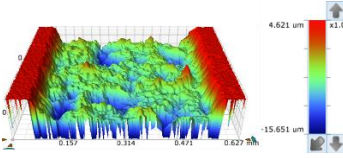
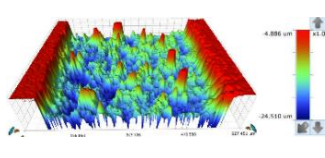
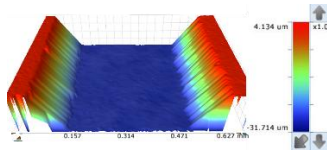
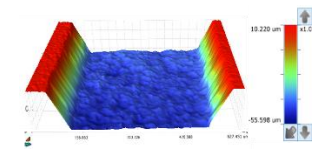
硬度更高的磨料不仅能够显著提高材料去除量，同时还能降低表面粗糙度。

由表 4-5 可知，冲击磨料的硬度对加工槽深度及其中心线粗糙度都有决定作用，去除深度会随磨料硬度的增加而增加。由于 BN 磨料具有最低的硬度，产生的凹槽状纹理几乎没有材料去除。 Si_3N_4 磨料的莫氏硬度为 9，但弹性模量较低，仅为 350 GPa，因此加工效果与 BN 磨料相似。 B_4C 和 SiC 磨料的硬度略高于 SiC 晶粒的硬度，从而获得了可观察到的凹槽深度，这可能是由于 S- SiC 陶瓷中的晶粒位移或 RB- SiC 复合材料中 Si 基体的去除。在这些选择的磨料中，最硬的 SD 磨料可以在 S- SiC 和 RB- SiC 目标上实现最大的加工深度。使用 B_4C 和 SiC 磨料对 S- SiC 靶材加工的粗糙度大于图 4-3 显示的参考粗糙度 ($0.7\text{ }\mu\text{m}\sim 1.8\text{ }\mu\text{m}$ 对比 $0.42\text{ }\mu\text{m}$)，SD 磨料对 S- SiC 靶材表面粗糙度为 $0.489\text{ }\mu\text{m}$ 与参考粗糙度 $0.42\text{ }\mu\text{m}$ 相当。值得注意的是，SD 磨料在 RB- SiC 中的表面粗糙度明显低于图 4-4 中的参考粗糙度 ($0.68\text{ }\mu\text{m}$ 对比 $1.70\text{ }\mu\text{m}\sim 2.40\text{ }\mu\text{m}$)。

此外，从表 4-5 中还可以明显观察到，经过 SD 磨料侵蚀加工的 S- SiC 和 RB- SiC 靶材表面比 SiC 磨料侵蚀后的靶材表面光滑得多，这可以用图 4-5 所示的侵蚀加工机理来解释。碳化硅磨料的硬度虽然不足以直接引起碳化硅晶粒的冲击损伤，但在加工 S- SiC 陶瓷时见图 4-5 (a1)，碳化硅磨料的冲击作用会诱发冲击部位下方多个晶粒间的结合力减弱，最终导致这些晶粒的脱落。这种脱落现象较为均匀且细腻，因为主要发生在晶粒间界。而在加工 RB- SiC 陶瓷时见图 4-5(b1)， SiC 磨料的冲击则更倾向于去除 Si 基体，即碳化硅晶粒间的硅基质。这是由于 Si 基体的硬度相对较低，更容易受到冲击作用的影响，从而在靶材表面上形成较大的冲击凹坑。这些凹坑不仅尺寸较大，而且分布相对不均匀，导致加工后的表面较为粗糙。

相比之下，SD 磨料的硬度比 SiC 高约 9 %，因此可以产生更为强烈的冲击作用。当 SD 磨料以高速撞击 SiC 晶粒时，其产生的冲击力足以打破 SiC 晶粒内部的结合力，使得晶粒在受到冲击的瞬间发生塑性变形。这种塑性变形表现为晶粒在力的作用下改变其原始形状，但并不会立即导致晶粒的破裂或碎裂。然而，在更为极端的冲击条件下，如冲击速度极高或冲击能量极大时，SD 磨料的冲击作用甚至能够直接导致 SiC 晶粒发生脆性断裂，即晶粒会直接碎裂成小块。这种高强度的冲击作用不仅能够有效去除材料表面的多余部分，还能将任何凸起的 SiC 晶粒压平至基体表面，从而实现表面的显著平坦化。

表 4-5 不同的磨料用 MJM 加工的 S-SiC 和 RB-SiC 沟槽

磨料种类	纹理特征	目标材料	
		S-SiC	RB-SiC
BN	三维表面形貌		
	数值, μm	H= 0.017, Ra= 0.191, PV= 1.379	H= 1.112, Ra= 0.787, PV= 4.087
Si_3N_4	三维表面形貌		
	数值, μm	H= 0.552, Ra= 0.627, PV= 2.621	H= 1.241, Ra= 0.638, PV= 9.613
B_4C	三维表面形貌		
	数值, μm	H= 2.235, Ra= 0.713, PV= 3.908	H= 3.281, Ra= 4.113, PV= 26.297
SiC	三维表面形貌		
	数值, μm	H= 12.213, Ra= 1.814, PV= 10.482	H= 17.362, Ra= 4.743, PV= 20.906
SD	三维表面形貌		
	数值, μm	H= 34.629, Ra= 0.489, PV= 2.224	H= 46.374, Ra= 0.683, PV= 4.218

如图 4-5(a2)和(b2)所示, 当使用 SD 磨料进行加工时, 无论是 S-SiC 还是 RB-SiC 陶瓷, 其表面都能够获得无明显凸起的平坦冲蚀效果。这种平坦化效果对于提高材料的整体加工质量和表面光洁度具有重要意义。这些关于 SD 磨料加

工机理将在后文中通过扫描电子显微镜 (SEM) 测量得到进一步的验证和更详细的说明。SEM 测量将能够直观地观察和分析加工后材料表面的微观形貌, 从而验证这些机制的正确性和有效性。通过 SEM 图像的对比分析, 可以更深入地了解 SD 磨料在加工碳化硅材料时的具体作用机制和效果。

综上所述, 鉴于 SiC 和 SD 磨料均在商业市场上易于获取, 且它们在相同的 MJM 条件下能够产生显著且可观察的材料去除深度, 这一特性使得它们成为研究 MJM 参数影响的理想选择。因此, 为了更深入地理解不同 MJM 参数对材料去除效率、表面质量等方面的影响, 选择了 SiC 和 SD 磨料作为实验对象来进行进一步的探索。通过系统地调整和优化这些参数, 期望能够找到最佳的加工条件, 以实现更高效、更精确的多相射流加工过程。

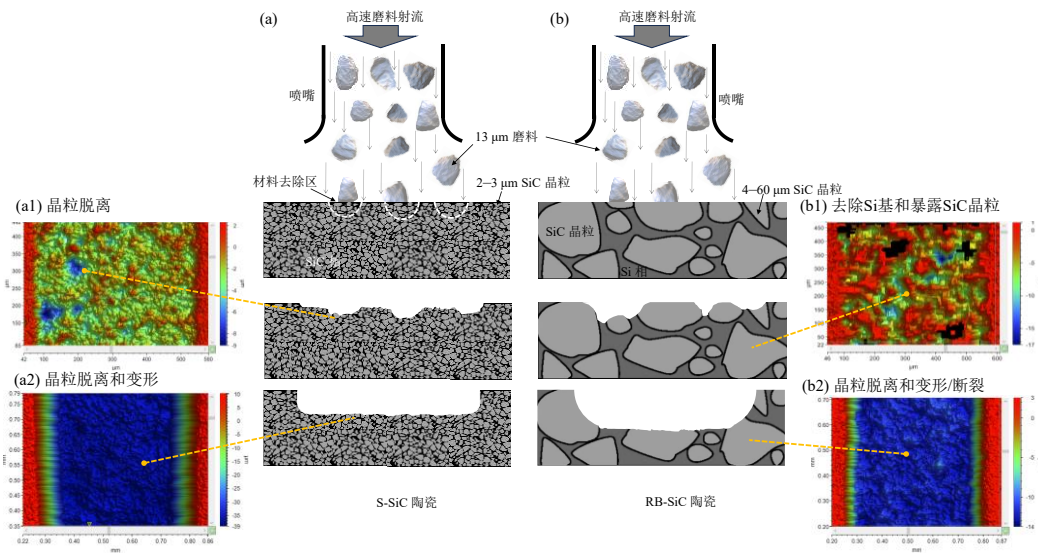


图 4-5 磨料侵蚀加工机制

(a)在 S-SiC 的 MJM 过程; (b)在 RB-SiC 的 MJM 过程

4.2.3 气体压强的影响

在 MJM 过程中, 磨料颗粒在气流的加速作用下撞击目标表面。射流压强对颗粒撞击速度和目标材料的加工效果有显著影响。因此, 采用表 4-2 给出的 Exp.4 条件来研究射流压强的影响。图 4-6 显示了不同压强下 S-SiC 和 RB-SiC 的平均材料去除深度和表面粗糙度变化趋势。图 4-7 显示了相应的加工槽中心线轮廓。可以发现, 在使用所选择的两种磨料 (即 SiC 和 SD) 时, S-SiC 和 RB-SiC 中的材料去除深度都随着气体压强的增加而增加。这可以用以下理论来解释, 施加的空气压强增加了粒子的速度, 以及撞击动能; 较高的动能使颗粒更容易形成切屑

或与粘合剂分离，从而去除更多的材料并观察到明显增加的去除深度。相反，表面粗糙度随气体压强的变化趋势呈现出多重复杂性。

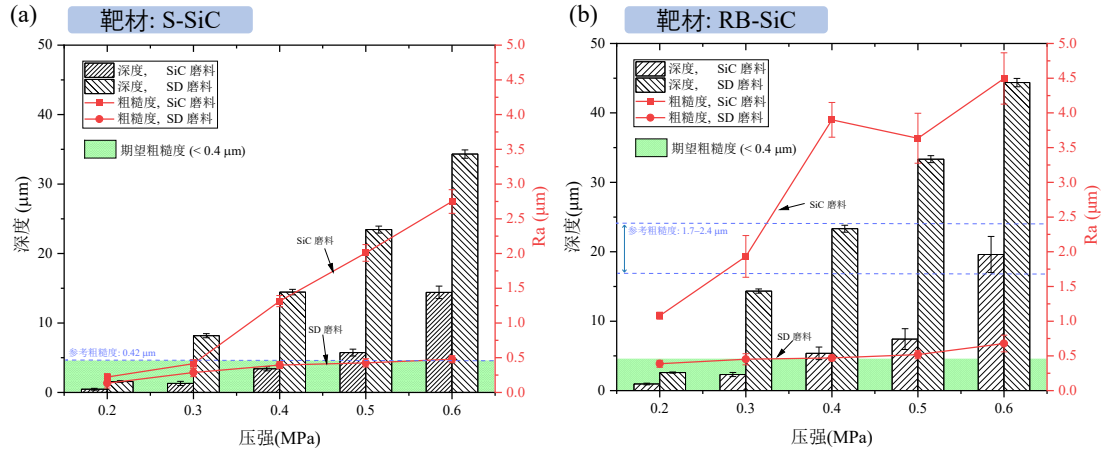


图 4-6 不同压强下材料去除深度和表面粗糙度变化趋势

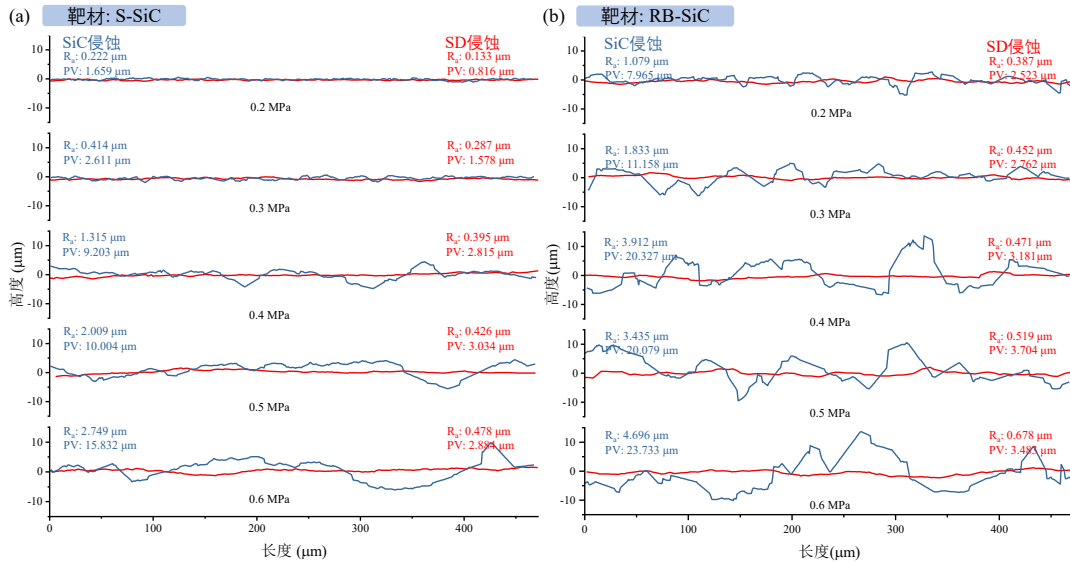


图 4-7 不同压强下的加工槽中心线剖面图

针对目标材料 S-SiC 陶瓷，在采用 SiC 磨料进行实验时，观察到在实验压强范围内存在的明显瞬态粗糙度变化。具体而言，当气体压强小于 0.3 MPa 时，加工后的表面粗糙度低于参考粗糙度值 (0.42 μm)，表明在此压强范围内能够获得相对平滑的加工表面。然而，当气体压强超过 0.3 MPa 后，表面粗糙度迅速上升，超出了参考粗糙度值。这一转变说明在 0.2 MPa 的较低压强下，材料去除过程可能极为有限，几乎不发生；而在 0.3 MPa 的压强下，材料去除主要通过单个 SiC 晶粒的位移来实现。当气体压强升高至 0.4 MPa 以上时，由于撞击的 SiC 磨料颗粒（尺寸为 12 μm）远大于 S-SiC 陶瓷中晶粒的平均尺寸 (2 μm~3 μm)，这些较

大的磨料颗粒会去除包含多个 SiC 晶粒的整体区域,从而在侵蚀加工后的表面上留下较大的凹坑。随着气体压强的持续增加,磨料颗粒的冲击速度也逐渐增大,加剧了这一现象,导致 S-SiC 陶瓷的表面粗糙度显著上升。

