

分类号: TK91

学校代码: 10363

密 级: 公开

学 号: 2220110170



安徽工程大学

Anhui Polytechnic University

硕士学位论文

题 目 氢燃料电池四通道自增湿双极板

结构设计及性能优化

论 文 作 者 张含真

校 内 导 师 高清振 高级工程师

校 外 导 师 杨阳 高级工程师

专业学位类别 机 械

研究方向(领域) 汽车理论与工程

论文提交日期: 2025 年 5 月 20 日

分类号：TK91

学校代码：10363

密 级：公开

学号：2220110170

氢燃料电池四通道自增湿双极板
结构设计及性能优化

Structure Design and Performance Optimization of
Four-Channel Self-Humidification Bipolar Plate
for Hydrogen Fuel Cells

学生姓名：张含真

校内导师：高清振 高级工程师

校外导师：杨阳 高级工程师

专 业：机 械

研究方向：汽车理论与工程应用

论文答辩日期：2025 年 5 月 10 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：

日期： 年 月 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：

日期： 年 月 日

指导教师签名：

日期： 年 月 日

氢燃料电池四通道自增湿双极板

结构设计及性能优化

摘 要

为提升氢燃料电池双极板的排水和自增湿能力，以降低电池“水淹”风险及附加设备功率损耗。课题基于 TRIZ 发明原理，分析了双极板结构与功能间的制约关系，阐明了矛盾矩阵解决途径，提出了具有专用输水流道和水汽内循环加湿氧气及氢气的新型“四流道”双极板结构。

论文通过田口方法正交实验和有限元分析，确定喷口阻力为 0.11Mpa、冷却流道倾角 60° 、氢气流道倾角 45° 、氧气通道倾角 60° 时，氢气和氧气流场分布最优。研究了冷却液温差、流速、流量与流道截面积、内应力及壁面阻力之间的耦合关系，通过双极板散热模型和温度场仿真分析，确定了冷却流道高度 0.5mm、底边长 6mm、底边倾角 60° 、壁厚 0.05mm 时，达到冷却效率提升 22.9% 的最佳冷却效果，此时氢气扩散率也略有提升。建立多种双极板氧气进口与出口面积比例模型，阐明氧气输运方程，通过 Python 语言编制的喷嘴流量程序计算和模拟试验件测试表明，双极板在“(1+1/2)进气-1/2 出气”模式下，氧气流量分布最佳。基于滴液破碎增湿仿真和实验，研究了渗水孔数量、直径、排列及倾角对气流增湿的影响，结果表明渗水孔可使氧气和氢气的相对湿度达到约 87% 和 79%。

论文研究内容对促进四流道双极板结构设计具有借鉴意义,尤其在推动双极板强输水及内循环增湿的研究上做出了积极贡献。

关键词: 氢燃料电池, 双极板, 四流道设计, 自增湿, 参数优化

STRUCTURE DESIGN AND PERFORMANCE
OPTIMIZATION OF FOUR-CHANNEL
SELF-HUMIDIFICATION BIPOLAR PLATE
FOR HYDROGEN FUEL CELLS

ABSTRACT

To enhance the drainage and self-humidification capabilities of the bipolar plates in hydrogen fuel cells, thereby reducing the risk of battery flooding and the power loss of additional equipment. In this paper, based on TRIZ invention principle, the limitations between bipolar plate structure and function were analyzed, the solution to contradiction matrix was clarified, and a new "four-channel" bipolar plate with special drainage channel and oxygen and hydrogen humidified by internal circulating water was proposed.

According to the orthogonal experiment of Taguchi method and finite element analysis, the flow field distributions of hydrogen and oxygen were optimal when the nozzle resistance was 0.11Mpa and the inclination angles of cooling channel, hydrogen channel and oxygen channel were 60° , 45° and 60° . The correlations between coolant temperature difference, flow velocity, volume and flow channel cross-sectional area, frictional resistance, stress were studied. The bipolar

plate thermodynamic model was established and the temperature field simulation analysis was carried out. When the cooling channel height and wall thickness were 0.5mm and 0.05mm, the bottom side length and inclination angle were 6mm and 60° , the cooling efficiency has achieved the best effect of increasing by 22.9%, then the hydrogen diffusion rate has also slightly increased. The ratios of oxygen inlet to outlet area on bipolar plate were established, and the oxygen transport equation was clarified. The calculation of nozzle flow program compiled by the Python language and the simulation experiment of test piece show that the oxygen flow distribution in bipolar plate is optimal under "(1+1/2) intake -1/2 exhaust mode". Based on the simulation and experiment of droplet breakage humidification, The influence of seepage hole diameter, inclination angle, numbers, and arrangement on airflow humidification was studied. The results show that the relative humidity of oxygen and hydrogen reaches about 87% and 79% respectively by seepage holes.

The study is a good reference for promoting the four-channel bipolar plates structural design and has made positive contributions especially in the research of drainage capacity and water circulation humidification.

Zhang Hanzhen(School of Mechanical and Automotive Engineering)

Supervised by Gao Qingzhen

KEY WORDS: hydrogen fuel cell, bipolar plate, four-channel design, self-humidification, parameter optimization

目录

第 1 章 绪论	1
1.1 研究背景与意义	1
1.2 课题来源	1
1.3 氢燃料电池及双极板简介	2
1.4 研究现状	3
1.4.1 双极板结构优化研究	4
1.4.2 双极板流场性能研究	6
1.4.3 双极板冷却性能研究	7
1.4.4 双极板增湿功能研究	8
1.5 论文研究内容	8
1.5.1 章节规划	8
1.5.2 论文逻辑结构	9
第 2 章 基于 TRIZ 理论的四通道自增湿双极板结构设计	11
2.1 引言	11
2.2 双极板问题分析	11
2.3 双极板改进方案	13
2.4 结构创新设计	14
2.4.1 氢气及冷却流道设计	14
2.4.2 氧气流道、排水流道及氧气增湿结构设计	16
2.4.3 排水口及氢气增湿结构设计	20
2.5 本章小结	21
第 3 章 阳极板流道结构参数优化	23
3.1 引言	23
3.2 双极板基本参数	23
3.2.1 双极板氢气/氧气流量计算	24
3.2.2 双极板尺寸范围	25

3.3 极板流道凸脊倾角优化	26
3.3.1 凸脊倾角分析	26
3.3.2 构建田口方法正交实验表	27
3.3.3 计算结果及分析	28
3.4 冷却流道参数计算	32
3.4.1 单电池发热量计算	32
3.4.2 散热途径及冷却液流量分析	33
3.4.3 冷却液流速分析	34
3.4.4 冷却流道截面参数优化	36
3.5 冷却流道散热效果验证	40
3.5.1 数学模型及边界条件	40
3.5.2 冷却效果分析	43
3.6 氢气流道性能验证	46
3.7 本章小结	50
第 4 章 阴极板喷嘴气流量分配计算与优化	51
4.1 引言	51
4.2 模拟实验件制备	51
4.3 极板喷嘴流场模型	53
4.3.1 “流道-单喷嘴”流场模型	53
4.3.2 极板“单进-单出”流场模型	55
4.3.3 极板“(1+1/2)进气-1/2 出气”流场模型	57
4.3.4 极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”流场模型	60
4.3.5 极板“进-出气口随机比例”流场模型	62
4.4 喷嘴气流总量计算	64
4.4.1 编程软件介绍	64
4.4.2 程序框架	64
4.4.3 程序计算界面	65
4.4.4 计算方案	66
4.4.5 结果分析	67

4.5 测试验证	68
4.5.1 试验方案	69
4.5.2 试验参数设置	70
4.5.3 结果对比	70
4.6 本章小结	71
第 5 章 极板氢/氧气流增湿结构优化	51
5.1 引言	73
5.2 水流道排水性能展示	73
5.3 空气喷嘴增湿结构优化	74
5.3.1 滴液增湿原理	74
5.3.2 确定渗水孔优化参数	78
5.3.3 渗水孔优化方案	79
5.3.4 增湿效果分析	80
5.4 氢气增湿结构优化	87
5.5 本章小结	90
第 6 章 结论与展望	91
6.1 总结	91
6.2 理论贡献及创新点	92
6.3 展望	92
参考文献	93
附录 1	99
攻读硕士学位期间取得学术成果	102
致谢	104

插图清单

图 1-1 PEMFC 结构示意图	2
图 1-2 氢燃料电池工作原理	3
图 1-3 传统平行流道（左）与 Mirai 电池缩窄流道（右）	4
图 1-4 蛇形流道示意图	4
图 1-5 蜘蛛形态仿真流场设计（左）与银杏叶脉状流场设计（右）	5
图 1-6 两种不同类型 3D 流场	6
图 1-7 流道数据库工作原理图	7
图 1-8 论文技术路线图	10
图 2-1 双极板系统的九屏分析图	12
图 2-2 双极板系统的功能模型图	12
图 2-3 双极板系统的因果分析图	13
图 2-4 氢气及冷却流道平面示意图	14
图 2-5 氢气及冷却流道三维建模图	14
图 2-6 氢气及冷却液的流动方式示意图	15
图 2-7 氢气导出及冷却液导入通道剖切图	16
图 2-8 氢气及冷却液的进出口	16
图 2-9 排水流道+空气流道+空气增湿结构示意图	17
图 2-10 排水流道、空气喷嘴及渗水孔结构特写	18
图 2-11 阴极板表面及内面示意图	18
图 2-12 阴阳极板配合的空气流道及空气流动方式	19
图 2-13 空气流道与氢气流道配合方式剖切	19
图 2-14 空气流道与冷却液流道配合方式剖切	20
图 2-15 空气流道进出口设置	20
图 2-16 集水流道设计	21
图 2-17 氢气增湿及生成水排出过程示意图	21
图 2-18 氢气增湿及生成水排出结构特写	21
图 3-1 阳极板流道凸脊倾角示意图	26

图 3-2 田口实验流程图	27
图 3-3 正交实验方案下有限元仿真结果	30
图 3-4 各变量水平对优化目标的影响趋势	31
图 3-5 冷却液进出口温差与体积流量的关系	34
图 3-6 阳极板的流道排布	35
图 3-7 冷却液进出口温差、流速与流道横截面积关系曲线	35
图 3-8 冷却流道横截面积示意图	36
图 3-9 冷却流道内应力分布图	37
图 3-10 冷却流道内壁面阻力分布图	38
图 3-11 不同底边长下的温度云图	39
图 3-12 热对流平面示意图	40
图 3-13 热对流过程中的动量微分关系	41
图 3-14 热对流过程中的能量微分关系	42
图 3-15 均分简化后的双极板三维模型	44
图 3-16 被划分的模型网格的主视图和局部视图	44
图 3-17 冷却过程中双极板温度云图分布	45
图 3-18 平面 a 及点 f 温度随时间变化曲线	45
图 3-19 阳极流道与扩散层匹配模拟	46
图 3-20 流道截面网格放大示意图	47
图 3-21 0~55 s 内氢气扩散速度分布云图	49
图 3-22 0~60s 内中心点氢气流速	49
图 4-1 模拟试验件制备过程	52
图 4-2 模拟试验件成品	53
图 4-3 阴阳极板间空留区域	53
图 4-4 气流网络示意图	54
图 4-5 喷嘴处氧气流动分配	55
图 4-6 极板“单进-单出”流场模型	56
图 4-7 “单进-单出”模型中氧气流动网络图	56
图 4-8 极板“(1+1/2)进气-1/2 出气”流场模型	58

图 4-9 极板“(1+1/2)进气-1/2 出气”模型中氧气流动网络图	58
图 4-10 双侧进气下的右侧氧气流动网络图	59
图 4-11 极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”流场模型	60
图 4-12 极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”模型中氧气流动网络图	61
图 4-13 气体相遇后流动路径图	62
图 4-14 Python 语言逻辑关系流程图	65
图 4-15 代码编译及计算界面	66
图 4-16 可视化结果及曲线展示界面	66
图 4-17 流量分布曲线	68
图 4-18 试验方案	69
图 4-19 氧气流道试验台	69
图 4-20 流量传感器示数变化曲线	71
图 5-1 水流道示意图	73
图 5-2 极板排水性能测试实验方案	74
图 5-3 滴液增湿过程	75
图 5-5 离散相喷射源设置截面	81
图 5-6 喷嘴口处空气密度随时间变化曲线	85
图 5-7 集水材料位置及含水量	86
图 5-8 氢气增湿结构	87
图 5-9 气液两相流分布云图	89
图 5-10 氢气密度变化曲线	89

插表清单

表 2-1 发明原理及改进方案	13
表 3-1 S-III型氢燃料电池参数	23
表 3-2 氢气和氧气流量参数	25
表 3-3 阴、阳极板尺寸范围	26
表 3-4 极板流道凸脊倾角优化参数及因子水平配置表	28
表 3-5 L9(34) 田口正交表	28
表 3-6 正交表参数组有限元计算结果	30
表 3-7 因子平均计算值	31
表 3-8 优化因子方差值及影响程度	32
表 3-9 流道结构最优参数值	32
表 3-10 冷却流道三变量优化参数表	37
表 3-11 不同底边长下阳极板的几何参数	39
表 3-12 不同底边长下冷却液的出口温度	39
表 3-13 阳极板冷却流道结构及性能参数	39
表 3-14 操作参数及边界条件	43
表 3-15 网格尺寸报告表	44
表 3-16 各出口处的冷却液温度	46
表 3-17 阳极板氢气流道结构参数	46
表 4-1 气体供应模型计算方案	67
表 4-2 不同方案下的氧气输入计量比及压降	67
表 4-3 不同时间内氧气流道进出口传感器示数	71
表 5-1 喷嘴渗水孔优化方案	79
表 5-2 喷嘴截面水气混合相速度云图	81
表 5-3 分水孔设计方案	88

第 1 章 绪论

1.1 研究背景与意义

氢燃料电池因独特的构造和工作原理而具有零污染、高效率、高过载、能源可再生等优势，该性能受到各国学者的广泛关注，并成为新的研究热点，以促进其在航空航天、舰船潜艇、新能源汽车等高新技术领域的深度应用^[1-2]。

目前，美、日、德、法、英及俄罗斯等国均已制定各自的燃料电池发展战略，并在电池制备、燃料供应、能量储存等关键技术领域取得实质性突破。特别是美国尤为加强了氢燃料电池在部件开发、行业规范、系统配套等方面的深度开发。以新能源汽车为例，美国的 GM、Ford、Chrysler 三大汽车集团以及德国的 Mercedes-Benz、Audi、BMW 公司和日本的 TOYOTA 公司等世界著名车企都在竞相开发具有竞争力的大功率氢燃料电池产品并力争抢先使其在汽车领域实现产业化。我国也十分重视该技术的研究，在《氢能产业发展中长期规划（2021-2035 年）》、《能源技术革命创新行动计划（2016~2030 年）》、《中华人民共和国能源法（征求意见稿）》等国家顶层规划中都明确了氢燃料电池产业的战略性地位，并将大功率氢燃料电池产品的开发应用列为国家重点支持项目。根据《国家创新驱动发展战略纲要》中的预计，到 2030 年我国将实现氢燃料电池汽车保有量 200 万辆的目标，届时产值将突破万亿元大关^[3-4]，氢燃料电池将在新能源产业占据重要比例和地位，成为 21 世纪最具发展前景的新能源技术之一。

虽然大功率氢燃料电池产业布局与实践已初步形成，但还存在诸多方面的问题^[5]，例如现有的燃料电池双极板大多是由氢气流道、氧气流道及冷却流道构成，电池运行中产生的水在双极板中只能借助空气流道排出，极易发生水气阻塞即“水淹”，据统计“水淹”导致的失效大约占燃料电池故障的 15-30%^[6-7]，制约着氢燃料电池的拓展应用；另外，为确保电池的安全稳定运行，目前的氢燃料电池通常要配备外部加湿设备对输入的氢气和氧气增湿，以保持质子膜的湿度，这使电池体积和自重增加约 5%^[8-9]，还会导致电池 5%^[10] 功率的额外损耗。因此，深入挖掘氢燃料电池排水潜力及自增湿方法是当前棘手的课题之一。

1.2 课题来源

本课题来源于安徽省教育厅高校科研项目“氢燃料电池温度场变化趋势预测研究”（KJ2021A0488）的部分内容，主要通过对燃料电池双极板的优化设计，改

善电池传质传热性能。

1.3 氢燃料电池及双极板简介

氢燃料电池是一种以氢气为燃料，能够将燃料的化学能转化为电能的装置，具有较高的能量转换率及无污染排放等特性。以质子交换膜氢燃料电池 PEMFC 为例，它是由多组精密功能层堆叠而成的复杂电化学系统，其单电池结构（图 1-1）主要由双极板、气体扩散层、催化层、质子交换膜、密封组件及电路系统组成^[1]。

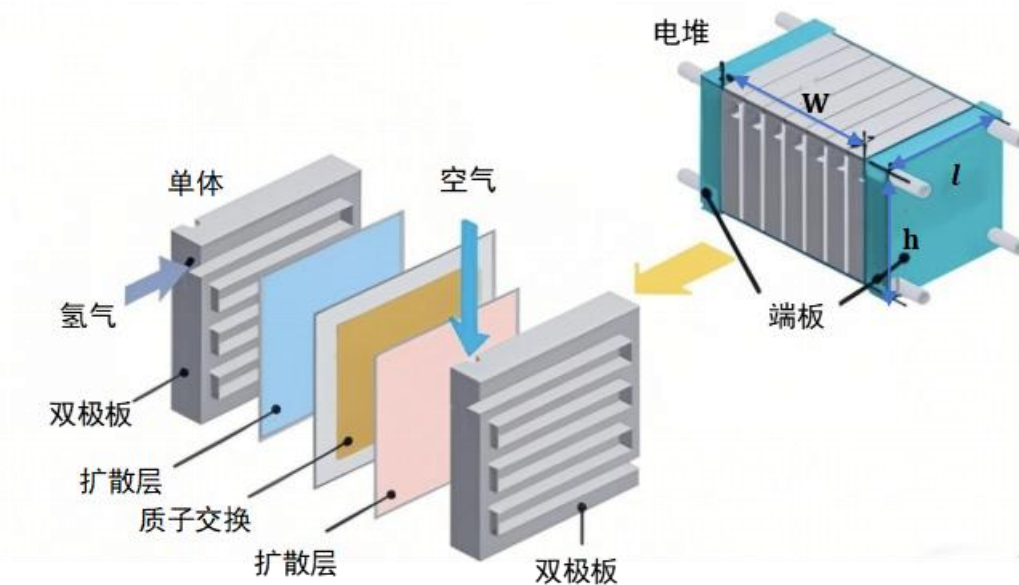


图 1-1 PEMFC 结构示意图

Fig.1-1 schematic diagram of PEMFC structure

如图 1-2 所示，氢燃料电池的工作原理相当于水电解的“逆”过程，阳极发生氢燃料氧化反应： $2\text{H}_2 - 4\text{e}^- = 4\text{H}^+$ ，阴极发生氧化剂还原反应： $\text{O}_2 + 4\text{e}^- + 4\text{H}^+ = 2\text{H}_2\text{O}$ ，阴阳两极都含有催化剂层来加速电化学反应过程。氢质子可以直接穿过交换膜到达阴极，而电子不能穿过质子交换膜只能从外电路到达阴极，电子通过外电路流向阴极时产生直流电。

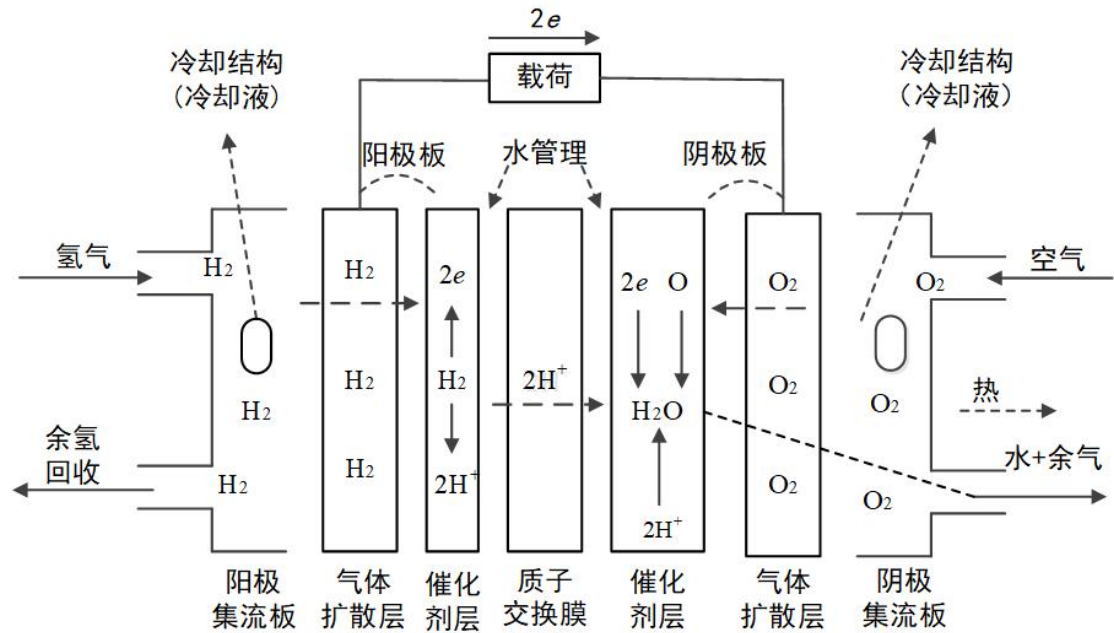


图 1-2 氢燃料电池工作原理

Fig.1-2 the working principle of hydrogen fuel cells

氢燃料电池的能量转化本质上是吉布斯自由能 (ΔG) 向电能与热能的转换过程。阳极的氢气在铂催化剂表面以约 10^6 s^{-1} 的速率进行解离吸附^[12]，阴极的氧还原反应因四电子转移路径的高活化能（约 70 kJ/mol ）成为速率控制的关键^[13]。根据能斯特方程，实际开路电压 (E) 受温度 (T)、气体分压 (P) 及活度 (a) 的影响：当电池在 80°C 、常压纯氢/空气条件下运行时，理论电压为 1.18 V ，但极化效应导致实际工作电压降至 $0.6\text{-}0.8 \text{ V}$ ^[14]。

双极板作为电堆的机械骨架与电流传输载体，需同时满足高导电性、耐腐蚀性与轻量化要求，目前主流材料包括石墨基复合板与金属双极板两类。双极板上的流场设计直接决定反应气体分布与液态水排出效率：传统蛇形流场的沟道宽度通常为 $1.0\text{-}1.5 \text{ mm}$ ，肋宽 $0.8\text{-}1.2 \text{ mm}$ ，虽能保障气体均匀分配，但压降损失高达 $15\text{-}25 \text{ kPa}$ ；交指型流场通过强制对流提升传质效率，可使氧气利用率提高 30% ，但压降骤增至 $40\text{-}60 \text{ kPa}$ ；前沿的仿生分形流场基于树状分支结构优化，能显著提升电流密度均匀性至 92% ，成为近年研究热点^[15]。

1.4 研究现状

目前，双极板的研究主要集中在结构优化、流场分布、冷却性能等方面，研究方法主要有理论计算、仿真分析、实验研究等。

1.4.1 双极板结构优化研究

双极板结构优化主要聚焦在流场排布方式上，从平行流道、异形流道、仿生流道逐步发展为多孔流道、3D 流道等。

在平行流道优化上，丰田研究团队在新一代 Mirai 电池中提出了部分变窄流场配置（图 1-3），通过局部收窄流道宽度（如从 1.5 mm 降至 0.8 mm）并优化流道长度，显著增强了对流扩散和排水效率。三维多相模拟显示，该设计在通道内产生较高的局部压降，促进电极内的强制对流，最大功率密度较传统直流道提升 7.5%^[15]。

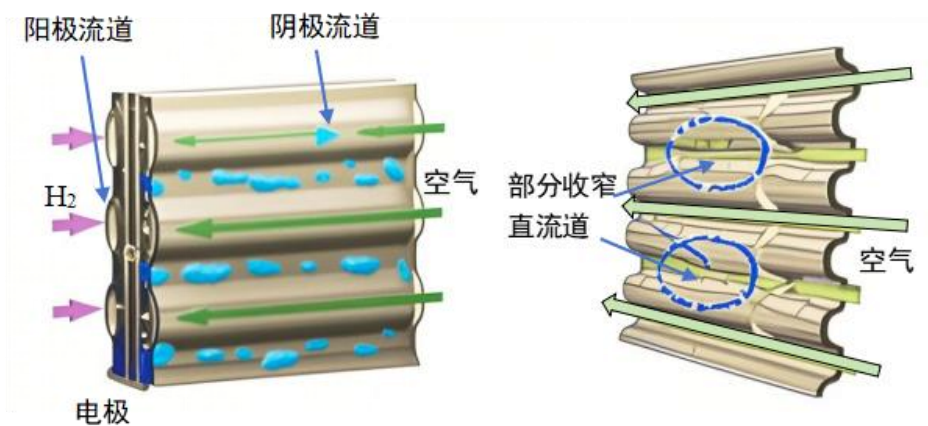


图 1-3 传统平行流道（左）与 Mirai 电池缩窄流道（右）

Fig.1-3 conventional parallel(left) and Mirai battery condensed flow channel (right)

异形流道的典型代表是蛇形流道，如图 1-4，蛇形流道的主要缺点是二次流动存在不稳定性。Yan 等人^[17]设计了一种改良的蛇形流道，其特征在于具有梯度变化的流道深度以及梯形截面形态。数值模拟结果显示，新改良的流道能提供均匀的反应物浓度分布，并且在高压高温区域减少了水的生成量，燃料电池的性能提高约 23%。



图 1-4 蛇形流道示意图

Fig.1-4 schematic diagram of serpentine flow channel

仿生流道设计的核心思想是借鉴自然界中高效的流体传输机制优化燃料电池流场，例如蜘蛛体的分支结构、肺部的微细毛细管结构以及植物叶脉的分布规律，这些自然结构在流体分布、传质效率和压力损失等方面表现出色。Yao 团队^[18]受蜘蛛形态的启发（图 1-5 上），创新设计了一种仿生流道结构，重点聚焦于分支通道的宽度与分支角度的优化，并运用计算流体力学进行了详细的模拟分析。结果显示，在通道宽度与肋宽之比为 1.5，且分支角度设定为 130° 的条件下，分支通道的流量效率达到了最优状态。武汉理工大学王泽英团队^[19]根据银杏叶叶脉结构在双极板上设计了一种仿生结构流场（图 1-5 下），流场内部获得了更高的气体压力、更均匀的反应物的分布及电流密度，电池峰值功率密度较平行流场提升了 28.85%。

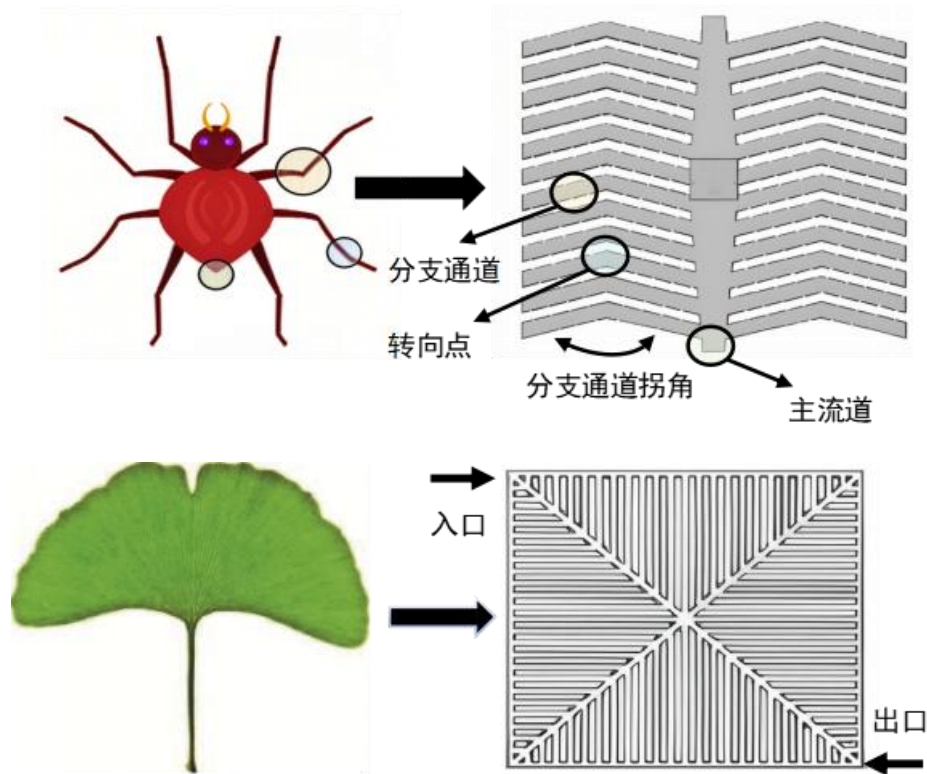


图 1-5 蜘蛛形态仿真流场设计（上）与银杏叶脉状流场设计（下）

Fig.1-5 spider morphology simulation(up) and Ginkgo leaf vein flow field design (down)

多孔流道与 3D 流道比通常沟脊流道具有显著的优势。3D 结构能够强化反应气体供给、改善传热和导电性能，同时减少液态水的积聚，从而提升燃料电池的运行稳定性和功率密度。而多孔流场能够实现气液分流，使气体更均匀地进入反应区，提高催化层的利用率。曲志国教授^[20]探讨了泡沫和三维细网两种典型的多孔流道对质子交换膜燃料电池性能的影响，并以此为基础设计了新的多孔流道模

型。Yan 等人^[21]为了改善燃料电池的水管理和氧气传输能力，开发了两类三维几何形状通道流道（图 1-6），通过具有梯度的波浪通道增强氧通量及浓度分布。

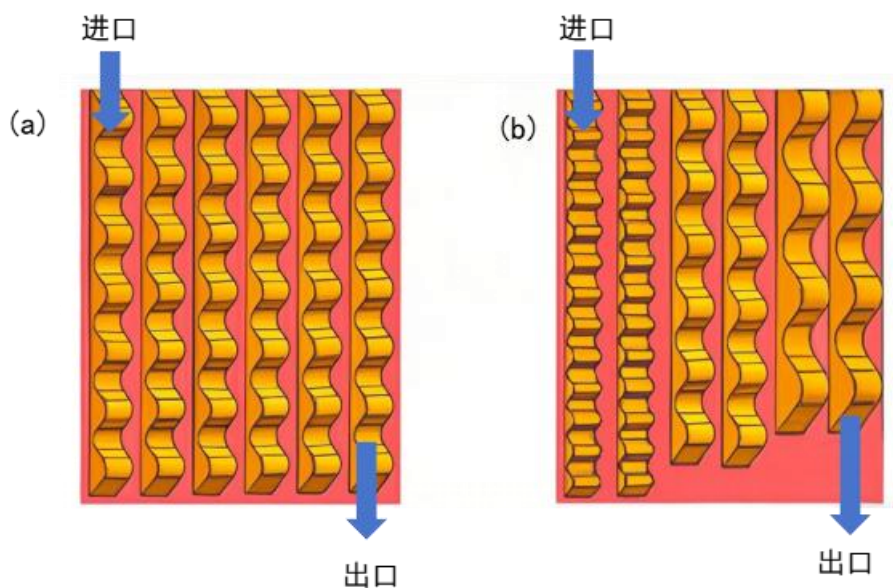


图 1-6 两种不同类型 3D 流场

Fig.1-6 two different types of 3D flow fields

1.4.2 双极板流场性能研究

除了改进流道结构，双极板流场性能的研究方法也在不断优化，围绕流场的性能测试、数值模拟、智能优化等领域深入展开。

性能测试研究通过构建物理模型与测试平台，直接观测流场内的气体分布、压降及排水特性。例如，彭海军团队提出了一种基于压力传感器模块的流场均匀性检测装置，通过定制化膜电极和薄膜压力传感器实时监测流道内的压力场分布，结合管流阻力定律方程量化流场均匀性^[22]。该装置通过调整双极板与膜电极的堆叠顺序（如阳极单板与阴极单板的位置互换），可分别评估氢氧两侧流场的压力梯度差异，为优化流道排布提供直接数据支持。

数值模拟是流场分布研究的核心方法，能够低成本、高效率地预测流场性能。国内外学者广泛采用计算流体力学（CFD）软件（如 ANSYS Fluent、COMSOL）构建多物理场耦合模型，整合电化学反应、传质传热与两相流动态过程。例如，山东建筑大学的石磊在电源技术上发表的文章，利用多物理场耦合分析软件 COMSOL Multiphysics 对 PEMFC 单体内流动和传质过程进行了数值模拟，对比研究了相同流场面积内不同布置形式的蛇形流道质子交换膜燃料电池双极板的传质性能^[23]。也有学者利用其他软件开展质子交换膜燃料电池的计算模拟研究工作，

廖晋杨^[24]将质子交换膜电池在车中的应用进行了模拟，其使用的是 Matlab 环境。建立了一个三维的直流道的模型，针对负载工况，充分考虑电池体的温度，分析了电池从启动阶段到负载阶段的流道内的流场响应。

智能优化可以更好地实现流场参数设计与性能预测。Wan 等^[25]基于哈密顿路径优化算法，构建了包括了众多新型流道设计的数据库（图 1-7），将多物理场仿真模型与机器智能学习相结合，模拟电池内部的气液传输及电化学反应过程。通过计算了不同流道结构中反应气体的均匀分布系数和压降，筛选性能优异的新型流道结构。

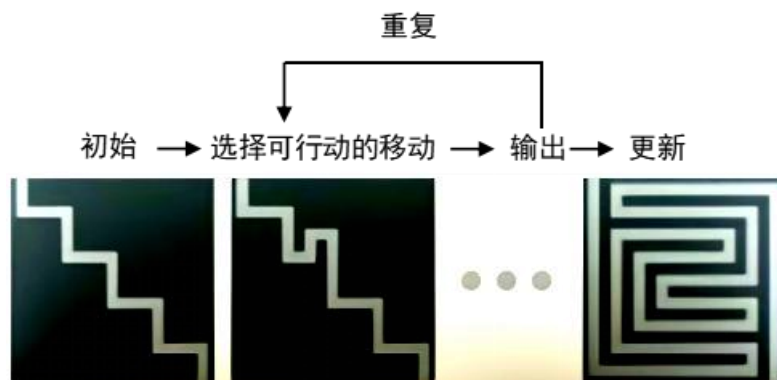


图 1-7 流道数据库工作原理图

Fig.1-7 working principle diagram of flow channel database

1.4.3 双极板冷却性能研究

双极板的冷却性能直接影响散热效率、温度均匀性及系统寿命，是燃料电池高效稳定运行的核心要素之一。该方面的研究主要以冷却结构创新、冷却材料优化、数值模拟及实验验证等内容为主。

在冷却结构设计和散热效率提升方面，云韬氢能研发的“质子交换膜燃料电池双极板冷却结构”专利中提出了一种新型冷却流场设计，通过导流条与稀疏阵点结合的分配区域，优化冷却水在流道内的分布，实验表明该结构可使散热效率提升 20%，并降低电堆外辅件功率需求^[26]。刘洪建等^[27]提出的波纹型流道可通过增强湍流效应提升散热性能，但需平衡压降与传热效率的矛盾。哈尔滨工业大学的杜鹏等人^[28]通过对热仿真结果的分析得出蜘蛛网型结构在高热流密度（40 W）下，极板最高温度比平直通道低 7.9℃，且网络结构在流体分配上表现更优。

在双极板材料选择与导热性能的优化上，闫维卿等研究发现金属双极板（如不锈钢、钛合金）因优异的导热性和机械强度成为高功率燃料电池的首选材料，

但其在酸性环境中易腐蚀的问题需通过表面涂层解决。石墨双极板虽然耐腐蚀性较好，但导热性和机械强度较低，需通过增厚设计弥补，导致重量增加，限制了其在轻量化场景中的应用。复合材料双极板结合了金属的导热性和非金属的耐腐蚀性，逐渐成为研究热点，但其加工工艺和成本仍需进一步优化^[29]。

在冷却性能测试与评价方法的研究上，Chang Du 团队^[30]提出了 150Kw 以上级高功率燃料电池测试平台，但在模拟实际工况时需协调恒温器与热交换器的控制。实验表明：协调控制可将测试结果的稳态误差控制在 $\pm 0.3^{\circ}\text{C}$ 内，温度波动限制在 $\pm 1.5^{\circ}\text{C}$ 内。

1.4.4 双极板增湿功能研究

双极板的增湿功能同样是评价极板性能的重要因素，增湿不足会导致质子交换膜脱水，降低质子传导率；而增湿过度则可能引发“水淹”，阻碍气体扩散。近年来，围绕双极板增湿技术的研究主要聚焦于内增湿结构设计、材料改性、制备工艺优化等方面。

在内增湿结构探索上，威孚高科 2022 年申请的专利通过在双极板下部增设空气增湿口，配合循环结构解决了低温下外部增湿失效的问题。

在涂层材料的改性技术上，Tao Zhao 等人^[31]在石墨板上首先进行喷涂处理，随后运用光刻技术，成功构建了一个集超疏水性涂层与超亲水性沟槽于一体的仿生多功能表层。对改进后的双极板进行单电池性能测试，研究结果显示，在电流较低且湿度较小的环境下，改进后的双极板能有效缓解质子交换膜因干燥而导致的内阻上升问题；相反，在电流较大且湿度较高的条件下，则能显著降低因水淹引起的电压波动及压降变化。

1.5 论文研究内容

本文将着重开展双极板结构创新设计及性能参数优化，研究内容如下。

1.5.1 章节规划

第一章：绪论。介绍课题的研究背景、意义及课题来源；分析双极板国内外研究现状及存在问题；确定论文的研究内容、章节关系及框架结构。

第二章：基于 TRIZ 理论的四通道自增湿双极板结构设计。介绍 TRIZ 理论的主要概念和发明原理；分析现有双极板结构限制与功能提升上存在的矛盾；查找双极板结构创新的可行途径；建立具有自增湿功能的四流道双极板三维模型。

第三章：阳极板流道结构参数优化。根据对标产品性能进行阳极板氢气流道和冷却流道的结构优化，确定极板流道最优的几何参数和排布方式；开展流道内氢气分布和温度控制计算分析和仿真模拟，验证设计结果的合理性。

第四章：阴极板喷嘴气流量分配计算与优化。调整阴极板进气-出气面积比例，建立多种进-出气配合方案；构建空气流道流场模型计算方法，寻求空气最佳气流量分配布局；对流场计算模型进行 Phycharm 编程求解；制备模拟试验件开展试验验证。