另一方面,当使用 SD 磨料加工 S-SiC 靶材时,表面粗糙度随气体压强的增加仅呈现出轻微的增长趋势,且在实验所考察的整个压强范围内均低于或与参考粗糙度值($0.42\text{ }\mu\text{m}$)相当。这表明,在 SD 磨料的作用下,S-SiC 靶材中的 SiC 晶粒可能发生了塑性变形,这种变形机制有助于减小由单个颗粒位移引起的表面粗糙度,使得最终获得的粗糙度可能低于参考粗糙度。同时,除了晶粒变形外,晶粒位移也是材料去除过程中的一部分。值得注意的是,尽管 SD 磨料能够在一定程度上保持较低的粗糙度,但随着气体压强的增大,由于晶粒脱落变得更加容易,从而产生较大的凹坑,因此 S-SiC 的表面粗糙度还是呈现出轻微增加的趋势。综上所述,气体压强对 S-SiC 表面粗糙度的影响是复杂的,且受到磨料类型及其与靶材相互作用机制的深刻影响。

对于目标材料 RB-SiC,在采用 SiC 磨料进行加工时,其表面粗糙度的变化与气体压强密切相关。在 $0.2\text{ MPa}\sim 0.3\text{ MPa}$ 的范围内,表面粗糙度增加,而在 $0.4\text{ MPa}\sim 0.6\text{ MPa}$ 的压强范围内,表面粗糙度无明显变化,值在 $3.9\text{ }\mu\text{m}\sim 4.7\text{ }\mu\text{m}$ 之间波动,PV 值在 $20.1\text{ }\mu\text{m}\sim 23.7\text{ }\mu\text{m}$ 之间波动。这说明在 RB-SiC 的 MJM 过程中,材料的去除机制主要依赖于磨料硬度,并且不随所选气压的增加而改变。在小于 0.3 MPa 的较低压强下,由于低动能 SiC 磨料仅通过去除 Si 基体来去除 RB-SiC 中的材料,因此表面保持未加工状态,粗糙度小于 $2\text{ }\mu\text{m}$,与参考粗糙度 $1.7\text{ }\mu\text{m}\sim 2.4\text{ }\mu\text{m}$ 相当。在高于 0.4 MPa 的高压下, SiC 晶粒析出,使加工表面非常粗糙,可达 $3.9\text{ }\mu\text{m}\sim 4.7\text{ }\mu\text{m}$ 。由于 SiC 磨料在 RB-SiC 中的材料去除是通过去除 Si,然后暴露或移出 SiC 晶粒来实现的,因此所得到的粗糙度与压强无关,而压强是由最终暴露晶粒的数量和高度决定的。RB-SiC 中粗糙度波动较大的原因是 SiC 晶粒在基体内部随机分布,从而随机暴露在基体之上。当使用 SD 磨料,在实验压强范围内,得到的粗糙度显著小于参考值($0.3\text{ }\mu\text{m}\sim 0.7\text{ }\mu\text{m}$ 对比 $1.7\text{ }\mu\text{m}\sim 2.4\text{ }\mu\text{m}$),且随压强的增大略有增大。这是由于 SD 磨料的硬度足够高,即使在低压下也可以磨平表面上任何暴露的 SiC 凸起,从而实现显著的低粗糙度。当压强从 0.2 MPa 增加到 0.6 MPa 时,SD 磨料产生的粗糙度略有增加,这是由于颗粒撞击动能越大,去除产生的凹坑也越大。

由于 RB-SiC 中的粗糙度几乎与施加在 0.3 MPa~0.6 MPa 之间的空气压强无关, 因此建议首先使用较高的气体喷射压强以确保更高的材料去除效率, 然后调整其他 MJM 参数以达到较低的表面粗糙度。因此, 在下文中, 选择 0.6 MPa 的气体压强来研究其他 MJM 参数的影响。

4.2.4 磨料粒径的影响

根据表 4-2 中的 Exp. 5 所设定的具体条件, 针对磨料粒径这一关键参数, 对 S-SiC 和 RB-SiC 材料在侵蚀加工过程中影响的具体表现展开了深入且系统的研究。图 4-8 直观地展示了在不同粒径条件下, 材料去除深度和表面粗糙度的变化趋势。图 4-9 进一步展示了相应的加工槽中心线轮廓。研究结果表明, 磨料颗粒的尺寸不仅显著影响着加工槽的深度, 同时也对其中心线的粗糙度产生了重要影响, 决定了最终的加工质量和效率。

随着 SiC 和 SD 磨料粒径的不断增大, 无论是 S-SiC 靶材还是 RB-SiC 靶材, 其材料去除深度都呈现出迅速增加的趋势。在微磨料喷射加工中, 材料的去除率很大程度上取决于颗粒的撞击动能。根据物理学原理, 颗粒动能与等效颗粒直径的立方和颗粒速度的平方成正比^[95]。尽管在实际情况下, 较大的颗粒由于受到空气阻力的影响更为显著, 其速度可能会比小颗粒略低, 但颗粒动能的增加主要依赖于直径的立方增长。因此, 总体上颗粒动能还是会随着颗粒尺寸的增大而显著增加。这种动能的提升直接增强了磨料颗粒对材料的侵蚀加工能力。在相同的其他加工条件下, 大粒径磨料由于具有更高的动能, 能够以更大的力度和能量撞击材料表面, 从而更快速、更有效地去除材料。

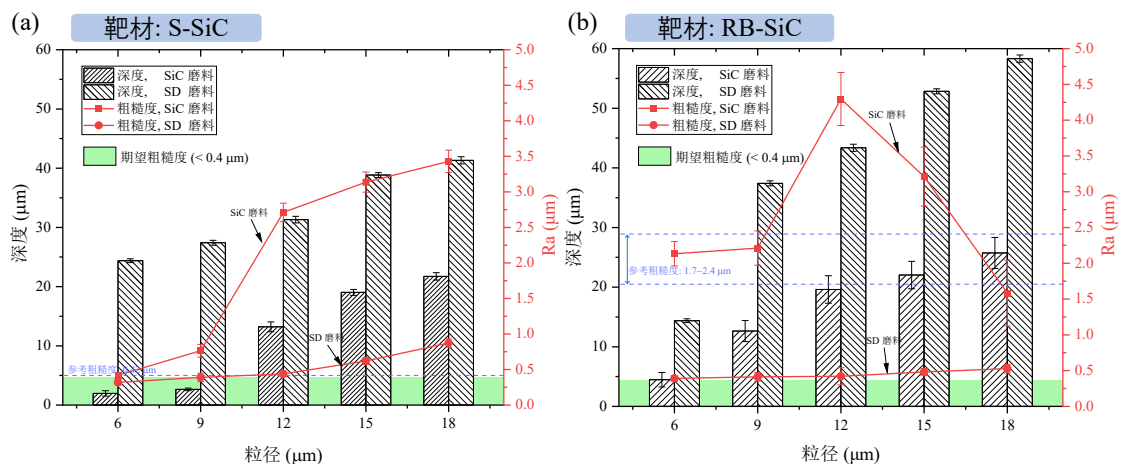


图 4-8 不同粒径下材料去除深度和表面粗糙度变化趋势

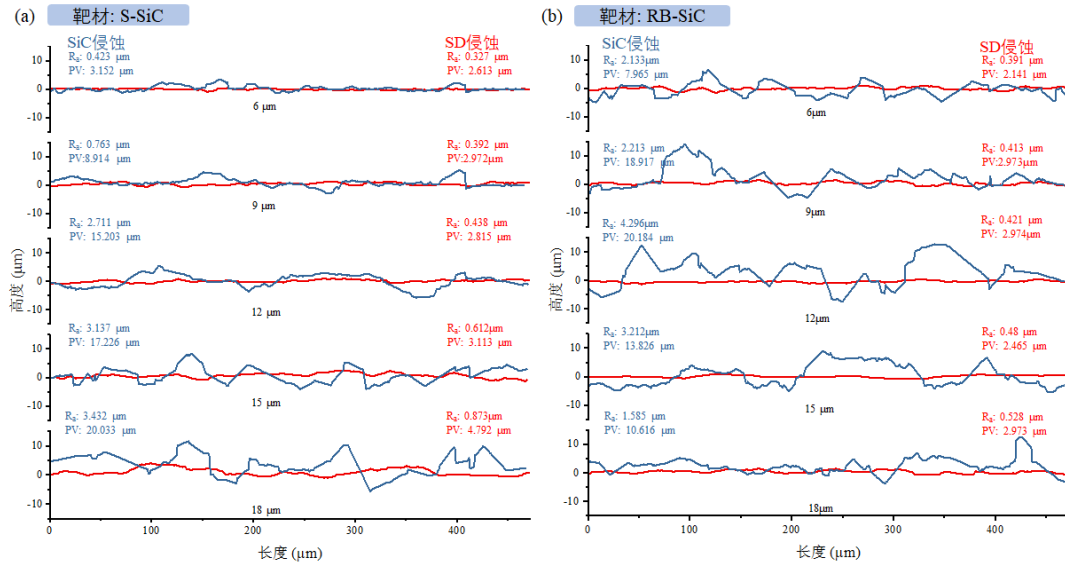


图 4-9 不同粒径下的加工槽中心线剖面图

对于 S-SiC 目标材料而言, SiC 和 SD 磨料的粗糙度均呈现出随粒径增大而增大的趋势。这一现象的解释与颗粒撞击动能的大小密切相关, 颗粒撞击动能越大的粗颗粒, 在撞击部位往往会造成更多的材料移除, 进而形成较大的撞击坑, 导致粗糙度增大。然而, 当目标材料变为 RB-SiC 时, 情况则有所不同。对于 SiC 磨料, 其产生的粗糙度随粒径的增大先增大后减小。这可以归因于细粒 SiC 磨料对 SiC 晶粒的冲击作用较弱, 而粗粒 SiC 磨料则会对暴露的 SiC 晶粒产生更严重的塑性变形, 从而使一些原本过于凸起的暴露晶粒部分变平, 降低了粗糙度。因此, 在使用 18 μm 的 SiC 磨料时, 加工的一致性得到增强, 底部粗糙度略有降低, 整体表面质量也随之改善。

相比之下, SD 磨料的硬度较高, 足以去除任何暴露在表面的 SiC 颗粒, 即使其粒径为 6 μm 时, 也能展现出较强的侵蚀能力。当 SD 磨料的粒径从 6 μm 增加到 18 μm 时, 粗糙度几乎没有变化或仅略有增加, 这表明 SD 磨料在较大粒径范围内对粗糙度的影响较小。

综上所述, 为了获得较高的材料去除效率, 在选择磨料粒径时需要考虑目标材料的类型和磨料的种类。对于 S-SiC 目标材料, 无论使用 SiC 还是 SD 磨料, 较大粒径的磨料通常更有利于提高材料去除效率。然而, 对于 RB-SiC 目标材料, 使用 SiC 磨料时, 选择粒径为 18 μm 的磨料是较为理想的。因为这一粒径在保证高效材料去除的同时, 还能有效降低加工表面的粗糙度。相比之下, 当使用 SD 磨料时, 尽管其硬度高, 对粗糙度的影响相对较小, 但在粒径小于 12 μm 的情况

下，能更好地控制加工过程，确保加工表面的质量更高。这是因为细粒径的 SD 磨料在加工过程中能够更均匀地分布在工件表面，减少了大颗粒可能造成的局部过度磨损和不平整现象。这样的选择方法目的是平衡材料去除效率和表面质量之间的关系，以满足特定的加工需求。

4.2.5 射流角度的影响

在 MJM 加工过程中，磨料冲击加工强烈依赖于垂直于目标表面的速度分量。射流冲击角对两种目标的材料去除特性应该有显著的影响。因此，根据表 4-2 中所列的 Exp. 6 条件，研究了射流冲击角对 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷侵蚀加工的影响。

图 4-10 为不同射流冲击角度下材料去除深度和表面粗糙度变化趋势。可以发现，射流冲击角度不仅影响加工槽的深度，而且影响加工槽的中心线粗糙度。当射流角从 90° 逐渐变化到 70° 时，加工中心线的粗糙度呈现出降低的趋势。然而，对于由 SiC 磨料加工的 RB-SiC 表面，情况则有所不同。其粗糙度 Ra 值基本保持不变，在 $4.0\ \mu\text{m}$ 至 $5.5\ \mu\text{m}$ 之间波动，这主要是由于暴露的 SiC 晶粒面的随机性所致。进一步观察发现，随着射流倾斜角度的持续增加，RB-SiC 加工槽的平均深度先呈现增大趋势，随后在某个点开始下降。使用 SiC 和 SD 磨料时，这一最大值分别出现在射流倾斜角度约为 75° 和 80° 附近。值得注意的是，即使在脆性 SiC 颗粒的体积分数相对较高（达到 90 wt%）的情况下，也观察到了非脆性侵蚀行为的存在。另一方面，当使用两种磨料在 S-SiC 陶瓷中进行加工时，平均凹槽深度都随着射流冲击角的增加而迅速减小，在 90° 时达到最大值。这一现象证实了 S-SiC 陶瓷在加工过程中表现出严格的脆性侵蚀行为。从这些观察中可以得出，RB-SiC 陶瓷表面织构（如微槽）的斜 MJM 效率更高，而在正常 MJM 下，S-SiC 陶瓷的 MJM 效率更高。

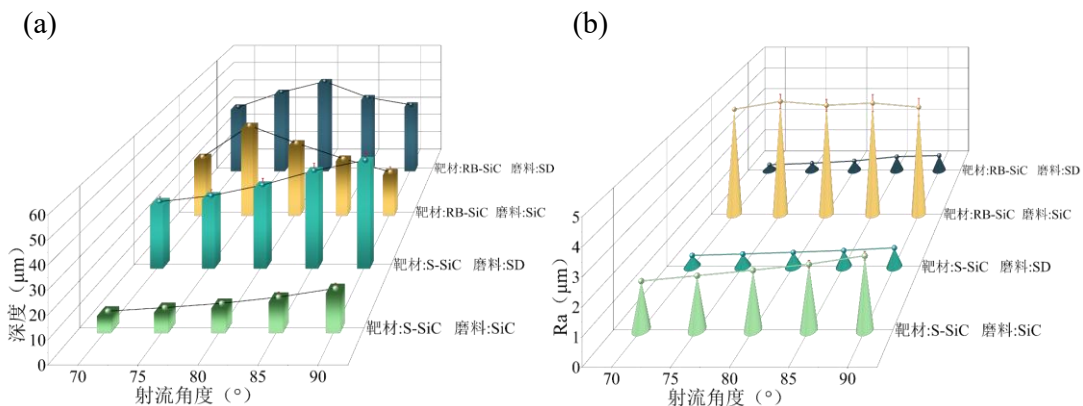


图 4-10 不同角度下材料去除深度和表面粗糙度变化趋势

如图 4-10 所示, S-SiC 和 RB-SiC 靶材在材料去除机制上存在一些差异。以往对玻璃^[96]、硅^[97]等脆性材料的磨料射流加工研究表明, 在脆性冲蚀加工机制中, 材料去除率随着射流角度的减小而减小, 冲蚀深度最大值出现在垂直入射角 (90°) 处。这可以归因于冲击动能法向分量随着射流冲击角的减小而减小。由于脆性陶瓷材料的侵蚀加工强烈依赖于垂直于目标的能量分量, 导致斜入射角度的结果是用于颗粒侵蚀的能量要少得多, 因此减少了凹槽深度。在本章中, S-SiC 陶瓷是名义上的脆性材料, 由于 SiC 晶粒的含量高于 99 %, 可以作为单相材料。此外, 由于 S-SiC 陶瓷中 $2\text{ }\mu\text{m}\sim 3\text{ }\mu\text{m}$ 的晶粒尺寸小于 $6\text{ }\mu\text{m}\sim 18\text{ }\mu\text{m}$ 的磨粒尺寸, 因此可以忽略材料微观结构和几何空间的影响。