第五章：极板氢/氧气流增湿结构优化。分析和测试输水流道和增湿结构流场分布关系；分析气流增湿原理，优化空气和氢气增湿结构，确定结构最优参数，并计算分析加湿效果。

第六章：总结与展望。回顾论文的主要工作，总结研究成果，提炼创新点；分析研究中尚需深入探讨的问题，提出后续工作的方向和建议。

1.5.2 论文逻辑结构

本论文框架结构及逻辑关系如图 1-8 所示。

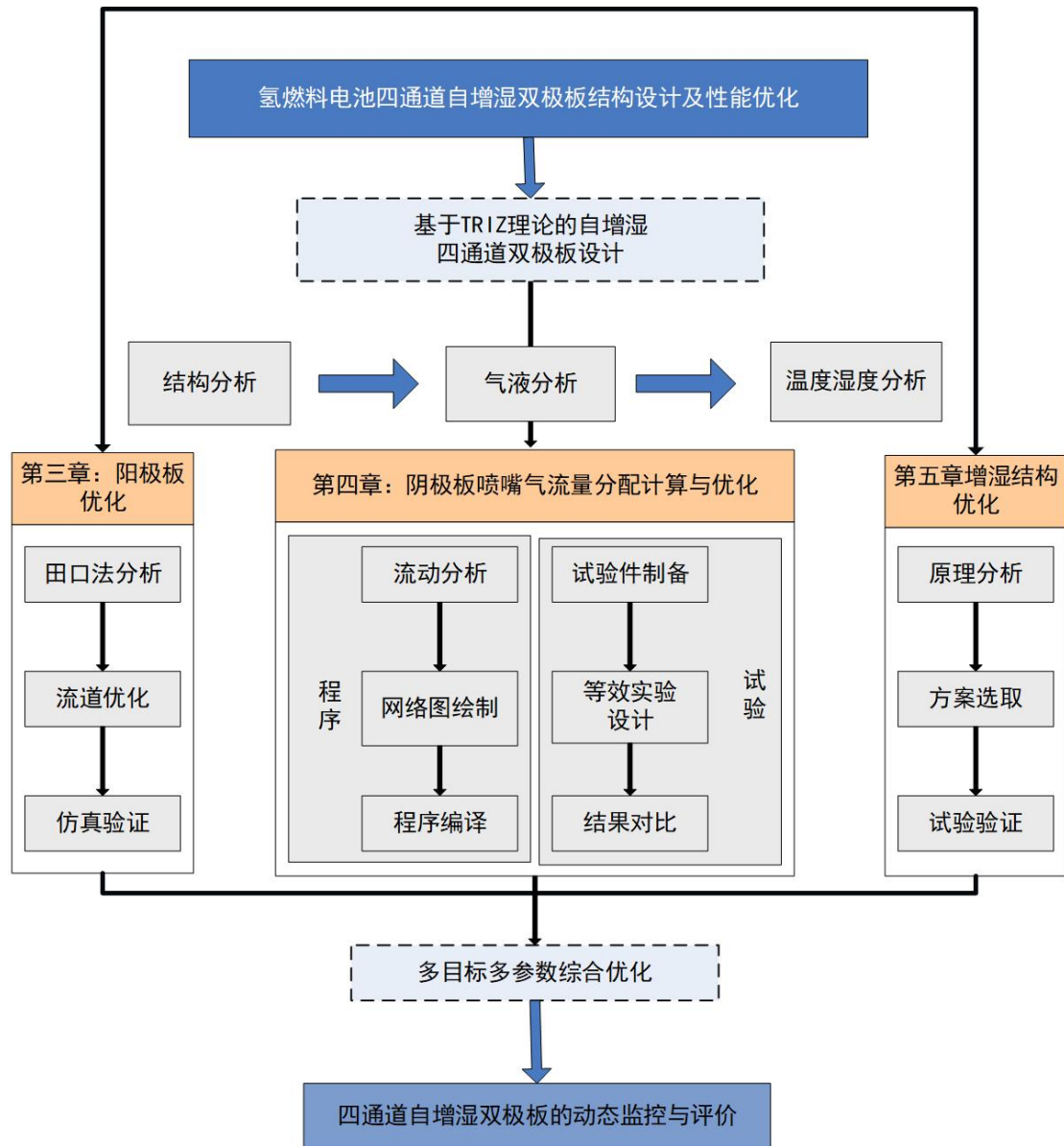


图 1-8 论文技术路线图

Fig.1-8 Technical route of the paper

第 2 章 基于 TRIZ 理论的四通道自增湿双极板结构设计

2.1 引言

TRIZ 理论（全称为 Theory of the Solution of Inventive Problems），即发明问题解决理论，由前苏联发明家根里奇·阿奇舒勒创立。这是一套强大的创新方法体系，旨在解决各种领域的复杂问题，推动创新发展。

TRIZ 理论的核心在于，它认为所有的技术系统都遵循着一定的客观规律在进化，而这些规律是可以被发现和利用的。通过对大量专利的研究，总结出了技术系统进化的八大法则，如提高理想度法则、完备性法则等。同时，它还提供了 40 个发明原理，例如分割原理、合并原理等，帮助人们突破思维定式，找到创新解决方案。例如在产品设计中，运用分割原理，将复杂产品拆分为独立模块，方便创新与升级。因此，TRIZ 理论适用于工程、管理、医疗等众多领域，为创新者提供了清晰的思路和有效的工具^[32-36]。本节将基于 TRIZ 理论，创新设计出新型氢燃料电池双极板。

2.2 双极板问题分析

传统双极板的三流道结构在承担基本的氢气、氧气和冷却液运输工作后，在空间上很难再实现生成物水的排出，从而造成水淹现象的发生，影响燃料电池的功率和安全。随着对大功率燃料电池需求的增加及应用场景的拓展，对双极板的结构进行创新从而提升燃料电池功率密度、改善水淹现象已成为必然之势。利用九屏幕法对双极板系统进行分析，图 2-1 为双极板系统的九屏分析图。



图 2-1 双极板系统的九屏分析图

Fig.2-1 nine screen analysis diagram of bipolar plate system

根据上述分析选择新型双极板系统为技术系统, 氢气流道、氧气流道、冷却流道、排水流道和增湿结构为系统组件, 反应气体、冷却液、催化剂层为超系统组件, 燃料电池功率密度和双极板体积为作用对象。分析装置各组件之间的相互作用关系得到功能模型如图 2-2 所示, 由功能模型图可知存在以下问题:(1)常见双极板的气体运输流道效果不佳(2)双极板内部排水能力不足, 导致生成物水排出极板受阻, 易发生水淹现象;(3)外部增湿结构挤占双极板体积, 使得双极板整体尺寸增大(4)双极板的散热流道难以在满足散热要求的前提下占据相对较小的空间。

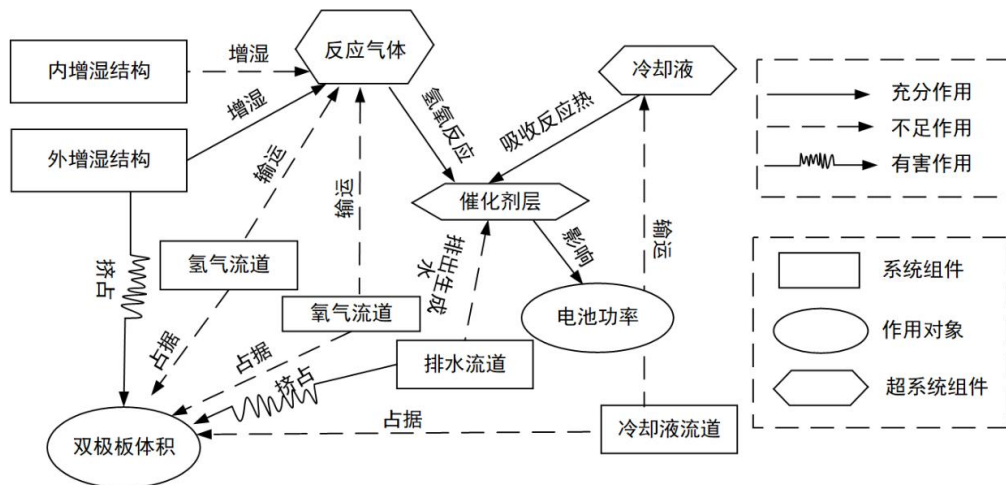


图 2-2 双极板系统的功能模型图

Fig.2-2 functional model diagram of bipolar plate system

因果轴分析旨在构建问题结果与其根源之间的逻辑联系链, 识别该链条中的薄弱点, 并以此作为解决问题的关键入手点。

通过图 2-3 所示的因果分析, 想要实现双极板在更小的体积下产生更大电池功率密度, 可以从以下四个方面改进:(1) 在反应气传质方面, 需要优化氢氧流

道的结构及参数配置。(2) 在生成物水的排出方面, 探索增设输水流道设计途径, 实现双极板“四流道”结构设计。(3) 在反应气体增湿方面, 将提出一种内部水循环自增湿的最佳结构。(4) 在燃料电池热管理方面, 寻找最佳冷却流道结构和排布方案。

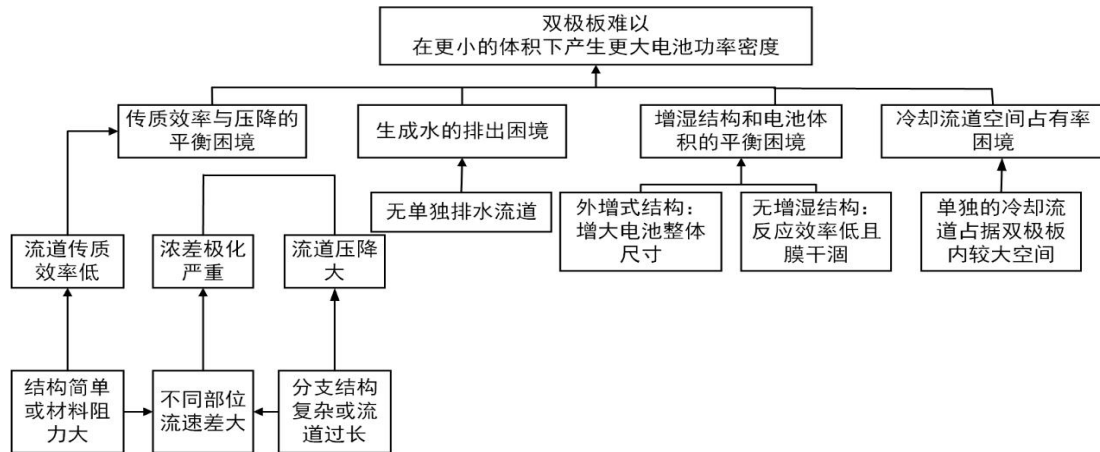


图 2-3 双极板系统的因果分析图

Fig.2-3 causal analysis diagram of bipolar plate system

2.3 双极板改进方案

通过 2.2 节对问题分析给出的双极板改进方向, 查寻阿奇舒勒矛盾矩阵并对其进行筛选, 将有效发明原理及改进方案整理如表 2-1 所示。

表 2-1 发明原理及改进方案

Tab.2-1 invention principle and improvement plan

方案编号	内容	应用的发明原理
1	更换摩擦系数更低的双极板材料, 减少传质过程中的消耗	发明原理 35 物理或化学参数变化
2	设计新型 3D 氧气流道, 将整体流道拆分为多个相似分流道, 缩短各流道长度, 减少压降及流道内流速差	发明原理 18 空间维数变化 发明原理 1 分割
3	在氧气流道表面增设排水流道, 不占用双极板内其他空间	发明原理 8 嵌套
4	将冷却流道与氢气流道交错排列, 提升空间利用率的同时, 使冷却流道在双极板内部的分布更均匀。	发明原理 5 合并
5	利用排水流道内的水, 在氢氧流道结构中增设加湿结构, 实现生成物水的循环利用和反应气体的自增湿	发明原理 2 抽取 发明原理 24 反馈

2.4 结构创新设计

依据 TRIZ 理论对双极板存在问题的分析和解决方案，设计出一款四通道单排水带有自增湿功能的双极板，具体结构如下。

2.4.1 氢气及冷却流道设计

阳极板通常设计为氢气流道，由氢氧反应的原理可知，氢气和氧气完全反应的质量比是 1: 8，意味着相同时间下，所需的氢气质量流量小于氧气质量流量。因此，可以在不影响氢氧反应效率的基础下，在阳极板上增设冷却流道，结合冷却液的作用效果，为了使冷却液与反应区接触更均匀、冷却效果更好，将冷却流道与氢气流道交错排布，同时这种排布方式也可以使得氢气扩散更均匀。

氢气及冷却流道的截面形状为梯形，梯形流道一方面有利于氢气更好扩散至催化剂层与氧气发生反应，另一方面，冷却及氧气流道的背脊将与阴极板相贴形成氧气流道槽（详见 2.4.2）。综上，绘制氢气及冷却流道平面示意图及三维建模图如图 2-4，2-5 所示。

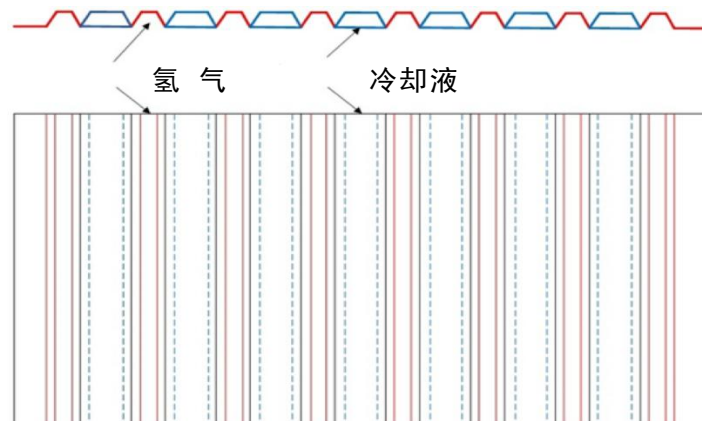


图 2-4 氢气及冷却流道平面示意图

Fig.2-4 schematic diagram of hydrogen and cooling channel plan

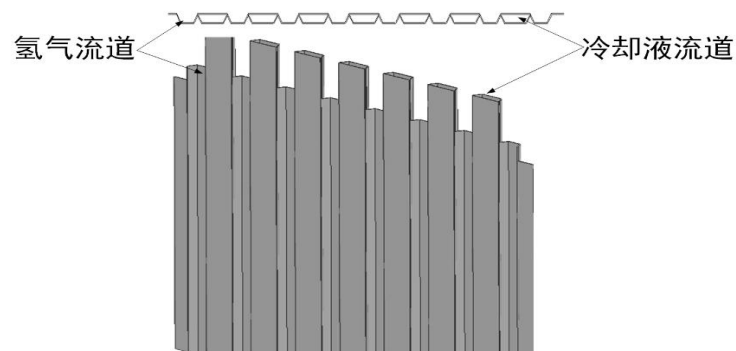


图 2-5 氢气及冷却流道三维建模图

Fig.2-5 3D modeling diagram of hydrogen and cooling channel

在氢气和冷却液的进出口的设计上，由于氢气和冷却液的状态和密度不同，导致氢气扩散和冷却液流动的特征不同，氢气的密度小且扩散速度快，冷却液密度大且受重力影响大。因此，将氢气导入腔及氢气进口设置于双极板处于工作姿态时的下方，而冷却液导入腔以及冷却液进口设置于双极板处于工作姿态时的上方，同理，氢气及冷却液导出通道与导入通道位置上下相反。该设计方案在有效承担氢气的冷却液输运功能的基础上提升了双极板内的空间利用率。图 2-6 为氢气及冷却液的流动方式示意图，图 2-7 为氢气导出及冷却液导入口的三维剖切图，图 2-8 为氢气及冷却液的导入导出腔及进出口。其中，由图 2-8 可知，设计过程中，氢气的导入腔体具有倾斜设计的底面，此设计方案与 2.3.3 的排水流道设计相呼应，其他导入导出腔上下底面平行。

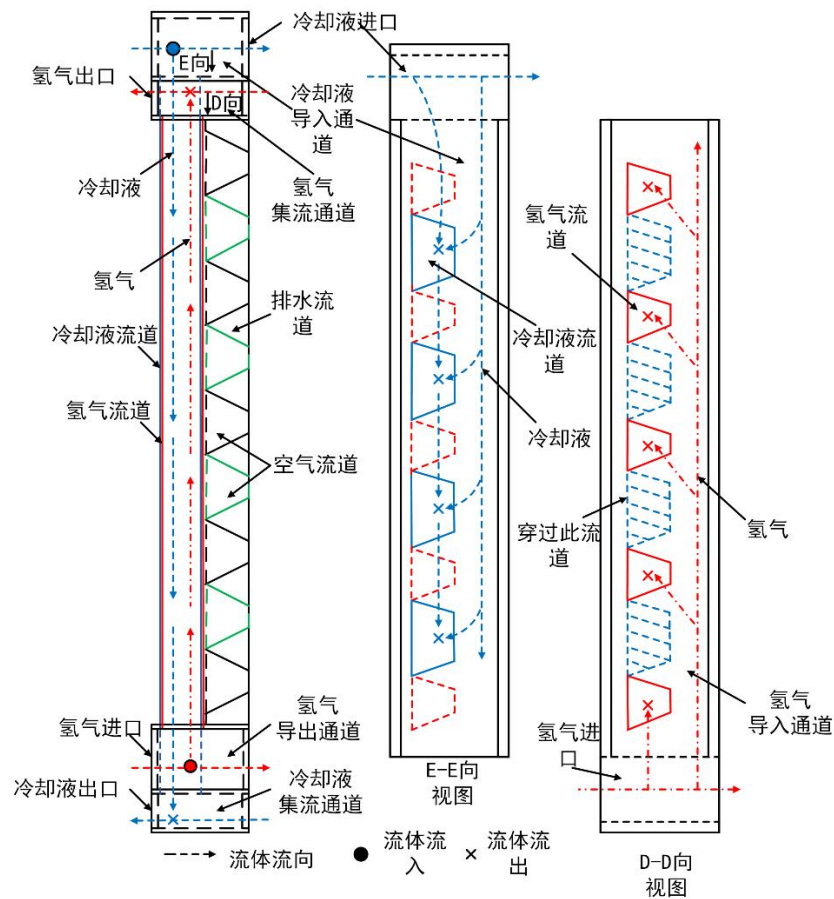


图 2-6 氢气及冷却液的流动方式示意图

Fig.2-6 Schematic diagram of the flow mode of hydrogen and coolant

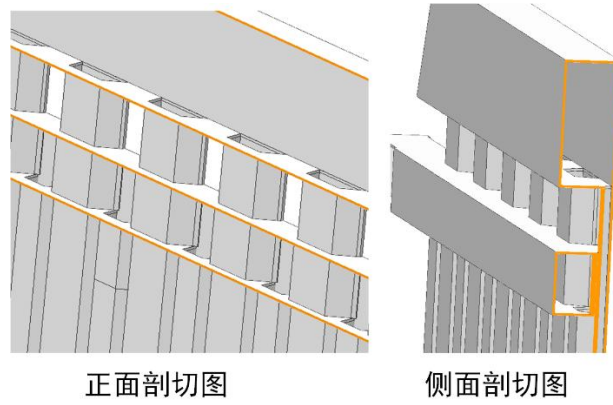


图 2-7 氢气导出及冷却液导入通道剖切图

Fig.2-7 Schematic diagram of the flow mode of hydrogen and coolant

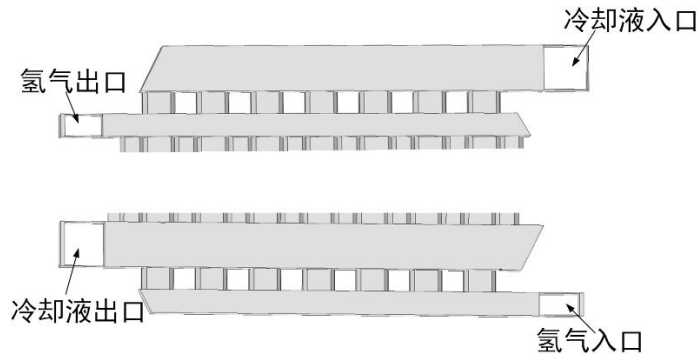


图 2-8 氢气及冷却液的进出口

Fig.2-8 import and export of hydrogen and coolant

2.4.2 空气气流道、排水流道及空气增湿结构设计

在空气流道的设计上摒弃传统的直流道，聚焦于减少空气在输运过程中的压降，同时探索一种在氧气输运过程中同步增湿的结构，由此，设计出一种 3D 新型流道。

该流道的设计思路主要分为三步，首先需要考虑的是，燃料电池的功率主要受氢氧反应效率的影响，为了让氢氧反应更加充分，应让氧气尽可能均匀的分布在极板表面并进入扩散层。若采用与氢气流道相似的开放形流道，一方面由于相同条件下氢气的扩散比空气快约 3.8 倍^[37]，导致远离空气入口处的氧气浓度无法满足与氢气充分反应的要求；另一方面，氢气的密度远小于空气，这一特征使得氢气自下向上自由扩散，而空气若不借助外部泵的推动作用，将导致一部分空气难以从入口向上下两侧扩散。因而，在空气流道的选择上应尽量选择半开放形流道，并考虑利用一部分全封闭导向性流道引导空气向极板各部位扩散。

其次，空气流道内的压降也是考量空气流道可靠性的标准之一，气体压降过高可能导致进气泵功耗上升、能量密度下降、流道结构变形等一系列负面影响。

而影响流道内压降的因素主要有流道路径长度及流道布局密度等。因此，在半开放形流道的设计上，尽量减少其中全封闭导向型流道的长度，可以将流道分解为多段式拼接流道，并通过合理控制每段流道的长度和每段流道之间的间隙来降低流道内的压降。

第三，考虑将增湿结构嵌入空气流道内，此时，需要结合排水流道的设计，利用生成物水对空气进行自增湿。想要达成这一目标，首先要将空气流道和排水流道设计在同一平面内。不同于传统的三流道双极板，本设计最大的亮点之一是设计了单独的排水流道，在不占用多余面积的基础上，将排水流道与空气流道隔离开来的同时，合理设计渗水孔等结构利用生成的水给氧气增湿。

综合上述三点，设计出空气及排水流道拟合结构，结构示意图如 2-9 所示。

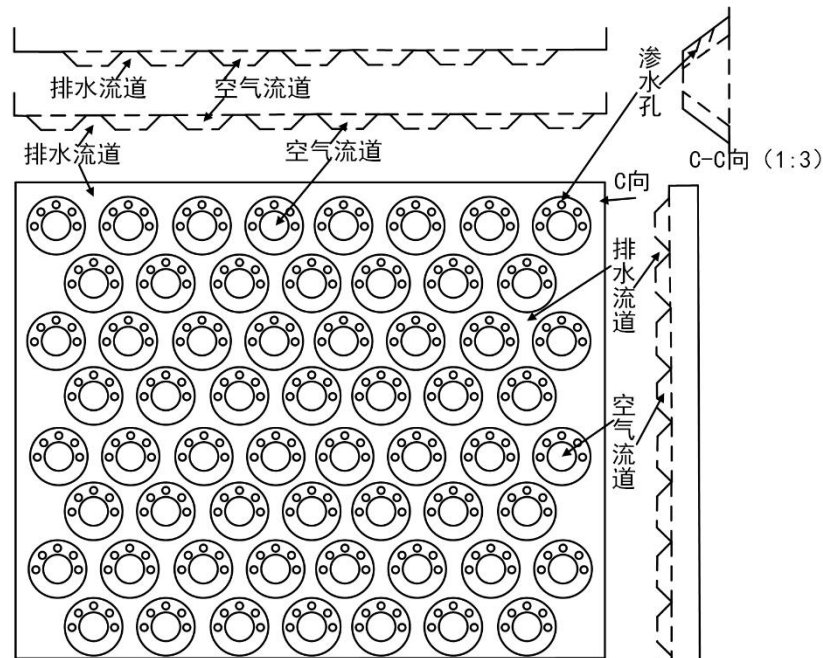


图 2-9 排水流道+空气流道+空气增湿结构示意图

Fig.2-9 schematic diagram of hydrogen drainage channel+air channel+air humidification structure

由图可知，排水流道与空气流道在同一平面上，空气流道由多段封闭流道与多个空气喷嘴组成，排水流道由空气喷嘴间的空隙构成，同时在空气喷嘴上开设渗水孔，利用流过空气喷嘴表面的生成水，使其进入渗水孔对喷出的氧气进行增湿，排水流道、氧气喷嘴及渗水孔具体结构特写如图 2-10，图 2-11 为阴极板表面及内面示意图。

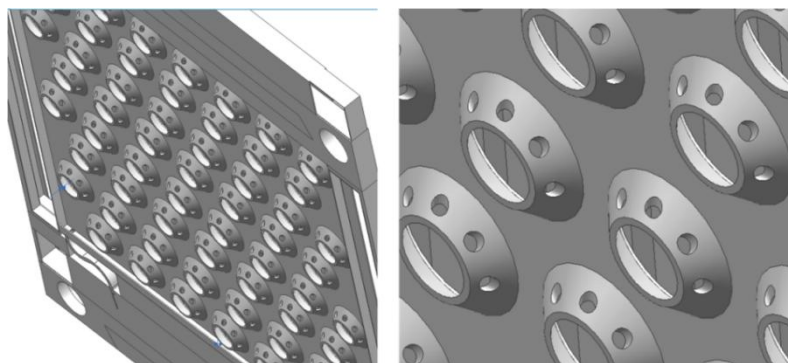


图 2-10 排水流道、空气喷嘴及渗水孔结构特写

Fig.2-10 close up of drainage channels, air nozzles, and seepage hole structures

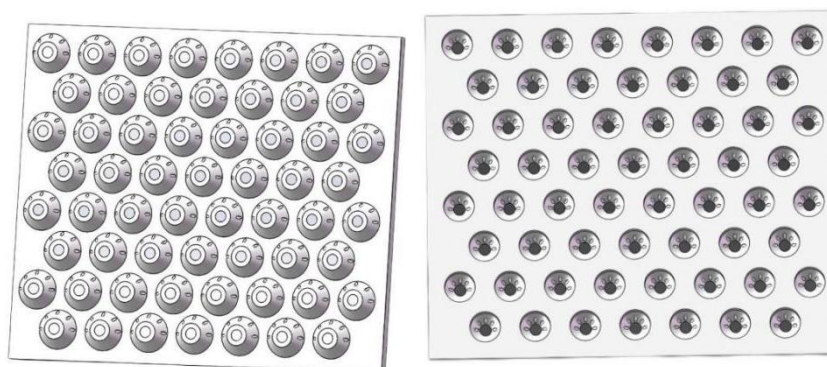


图 2-11 阴极板表面及内面示意图

Fig.2-11 schematic diagram of cathode plate surface and inner surface

空气流道的具体结构是由空气喷嘴与阳极板上的流道相互配合形成的，充分利用了极板内的空间，如图 2-12。

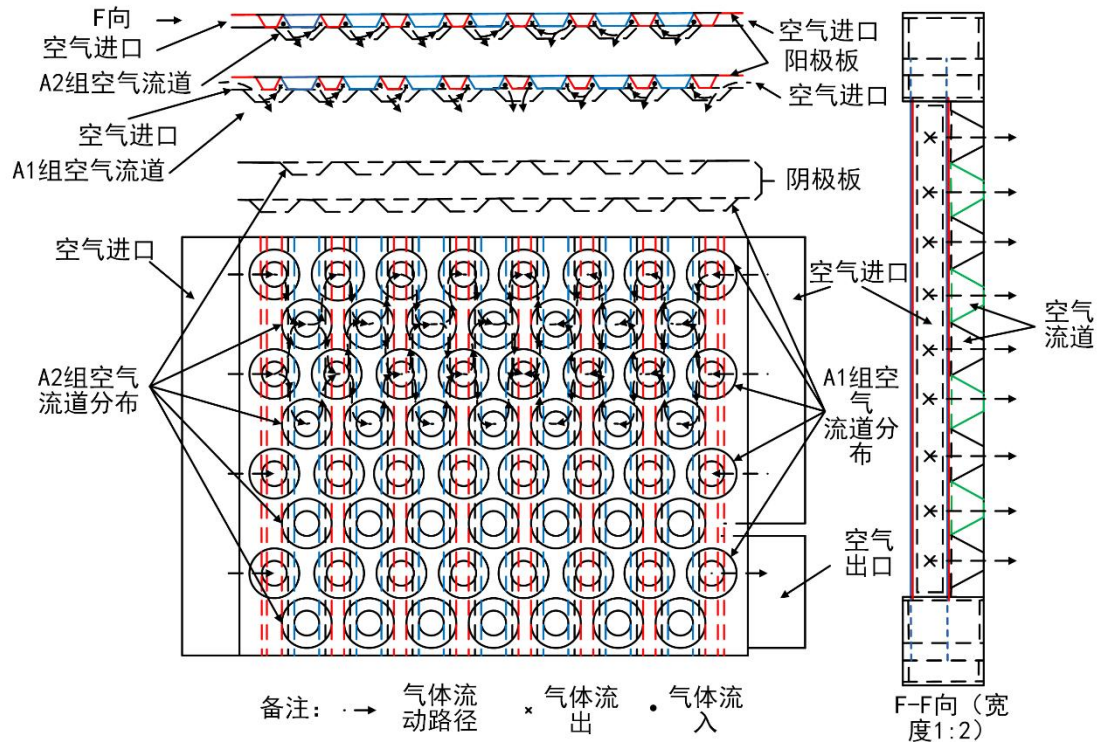


图 2-12 阴阳极板配合的空气流道及空气流动方式

Fig.2-12 air flow channel and air flow mode for the coordination of anode and cathode plates

由图可知，空气在流道内的流动主要是由空气喷嘴分别与冷却流道背脊和氢气流道背脊配合形成，配合方式见图 2-13，2-14。

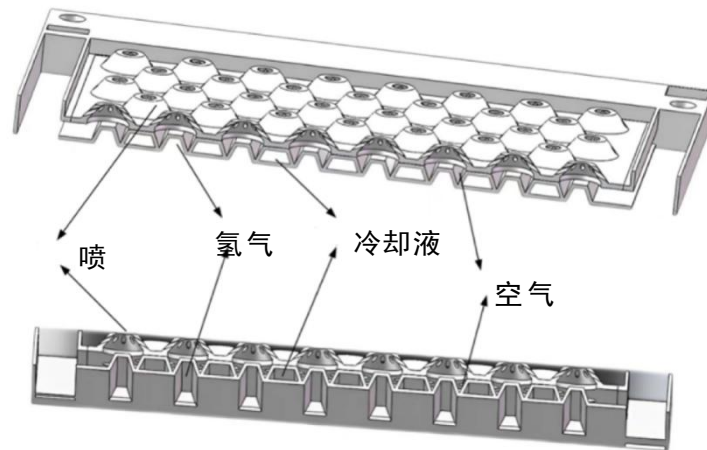


图 2-13 空气流道与氢气流道配合方式剖切

Fig.2-13 cutting of the coordination method between air and hydrogen flow channel

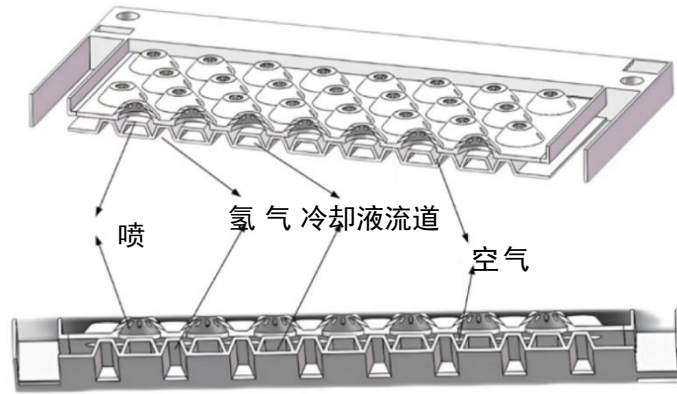


图 2-14 空气流道与冷却液流道配合方式剖切

Fig.2-14 cutting of the matching method between the air and the coolant flow channel

在空气流道进出口的设计上，由于空气的扩散特性，空气进出口设置在极板工作状态下的左右两侧，如图 2-15。

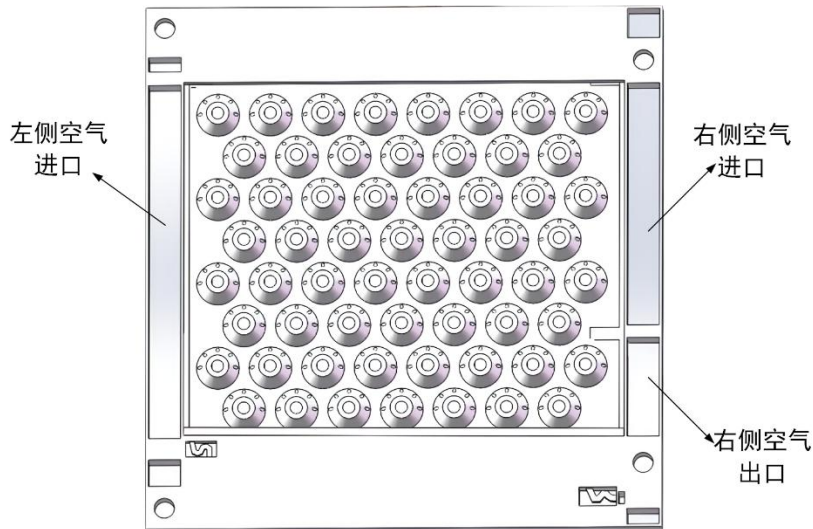


图 2-15 空气流道进出口设置

Fig.2-15 air flow channel inlet and outlet settings

2.4.3 排水口及氢气增湿结构设计

在阴极板上已经设计了单独的排水流道，由于水的重力作用，生成水向极板工作状态下的下方流动，此时，为了防止水在电池内的堆积，需要设计合理的排水流道，同时，可将水流引入极板下方的氢气进气腔，利用排出的水对氢气进行加湿。

首先，在极板下端设计倾斜的分水道，让生成水通过分水道左侧的排水孔，顺着 u 形分水管进入氢气导入腔，如图 2-16。

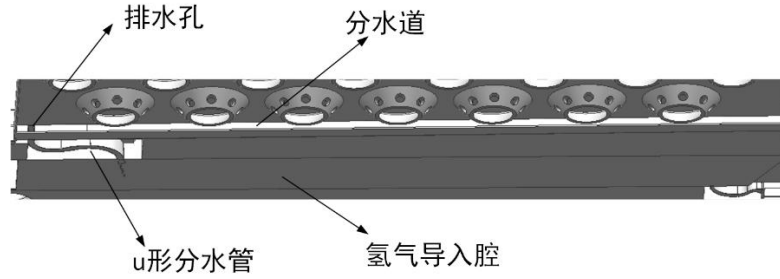


图 2-16 集水流道设计

Fig.2-16 design of water collection channel

进入氢气导入腔的生成水通过 u 形分水管末端的分水孔被氢气吹扫成水雾状为氢气增湿。为避免生成水过多导致倒流出氢气入口，在入口处设置了挡水面。而剩余的未被利用的水，流经倾斜的氢气导入腔底面，经过 u 形排水管后排出极板。氢气增湿及生成水排出结构如图 2-17，2-18。

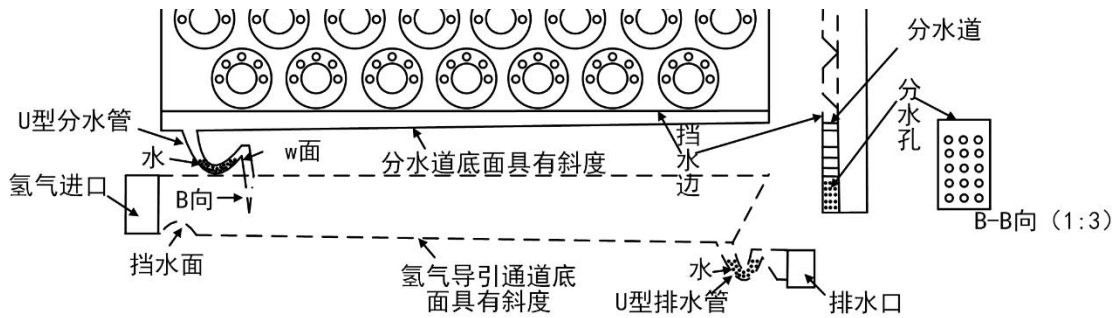


图 2-17 氢气增湿及生成水排出过程示意图

Fig.2-17 Schematic diagram of hydrogen humidification and generated water discharge process

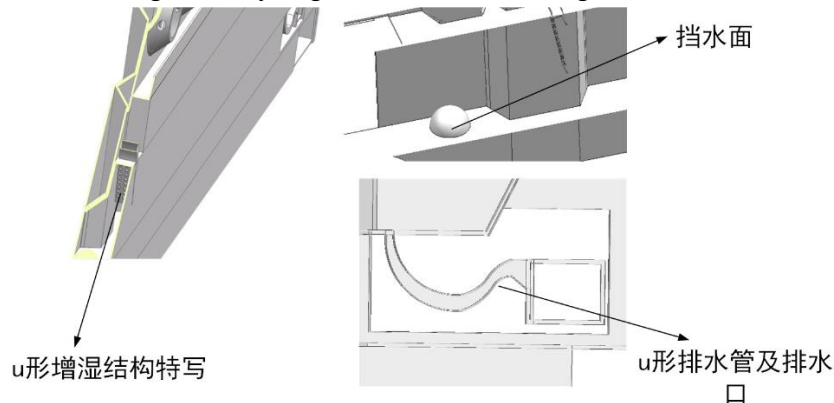


图 2-18 氢气增湿及生成水排出结构特写

Fig.2-18 close up of hydrogen humidification and generated water discharge structure

2.5 本章小结

本章首先利用 TRIZ 理论对双极板存在的问题进行了分析，指出了现有双极板在反应气体传质、生成水排出、反应气体增湿及热管理四个方面存在的不足，通过查寻阿奇舒勒矛盾矩阵找出解决问题的发明原理，确定了双极板的设计及改

进思路。然后，分别从给氢气及冷却流道穿插形排列、氧气流道与排水流道拟合排布及生成水利用于氢氧增湿三个方面展开介绍了本设计双极板的具体结构，为后续双极板结构的具体优化奠定了基础。

第 3 章 阳极板流道结构参数优化

3.1 引言

双极板通常由阴、阳极板共同构成，是氢燃料电池的重要组成部件。论文设计方案中的阳极板设置有氢气流道和冷却流道，它们的排布方式直接影响到扩散层内氢气的分布及电池的温控。本章将对标现有成品氢燃料电池的额定数据，以确定阴、阳极板的基本几何参数和性能参数；基于田口方法对冷却流道和氢气流道凸脊倾角进行优化；通过构建散热模型和冷却液流动阻力曲线，计算冷却流道截面几何参数，并确定氢气流道与冷却流道的最佳间隔分布。

3.2 双极板基本参数

阴、阳极板基本参数是极板性能分析和结构优化的基础，通常包括：极板几何尺寸、活性面积、反应气体流量、冷却液流量等。选取现有典型 S-III 氢燃料电池作为对标产品，基于该电池已知数据推导双极板基本参数。S-III 型电池数据如表 3-1 所示。