在本章的实验条件下, S-SiC 陶瓷表现为脆性侵蚀行为, 当射流角度为 90° 时达到最大去除深度, 类似于 Nouraei 等^[98]研究的玻璃磨料冲击加工。然而, 玻璃的脆性侵蚀行为是通过开裂和碎裂, 而在 S-SiC 陶瓷中, 它是通过垂直颗粒的撞击, 因此导致更大程度的晶粒去除。相反, 在 RB-SiC (反应烧结碳化硅) 陶瓷的斜向 MJM 过程中, 出现了一个有些违背常规的现象: 当射流以 75° 或 80° 的角度入射时, RB-SiC 复合材料的去除深度达到了最大值。这一现象背后隐藏着一些不可忽视的真实微观组织效应, 它们共同作用导致了这种非典型的材料去除行为。具体来说, 这些效应包括:

(1) 晶粒间 Si 基体相对较快的去除速率: 在 RB-SiC 陶瓷复合材料的多相微观结构中, 硅 (Si) 基体位于碳化硅 (SiC) 晶粒之间。由于 Si 的硬度相对较低, 对侵蚀响应更快, 因此在斜向冲击下, Si 基体的去除速率相对较快。随着 Si 基体的优先移除, 原本被包裹的 SiC 晶粒逐渐失去侧向支撑, 也在拉应力作用下被去除。这在一定程度上促进了整体材料的去除, 增大了去除深度。

(2) 基于 SiC 大晶粒间距 ($10\text{ }\mu\text{m}\sim 30\text{ }\mu\text{m}$) 的几何效应: RB-SiC 中的 SiC 晶粒通常呈现出较大的间距, 这一独特的几何特征在斜向射流冲击的材料加工或表面处理过程中起到了至关重要的作用。从微观结构层面来看, RB-SiC 内部的 SiC 晶粒并非紧密排列, 而是存在着 $10\text{ }\mu\text{m}\sim 30\text{ }\mu\text{m}$ 这样相对较大的间距。当射流以一定角度入射时, 它更容易穿透这些较大的晶粒间距, 从而增加了与材料的接触面积和侵蚀深度。

(3) 冲击颗粒远小于晶粒直径与间距: RB-SiC 作为一种高性能的陶瓷材料, 其内部微观结构由众多 SiC 晶粒相互交织、结合而成。这些 SiC 晶粒具有一定的

直径,并且晶粒与晶粒之间存在着特定的间距。冲击颗粒尺寸通常远小于 RB-SiC 中的 SiC 晶粒直径和晶粒间距。这种尺寸差异使得冲击颗粒能够更容易地在晶粒间穿梭,并在斜向冲击下更有效地去除材料。

因此,由于上述微观组织效应的综合作用, RB-SiC 复合材料在斜向 MJM 加工中表现出了非脆性侵蚀行为。这与脆性材料在垂直射流冲击下通常表现出最大去除率的现象形成了鲜明对比。在 RB-SiC 陶瓷加工中,斜向冲击不仅提高了材料的去除效率,还减少了因垂直冲击可能导致的裂纹扩展和材料破裂等不利因素。

要识别这些材料去除过程中的差异,就需要对加工槽表面进一步观察,进行更详细的扫描电镜检查。图 4-11 和图 4-12 分别为 S-SiC 和 RB-SiC 在斜角和法向角磨料冲击侵蚀后的 SEM 显微图。根据表面损伤特征,射流冲击角对材料去除机理的影响可以明确如下:

(1) S-SiC 陶瓷中的晶粒位移:图 4-11(a)和(b)为 S-SiC 的加工表面,显示了 S-SiC 陶瓷中晶粒去除的机理。在正常和斜向冲击下, SiC 磨料在 S-SiC 靶材中的材料去除以晶粒脱离为主。这是由于 SiC 磨料的硬度与 SiC 晶粒的硬度相当, SiC 磨料在细小 SiC 晶粒表面难以产生明显的塑性变形特征。在接近 90°的冲击角下,由于法向冲击力较大,在一个撞击点下有较多的颗粒脱落的迹象,因此经常观察到较大的撞击坑和粗糙度。在斜向冲击处,较小的法向冲击力减少了较大撞击坑的出现,较大的切向冲击力增强了去除凹坑的能力,导致粗糙度降低。

(2) S-SiC 陶瓷颗粒的塑性去除:从图 4-11(c)和(d)中可以看出,与使用 SiC 磨料加工的 S-SiC 靶材表面相比,使用 SD 磨料冲蚀加工后的 S-SiC 靶材表面出现了更多更大的塑性变形区域。相较于 SiC 磨料加工表面, SD 磨料的超硬特性使其在冲击过程中产生极高的接触应力,这远超 SiC 材料的屈服强度,导致材料去除模式发生根本性转变,从脆性断裂主导转变为塑性变形主导。

在正常冲击情况下,材料的主要去除机制是晶粒的位移和晶粒的塑性变形,而在斜向角度冲击情况下,由此产生的高剪切力往往导致耕犁机制,表现为晶粒的塑性去除和切割,从而获得更光滑的表面。这是由于 SD 磨料的硬度明显高于 SiC 颗粒,因此在斜向和垂直冲击下都会出现一些塑性变形或去除区域。在正入射和斜入射下, SD 磨料在 S-SiC 陶瓷中的材料去除都是通过晶粒脱离和塑性变形晶粒材料的剥落来实现的。两种情况的主要区别是,正常侵蚀面有塑性去除,几乎没有平滑去除,而斜侵蚀面有塑性去除,平滑去除现象明显。

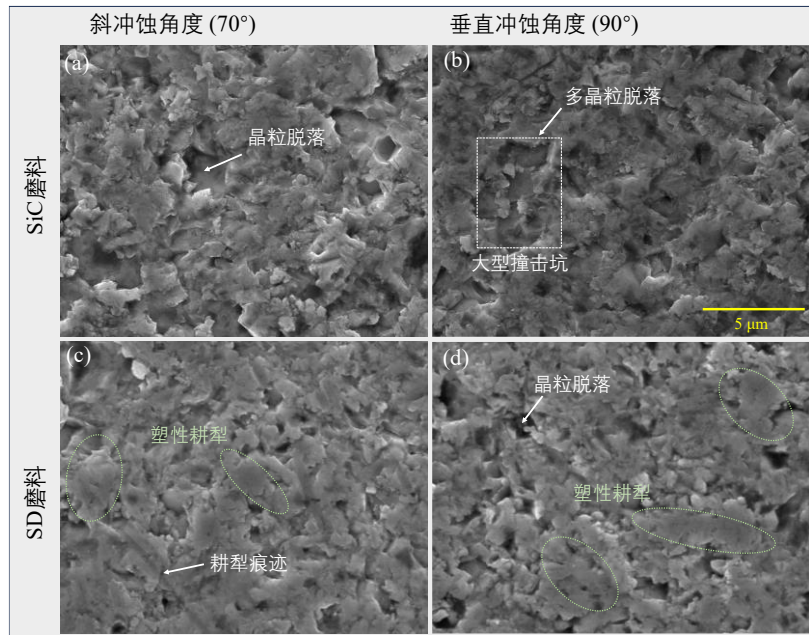


图 4-11 S-SiC 陶瓷表面的 SEM 显微图

- (a)70°入射角、SiC 磨料；(b)90°入射角、SiC 磨料；(c)70°入射角、SD 磨料；
(d)90°入射角、SD 磨料

(3) RB-SiC 陶瓷中 Si 基体去除和 SiC 晶粒脱落：图 4-12(a)和(b)显示，SiC 磨料在斜冲击和垂直冲击角度下加工的 RB-SiC 表面几乎相似，表明它们具有相同的去除机制。在这两种情况下，材料的去除是通过首先去除晶粒周围的软 Si 基体来实现的，并且可以看到 SiC 增强晶粒突出在基体之上。此外，由于缺乏周围基体的支持，在反复撞击下会出现单个 SiC 晶粒脱落。上层颗粒脱离后，下层的碳化硅颗粒重新暴露在侵蚀面上。因此，在这种情况下，在不同的射流角度下，侵蚀面没有明显的差异，粗糙度几乎与冲击角无关。在所有射流冲击角度下，颗粒脱落仍然是主要的材料去除机制。此外，如图 4-13 所示，虽然靶材和磨料的硬度相当，但侵蚀会逐渐局部发生。SiC 磨料的反复冲击可以在暴露的 SiC 晶粒被脱落之前引起较低的塑性变形，表现为唇边、钝化的角、切割槽或犁痕。

(4) RB-SiC 陶瓷中 SiC 晶粒的脆性断裂或塑性变形：图 4-12(d)中 SD 磨料加工的 RB-SiC 表面，单个晶粒内部存在表面裂纹，塑性变形区域很少且很小，说明 RB-SiC 内部的 SiC 晶粒主要通过脆性断裂机制去除，并伴有少量垂直入射的塑性耕犁机制。然而，图 4-12(c)中光滑的侵蚀面表明，SiC 颗粒主要是通过斜入射的塑性耕犁机制去除的。结果表明，斜入射时晶粒的断裂倾向明显低于垂直入射时。相比之下，塑性耕犁形成的 SiC 颗粒表面比脆性断裂形成的 SiC 颗粒表面光滑得多。此外，晶粒周围的许多细小破碎区是由 Si 基的裂纹引起的。

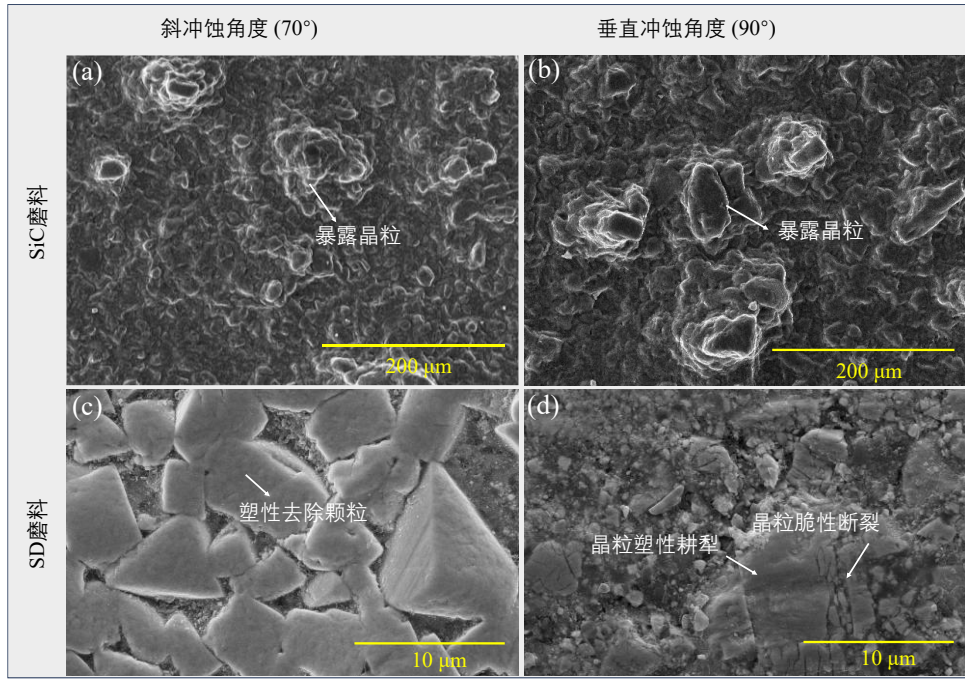


图 4-12 RB-SiC 陶瓷表面的 SEM 显微图

(a)70°入射角、SiC 磨料；(b)90°入射角、SiC 磨料；(c)70°入射角、SD 磨料；
(d)90°入射角、SD 磨料

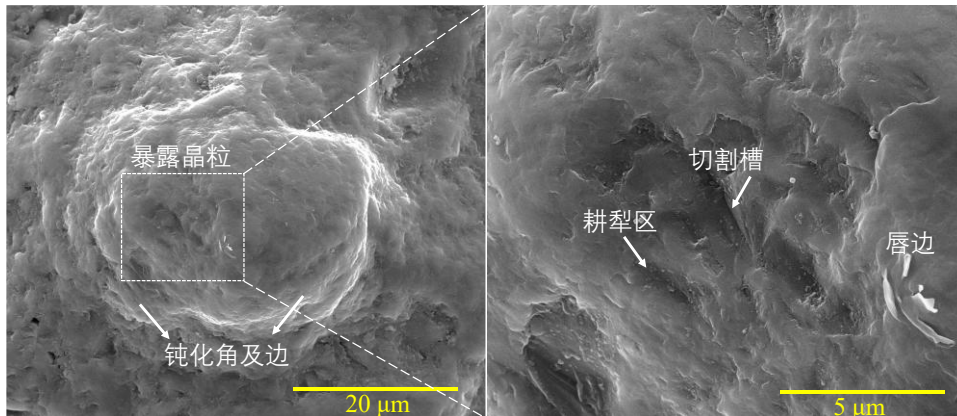


图 4-13 暴露的碳化硅晶粒存在的塑性变形

根据上述对材料去除机理的分析，在 75°/80°中射流冲击角度下，RB-SiC 中出现异常大深度沟槽的原因可以用以下机理来说明，如图 4-14 所示。在斜射流入射下，单侧的剪切和楔入作用更大，有利于 SiC 晶粒的抬升，比垂直射流入射下更容易将整个晶粒从材料中拉出。而在更倾斜的射流入射（如 70°射流入射）下，会产生更大的阴影效应如图 4-14(c)中免受颗粒撞击的区域。该区域倾向于保护 SiC 晶粒尾迹中的 Si 基体，从而导致较少的 SiC 晶粒脱离出来。在这种情况下，阴影效应使晶粒脱落更加困难，因此测量的平均深度明显下降。在 RB-SiC 的 SD 磨料加工中可以看到类似的非脆性侵蚀行为，这可能是由于晶粒断裂和晶

粒脱落同时发生的材料去除。在加工过程中，明显存在两种冲蚀加工机制，一种是部分 SiC 晶粒的部分脱落，另一种是晶粒断裂，这可以解释峰槽深度从 90° 到 80° 的变化。因此，RB-SiC 复合材料的加工具有非脆性行为，而不是脆性响应。

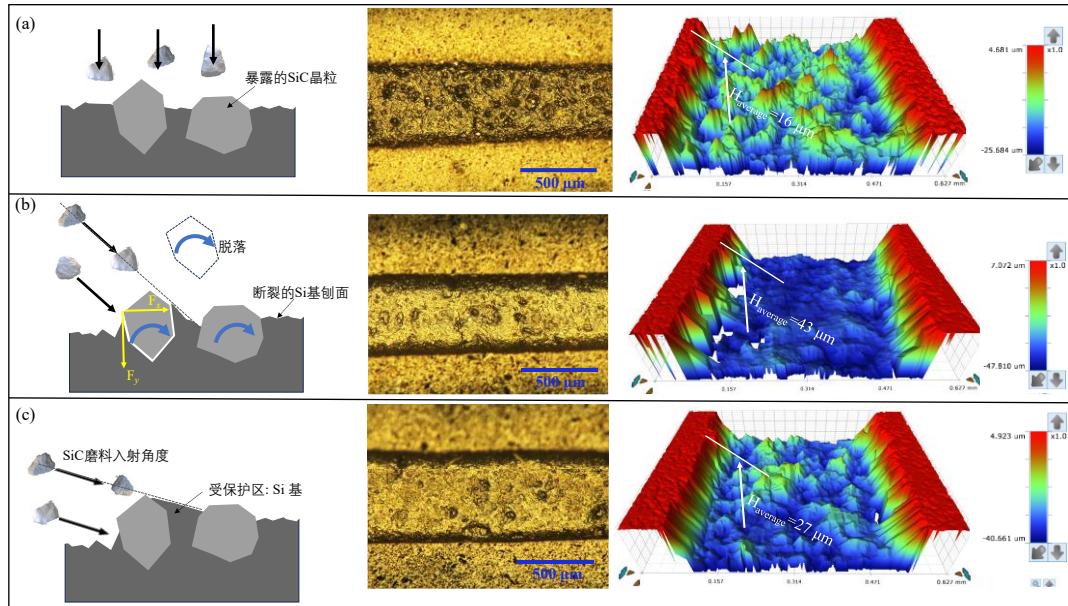


图 4-14 SiC 磨料去除 RB-SiC 材料的过程示意图

(a) 90° 入射角；(b) 75° 入射角；(c) 70° 入射角

不同射流角度下最硬 SD 磨料对 RB-SiC 的材料去除机理如图 4-15 所示。在 SD 磨料的冲击条件下，脆性 SiC 晶粒可能发生变形或断裂。在正常射流入射下，RB-SiC 中的材料去除主要以断裂和切屑去除为主。在任何瞬间侵蚀加工过程中，具有较高侵蚀速率的 Si 基体被侵蚀到略低于增强 SiC 晶粒的水平。随后，SiC 晶粒的微突起将不受周围 Si 基体的支撑，这导致晶粒在进一步的磨料冲击下破裂，特别是在暴露晶粒周围的无支撑边缘。最后，SiC 晶粒的表面被侵蚀到与 Si 基体大致相同的水平。

如图 4-15(e)所示，在 70° 等斜向射流冲击下，其能量传递方向与 SiC 晶粒表面法向之间存在一个显著的夹角。这一夹角导致射流能量在向 SiC 晶粒表面法向传递过程中，发生了明显的分散与偏转，使得最终传递到晶粒表面法向的射流能量相较于正常射流冲击时显著减少。在正常的射流冲击条件下，射流能量几乎垂直地、高强度地作用于晶粒表面法向，这种集中且强大的能量冲击极易在晶粒内部引发应力集中现象，进而导致晶粒内部微观结构的破坏，极大地增加了晶粒断裂的可能性。然而，在斜向射流冲击下，由于法向传递能量的显著减少，晶粒所承受的冲击力大幅降低，其内部应力分布也更为均匀，因此与正常射流冲击相比，

晶粒发生断裂的可能性小得多。同时，由于 SD 磨料滑动或自由滚动会对材料造成塑性耕犁去除，暴露的 SiC 表面逐渐趋于平坦，从而使加工表面变得平滑。

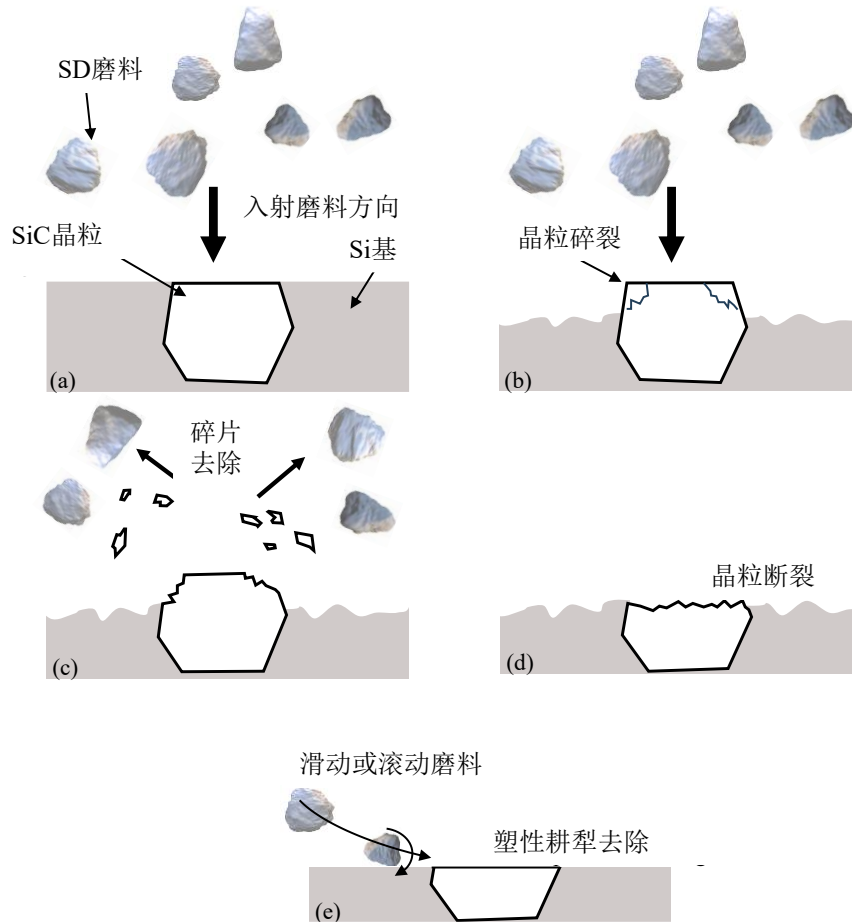


图 4-15 SD 磨料材料去除过程示意图

(a-d)垂直入射；(e)斜入射

4.2.6 进给间距的影响

为了探究进给间距对多相射流加工效果的影响，采用直径约 10 mm 的重叠射流和栅格路径加工 S-SiC 和 RB-SiC 材料表面的微织构。栅格路径的进给间距对颗粒的冲击频率有影响，而颗粒的冲击频率对侵蚀深度和表面形貌有直接影响。因此，通过表 4-2 每组实验对应变量的选取值中 Exp. 7 的实验条件，阐明了进给间距对 S-SiC 和 RB-SiC 加工响应的影响。

为了测试进给间距和磨料硬度的交互作用，除了 SiC 和 SD 磨料外，还尝试使用较软的磨料，如 12 μm 的 Al_2O_3 ，莫氏硬度为 8-9。图 4-16 (a)和(b)给出了在 90°射流角下，进给间距在 250 μm 到 10 μm 范围内改变时 S-SiC 和 RB-SiC 加工槽的平均中心线粗糙度趋势。图 4-16(c)显示了 RB-SiC 表面形貌随进料间距逐渐减小的变化。

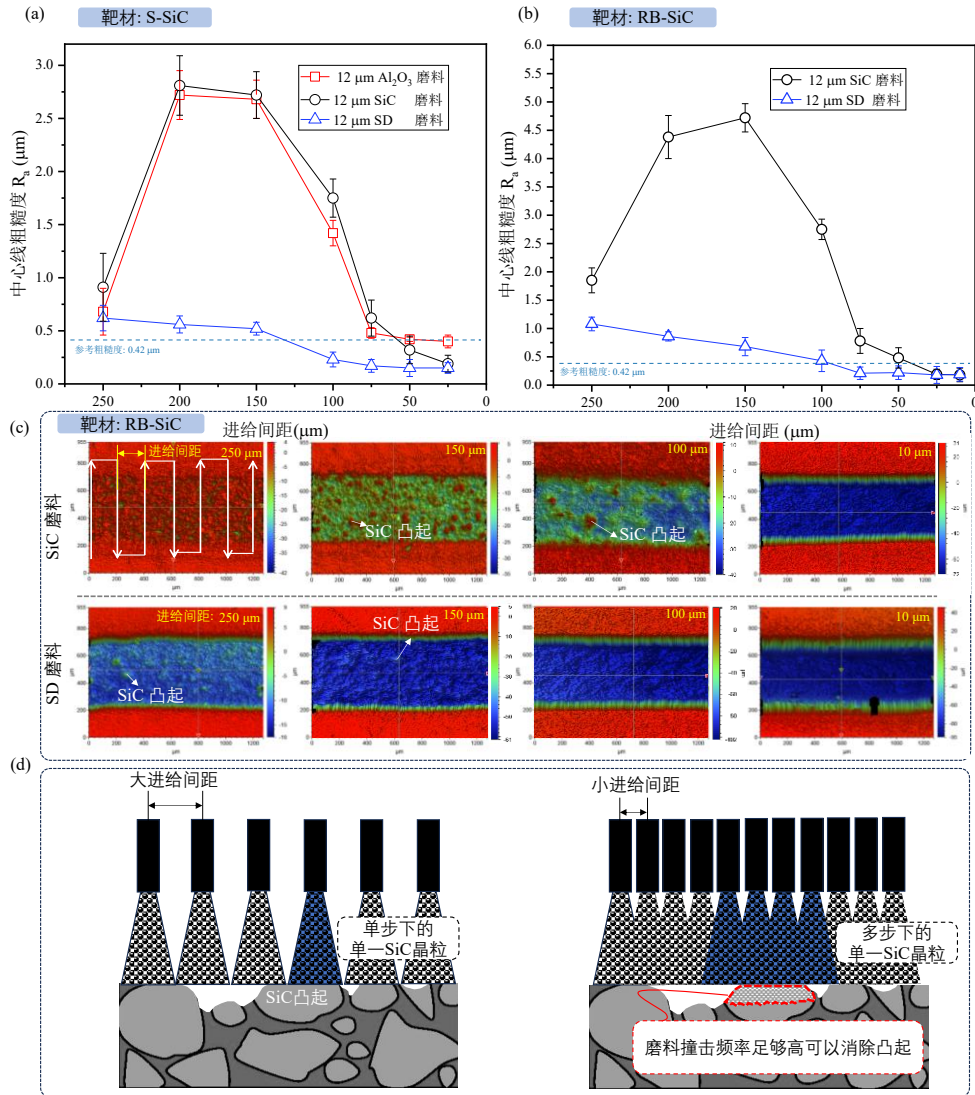


图 4-16 进给间距不同加工响应机理图

- (a)S-SiC; (b)RB-SiC; (c)SiC 和 SD 磨料在不同进给间距下 RB-SiC 加工槽的演变;
 (d)由 SiC 磨料使用较小的进给间距加工实现低粗糙度槽的机理

如图 4-16(a-c)所示, 较小的进给间距导致较大的凹槽深度和更平坦的底部, 侵蚀加工表面形貌经历了从丘陵和山谷特征到光滑均匀表面的转变。当进给间距设置为 $250\ \mu\text{m}$ 时, SiC 磨料冲击频率导致凹槽非常浅, 因此粗糙度相对较低。当进给间距小于 $200\ \mu\text{m}$ 时, 粗糙度表现出明显的瞬态特性, 且随进给间距的减小而减小; 然而, 粗糙度的降低程度与所使用的磨料材料有关。对于所有选择的磨料, 通过轮廓仪扫描观察到, 随着进给间距的减小, 轮廓峰逐渐变平, 直到达到稳定的粗糙度。由于 Al_2O_3 的硬度低于 SiC 晶粒的硬度, 因此 Al_2O_3 磨料不能引起 S-SiC 陶瓷中 SiC 晶粒的塑性变形。在这种情况下, 材料的去除是通过晶粒析出进行的, 没有明显的晶粒损伤 (即去除整个、离散的晶粒)。如上文所述,

晶粒脱落机制导致 S-SiC 靶材的参考粗糙度约为 $0.42\ \mu\text{m}$ 。因此，由于相同的去除机制， Al_2O_3 磨料在 S-SiC 靶材上产生的粗糙度近似等于参考粗糙度，如图 4-16(a)所示，在进给间距为 $50\ \mu\text{m}$ 时，稳态粗糙度为 $0.42\ \mu\text{m}$ 。

图 4-16(a)还显示出，由于 SiC 和 SD 磨料的硬度高于 SiC 晶粒，因此在单个 SiC 晶粒上能够发生塑性变形。这种塑性变形有助于降低加工表面的粗糙度，使得最终的稳定粗糙度低于参考粗糙度 $0.42\ \mu\text{m}$ 。这与使用 Al_2O_3 磨料加工 S-SiC 陶瓷时的情况形成鲜明对比，后者在加工过程中往往会明显去除整个、离散的 SiC 晶粒。因此，假设要使 S-SiC 陶瓷的加工表面更光滑（即粗糙度小于 $0.42\ \mu\text{m}$ ），所施加的磨料的硬度应高于目标材料的硬度。使用 $12\ \mu\text{m}$ SiC 和 $12\ \mu\text{m}$ SD 均可获得约 $0.15\ \mu\text{m}$ 相同的稳态粗糙度。但 SD 使用达到给定稳态粗糙度的进给间距是使用 SiC 磨料的 4 倍左右，这表明使用 SD 磨料可以更快地达到稳态粗糙度。使用 SiC 磨料需要 4 倍于 SD 磨料的加工时间才能获得与 SD 相同的稳定粗糙度。在 RB-SiC 靶上的另一个实验也得到了类似的结果，如图 4-16(b)所示，其中稳态粗糙度为 $0.20\ \mu\text{m}$ 。S-SiC 陶瓷和 RB-SiC 陶瓷之间稳态粗糙度的差异可能是由于它们的晶粒尺寸或烧结强度的差异。