表 3-1 S-III 型氢燃料电池参数
Tab.3-1 S-III type hydrogen fuel cell parameters

类别	项目	参数
尺寸	长×宽×高(mm×mm×mm)	837×552×266
	单电池数量(片)	500
	单电池厚度(mm)	1.67
	双极板厚度(mm)	1.40
	最大功率 (kw)	250
性能	电流密度 (mA/cm ²)	2230
	电堆最大电流 (A)	836
	对应最大电流单电池电压 (V)	0.60
氢气	最低输入计量比	1.50
	参考压降 kPa	<10
	湿度 (%RH)	不增湿
空气	最低输入计量比	1.80
	参考压降 kPa	<30
	湿度 (%RH)	40%-60%
冷却液	乙二醇冷却液	占比 60%
	密度	1088.0kg/m ³

续表 3-1 S-III型氢燃料电池参数
Tab.3-1 S-III type hydrogen fuel cell parameters

类别	项目	参数
冷却液	沸点	108.5℃
	冰点	-36.5℃
	PH 值	7.7
	电导率 (25.0℃)	0.6 $\mu S/cm$
	比热容	4.2 kJ/kg·℃
	进口最高温度 (℃)	74
	出口最高温度 (℃)	84
	进出口温差 (℃)	不大于 10
	额定流量 (L/min/cell)	1.012
	额定流速 (m/s)	0.6
石墨金属 复合双极板	密度	1.5g/cm ²
	导电率	>62.5S/cm
	抗弯强度	>51Mpa

3.2.1 双极板氢气/氧气流量计算

(1) 由表 1 可知, 电池电堆最大功率 250kw, 单电池数量 500 片。由于单电池输出电流最大时, 电池的产热量最高^[38], 为保证燃料电池的安全性和可靠性, 取电池电流 836A、单电池电压 0.6V 计算反应气体流量。将反应气体理想为纯净气体, 不考虑气体夹杂的影响。此时, 燃料电池反应过程中所需要的氧气可以根据法拉第公式计算:

$$I = zF \frac{d\zeta}{dt} \quad (3-1)$$

一个氧气分子还原能够释放四个电子, $z=4$, 所反应所需要的氧气摩尔流量为:

$$n_{o_2} = \frac{d\zeta}{dt} = \frac{NI}{4F} \quad (3-2)$$

式中: n_{o_2} 的单位为 mol/sec; I 是流经电堆的电流, 单位 A; F 是法拉第常数, $F=96485C/mol$; N 是电堆所含单片电池的数量, 本处计算的是单电池的反应物参数, 故 N 取 1。

得到摩尔流量之后, 可以根据 $m=nM$ 计算质量流量:

$$m_{o_2} = M_{o_2} \cdot n_{o_2} = \frac{I \cdot M_{o_2}}{4F} \quad (3-3)$$

式中： m_{o_2} 是氧气的质量流量，单位 g/sec ； M_{o_2} 是氧气的摩尔质量， $M_{o_2} = 32g/mol$ 。

在氧气的扩散与氢气氧气发生反应的过程中，沿气流方向氧气会逐渐消耗，从电堆入口到出口，氧气的浓度有所降低。因此，为防止电堆运行时极板末端氧气耗尽出现氧饥渴现象，极板需要通入过量的氧气，故：

$$m_{o_2} = \lambda \cdot \frac{I \cdot M_{o_2}}{4F} \quad (3-4)$$

式中： λ 为描述氧气过量的系数，即输入计量比，由表 1 知 $\lambda=18$ 。

同时，在实际中，燃料电池中通入的往往是空气而非纯氧气，因此，需要将氧气流量换算成空气流量，因此：

$$m_{air} = 60 \cdot \lambda \cdot \frac{I \cdot M_{air}}{x_{o_2} 4F} \quad (3-5)$$

式中： M_{air} 是空气的摩尔质量， $M_{air} \approx 29g/mol$ ； x_{o_2} 是氧气在空气中的体积分数，约为 0.21。因此，当电流为 836A 时，所需氧气的质量流量为 $m_{air} \approx 31.8g/min = 1.9kg/h$ 。

同理，此时所需的氢气质量流量为：

$$m_{H_2} = 60 \cdot \lambda \cdot \frac{I \cdot M_{H_2}}{2F} \quad (3-6)$$

式中： M_{H_2} 是空气的摩尔质量， $M_{H_2} \approx 2.016g/mol$ ；且由表 1 知 $\lambda = 1.5$ 。因此，当电流为 836A 时，所需氢气的质量流量为 $m_{H_2} \approx 0.79g/min = 0.047kg/h$ 。

综上，单电池最大功率时双极板氢气和氧气流量参数见表 3-2。

表 3-2 氢气和氧气流量参数

Tab.3-2 hydrogen and oxygen flow parameters

气体	项目	数据
氢气	输入流量 kg/h	0.047
	最低输入计量比	1.5
	参考压降 kPa	<10
	输入流量 kg/h	1.9
空气	最低输入计量比	1.8
	参考压降 kPa	<30

3.2.2 双极板尺寸范围

由表 3-1 可知，S-III型电堆尺寸为 837mm×552mm×266mm，单电池厚度为

1.67mm。当单电池电压为 0.6V 时，电流密度及电流分别为 2230mA/cm² 和 836A，因此，单片电池的活性面积 = $\frac{\text{电流}}{\text{电流密度}} = \frac{836A}{2230mA/cm^2} = 375cm^2$

基于对标极板的参数及第二章结构设计方案，双极板尺寸参数范围见表 3-3。

表 3-3 阴、阳极板尺寸范围

Tab.3-3 size range of anode and cathode plates

参数	数据
极板活性面积 (mm×mm)	193×193
阴极板厚度 (mm)	0.4~0.7
阳极板厚度 (mm)	0.4~0.7

3.3 极板流道凸脊倾角优化

根据第二章双极板的设计结构，阴、阳极板配合处的氢气流道凸脊和冷却流道凸脊属于氧气流道的一部分，在极板厚度一定时，各流道凸脊倾角对氧气的流动具有重要影响。因此，本节将基于氧气的易于流动特性及流量的最佳分配原则，研究各流道凸脊的最优值。

3.3.1 凸脊倾角分析

为便于对阴、阳极板配合处的凸脊倾角进行优化，绘制极板三维剖切结构平面投影示意图如图 3-1。凸脊倾角主要包括冷却流道倾角 A_1 、氢气流道倾角 A_2 、氧气喷口倾角 A_3 。此外，在对上述参数进行优化的同时，与氧气喷口紧邻的扩散层的气压阻力也影响氧气的流动和流量分配。因此，扩散层的气压阻力也需考虑在内，设该气压阻力为 A_4 。

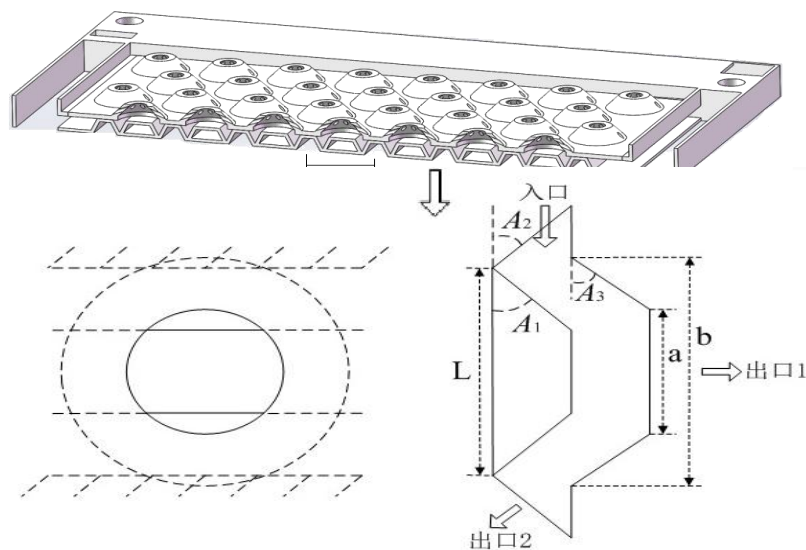


图 3-1 阳极板流道凸脊倾角示意图

Fig.3-1 schematic diagram of convex ridge inclination angle in anode plate channel

3.3.2 构建田口方法正交实验表

本节将基于田口方法研究 A_1 、 A_2 、 A_3 、 A_4 四个参数的最佳组合。田口方法是一种多指标决策算法，可以更迅速的找到优化方案^[39]。其本质是一种高效、实用的正交试验设计技术，通过选取显著优化变量作为田口方法正交实验的因数，科学的设计成不同大小水平的排列组合，得到合理的实验安排表。然后再通过分析试验数据，得到不同因素的交互影响关系以及不同因素的影响排序，进一步得到满足设计指标的最佳设计参数^[40-45]。

田口方法通过 3 个步骤进行优化实验。如图 3-2 所示为实验步骤的具体流程：

(1) 通过凸脊倾角处氧气流动的数学模型，选取所要进行优化的目标参数，参数应包括影响因子及干扰因子；(2) 将参数因子进行水平配置，在此基础上做出对应的田口表进行正交实验；(3) 处理正交实验下的仿真结果值，分析其对优化指标所占比重，并得到最优参数组合解。

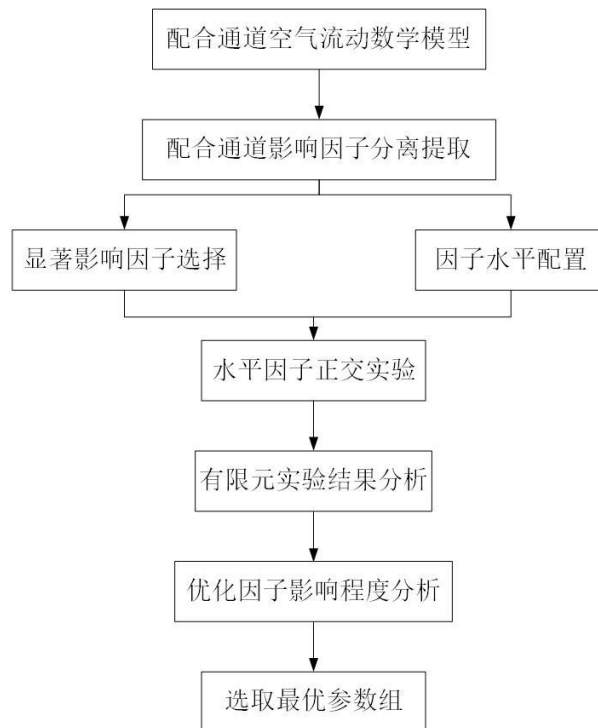


图 3-2 田口实验流程图

Fig.3-2 taguchi experimental flow chart

由图 3-1 可见，要满足氧气在流道内的正常扩散，氧气流道下底面直径需大于冷却流道上底边长度。同时，氧气喷嘴间的间隙构成生成物水的运输流道，为保证输水流道的畅通，氧气喷嘴排布不宜过于密集，即氧气流道下底面直径不宜超过相邻氢气流道间的间隔距离。

因此，选择冷却流道角度 A_1 、氢气流道角度 A_2 、氧气喷口角度 A_3 及喷口阻力 A_4 进行优化，构建因子水平配置如表 3-4 所示。

表 3-4 极板流道凸脊倾角优化参数及因子水平配置表

Tab.3-4 Optimization parameters and factor level configuration table

实验因子	冷却流道角度 (A_1) /°	氢气流道角度 (A_2) /°	氧气流道角度 (A_3) /°	喷口阻力 (A_4) /Mpa
水平 1	30	30	45	0.11
水平 2	45	45	30	0.12
水平 3	60	60	60	0.13

在因子配平表的基础上，根据“均匀分散、整齐可比”的特点设计正交表。实验次数 $N=4 \times 3 - 4 + 1$ 。根据每一列都每个水平出现次数相等和任意两列出现的序对次数相等的原则设计正交表。设计如表 3-5 所示。

表 3-5 L9(34)田口正交表

Tab.3-5 L9(34)taguchi orthogonal table

EXP	A_1	A_2	A_3	A_4
1	1	1	1	1
2	1	2	2	2
3	1	3	3	3
4	2	1	2	3
5	2	2	3	1
6	2	3	1	2
7	3	1	3	2
8	3	2	1	3
9	3	3	2	1

3.3.3 计算结果及分析

为研究极板流道凸脊倾角对氧气的流动扩散效果，根据氧气在极板间微流道内的流动特性，构建气体流速与流道形状的函数。

由图 3-8，根据气体连续性定理，有：

$$\left[\frac{2 \arccos \frac{a}{b}}{360} \times \Pi \left(\frac{b}{2} \right)^2 - a \sqrt{b^2 - a^2} \right] v_2 = \Pi \left(\frac{a}{2} \right)^2 v_1 \quad (3-7)$$

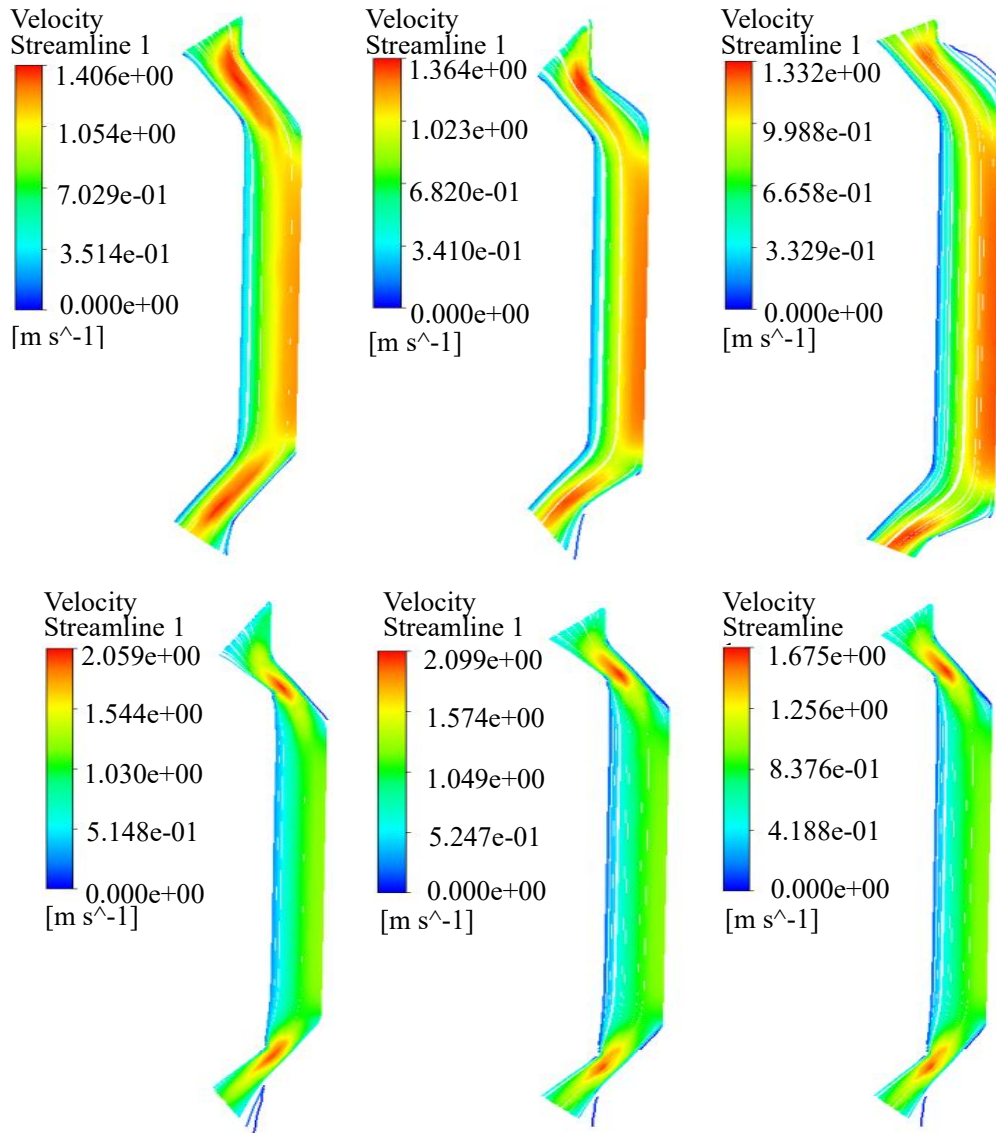
式中： v_1 和 v_2 表示对应截面的流速。

根据伯努利定律，当流体在管道或流体介质中流动时，流体的总能量保持不变，有

$$P_1 + \frac{1}{2}\rho v_1^2 + \rho g(a+b) = P_2 + \frac{1}{2}\rho v_2^2 + \rho ga + P_3 + \frac{1}{2}\rho v_3^2 + \rho g(b-a) \quad (3-8)$$

式中： P 为对应截面的流体压力， ρ 为流体密度， v 为对应截面的流速， g 为重力加速度。

从式（3-7）、（3-8）中也可以看流道形状直接影响到气体的流速和流量。根据构建的空气流道剖面二维模型，通过有限元仿真分析研究气体流动特性。由图 3-1 将入口处设置为流量入口，出口 1 为扩散层阻力压力下的流量出口，出口 2 为正常大气压力下的流量出口。取氧气喷嘴下底面直径为 6mm、冷却流道上底边长度最大值为 4mm、阴阳极板的厚度均为 0.5mm，忽略振动及壁面厚度对气流的影响。根据表 3-11 所列出的正交实验方案，有限元仿真结果如图 3-3 所示。



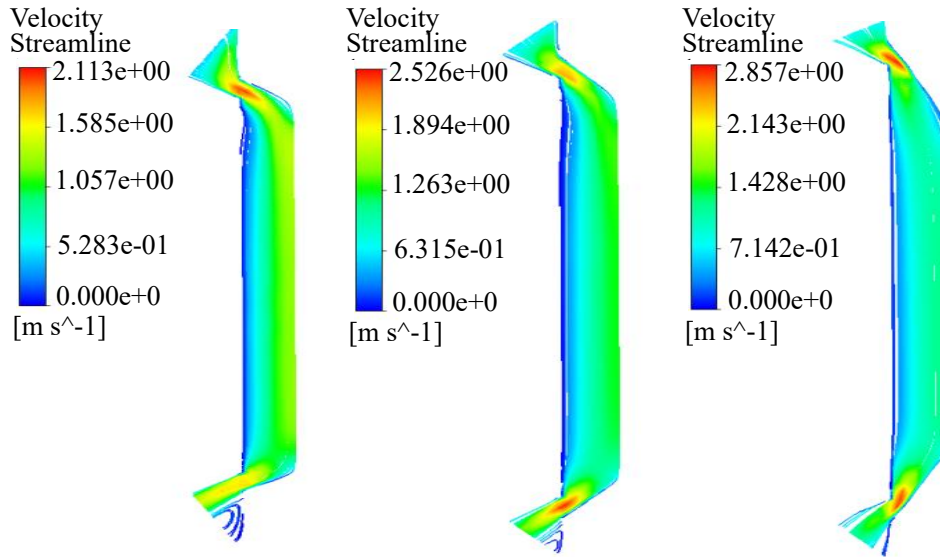


图 3-3 正交实验方案下有限元仿真结果

Fig.3-3 finite element simulation results under orthogonal experimental scheme

为了更好地反映出氧气在流道内的流动效果，选取喷嘴出口处的氧气速度及氧气喷嘴出口质量流量与入口质量流量的比值作为仿真计算结果，详见表 3-6。

表 3-6 正交表参数组有限元计算结果

Tab.3-6 calculation results of finite elements for orthogonal table parameter groups