如图 4-16(c)所示，随着进给间距的减小，RB-SiC 中残余的 SiC 晶粒凸起数量大幅减少，这与 SiC 和 SD 磨料可以塑性侵蚀单个碳化硅颗粒的假设一致。从图 4-16(c)也可以看出，SD 磨料去除晶粒峰的过程明显快于 SiC 磨料。SD 磨料获得低粗糙度峰的加速可能是由于其硬度更高，比 SiC 磨料高约 9%，因此在相同的 MJM 条件下，会造成更有效的塑性去除，从而更快地平滑去除 SiC 凸起。当磨料硬度高于靶材硬度时，硬度差不会影响最终的稳态粗糙度，SiC 和 SD 磨料的稳态粗糙度确实是近似相等的，可以用图 4-16(d)所示的机理来解释。如图 4-13 所示，碳化硅磨料的冲击会导致碳化硅晶粒的低（但存在）塑性变形。低进给间距的操作相当于在 SiC 的单个晶粒上增加相邻加工次数。显然，足够的高频、重复的 SiC 颗粒撞击能够最终完全平整残留在侵蚀表面的任何突出的 SiC 颗粒。因此，图 4-16(b)中一个有趣的现象是，当进给间距设置为 $10\ \mu\text{m}$ 时，SiC 磨料在 RB-SiC 中加工的最平坦组织的 R_a 约为 $0.20\ \mu\text{m}$ 。因此，可以认为当通过增加加工次数或降低射流进给间距，使用 SiC 磨料也可以获得光滑的稳态表面。

结果表明，虽然使用廉价的 SiC 磨料和较小的进给间距（ $25\ \mu\text{m}$ ）可以获得稳态粗糙度约为 $0.20\ \mu\text{m}$ 的最平整组织，但由于加工时间过长（6 mm 长， $500\ \mu\text{m}$

宽的凹槽约为 21 min), 因此难以实现。相比之下, 由于使用较硬的 SD 磨料可以获得最短的加工时间(给定槽约 5 分钟), 同时提供约 $0.20\text{ }\mu\text{m}$ 的稳态粗糙度, 因此推荐用于 SiC 陶瓷的快速加工。

4.3 本章小结

本章基于设计的喷嘴, 选取磨料材料、气体压强、磨料粒径、冲击角度及进给间距作为核心工艺参数, 围绕常压碳化硅(S-SiC)与反应烧结碳化硅(RB-SiC)两种典型陶瓷密封材料, 研究其加工中的侵蚀特性差异及各工艺变量对材料去除过程的影响规律。实验结果表明, 几乎所有 MJM 参数都能影响材料的去除深度, 而粗糙度主要取决于磨料硬度和进给间距。S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷对不同磨料具有不同去除机理。本章的主要结论如下:

(1) SiC 磨料通过晶界弱化实现 S-SiC 陶瓷的均匀去除, 但加工 RB-SiC 时因优先蚀除低硬度 Si 基体导致凹坑形成; SD 磨料凭借强冲击力引发 SiC 晶粒塑性变形或脆性断裂, 在两种陶瓷加工中均实现压平与表面平坦化, 显著提升质量。

(2) 在多相射流加工中, 射流压强对材料去除效率及表面质量具有双重影响。实验表明, 材料去除深度与气体压强呈正相关, 压强提升通过增强磨料颗粒动能显著促进切屑形成与材料去除。然而, 表面粗糙度演变呈现非线性特征。

(3) 磨料粒径需针对材料特性优化: S-SiC 陶瓷宜用大粒径磨料提升去除效率, 但高压下易因多晶粒剥落导致粗糙度升高; RB-SiC 陶瓷中, SiC 磨料以 $18\text{ }\mu\text{m}$ 粒径最佳, SD 磨料则宜选 $<12\text{ }\mu\text{m}$ 细粒径, 其均匀分布特性可避免局部过度磨损, 实现效率与质量的平衡。

(4) MJM 加工 S-SiC 陶瓷的去除率随射流冲击角增大而提升, 在 90° 时达峰值; RB-SiC 陶瓷则在 $75^\circ/80^\circ$ 时去除率最高。机制上, S-SiC 可以通过晶粒变形或破碎直接去除, 而 RB-SiC 因 Si 基体优先被蚀除导致晶粒位移, 形成差异化的角度响应性。

(5) 进给间距对表面质量起决定性作用。实验表明, SD 磨料达到稳态粗糙度所需的进给间距仅为 SiC 磨料的 4 倍, 即加工效率提升 4 倍。

第5章 SiC 陶瓷密封环整环表面织构加工

本章采用上文设计的喷嘴与工艺参数对 SiC 陶瓷密封整环进行加工，以验证多相射流工艺在制造满足机械密封要求的微观结构表面方面的能力。研究从深度、一致性及粗糙度三个方面综合评估该方法的去除能力及加工质量。

5.1 密封环表面织构的形状设计

本章为了实现 SiC 陶瓷密封环表面织构的高质量加工，采用带有掩模板的多相射流加工工艺，织构形状通过 CAD 软件进行精确设计。如图 5-1 所示，在织构形状的设计过程中，综合考量了行业应用现状、流体动力学特性以及加工可行性等因素后，选择螺旋形、T 形以及 V 形三种结构作为设计元素。随后，采用先进的激光技术，在高质量的 304 不锈钢片上精确雕刻出这些设计图案，从而制作出高精度的掩模板。因 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷密封环直径不同，制造了两种不同规格的掩模板，分别为 $60\text{ mm} \times 60\text{ mm}$ 和 $50\text{ mm} \times 50\text{ mm}$ ，厚度均为 0.2 mm ，掩模板四周的通孔用来定位密封环边缘以确保准确覆盖。

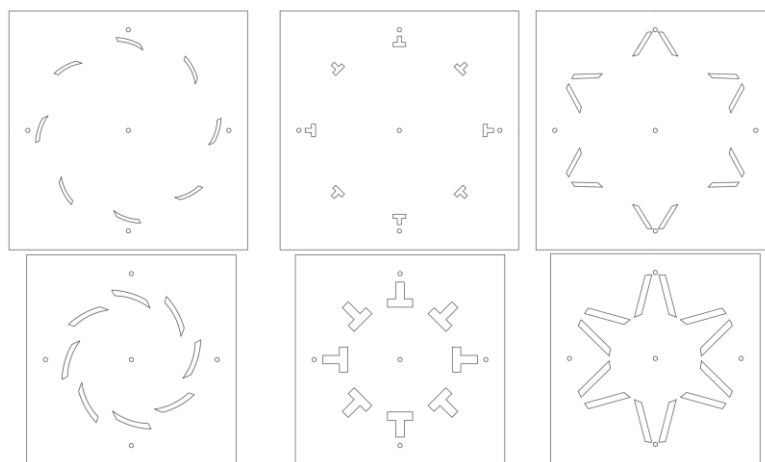


图 5-1 表面织构形状

5.2 密封环表面织构形状加工

为了测试 MJM 制造用于机械密封的复杂微纹理的能力，使用图 5-2(a)所示的加工流程，先将利用激光制造的掩模板覆盖于工件上方，再沿加工路径进行多相射流加工。在密封环表面制造出环状排列的阵列纹理。加工路径则需要采用如图 5-2(b)所示的扫描策略。倾斜射流首先围绕密封环中心作圆周运动，以形成初

步的环状纹理。随后，射流沿着预设的进给间距向密封环中心点逐步移动，同时保持圆周运动的轨迹。上述流程持续进行，直至整个未遮挡区域被完整的喷射路径所覆盖。这种策略不仅提高了加工效率，还确保了阵列纹理的一致性和均匀性。

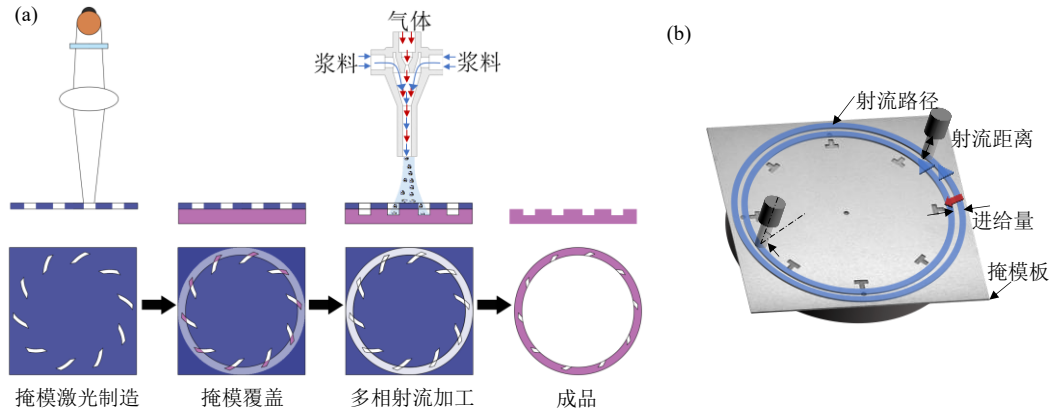


图 5-2 密封环整环加工示意图

(a)流程图; (b)路线图

本章使用上文确定的喷嘴结构以及加工参数，在 SiC 密封环整环表面进行织构加工实验。为了验证 MJM 工艺在环形 S-SiC 和 RB-SiC 样品上的能力，尝试使用表 5-1 所示的选择参数来制造阵列微观结构表面。虽然这些给定的参数可能不是最优组合，但期望获得满足机械密封加工要求的所需表面织构。

如图 5-3、图 5-4 和图 5-5 所示，机械密封圈被加工成所需阵列微结构的形状。可以看出，在给定的参数下，S-SiC 和 RB-SiC 的所有加工图案都呈现出清晰的边缘，加工凹槽的底面平整，没有明显的残余晶粒。如图 5-7 所示，密封环内各加工槽深度一致，波动幅度小于 $1\ \mu\text{m}$ 。底面粗糙度不小于 $0.4\ \mu\text{m}$ 。加工结果表明，本文提出的 MJM 工艺具有在 SiC 陶瓷材料（如 S-SiC 单相和 RB-SiC 复合材料）机械密封端面上生成复杂的、平底微织构表面的潜力。

表 5-1 微结构阵列加工中采用的工艺参数

加工 案例	图形	磨料 材料	气体压强 (MPa)	磨料粒径 (μm)	射流角度 ($^{\circ}$)	进给间距 (μm)	T 轴速度 ($^{\circ}$)
案例 1	T 形	SD	0.6	12	90	100	10
案例 2	T 形	SD	0.6	12	90	100	10
案例 3	V 形	SD	0.6	12	80	100	8
案例 4	V 形	SD	0.6	12	80	100	8
案例 5	螺旋形	SD	0.6	12	70	100	5
案例 6	螺旋形	SD	0.6	12	70	100	5

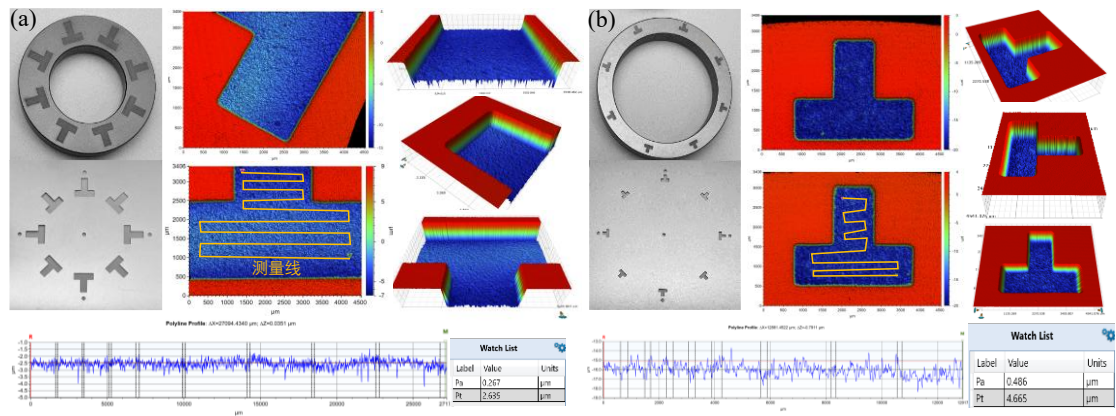


图 5-3 T 形微纹理表面
(a)S-SiC 密封环；(b)RB-SiC 密封环

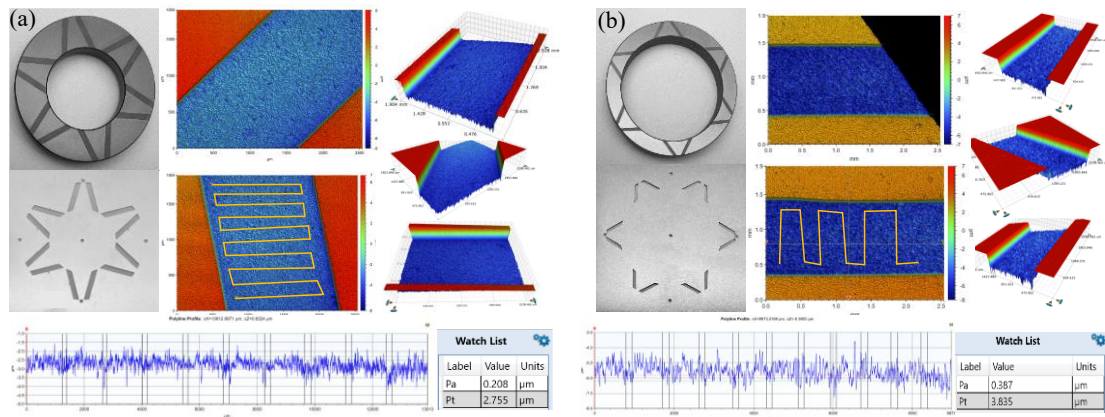


图 5-4 V 形微纹理表面
(a)S-SiC 密封环；(b)RB-SiC 密封环

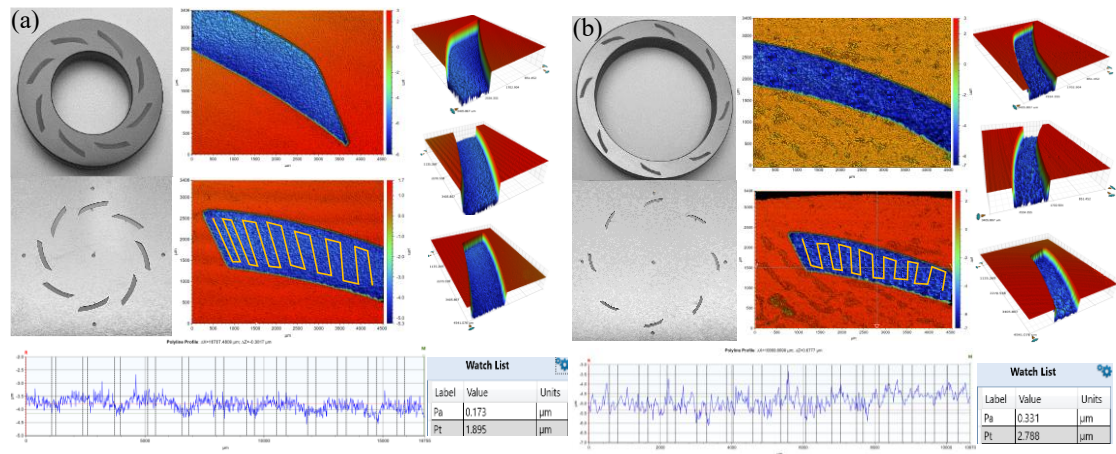


图 5-5 螺旋形微纹理表面
(a)S-SiC 密封环；(b)RB-SiC 密封环

5.3 加工效果

5.3.1 深度

在表面织构的加工中，加工深度是一个至关重要的参数，它直接影响密封面的流体动力学效应、密封性能以及泄漏率。通过 MJM 技术加工得到的微织构，其深度测量采用在织构底部构建正交测量矩阵的方法，沿 X-Y 平面等间距布设多条网格测量线，取各采样路径的深度数据平均值。如图 5-6 所示，在 SiC 陶瓷密封环上加工的表面织构底部粗糙度小于 $0.4\ \mu\text{m}$ ，同时各织构的平均深度不低于 $19\ \mu\text{m}$ 且不高于 $40\ \mu\text{m}$ ，这一深度范围对于确保机械密封面的有效性和提高整体密封性能具有重要意义。

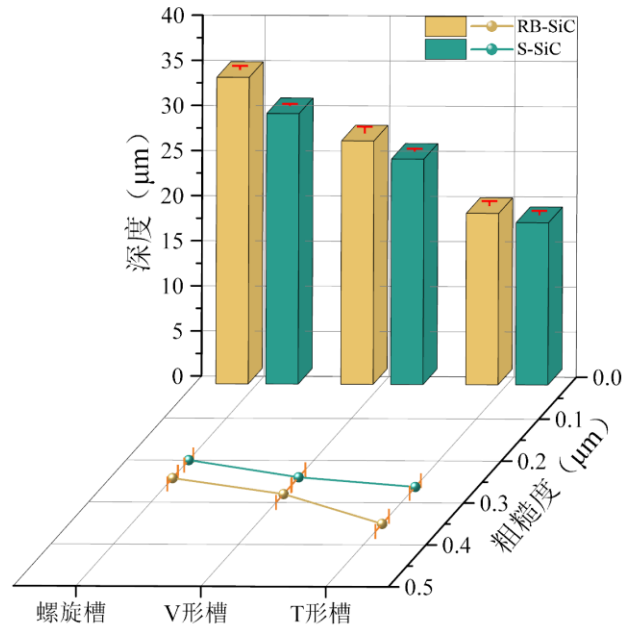


图 5-6 三种微织构加工特征

与目前常用的技术相比，MJM 技术在深度控制方面展现出显著优势，其可以通过改变加工参数来实现对深度的精确控制并保证加工质量。激光加工虽然能制备密封环微织构，但难以将材料的表面粗糙度及加工深度同时控制在理想范围内，其表面粗糙度往往在 $0.4\ \mu\text{m}$ ~ $2.6\ \mu\text{m}$ 之间，且深度控制不够精确。而精密磨削工艺虽然能实现烧结陶瓷更大规模的光滑表面，但无法加工具有一定深度的复杂局部微织构。虽然已有加工方法可以实现 SiC 陶瓷表面的均匀加工，实现小于 $0.1\ \mu\text{m}$ 的表面粗糙度，但工艺流程较为复杂且成本高昂，对于深度的控制也并非其主要优势。相比之下，MJM 技术不仅能在保持低粗糙度的同时实现所需的加工槽深度，而且能在满足加工技术要求的同时具有高度的灵活性和普适性。

5.3.2 一致性

在机械密封微槽成型加工中，加工槽的深度一致性是衡量加工完整度和质量的重要指标。如图 5-7 所示，为密封环整环上均匀加工的表面形貌，可以观察到每个织构三维形貌均相似，且表面边缘清晰锐利、底面平整光滑。

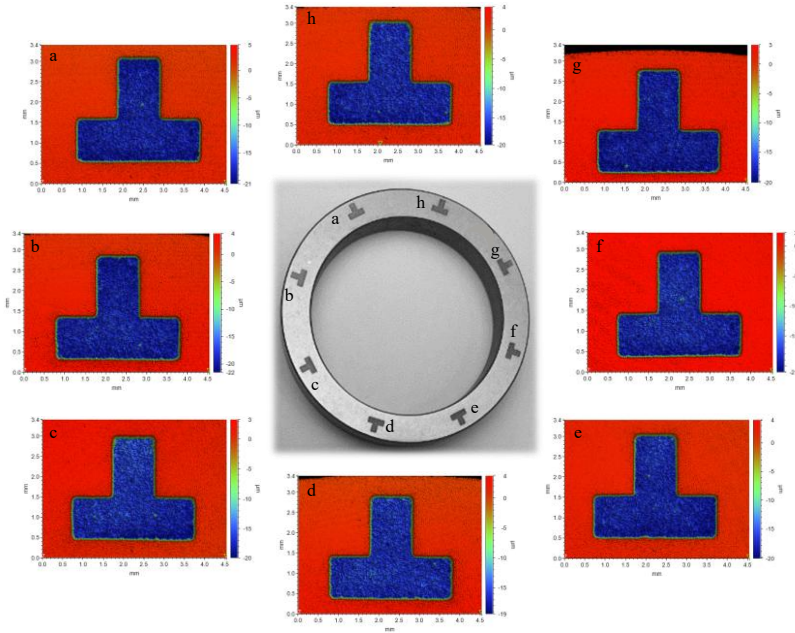


图 5-7 密封环表面织构加工一致性

其中，如图 5-8 所示，通过 MJM 技术加工的八个样品（a 至 h）的加工槽平均深度分别为 $19.46\ \mu\text{m}$ 、 $19.73\ \mu\text{m}$ 、 $18.91\ \mu\text{m}$ 、 $19.01\ \mu\text{m}$ 、 $19.16\ \mu\text{m}$ 、 $18.92\ \mu\text{m}$ 、 $18.95\ \mu\text{m}$ 和 $19.25\ \mu\text{m}$ 。这些数据显示出 MJM 技术在加工深度上具有较高的一致性，所有样品的深度都集中在 $19\ \mu\text{m}$ 左右，波动范围相对较小，仅在 $\pm 0.75\ \mu\text{m}$ ，织构深度均匀性误差控制在 5 % 以内。

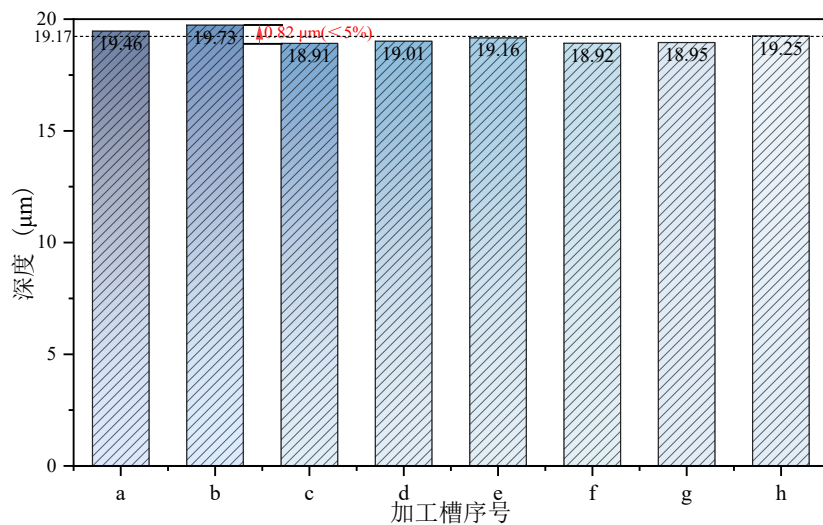


图 5-8 各加工槽深度

与目前常用的技术相比,多相射流技术在加工深度一致性方面展现出显著优势。激光加工和电化学加工等技术在深度控制上往往存在较大的波动和不确定性,而精密磨削工艺虽然能实现一定的深度控制,但对于形状复杂、深度一定的局部微织构表面则难以胜任。多相射流技术不仅具有更高的加工精度和一致性,还具有更高的灵活性和适应性,能够满足机械密封领域对微槽成型加工的高要求。此外,多相射流技术的冷机械加工特性也避免了热损伤和变形等问题,进一步提高了加工完整度和质量。

因此,可以说多相射流技术在机械密封微槽成型加工中具有较高的加工完整度和一致性,为机械密封领域提供了一种高效、精确且经济的加工方法,具有广阔的应用前景。

5.3.3 粗糙度

在玻璃等单相材料中产生光滑的表面织构相对容易,而在均匀性差的两相材料(如 RB-SiC 复合陶瓷材料)中产生底部粗糙度小于 $0.4\text{ }\mu\text{m}$ 的表面织构则是一个挑战。很明显,在优选的工艺参数下,目前的多相射流技术能够解决这一挑战。即利用多相射流加工得到的表面微织构的底部粗糙度小于 $0.4\text{ }\mu\text{m}$ 。

为了评估获得的粗糙度水平,图 5-9 比较了使用多相射流工艺和其他报道的表面织构技术加工的 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷的表面粗糙度。图中可以看出,激光加工的 S-SiC 和 RB-SiC 微特征较为粗糙,表面粗糙度在 $0.4\text{ }\mu\text{m}\sim 2.6\text{ }\mu\text{m}$ 之间,而多相射流工艺的粗糙度相对较低,达到机械密封织构加工的高工业要求(即粗糙度小于 $0.4\text{ }\mu\text{m}$)。然而,激光加工却很难将 RB-SiC 的表面粗糙度控制在 $0.4\text{ }\mu\text{m}$ 以下。需要注意的是,精密磨削工艺可以使陶瓷材料产生更大规模的光滑表面;然而,对于形状复杂、深度一定的局部微织构表面,磨砂轮无法对其进行加工^[99]。复合电镀方法虽然可以使纳米 SiC 陶瓷颗粒均匀沉积在金属基体环上,表面粗糙度小于 $0.1\text{ }\mu\text{m}$ 。然而,该过程包括五个复杂的制作步骤^[21]。相比之下,目前的多相射流工艺是一种廉价、快速的机械密封微槽成型加工技术,可以在 S-SiC 和 RB-SiC 陶瓷密封圈上直接制造微槽形状。

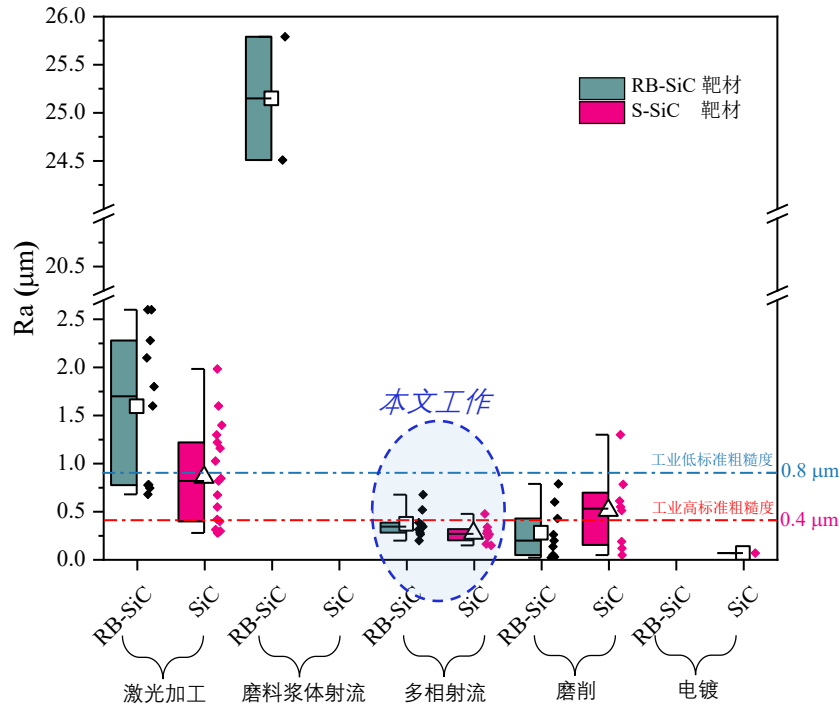


图 5-9 粗糙度水平

激光数据来源: $1.6\ \mu\text{m}\sim 2.6\ \mu\text{m}^{[51]}$, $0.68\ \mu\text{m}\sim 2.28\ \mu\text{m}^{[52]}$, $0.674/1.985/1.299/1.027\ \mu\text{m}^{[100]}$, $0.846/1.22\ \mu\text{m}^{[101]}$, $0.280/0.299/0.314/0.284\ \mu\text{m}^{[102]}$; 浆体射流数据来源: $25.79/24.51\ \mu\text{m}^{[74]}$
磨削数据来源: $0.023\ \mu\text{m}^{[103]}$, $0.05\ \mu\text{m}\sim 0.2\ \mu\text{m}^{[99]}$, $0.19\ \mu\text{m}\sim 0.43\ \mu\text{m}^{[104]}$, $0.5\ \mu\text{m}\sim 1.3\ \mu\text{m}^{[105]}$; 电镀数据来源: $0.071\ \mu\text{m}^{[21]}$

此外, 如图 5-10 所示, 还展示了激光技术、电解技术与多相射流技术加工硬质合金的表面形态。可以看出多相射流作为一种冷机械加工工艺, 也能够现有的硬质合金上直接制造微槽形状, 无需复杂的制作步骤, 且不存在激光中出现的热损伤和不希望出现的有序线条^[106]以及电化学加工中出现的不均匀腐蚀形貌等缺陷。因此, 多相射流加工技术可以对微织构形貌进行高质量加工, 这可以使织构化机械密封达到最大预期设计性能。

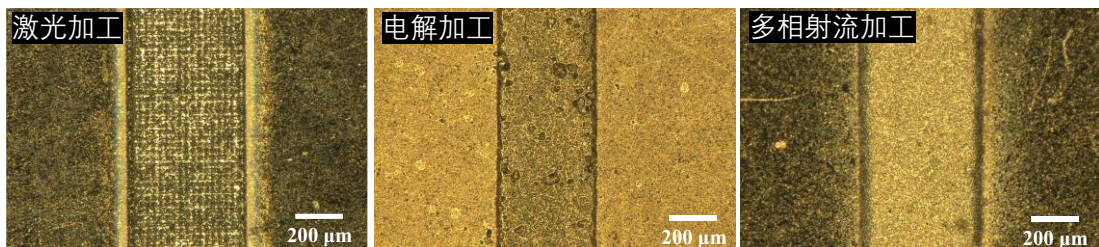


图 5-10 多相射流与激光及电解加工形貌对比

5.4 本章小结

本章通过所设计的喷嘴结构以及优化得到的多相射流工艺参数，对 S-SiC 和 RB-SiC 两种陶瓷材料进行了织构的加工实验，旨在验证多相射流工艺在制造满足机械密封要求的微观结构表面方面的有效性和可靠性。本章主要结论如下：