EXP	$V_1(\text{m/s})$	Q_1/Q
1	1.126	0.0042
2	1.158	0.0036
3	1.080	0.0022
4	1.183	0.0015
5	1.179	0.0029
6	1.167	0.0042
7	1.224	0.0052
8	1.231	0.0020
9	1.122	0.0034

根据表 3-6 中所得到的仿真值，采用均值分析法研究各优化因子不同水平值对氧气流通效果的影响。首先计算因子平均值，例如喷嘴阻力平均值计算如下：

$$V(A_4) = \frac{1}{3}(v(1) + v(5) + v(9)) \quad (3-9)$$

式中： $V(A_4)$ 为氧气喷嘴出口速度在阻力值为水平 1 的平均值； $v(1)$ 、 $v(5)$ 、 $v(9)$ 为在第 1、5、9 次仿真实验时的结果。

每个影响因子均采用该计算方法，得到因子平均计算值见表 3-7。根据平均值计算表，绘制各变量水平对优化目标的影响趋势如图 3-4 所示。

表 3-7 因子平均计算值
Tab.3-7 factor average calculation value

影响因子	水平数	V(m/s)	Q ₁ /Q
A ₁	1	1.121	0.0033
	2	1.176	0.0029
	3	1.192	0.0035
A ₂	1	1.178	0.0036
	2	1.189	0.0028
	3	1.123	0.0033
A ₃	1	1.175	0.0035
	2	1.154	0.0023
	3	1.161	0.0034
A ₄	1	1.142	0.0035
	2	1.183	0.0043
	3	1.165	0.0019

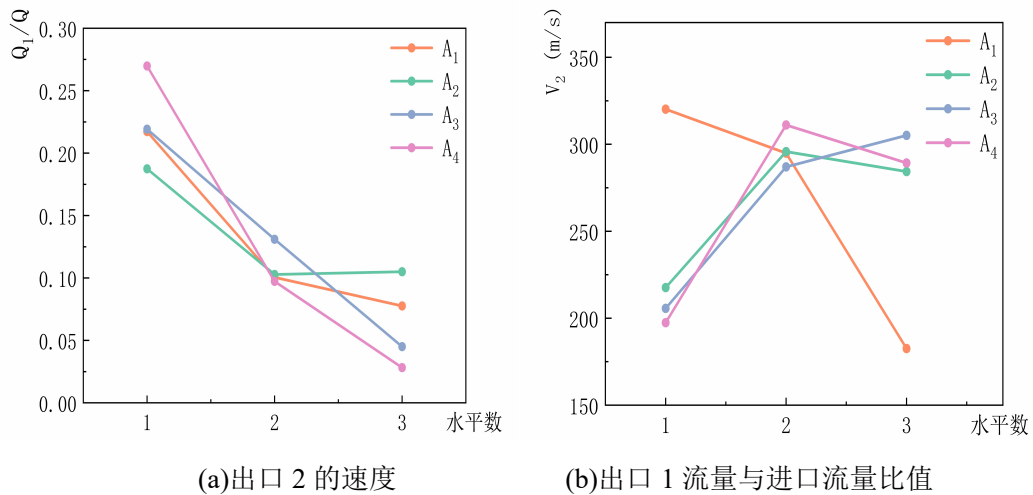


图 3-4 各变量水平对优化目标的影响趋势

Fig.3-4 trend of the influence of each variable level on the optimization goal ...

图 3-4 可见各变量不同水平数对优化目标的影响趋势。为更直观表示出不同优化因子对目标的贡献，利用方差值来表征其影响程度：

$$S_f = \frac{1}{i} \sum_{n=1}^i (y_i - y)^2 \quad (3-9)$$

式中： s_f 为影响因子 f 的不同性能方差值； y_i 为不同因子在 i 水平下的实验结果； y 为不同性能的平均值。

方差计算结果如表 3-8 所示。

表 3-8 优化因子方差值及影响程度

Tab.3-8 optimization factor variance value and degree of influence

因子	V(m/s)		Q ₁ /Q	
	方差	影响程度/%	方差	影响程度%
A1	3579	43.9	0.0037	6.1
A2	1189	39.6	0.0016	8.3
A3	1872	3.4	0.0051	6.6
A4	2425	13.1	0.0103	79

根据方差分析和影响程度分析, A1 对出口 2 速度 V2 的影响最大, A2 对出口 2 速度 V2 的影响最大, A3 对出口 2 与入口流量的比值影响最大, A4 对出口 2 与入口流量的比值影响最大。选择优化变量比重最大的优化目标对应的最优水平参数, 田口法的最优方案为 A1(3)A2(2)A3(3)A4(1), 各参数值如表 3-9 所示。表

3-9 流道结构最优参数值

Tab.3-9 the optimal parameter values for the flow channel structure

冷却流道角度 (A ₁) /°	氢气流道角度 (A ₂) /°	氧气流道角度 (A ₃) /°	喷口阻力 (A ₄) /Mpa
60	45	60	0.11

3.4 冷却流道参数计算

3.4.1 单电池发热量计算

本双极板构成的氢燃料电池堆最大功率 250kw, 单电池有 500 片, 故单电池最大功率为 0.5kw。

燃料电池的热量主要来源于氢氧反应释放出的热、欧姆极化放热、压缩空气带入的热量和环境辐射热量。压缩空气带入的热量和环境辐射的热量比化学反应放热和欧姆极化放热小很多, 可忽略不计。因此, 燃料电池产生的热量主要为化学反应热与欧姆极化热, 两者之和约等于氢气和氧气反应产生的能量减去电堆输出的电能。

$$Q_{gen} = (1.26 - V_{cell})I_{n_{cell}} \quad (3-10)$$

式中: Q_{gen} 为单片电池生成的余热功率, V_{cell} 为单片电池的输出电压, $I_{n_{cell}}$ 为对应电压下电池的输出电流。

上式所计算出的发热功率是根据理论模型计算出的, 实际模型中由于反应气体浓度, 流道结构等问题, 电压损失略大于理论值, 因此发热功率也会略大于理论值。为了保证冷却液足够满足燃料电池的散热需求, 估计实际的发热功率为:

理论计算发热功率的 1.1 倍^[46], 因此, 在单片电压 0.6v 时, 单电池产热量为 606W, 单电池发热功率密度为 $1.61W/cm^2$ 。

3.4.2 散热途径及冷却液流量分析

由上节已知单电池 0.6v 电压下的产热量, 为了更准确的计算出单电池所需的冷却液流量, 首先分析电池的散热形式。燃料电池工作过程中, 依据能量守恒定律, 氢氧反应产生的能量一部分转换成了系统所需的电能, 剩下的全部以热量的形式散发出去。热量的散发有以下三种途径:

(1) 燃料电池内部生成水汽化散热

在燃料电池的工作过程中, 未发生反应的氢气和氧气将会排出电池, 从而带走一部分热量, 但是, 氢气和氧气的比热容较小, 相较于燃料电池产生的热量, 尾气带走的热量可以忽略不计。燃料电池生成的水, 一部分以液态的形式从阴极排出, 另一部分以饱和水蒸气的形式从阳极排出。

$$Q_{\text{汽化}} = \frac{(m_{\text{氧气}} + m_{\text{氢气}}) y_k}{3600} \quad (3-11)$$

式中: y_k 为水的汽化潜热, 取值 $2256kJ/kg$, $m_{\text{氧气}}$ 、 $m_{\text{氢气}}$ 分别为参与反应的氢气氧气质量。

在实际反应中, 燃料电池生成的水不可能完全汽化, 研究表明单电池汽化散热量不大于 $6w$ ^[47]。

(2) 电堆与周围空气的自然对流及热辐射

电堆表面通过自然对流和热辐射散发到空气中的热量为 Q_{rad} ^[48]:

$$Q_{\text{rad}} = \delta \sigma_b A_{\text{rad}} (T_{\text{cell}}^4 - T_0^4) \quad (3-12)$$

式中: δ 为电堆黑度, σ_b 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数; A_{rad} 为电堆辐射面积; T_{cell} 为电堆温度; T_0 为环境温度。

对电堆通过自然对流及热辐射的散热量进行了估计, 与电堆的产热量相比, 该散热量可以忽略不计。

(3) 冷却液循环带走热量

大功率燃料电池散发的 90% 热量都是通过冷却流道热对流由冷却液带走。因此, 冷却液是保证散热效果的重要因素之一。冷却液以乙二醇类冷却液为主, 对标极板选用的乙二醇类冷却液参数见表 3-1。

所需冷却液流量计算公式如下^[49]:

$$V_{cold} = \frac{qA_{active}}{\rho C_p (T_{out} - T_{in})} \quad (3-13)$$

式中: V_{cold} 为冷却液的体积流量; q 为单电池发热功率密度; A_{active} 为单片电池的活性面积; ρ 为冷却液的密度; C_p 为冷却液的比热; 冷却液的比热容及密度随温度的变化很小, 因此可取定值; T_{out} 、 T_{in} 分别为冷却液出入口温度。

由式 (3-13) 分别计算出入口温差为 1-10℃时的冷却液流量如图 3-5 所示。

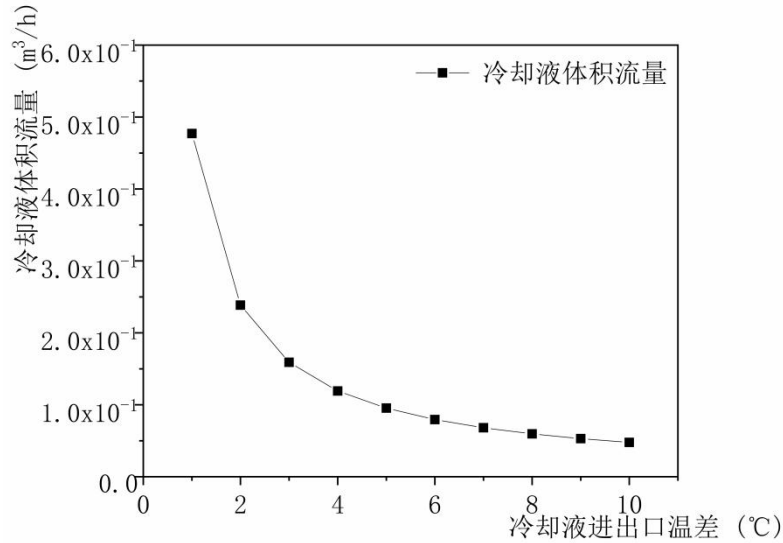


图 3-5 冷却液进出口温差与体积流量的关系

Fig.3-5 relationship between the temperature difference and the volumetric flow rate

由图 3-5 可见, 若使冷却液进出口温差越小, 则需要提供的冷却液体积流量越大。而冷却液进出口温差反应了电池内部温度梯度的大小, 温度梯度越小则温度分布越均匀, 在结构优化过程中应考虑到此因素。

3.4.3 冷却液流速分析

为满足双极板厚度不大于 1.4mm 的设计要求, 阳极板为 0.4-0.7mm, 取其中值 0.5mm 进行初步设计。冷却流道及氢气流道排布方式如图 3-6。

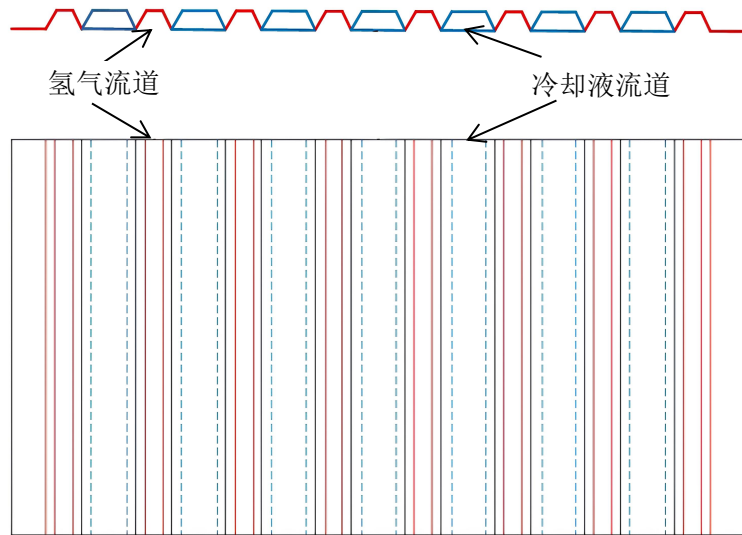


图 3-6 阳极板的流道排布

Fig.3-6 the arrangement of flow channels on the anode plate

由图 3-5 中曲线可知满足散热需求的冷却液流量；根据文献^[50-52]，计算冷却液流速和流道截面积如图 3-7 所示。

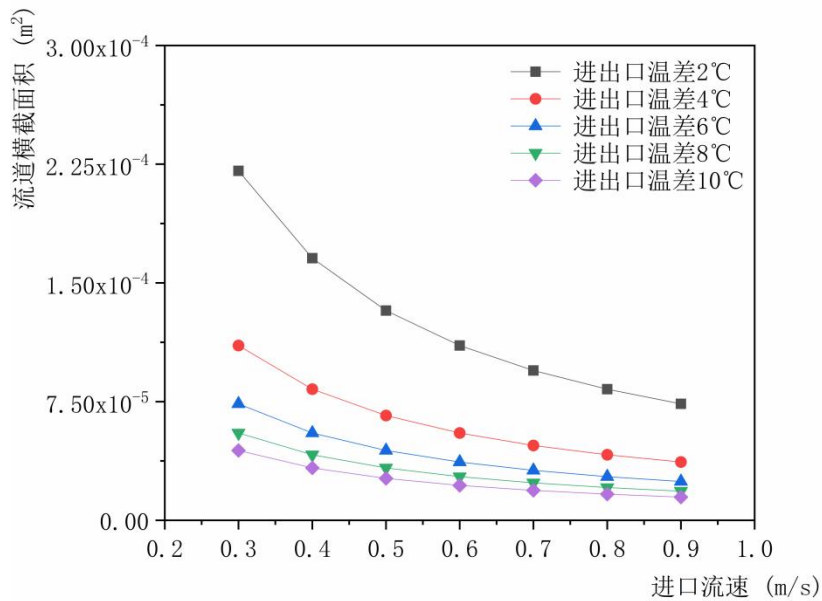


图 3-7 冷却液进出口温差、流速与流道横截面积关系曲线

Fig.3-7 coolant temperature difference, flow velocity and flow channel cross-sectional area

图 3-5 显示了不同出入口温差下冷却液的进口流速与流道横截面积的关系，结合图 3-7 中冷却液进出口温差对体流量的影响。可见要使极板温度场分布均匀，需减小冷却液的进出口温差，而进出口温差减小将导致冷却液体积流量的增大。同时，为满足冷却液所需的充足的换热时间，要求其进口流速不宜过大。因为过小的冷却液流速导致换热后的冷却液拥堵，不能及时循环排热，增大了极板

的温度梯度；而过大的冷却液流速使冷却液与流道管壁的热对流不充分，换热效率降低。若取冷却液低流速为宜时，冷却流道的横截面积则需增大，而当冷却流道高度确定时，流道的底面积也就越大。

可见当冷却液进口流速小于 0.6m/s 时，随着进口流速的降低，流道横截面积增大明显，则极板尺寸也会随之增大；当进口流速大于 0.6m/s 时，随着进口流速的增大，流道横截面积变化较小。因此，将多个冷却流道类比为整体梯形流道，在保证燃料电池内部温度分布均匀的前提下，考虑冷却液的换热效率。前文已知图 3-6 冷却流道（蓝色区域）的总面积和厚度，则该冷却液流道长边长度约为 100mm ，冷却液的入口流速为 0.6m/s 。

3.4.4 冷却流道截面参数优化

当电池局部温度超过 80°C 时，质子交换膜的性能将大幅降低，从而影响电池反应效率；而当局部温度超过 100°C 时，质子交换膜将会失效，同时电池有爆燃的危险。当冷却液流量一定时，冷却流道设计上应保证单电池温度场分布尽量均匀。因此，要避免因冷却流道形状缺陷或排布不当所引发的电池局部过热问题。

其次，冷却液在微小流道内流动时，受到的挤压力、自身动态粘度及与流道壁面间的摩擦力不仅阻滞其流动，还将对冷却流道产生挤压和剪切应力。当应力超过冷却流道壁厚的承载能力时，冷却流道的结构将会发生变形甚至损坏，从而影响电池的安全性。

综上，本节将考虑冷却流道的壁面阻力及应力应变，对流道的形状进行优化。选用对标极板的石墨金属复合双极板为研究对象，其主要性能见表 3-1。图 3-8 为冷却流道截面示意图，表 3-10 为单条冷却流道三变量（流道倾角 α 、流道壁厚 h 、底边长 L ）优化参数表。

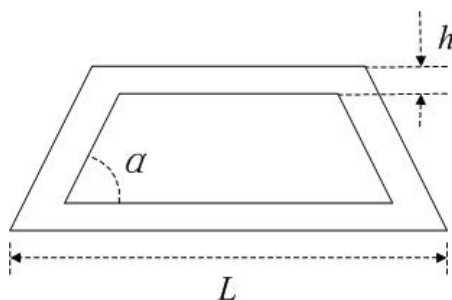


图 3-8 冷却流道横截面积示意图

Fig.3-8 diagram of cooling channel cross-section

表 3-10 冷却流道三变量优化参数表

Tab.3-10 optimization Parameter Table for Three Variables of Cooling Flow Channel

倾角/壁厚 (°/mm) 底边长 (mm)	2	4	6	8	10
30°(0.05)	A10	B10	C10	D10	E10
30°(0.1)	A11	B11	C11	D11	E11
45°(0.05)	A20	B20	C20	D20	E20
45°(0.1)	A21	B21	C21	D21	E21
60°(0.05)	A30	B30	C30	D30	E30
60°(0.1)	A31	B31	C31	D31	E31