（1）多相射流技术凭借其独特的加工机制和优化的工艺参数，可以实现在 S-SiC 和 RB-SiC 材料上加工出具有清晰边缘和平整底面的复杂微织构表面。

（2）多相射流技术在加工过程中，展现出了出色的控制能力和加工精度，不仅确保微织构的深度一致性，还实现了工业高标准粗糙度。

（3）多相射流技术可以实现满足加工要求的微织构：宽度 $500\ \mu\text{m}$ 至数毫米、深度 $5\ \mu\text{m}$ 至 $50\ \mu\text{m}$ 范围内，并且形状多样；同时表面织构必须足够光滑平整；表面质量达到纳米级 ($R_a < 0.4\ \mu\text{m}$)；织构截面轮廓为矩形从而提高承载能力。实验证明，利用设计的喷嘴和优选的工艺参数对于 SiC 陶瓷密封环材料可以实现表面微织构的高质量加工，最大程度发挥微织构设计性能。

第6章 总结与展望

6.1 总结

本文介绍了一种适用于碳化硅陶瓷表面织构的多相射流加工技术。首先，通过与磨料气射流和浆体射流等传统磨料射流加工技术对比，阐明了多相射流独特的加工优势；随后，设计优化了多相射流喷嘴，并基于所优选的喷嘴探究了不同工艺参数对 SiC 陶瓷的材料去除特性和材料去除机理，确定了适合 SiC 陶瓷高效及高质加工的工艺参数。最后，通过所设计的喷嘴及优化的工艺参数在 SiC 陶瓷密封环整环上制造出了达到工业高标准要求的阵列微纹理。主要结论如下：

(1) MJM 是一种气动浆料侵蚀加工工艺，其中材料的去除是由高速气流中液滴内夹带的固体颗粒造成的。MJM 技术的独特之处在于，气射流中的液滴颗粒能够保持其初始直线运动，这使其能够产生近乎完美的高斯型去除痕迹。这一特点使 MJM 有别于其他磨料浆体射流工艺 (ASJ)，后者在使用大尺寸喷嘴或细颗粒时通常会产生 W 形的去除痕迹。由于高斯型痕迹的性能优于 ASJ 中常见的 W 形痕迹，因此 MJM 是一种极具吸引力的加工技术。

(2) 动力管出口位置通过改变回流分布影响负压效果及浆料吸入效率。拉瓦尔形动力管通过收敛-发散结构加速气流至超音速，但扩张角超过 9° 后气流发散碰撞侧壁引发回流和分离效应，导致真空度先升后降。混合腔长度过短会限制气体膨胀，过长则会消散过快，均会削弱负压效应。混合腔角度增大可扩大负压区域但对负压大小影响较小。最终喷嘴结构选择动力管位置 $L_1 = 4 \text{ mm}$ ，动力管角度 $\theta = 9^\circ$ ，混合腔长度 $L_2 = 10 \text{ mm}$ ，混合腔角度 $\delta = 15^\circ$ 。

(3) 多相射流加工中气体压强与材料去除深度呈正相关，但表面粗糙度呈现非线性演变。磨料类型显著影响去除机制，SD 磨料通过引发塑性变形或脆性断裂在两种陶瓷中均实现表面质量的提升。磨料粒径需针对材料特性选取，SiC 磨料宜用大粒径提升效率，SD 磨料则需细粒径避免过度磨损。冲击角度通过改变材料响应特性影响去除效率峰值。进给间距对表面质量起决定性作用，使用 SD 磨料达到稳态粗糙度是使用 SiC 磨料进给间距的四倍。因此，建议选择 SD 磨料、 0.6 MPa 气体压强、 $12 \text{ }\mu\text{m}$ 粒径及 $100 \text{ }\mu\text{m}$ 进给间距的参数组合进行多射流加工。

(4) 基于优化设计的多相射流喷嘴及工艺参数组合, 选取 T 形、V 形及螺旋形三类典型织构形态, 在 SiC 陶瓷密封环表面开展整环加工实验。结果表明, 该工艺能够在机械密封环上实现阵列、复杂微织构的加工。所获得的表面织构边缘清晰锐利、底面平整光滑, 织构深度均匀性误差控制在 5 % 以内, 织构底部粗糙度可以控制到 $0.2\ \mu\text{m}\sim 0.4\ \mu\text{m}$, 达到工业高标准要求($Ra<0.4\ \mu\text{m}$)。

6.2 展望

随着科技的进步和工业需求的不断提升, 多相射流技术作为一种高效、精确的加工方法, 在陶瓷等典型硬脆或复合材料表面织构化领域展现出了巨大的潜力。基于当前研究结论, 未来的探索应聚焦于技术革新、设备创新及工艺更新, 旨在进一步提升多相射流技术的加工精度、效率与灵活性, 满足更广泛工业应用需求。

(1) 技术革新: 探索使用新型添加剂或表面活性剂, 改善磨料颗粒的悬浮性和分散性, 减少团聚现象确保磨料颗粒在液滴中的均匀分布, 进一步提升加工效率和质量。

(2) 设备创新: 喷嘴仿真研究应致力于更加贴近实际工作情况, 考虑颗粒相的引入, 深入探究三相混合机理; 同时实验需要考虑多因素交互, 研究各参数协调作用机制以优化喷嘴结构参数。

(3) 工艺更新: 基于现有研究成果, 进行多因素交互作用研究, 深入分析各工艺参数之间的相互作用及其对加工效果的影响。如气压与磨料粒径、冲击角与路径进给间距的协同作用, 为复杂加工任务的参数优化提供理论依据。

参考文献

- [1] Hu Y, Zhang J C, Liu Y Y, et al. Towards understanding the influence of process parameters during the abrasive jet machining of cemented carbides via response surface method[J]. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2024, 46(12) : 695.
- [2] 王静秋, 王晓雷. 表面织构创新设计的研究回顾及展望[J]. 机械工程学报, 2015, 51(23) : 84-95.
- [3] Evans C J, Bryan J B. “Structured”, “Textured” or “Engineered” Surfaces[J]. CIRP Annals, 1999, 48(2) : 541-556.
- [4] Schmid J. Friction optimization of cylinder surfaces from the perspective of production technology[J]. MTZ worldwide, 2010, 71(6) : 18-23.
- [5] Glavatskih S B, McCarthy D M C, Sherrington I. Hydrodynamic Performance of a Thrust Bearing with Micropatterned Pads[J]. Tribology Transactions, 2005, 48(4) : 492-498.
- [6] Ogihara H, Kido T, Yamada H, et al. Technology for reducing rubbing resistance of engine by means of surface improvement[J]. HONDA R&D Technical Review, 2000, 12(2) : 93-98.
- [7] Shi L P, Wang X Y, Su X, et al. Comparison of the Performances of Mechanical Gas Seals Textured with Micro-grooves and Micro-dimples[J]. Journal of Tribology, 2015, 138.
- [8] Xie Y, Li Y J, Wang Y M, et al. An experimental investigation of tribological performance of triangular textures in water lubrication regime[J]. Science China Physics, Mechanics and Astronomy, 2014, 57(2) : 273-279.
- [9] Rosenkranz A, Grützmacher P G, Gachot C, et al. Surface texturing in machine elements—a critical discussion for rolling and sliding contacts[J]. Advanced Engineering Materials, 2019, 21(8) : 1900194.
- [10] Wang X L, Kato K, Adachi K, et al. Loads carrying capacity map for the surface texture design of SiC thrust bearing sliding in water[J]. Tribology International, 2003, 36(3) : 189-197.
- [11] Huang W, Wang X L. Biomimetic design of elastomer surface pattern for friction control under wet conditions[J]. Bioinspiration & Biomimetics, 2013,

- 8(4) : 046001.
- [12] 汪久根, 陈仕洪. Koch 雪花表面织构设计与高铁空气摩擦噪声分析[J]. 机械工程学报, 2014, 50(07) : 78-83.
- [13] Mo J L, Wang Z G, Chen G X, et al. The effect of groove-textured surface on friction and wear and friction-induced vibration and noise[J]. Wear, 2013, 301(1) : 671-681.
- [14] Hu H, Tian H, Li X, et al. Biomimetic Mushroom-Shaped Microfibers for Dry Adhesives by Electrically Induced Polymer Deformation[J]. ACS Applied Materials & Interfaces, 2014, 6(16) : 14167-14173.
- [15] Dai Q W, Huang W, Wang X L. A Surface Texture Design to Obstruct the Liquid Migration Induced by Omnidirectional Thermal Gradients[J]. Langmuir, 2015, 31(37) : 10154-10160.
- [16] Camargo S S, Gomes J R, Carrapichano J M, et al. Silicon-incorporated diamond-like coatings for Si₃N₄ mechanical seals[J]. Thin Solid Films, 2005, 482(1) : 221-225.
- [17] Zhang W, Yamashita S, Kita H. Progress in tribological research of SiC ceramics in unlubricated sliding-A review[J]. Materials & Design, 2020, 190 : 108528.
- [18] Wang X L, Kato K, Adachi K. The Lubrication Effect of Micro-Pits on Parallel Sliding Faces of SiC in Water[J]. Tribology Transactions, 2002, 45(3) : 294-301.
- [19] Shen C, Khonsari M M. Effect of Dimple's Internal Structure on Hydrodynamic Lubrication[J]. Tribology Letters, 2013, 52(3) : 415-430.
- [20] Lu P, Wood R J K. Tribological performance of surface texturing in mechanical applications-a review[J]. Surface Topography: Metrology and Properties, 2020, 8(4) : 043001.
- [21] Ji R J, Liu Y H, Xu C C, et al. Novel method for the hybrid composite electroplating of the upstream pumping mechanical seal[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 89(5) : 1875-1886.
- [22] Arslan A, Masjuki H H, Kalam M A, et al. Surface Texture Manufacturing Techniques and Tribological Effect of Surface Texturing on Cutting Tool Performance: A Review[J]. Critical Reviews in Solid State and Materials Sciences, 2016, 41(6) : 447-481.
- [23] Gachot C, Rosenkranz A, Hsu S M, et al. A critical assessment of surface texturing for friction and wear improvement[J]. Wear, 2017, 372 : 21-41.

-
- [24] Chae J, Park S S, Freiheit T. Investigation of micro-cutting operations[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006, 46(3) : 313-332.
 - [25] Greco A, Martini A, Liu Y, et al. Rolling Contact Fatigue Performance of Vibro-Mechanical Textured Surfaces[J]. Tribology Transactions, 2010, 53(4) : 610-620.
 - [26] Liu X, Zhou T F, Pang S Q, et al. Burr formation mechanism of ultraprecision cutting for microgrooves on nickel phosphide in consideration of the diamond tool edge radius[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 94(9) : 3929-3935.
 - [27] Wang Z F, Zhang J J, Xu Z W, et al. Crystal plasticity finite element modeling and simulation of diamond cutting of polycrystalline copper[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2019, 38 : 187-195.
 - [28] Huang Z Y, Li J T, Zhang M S, et al. Feasibility study of partial separation continuous high-speed ultrasonic vibration cutting Inconel 718[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2025, 35 : 2584-2601.
 - [29] Denkena B, Köhler J, Wang B. Manufacturing of functional riblet structures by profile grinding[J]. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2010, 3(1) : 14-26.
 - [30] Kligerman Y, Shinkarenko A, Etsion I. Improving Tribological Performance of Piston Rings by Partial Surface Texturing[J]. Journal of Tribology, 2005, 127(3) : 632-638.
 - [31] Dong Z G, Sun W C, Cai X T, et al. Laser-assisted grinding of RB-SiC composites: Laser ablation behavior and mechanism[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2024, 37(1) : 362-376.
 - [32] Wang R J, Wang K D, Dong X, et al. An experimental investigation into the defects of laser-drilled holes in thermal barrier coated Inconel 718 superalloys[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 96(1) : 1467-1481.
 - [33] Coblas D, Fatu A, Maoui A, et al. Manufacturing textured surfaces: State of art and recent developments[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology, 2015, 229(1) : 3-29.
 - [34] Wang X L, Kato K, Adachi K, et al. The effect of laser texturing of SiC surface on the critical load for the transition of water lubrication mode from hydrodynamic to mixed[J]. Tribology International, 2001, 34(10) : 703-711.

-
- [35] Das D K, Pollock T M. Femtosecond laser machining of cooling holes in thermal barrier coated CMSX4 superalloy[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 209(15) : 5661-5668.
 - [36] Chen T, Chen X X, Liu G H, et al. Research on the ablation mechanism and ablation threshold of CMC-SiCf/SiC by using dual-beam coupling nanosecond laser[J]. *Ceramics International*, 2022, 48(17) : 24822-24839.
 - [37] 杨志伟. 微凸起和微坑结构的特种加工成形技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2007.
 - [38] Liao Z R, la Monaca A, Murray J, et al. Surface integrity in metal machining - Part I: Fundamentals of surface characteristics and formation mechanisms[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2021, 162 : 103687.
 - [39] Chen X L, Qu N S, Hou Z B, et al. Friction Reduction of Chrome-Coated Surface with Micro-Dimple Arrays Generated by Electrochemical Micromachining[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2017, 26(2) : 667-675.
 - [40] Yang S, Hu Z Y, Xu J K, et al. Surface microstructures and corrosion behavior of Zircaloy-4 induced by the composite action of micro electrical discharge machining and high current pulsed electron beam[J]. *Vacuum*, 2025, 234 : 114050.
 - [41] Chen F H, Tian Z Y, Zhang C Z, et al. Experimental investigation of shock train oscillation suppression by a plasma jet in a supersonic isolator[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2025, 163: 111428.
 - [42] Zhang B, Huang W, Wang J Q, et al. Comparison of the effects of surface texture on the surfaces of steel and UHMWPE[J]. *Tribology International*, 2013, 65 : 138-145.
 - [43] Gheisari R, Lan P, Polycarpou A A. Efficacy of surface microtexturing in enhancing the tribological performance of polymeric surfaces under starved lubricated conditions[J]. *Wear*, 2020, 444 : 203162.
 - [44] Wakuda M, Yamauchi Y, Kanzaki S. Effect of workpiece properties on machinability in abrasive jet machining of ceramic materials[J]. *Precision Engineering*, 2002, 26(2) : 193-198.
 - [45] Yamamura K, Yamamoto Y, Deng H. Preliminary Study on Chemical Figuring and Finishing of Sintered SiC Substrate Using Atmospheric Pressure Plasma[J].