计算得到冷却流道内应力及流道内壁面阻力分布如图 3-9、3-10 所示。

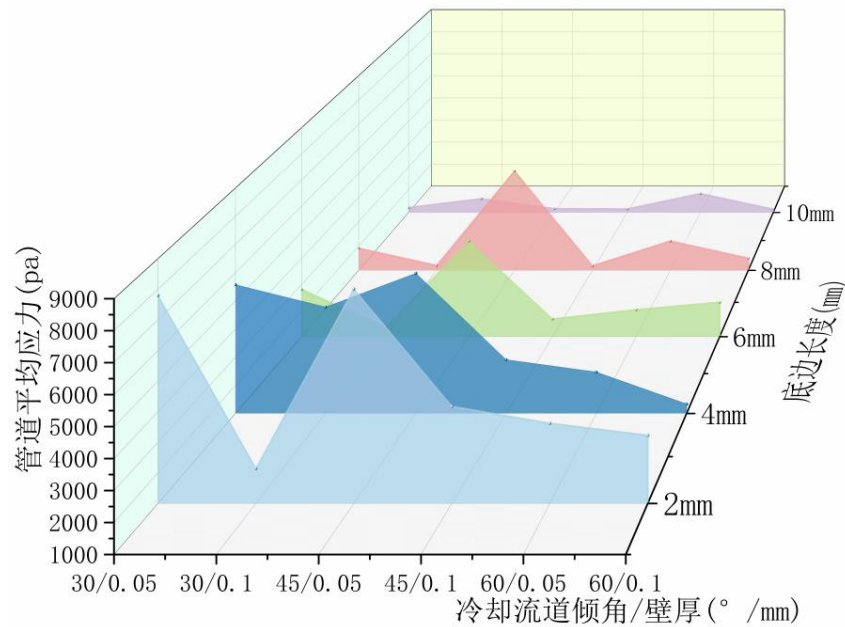


图 3-9 冷却流道内应力分布图

Fig.3-9 stress distribution diagram in the cooling channel

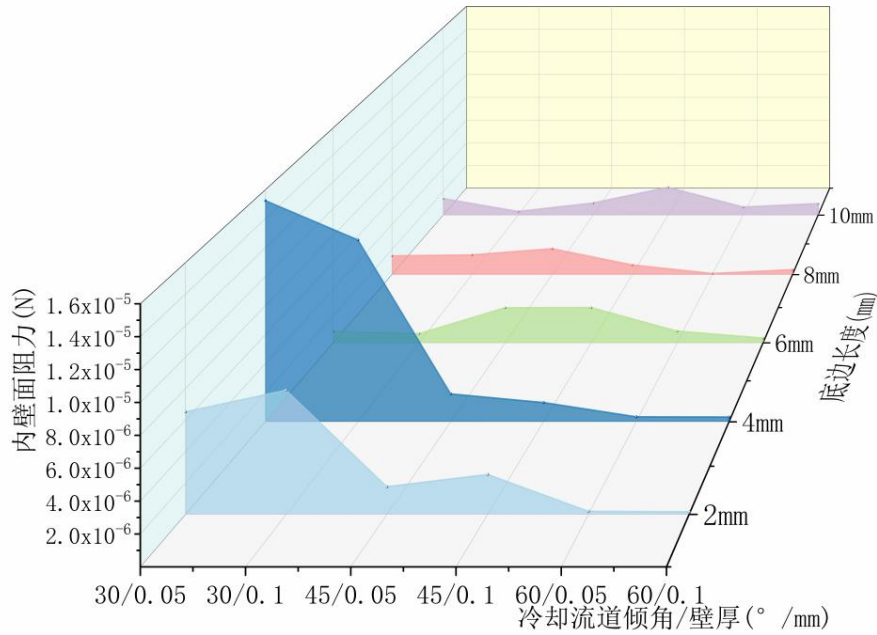


图 3-10 冷却流道内壁面阻力分布图

Fig.3-10 diagram of resistance distribution on the inner wall surface

由图 3-9、3-10 可知，当冷却流道的底边边长大于 6mm 时，除 45°倾角，冷却流道的平均应力较小且稳定，因此，将冷却流道的底边边长控制在 6mm 以上。此条件下，30°或 60°倾角的选择对管道壁厚对管道的平均应力影响较小，均可满足冷却流道载荷能力要求。同时，考虑到燃料电池的整体尺寸，0.05mm 的壁厚既可以满足设计要求。

Cao 等人研究发现，在满足电堆的散热要求下，应该尽量减小冷却水流动时的阻力^[53]。当冷却流道的底边边长大于 6mm 时，由图 3-6 可知，流道倾角为 30°及 60°时，内壁面阻力也都较小，因此，冷却流道的倾角可根据阳极板流道凸脊倾角对空气流动的影响进一步确定。

除上述条件以外，为保证较好的冷却效果，冷却流道的排布不宜过于分散。由田口法计算出的冷却流道角度，同时能够满足 3.3 节基于冷却液性能下的冷却流道角度要求。

同时，结合 3.3 节的研究，冷却流道倾角也应满足极板凸脊流道要求，因此冷却流道倾角取 60°为宜，当底边长分别为 6，8，10mm 时，根据阳极板上冷却流道及氢气流道的分布，对简化后模型进行冷却效果的仿真。不同底边长的阳极板几何参数如表 3-11 所示，温度云图及相同时间下冷却液出口温度如图 3-11 和表 3-12 所示。

表 3-11 不同底边长下阳极板的几何参数

Tab.3-11 geometric parameters of the anode plate under different bottom edge lengths

冷却流道底边 长(mm)	冷却流道数 量(个)	氢气流道底边 长(mm)	氢气流道数 量(个)	两侧边框长 (mm)	冷却液进口 温度(°C)
6	17	4	18	19	74
8	13	5.5	14	12	74
10	10	7	11	15	74

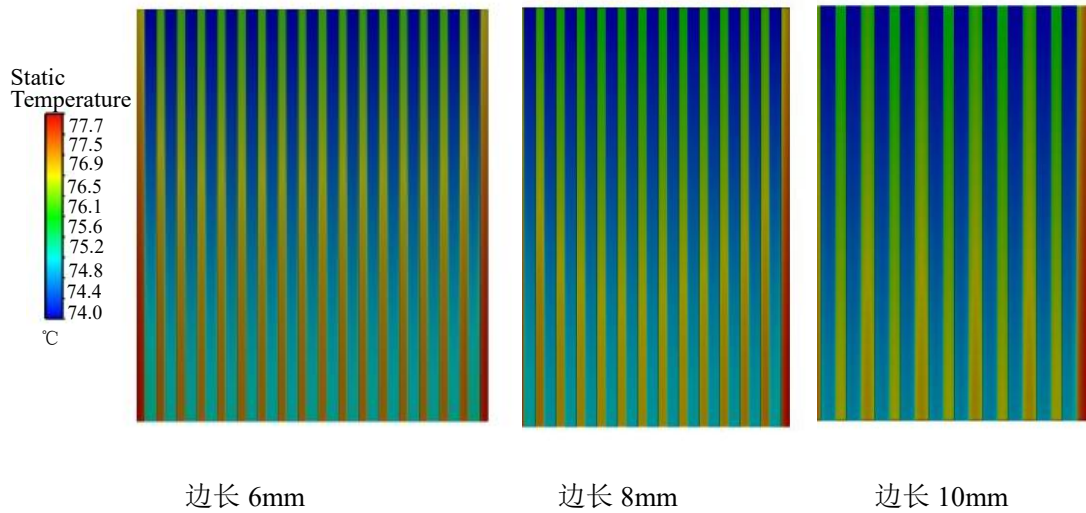


图 3-11 不同底边长下的温度云图

Fig.3-11 temperature cloud map under different base lengths

表 3-12 不同底边长下冷却液的出口温度

Tab.3-12 the outlet temperature of the coolant under different base lengths

冷却流道底边长 (mm)	冷却液出口平均温度 (°C)
6	75.40
8	75.43
10	75.60

由表 3-12 可知，相同的进口流速、温度及时间内，冷却液进出口温差相差极小；图 3-11 表明，当冷却流道底边长为 6mm 时，高温区域相对面积较小，极板温度分布更加均匀。综上，阳极板冷却流道结构及性能参数如表 3-13 所示。

表 3-13 阳极板冷却流道结构及性能参数

Tab.3-13 structure and performance parameters of the anode plate cooling channel

参数	值
冷却液额定流量 (L/min)	0.78
冷却液额定流速 m/s	0.60
冷却流道底边角度°	60
冷却流道壁厚 mm	0.05
单个冷却流道底边长 mm	6
冷却流道条数	17
冷却流道厚度 (mm)	0.5

在满足单电池运行温度安全的前提下，表 3-1 中对标双极板额定冷却液流量为 1.012L/min；而由表 3-13 可知本双极板冷却液额定流量为 0.78L/min，冷却效率提升约 22.9%。

3.5 冷却流道散热效果验证

本节将验证阳极板冷却流道的散热效果。

3.5.1 数学模型及边界条件

由 3.4 节可知，单电池所产生的热量 90% 由冷却液与冷却流道壁面间的热对流带走，热对流带走的热量主要与发生热交换的表面形状及对流换热系数有关。双极板热对流平面如图 3-12 所示。

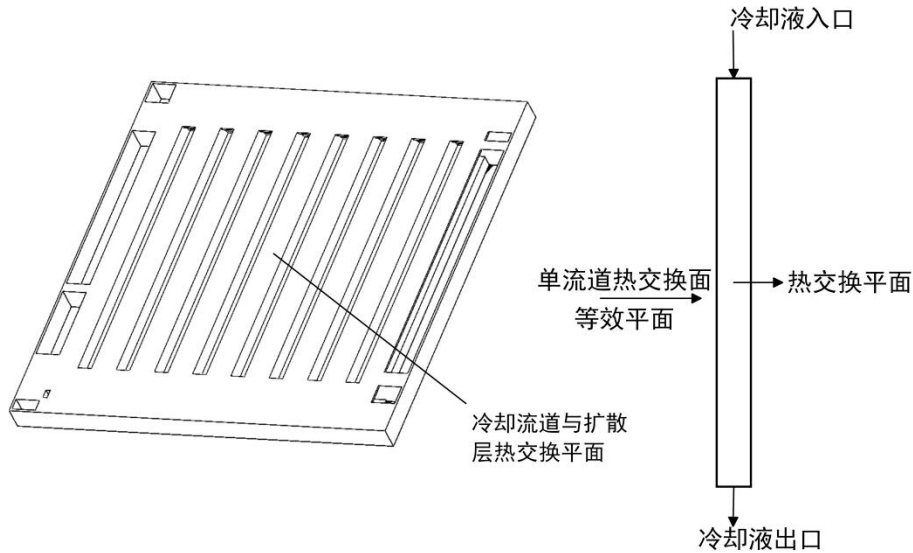


图 3-12 热对流平面示意图

Fig.3-12 schematic diagram of thermal convection surface

对二维、稳态边界层型的对流传热问题，先求表面传热系数：

$$h = \frac{\phi}{A(t_w - t_\infty)} \quad (3-14)$$

此时，对流换热热流等于壁面处导热热流，其微分方程为：

$$q = h(t_w - t_\infty) = -\lambda \left. \frac{\partial t}{\partial y} \right|_{y=0} \quad (3-15)$$

联立上述方程，求解对流换热系数，推导层流流动下的微分方程组。热对流过程中的动量微分关系如图 3-13 所示。

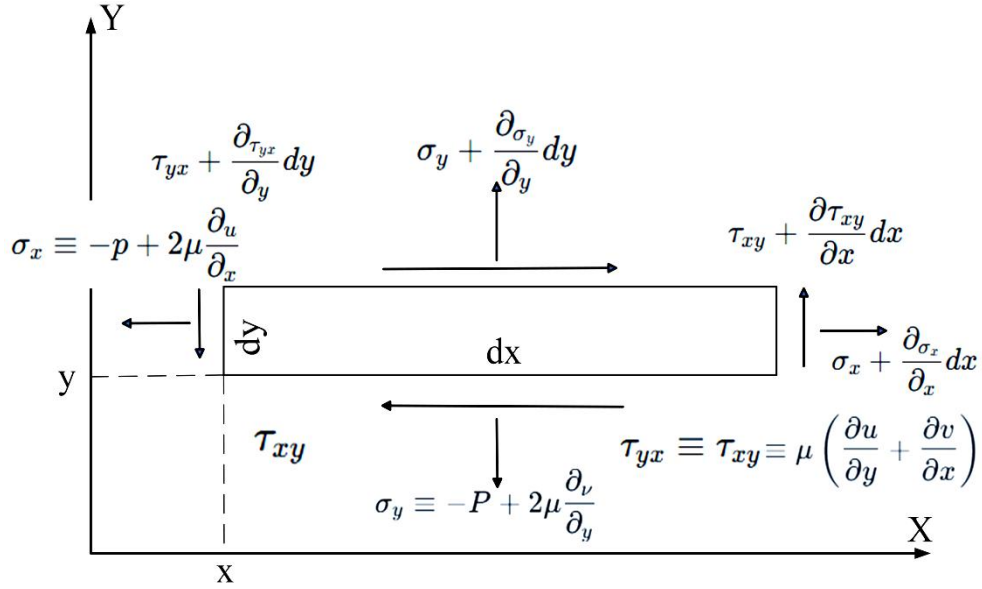


图 3-13 热对流过程中的动量微分关系

Fig.3-13 the differential relationship of momentum in the process of thermal convection

由连续性方程有：

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} = 0 \quad (3-16)$$

由动量微分方程可知：

x 方向动量守恒有：

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial \tau} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = F_x - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (3-17)$$

y 方向动量守恒有：

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial \tau} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \right) = F_y - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) \quad (3-18)$$

假设冷却液在流道内的流动是稳态流动，且重力为唯一质量外力，此时有：

$$\frac{\partial u}{\partial \tau} = 0 ; \quad \frac{\partial v}{\partial \tau} = 0 \quad (3-19)$$

$$F_x = \rho g_x ; \quad F_y = \rho g_y \quad (3-20)$$

热对流过程中的能量微分关系如图 3-14 所示。

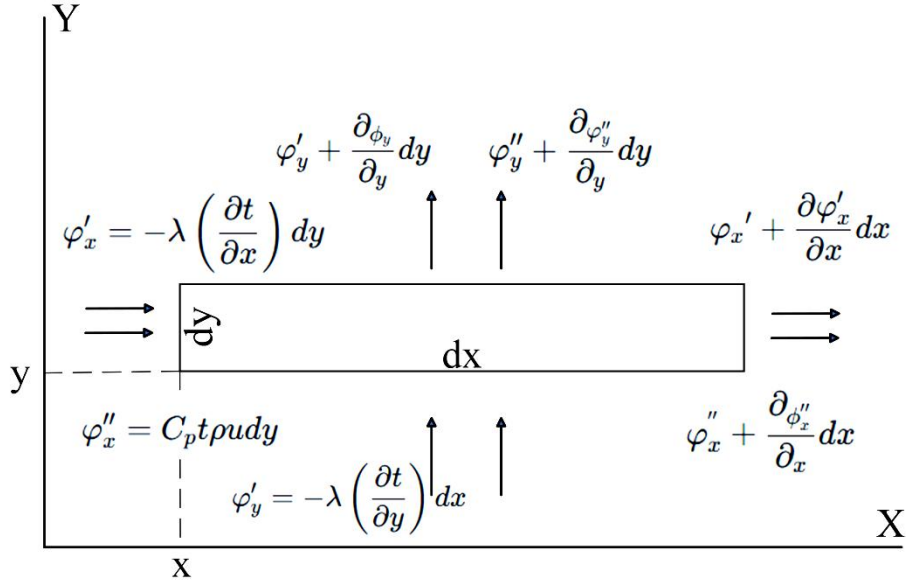


图 3-14 热对流过程中的能量微分关系

Fig.3-14 the energy differential relationship in the process of thermal convection

能量守恒关系表达式为：

$$\rho C_p \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} + u \frac{\partial t}{\partial x} + v \frac{\partial t}{\partial y} \right) = \lambda \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right) + \mu \Phi \quad (3-21)$$

式中： u 、 v 为冷却液的流速， $\mu \Phi$ 为热对流项系数。

为了更好的计算和观察出冷却流道的冷却效果，需引入温度均匀性指数，其计算公式如下^[54]：

$$\gamma_a = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n [(\phi_i - \bar{\phi}_a) A_i]}{2|\bar{\phi}_a| \sum_{i=1}^n A_i} \quad (3-22)$$

式中： $\bar{\phi}_a$ 为该变量在传热表面上的平均温度，表达式下：

$$\bar{\phi}_a = \frac{\sum_{i=1}^n \phi_i A_i}{\sum_{i=1}^n A_i} \quad (3-23)$$

式中： γ_a 为温度均匀性指数； ϕ 为传热表面上的变量分布； A 为指定平面； i 表示有 n 个网格面； n 为网格数量。

氢气的扩散系数是描述氢气在物质中扩散速度的物理量，可以用单位时间内氢气在该物质内的扩散距离来描述，通常与物质形状、温度、压力等因素有关，

用 D 表示氢气的扩散系数，计算公式如下：

$$D = \frac{J}{\nabla c} \quad (3-24)$$

式中： J 为扩散通量， ∇c 表示氢气浓度随空间变化的速率。

在标准大气压（101.325 kPa）和室温（298K）条件下，氢气在空气中的扩散系数大约为 $6.6 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ ，而随着温度的升高，分子间的运动速度加快，扩散系数也随之增大。

如表 3-14 所示为热对流仿真过程中的操作参数和边界条件。

表 3-14 操作参数及边界条件

Tab.3-14 operational parameters and boundary conditions	
参数及边界条件	数值
进气湿度 阳极/阴极（%）	100/60
反应区热源功率（w）	1.784×10^7
氢气输入流量（kg/h）	0.047
空气输入流量（kg/h）	1.9
氢气的参考扩散系数(m^2/s)	10.31×10^{-5}
氧气的参考扩散系数(m^2/s)	3.23×10^{-5}
水的参考扩散系数(m^2/s)	7.35×10^{-5}
操作温度（K）	353.15
操作压力（Pa）	101325
电池额定冷却液流量(L/min)	0.75
冷却液额定流（m/s）	0.25
冷却液进口温度（℃）	74

3.5.2 冷却效果分析

由 3.4.1 已知双极板功率及发热量，结合表 3-13 阳极板结构参数，为简化计算且更好的观察冷却液的局部工作效果，将阳极板分为均等的 4 份，选取其中一份进行冷却仿真，在 UG/NX 中构造出简化后的双极板三维模型如图 3-15。

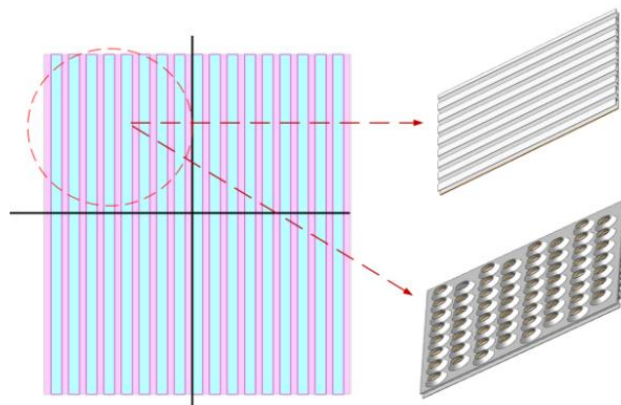


图 3-15 均分简化后的双极板三维模型

Fig.3-15 the three-dimensional model of the bipolar plate simplified by equal division

利用 Ansys 前处理模块对模型进行计算区域设定、几何边界指定和网格化分。为了保证精度，对网格选择精度最好的六面体网格。如图 3-16 所示为被划分的模型网格的主视图，不同的颜色代表不同的计算域，基于网格收敛指数(grid convergence index , GCI)的理论对温度变化仿真结果进行了网格无关性验证，从而提出传热仿真的最佳网格匹配。表 3-15 为网格尺寸报告表。