- Procedia CIRP, 2012, 3 : 335-339.
- [46] Rao X S, Zhang F H, Lu Y J, et al. Surface and subsurface damage of reaction-bonded silicon carbide induced by electrical discharge diamond grinding[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2020, 154 : 103564.
- [47] Yang F, Dong Z G, Kang R K, et al. Laser ablation of RB-SiC composite by femtosecond laser irradiation[J]. Optik, 2023, 273 : 170509.
- [48] Melentiev R, Fang F. Tailoring of surface topography for tribological purposes by controlled solid particle impacts[J]. Wear, 2020, 444 : 203164.
- [49] Lasagni A F. Bringing the Direct Laser Interference Patterning Method to Industry: a One Tool-Complete Solution for Surface Functionalization[J]. Journal of Laser Micro Nanoengineering, 2015, 10 : 340-344.
- [50] Chen T Y, Ji J H, Fu Y H, et al. Tribological performance of UV picosecond laser multi-scale composite textures for C/SiC mechanical seals: Theoretical analysis and experimental verification[J]. Ceramics International, 2021, 47(16) : 23162-23180.
- [51] Amsellem W, Yazdani Sarvestani H, Pankov V, et al. Deep precision machining of SiC ceramics by picosecond laser ablation[J]. Ceramics International, 2023, 49(6) : 9592-9606.
- [52] 毛文元, 宋鹏云, 邓强国, 等. 干气密封螺旋槽激光加工工艺的 ACE 法优化[J]. 工程科学与技术, 2021, 53(02) : 195-202.
- [53] Hu Y, Zhang J C, Liu Y Y, et al. Experimental and numerical investigation on the performances of multiphase jet nozzles equipped with different motive tubes[J]. Powder Technology, 2025, 457 : 120932.
- [54] Zhang L, Kuriyagawa T, Yasutomi Y, et al. Investigation into micro abrasive intermittent jet machining[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(7) : 873-879.
- [55] 向文英, 李晓红, 卢义玉, 等. 淹没磨料射流的岩石冲蚀实验研究[J]. 中国矿业大学学报, 2009, 38(02) : 240-243.
- [56] Tricard M, Kordonski W I, Shorey A B, et al. Magnetorheological Jet Finishing of Conformal, Freeform and Steep Concave Optics[J]. CIRP Annals, 2006, 55(1) : 309-312.
- [57] 卢义玉, 李晓红, 廖勇, 等. 脉冲磨料射流主要参数对切割性能的影响[J]. 重庆大学学报(自然科学版), 2002, 25(05) : 116-118+123.

-
- [58] Karpuschewski B, Emmer T, Schmidt K, et al. Cryogenic wet-ice blasting-Process conditions and possibilities[J]. CIRP Annals, 2013, 62(1) : 319-322.
 - [59] Chen F J, Wang H, Yin S H, et al. Cavitation water-suction polishing of metallic materials under negative-pressure effect[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 273 : 116257.
 - [60] Liu D, Nguyen T, Wang J, et al. Mechanisms of enhancing the machining performance in micro abrasive waterjet drilling of hard and brittle materials by vibration assistance[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2020, 151 : 103528.
 - [61] Liu Z, Gao C S, Zhao K, et al. Machining of microchannel at SS316 surface using abrasive-assisted electrochemical jet machining[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 95(1) : 1143-1152.
 - [62] Mullick S, Madhukar Y K, Roy S, et al. Development and parametric study of a water-jet assisted underwater laser cutting process[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2013, 68 : 48-55.
 - [63] Maniadaki K, Kestis T, Bilalis N, et al. A finite element-based model for pure waterjet process simulation[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2007, 31(9) : 933-940.
 - [64] Radovanovic M. Multi-Objective Optimization of Abrasive Water Jet Cutting Using MOGA[J]. Procedia Manufacturing, 2020, 47 : 781-787.
 - [65] Nouraei H, Kowsari K, Papini M, et al. Operating parameters to minimize feature size in abrasive slurry jet micro-machining[J]. Precision Engineering, 2016, 44 : 109-123.
 - [66] Haghbin N, Ahmadzadeh F, Spelt J K, et al. High pressure abrasive slurry jet micro-machining using slurry entrainment[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 84(5) : 1031-1043.
 - [67] Huang C Z, Hou R G, Liu Z W, et al. Two dimensional simulation of velocity field of two-phase flow for gas and solid in the abrasive air jet nozzle[J]. Key Engineering Materials, 2008, 359 : 465-469.
 - [68] Hu Y, Dai Q W, Huang W, et al. Tapered mask and its effect on the fluid flow and machining efficiency of a multiphase jet[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 50 : 467-474.
 - [69] Hu Y, Dai Q W, Huang W, et al. Characteristics of multiphase jet machining: A comparison with the absence of water[J]. Journal of Materials Processing

- Technology, 2021, 291 : 117050.
- [70] Ghobeity A, Getu H, Krajac T, et al. Process repeatability in abrasive jet micro-machining[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 190(1) : 51-60.
- [71] Kowsari K, Nouraei H, James D F, et al. Abrasive slurry jet micro-machining of holes in brittle and ductile materials[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2014, 214(9) : 1909-1920.
- [72] Ghobeity A, Papini M, Spelt J K. Abrasive jet micro-machining of planar areas and transitional slopes in glass using target oscillation[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(11) : 5123-5132.
- [73] Nouraei H, Wodoslawsky A, Papini M, et al. Characteristics of abrasive slurry jet micro-machining: A comparison with abrasive air jet micro-machining[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(10) : 1711-1724.
- [74] Nguyen T, Liu D, Thongkaew K, et al. The wear mechanisms of reaction bonded silicon carbide under abrasive polishing and slurry jet impact conditions[J]. Wear, 2018, 410 : 156-164.
- [75] Mansouri A, Arabnejad H, Shirazi S A, et al. A combined CFD/experimental methodology for erosion prediction[J]. Wear, 2015, 332 : 1090-1097.
- [76] Yu Z R, Kuo C H, Chen C C, et al. Study of air-driving fluid jet polishing[C]. Optical Manufacturing and Testing, 2011, 8126: 298-303.
- [77] 林琳, 何周伟, 胡涛, 等. 磨料水射流抛光技术进展综述[J]. 液压与气动, 2022, 46(01) : 74-91.
- [78] Horiuchi O, Ikeno J, Shibutani H, et al. Nano-abrasion machining of brittle materials and its application to corrective figuring[J]. Precision Engineering, 2007, 31(1) : 47-54.
- [79] 李建, 张连新, 孙鹏飞, 等. 射流抛光高斯型去除函数的快速生成方法[J]. 光学学报, 2018, 38(07) : 272-280.
- [80] Wang T, Cheng H B, Dong Z C, et al. Removal character of vertical jet polishing with eccentric rotation motion using magnetorheological fluid[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(9) : 1532-1537.
- [81] Fang H M, Guo P J, Yu J C. Optimization of the material removal in fluid jet polishing[J]. Optical Engineering, 2006, 45 : 053401.
- [82] Su X, Shi L P, Huang W, et al. A multi-phase micro-abrasive jet machining

- technique for the surface texturing of mechanical seals[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 86(5) : 2047-2054.
- [83] 方钰. 碳化硅表面织构的微磨料多相射流加工技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2017.
- [84] 苏啸. 微磨料多相射流加工机械密封端面表面织构的技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2016.
- [85] 陈加东. 自吸式多相射流喷嘴的优化设计及试验验证[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2022.
- [86] Hu Y. Feasibility of using wet abrasive jet machining to produce flat and crack-free micro-textures on reaction bonded silicon carbide[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2022, 300 : 117423.
- [87] 胡焰. 多相射流中的液相作用及加工性能研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2022.
- [88] Ke X L, Wang C J, Guo Y B, et al. Modeling of tool influence function for high-efficiency polishing[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 84(9) : 2479-2489.
- [89] Melentiev R, Fang F. Theoretical study on particle velocity in micro-abrasive jet machining[J]. Powder Technology, 2019, 344: 121-132.
- [90] Wang Z, Li H N, Yu T B, et al. On the predictive modelling of machined surface topography in abrasive air jet polishing of quartz glass[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2019, 152: 1-18.
- [91] Xu J, Liu X D, Pang M J. Numerical and experimental studies on transport properties of powder ejector based on double venturi effect[J]. Vacuum, 2016, 134: 92-98.
- [92] Karpuschewski B, Hoogstrate A M, Achtsnick M. Simulation and Improvement of the Micro Abrasive Blasting Process[J]. CIRP Annals, 2004, 53(1) : 251-254.
- [93] Niu L L, Zhang X B. Study on energy-saving applications of vacuum ejectors across various operational demands[J]. Vacuum, 2024, 228: 113527.
- [94] 王军, 景延延, 杜鑫豪, 等. 磨料水射流加工技术研究现状及展望[J/OL]. 机械工程学报, 2024, 1-32.
- [95] Wang Q B, Ning D Y, Hou J Y, et al. Particle kinetic energy-based modeling and experimental study on abrasive waterjet coating removal[J]. Journal of Cleaner

- Production, 2024, 444: 141108.
- [96] Park D S, Cho M W, Lee H. Effects of the impact angle variations on the erosion rate of glass in powder blasting process[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2004, 23(5) : 444-450.
 - [97] Hu Y, Pan J B, Dai Q W, et al. Solid particle erosion-wear behaviour of SiC particle-reinforced Si matrix composite and neat Si-A comparison[J]. Wear, 2022, 496-497: 204286.
 - [98] Nouraei H, Kowsari K, Spelt J K, et al. Surface evolution models for abrasive slurry jet micro-machining of channels and holes in glass[J]. Wear, 2014, 309(1) : 65-73.
 - [99] Zhang Z Z, Yao P, Wang J, et al. Nanomechanical characterization of RB-SiC ceramics based on nanoindentation and modelling of the ground surface roughness[J]. Ceramics International, 2020, 46(5) : 6243-6253.
 - [100] Liu H X, Li Z P, Zhang P, et al. Study of damage mechanism on single crystal 4H-SiC surface layer by picosecond laser modification (PLM)[J]. Applied Surface Science, 2024, 672 : 160722.
 - [101] Jiang L, Zhao S S, Han S F, et al. CW laser-assisted splitting of SiC wafer based on modified layer by picosecond laser[J]. Optics & Laser Technology, 2024, 174 : 110700.
 - [102] Li Z P, Jin M M, Liu H X, et al. The ablation behavior and modification mechanism of SiC under different laser energy[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2024, 30 : 8080-8091.
 - [103] Yan J W, Zhang Z Y, Kuriyagawa T. Mechanism for material removal in diamond turning of reaction-bonded silicon carbide[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2009, 49(5) : 366-374.
 - [104] Zhang Z Z, Wang R, Wang C, et al. Enhancing the grinding performance of RB-SiC ceramic using abrasive water jet dressed diamond grinding wheels[J]. Tribology International, 2024, 194 : 109477.
 - [105] Cao C, Zhao Y G, Zhang G G, et al. Experimental study of plastic cutting in laser-assisted machining of SiC ceramics[J]. Optics & Laser Technology, 2024, 169 : 110098.
 - [106] An H, Qian Y, Zhang L, et al. On the surface characteristics and removability of RB-SiC composite processed by nanosecond pulsed laser[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2024, 180 : 108082.

攻读硕士学位期间取得学术成果

一、发表学术论文

- [1] Hu Y, **Zhang J C**, Liu Y Y, et al. Experimental and numerical investigation on the performances of multiphase jet nozzles equipped with different motive tubes[J]. Powder Technology, 2025, 457: 120932.
- [2] Hu Y, **Zhang J C**, Liu Y Y, et al. Towards understanding the influence of process parameters during the abrasive jet machining of cemented carbides via response surface method[J]. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2024, 46(12) : 695.
- [3] **张锦程**, 胡焰, 潘家保. 仿生喷嘴内壁微织构对浆料流动特性的影响[J/OL]. 表面技术, 2025, 1-15.
- [4] Hu Y, **Zhang J C**, Liu Y Y, et al. Towards efficient fabrication of micro-textures with complex shape and low roughness on sintered SiC and RB-SiC seal rings via a novel multiphase jet milling process[J]. Journal of Manufacturing Processes. (Under Review)
- [5] Hu Y, **Zhang J C**, Han R M, et al. Experimental and numerical investigation of geometry parameters for design of a high-performance vacuum suction abrasive jet nozzle[J]. Vacuum. (Under Review)

二、专利

- [1] **张锦程**, 胡焰, 潘家保, 等. 一种基于 Laval 喷管的多相射流无损伤抛光装置及方法[P]. 中国: CN202310674632.5, 2023-09-05.
- [2] 胡焰, **张锦程**, 潘家保, 等. 一种基于 Laval 喷管的多相射流微细加工方法及装置[P]. 中国: CN202310503110.9, 2023-09-08.
- [3] 胡焰, **张锦程**, 潘家保, 等. 一种软脆材料用超音速冷冻析晶射流抛光方法及装置[P]. 中国: CN202311357620.6, 2024-01-09.

三、参研项目

- [1] 国家自然科学基金“自生磨料气射流产生机理及软脆材料抛光研究”(编号：52405445)。
- [2] 安徽省高等学校科学研究项目“面向微结构阵列的机器人辅助多相射流无损抛光方法及机理”(编号：2023AH050913)。
- [3] 国家自然科学基金“低粘润滑介质高压高效泵送内泄漏抑制方法基础研究”(编号：52375227)。

致谢

光阴荏苒，岁月如梭，蓦然回首，学海泛舟之路既有激流险滩，亦见星河璀璨。值此搁笔之际，胸中澎湃，唯以赤诚之心，镌刻此篇致谢。

师恩浩荡，没齿难忘。谨向两位恩师致以最崇高敬意：潘家保老师，如北斗指明星途。先生以战略眼光为吾辈拨开迷雾，以大家风范助弟子跨越雄关，使吾得明学术经纬。胡焰老师，似匠人雕琢璞玉。先生以严谨治学雕琢思维，以创新睿智启迪心志，使吾得兼探索锐气与治学严谨。双璧同辉，幸甚至哉！

承蒙课题组的沃土滋养，幸得茁壮成长。学海无涯，得遇此间良师，实乃三生之幸。深谢吴波文老师、闫伟老师、徐锐老师、叶东东老师、孙仲伟老师、刘金朵老师等，诸先生或授以实验秘钥，或解理论迷思，或导人生航向，如北斗列星各耀苍穹，共筑学术银河。此外，尤感南航摩擦学与表面工程研究室诸位师长，于实验细微处见深切关怀，于操作关键时展庖丁妙法。

同窗之谊，金兰之交，恰似星火聚成银河。感念李瑞师兄的倾囊相授，汪奥和叶锦师兄的答疑解惑；铭记王文静、陈晴晴、王锦、陆金龙、傅学宾、许书恒、和吴飞翔等同门，在困局中的群策群力，在学术攻坚时的肝胆相照；感怀师弟汪俊杰、徐耀宗、王韵昕及师妹韩如梦、杨忆文、王庆兰等，或披星论证解疑，或踏雪携卷相助。诸君之义，恰似星火聚成炬焰，助吾拨云见日，终得学海微澜。

椿萱恩情，山高海深。双亲以白发换吾青丝，用皱纹筑吾前程，每遇挫败，总以“但行好事”之训慰我心忧；每获微成，常持“不骄不躁”之诫惕我浮躁。长姊如檐下细雨，润物无声涤荡迷途棘丛。更有挚爱十年相伴，困顿得搀如星火燎夜，奋进幸伴有心灯照途。

临书情切，难尽衷肠。愿以寸草之心报得三春晖；又祈诸君鹏程万里、前程似锦；更祈祖国山河无恙，国运昌隆！

尚德敏学 唯实惟新