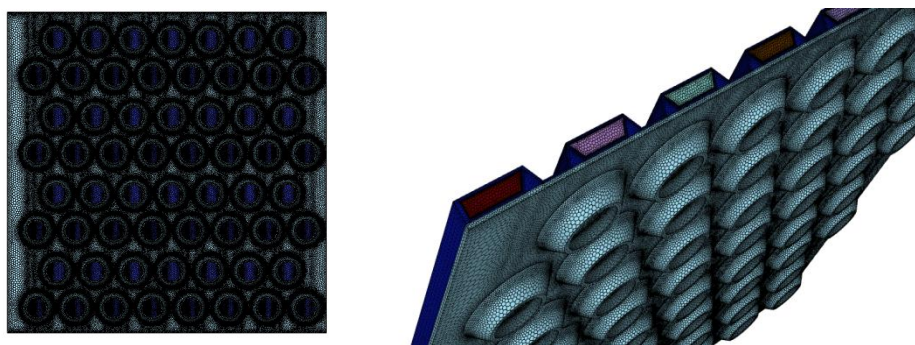


图 3-16 被划分的模型网格的主视图和局部视图

Fig.3-16 the main view and local view of the divided model grid

表 3-15 网格尺寸报告表

Tab.3-15 grid size report form

	边界	内部
节点	3492450	8843690
面	1100738	13729619
单元		2611569

在 Fluent 中给定极板发热功率、冷却液入口流速及温度，观察一定时间后冷却液对双极板的冷却效果如图 3-17 所示。

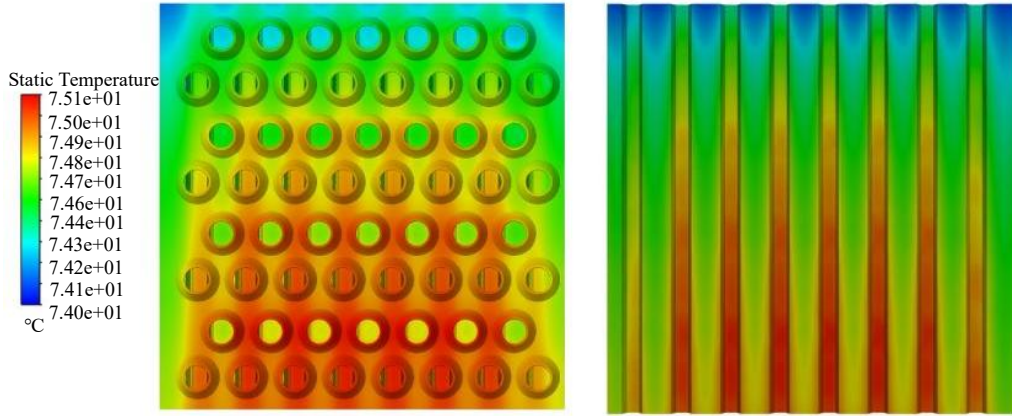


图 3-17 冷却过程中双极板温度云图分布

Fig.3-17 distribution of bipolar plate temperature contour during the cooling process

由图 3-17 可知，在冷却液的冷却作用下，双极板的工作温度维持在 76°C 以下；冷却液进口处冷却效果明显，随着冷却液与极板发生热交换，冷却液温度上升，冷却效果略有消减。因此，双极板从上至下呈现温度逐渐增高的趋势。但双极板整体的温度梯度变化较为平缓，温度分布均匀。

选取阴阳极板之间的反应平面作为质子交换膜区域的监控平面 a，选取该平面中心点 f 为监控点，绘制平面 a 的平均温度及 f 点温度随时间的变化曲线如图 3-18 所示。通过该变化曲线可知，随着氢氧气体在质子交换膜内发生反应，平面 a 及点 f 温度逐渐上升，当温度到达 74.5°C 时，由于冷却液的冷却作用，温度上升变缓并逐步稳定。

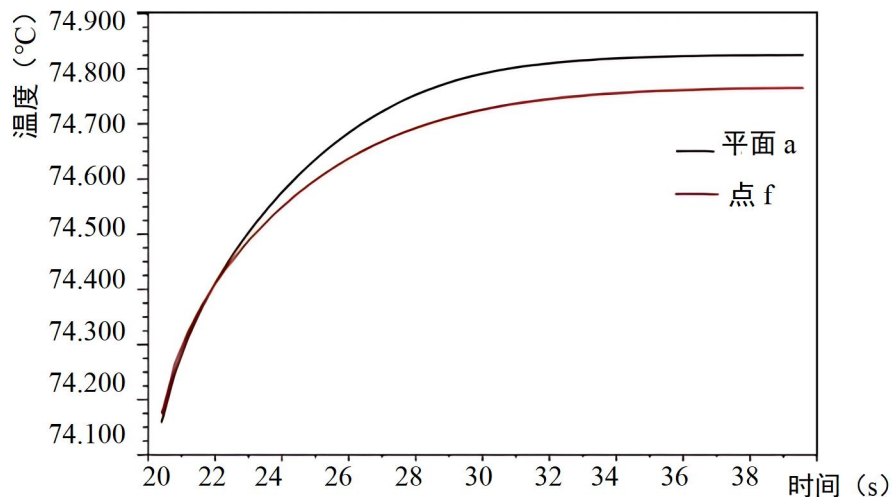


图 3-18 平面 a 及点 f 温度随时间变化曲线

Fig.3-18 the temperature variations of plane a and point f with respect to time

表 3-16 为双极板温度稳定后，阳极板冷却流道各出口处的冷却液温度。由表可知，截取部分的各流道出口温度相差较小，可见各流道与双极板热交换能力较

为平均，且进出口温差满足双极板性能及安全要求。

表 3-16 各出口处的冷却液温度

Tab.3-16 the coolant temperature at each outlet

Outlet	温度 (°C)
Outlet1	74.32
Outlet2	74.32
Outlet3	74.30
Outlet4	74.32
Outlet5	74.29
Outlet6	74.25
Outlet7	74.29
Outlet8	74.31
Outlet9	74.32

3.6 氢气流道性能验证

经前文分析，已知阳极板氢气流道结构参数见表 3-17。

表 3-17 阳极板氢气流道结构参数

Tab.3-17 anode plate hydrogen flow channel structural parameters

项目	参数
氢气流道底边长 (mm)	4
氢气流道条数	18
氢气流道角度 (°)	45
氢气流道厚度 (mm)	0.5
氢气流道壁厚 (mm)	0.05

为研究流道中氢气的扩散效果，需引入扩散层与阳极板的匹配关系，以表征扩散层对氢气扩散的阻滞作用。如图 3-19 所示，根据阳极板流道排列方式，在 Spaceclaim 中绘制氢气流道和冷却流道截面结构，并预置扩散层输运通道，以模拟氢气在其内部的扩散。

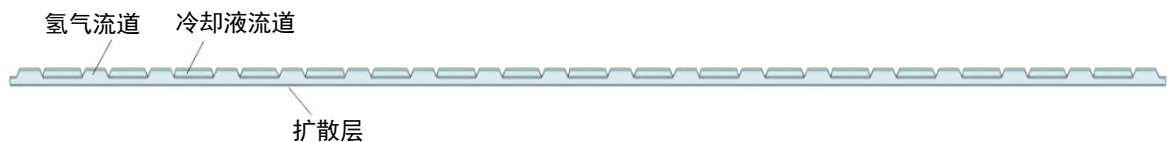


图 3-19 阳极流道与扩散层匹配模拟

Fig.3-19 the simulation of the anode flow channel matching with the diffusion layer

在 Meshing 中设定进出口并绘制多边形网格，如图 3-20 所示。

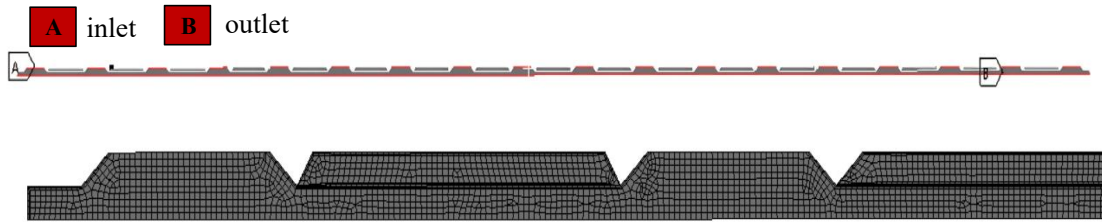


图 3-20 流道截面网格放大示意图

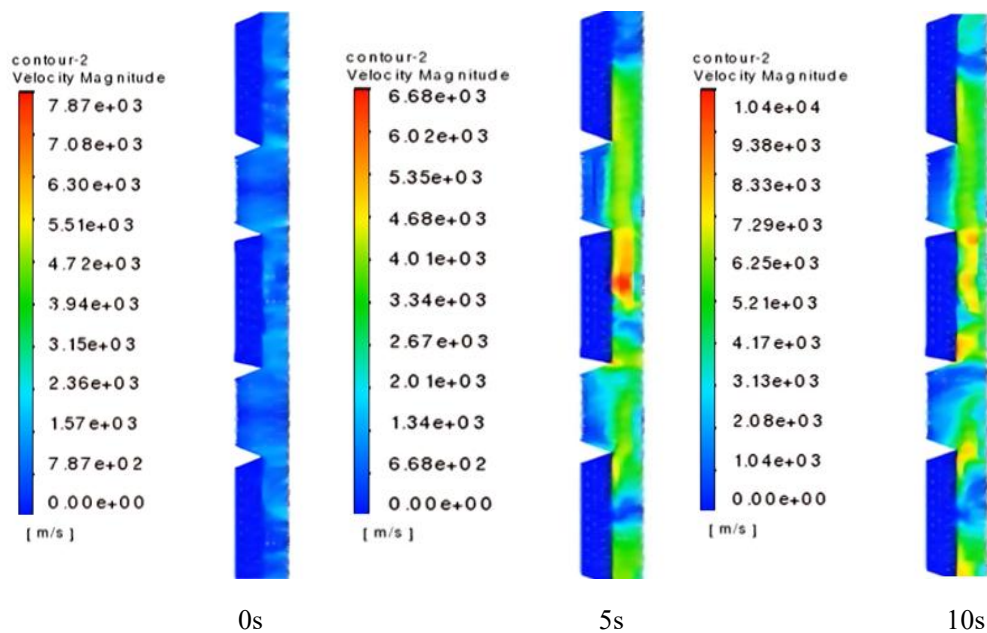
Fig.3-20 schematic diagram of the enlarged cross-section grid of the flow channel

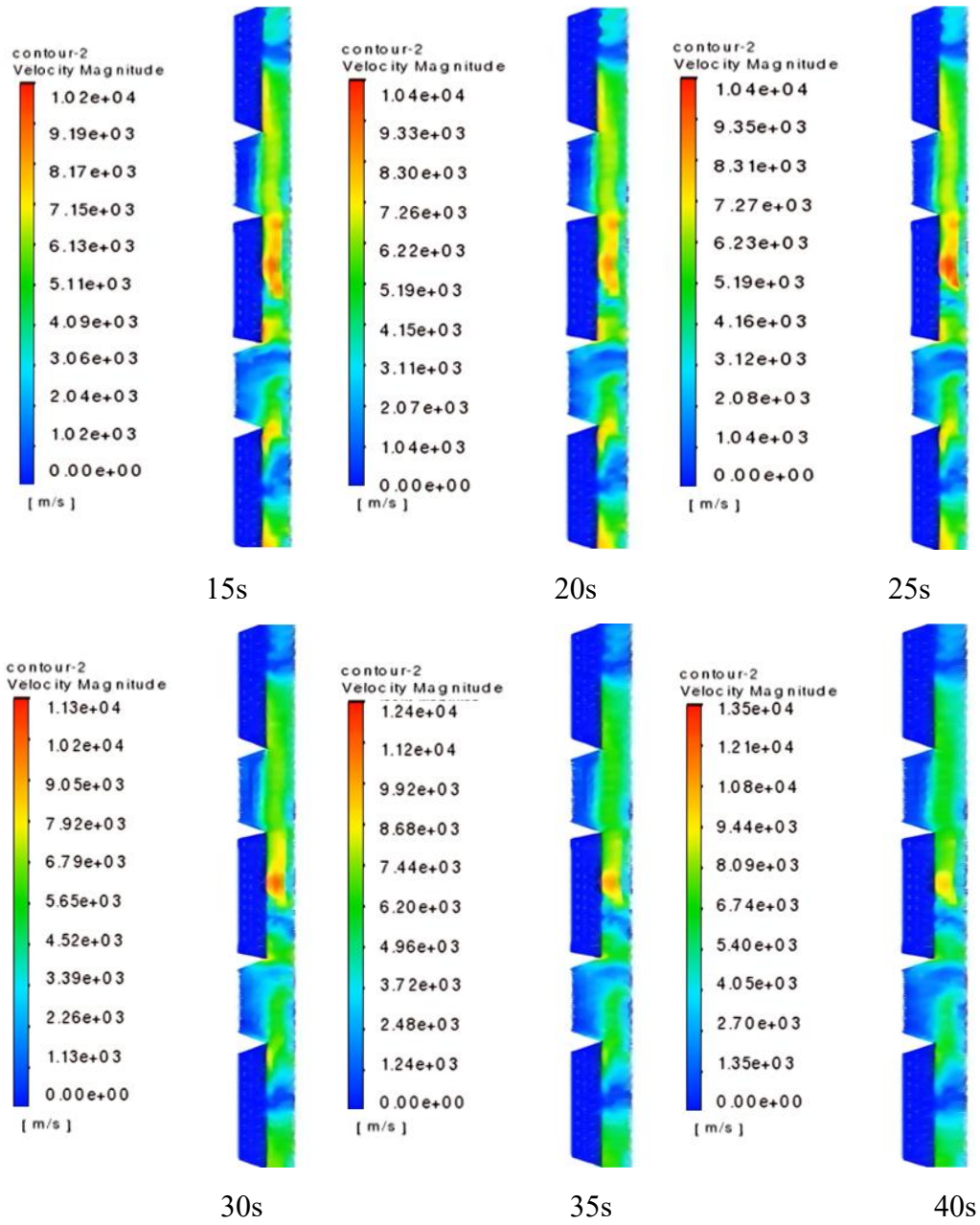
在 Fluent 中设置流量入口和出口，出口处的压力为扩散层阻力，取流道横截面的中间段，分析氢气在 0s~55s 时的扩散效果，如图 3-21 所示。

图中显示，氢气在初始进入流道后，流道内的压力较小，而扩散层阻力相对较大，此时氢气由其自身的扩散能力首先快速遍布至整个氢气流道。

0~5s 时间内，随着氢气的涌入，流道内的压力开始升高，氢气凭借其良好的扩散性开始从进气流道内溢出，向气体扩散层扩散。此时，流道内的气体还未遍布扩散层表面全部区域。同时，由进气流道向扩散层渗透的气体，由于扩散层阻力作用，运动较为激烈。

5s~55s 时间内，氢气流道内的压力逐步上升并接近稳定，该压力已大于扩散层的阻力，氢气逐渐遍布整个扩散层表面。此时，在某些区域当两股气流反向汇合于某点时，会发生一股气流对另一股气流的冲击，而产生旋涡现象。当两股气流同向汇合于某点时，则导致该处气体流速和压强增大。而其它未发生气流交汇的区域，气体运动则比较平稳。





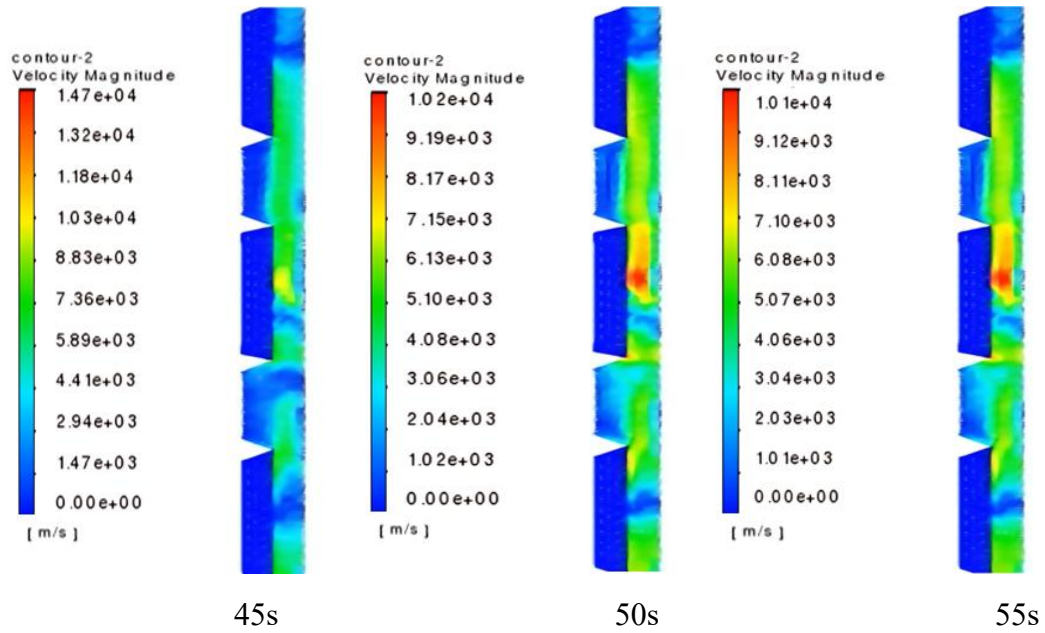


图 3-21 0~55 内氢气扩散速度分布云图

Fig.3-21 cloud diagram of hydrogen diffusion velocity distribution within 0 to 55

选取截面中心点 p 进行采样，监测该点 0~60s 时的平均流动速度，绘制速度变化曲线如图 3-22。

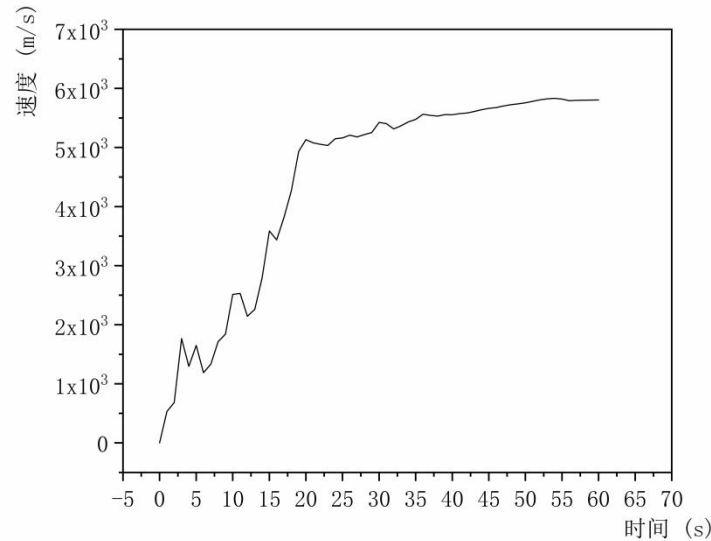


图 3-22 0~60s 内中心点氢气流速

Fig.3-22 hydrogen flow rate at the center point within 0 to 60 seconds

图 3-22 显示，随着流动时间的增长，中心点氢气流速呈现先快速波动增长、后缓增平稳的趋势。在 5s、10s、15s 附近，中心点氢气流速有明显的波动。这是由于大量氢气从流道溢出至扩散层的过程中，被扩散层阻滞导致气体运动混乱，使运动速度发生变化所致。随后，氢气逐渐扩散均匀，中心点氢气流速随入口氢气的增多逐渐增大。最终，约 25s 后，氢气均匀扩散至扩散层各处，持续以稳定

速率进入扩散层，此时中心点的氢气运动速率也逐步趋于平稳。此时，通过 Fluent 计算的出口流量为 0.0089g/s，由 3.2 节已知氢气所需入口流量为 0.01306g/s，故得到氢气的最低输入计量比为 1.46，小于对标双极板的输入计量比 1.5。即当氢气输入量稳定时，本阳极板流道中的氢气利用率更高。

3.7 本章小结

本章对标现有燃料电池产品性能，通过计算得到设计双极板的气体流量、反应面积和厚度等基本参数，其中反应面积为 $193 \times 193 \text{mm}^2$ ，阳极板厚度 0.5mm。基于田口方法和有限元分析，对极板凸脊结构进行优化，研究表明取冷却流道倾角 60° 、氢气流道倾角 45° 、氧气喷口角度 60° 及匹配空气阻力 0.11Mpa 的扩散层时，流道结构更易于氧气流动和流量分配。通过流道倾角、底长度、壁厚三个变量对流道内壁面阻力和应力的影响分析，得到冷却流道结构的最优设计为流道数量 17 条、底边长 6mm、内倾角 60° 、壁厚 0.05mm。构建极板散热模型对冷却流道散热效果进行仿真分析，结果表明：设计的冷却流道可将极板温度控制在 74.5°C 以下，满足设计要求；且所需冷却液额定流量为 0.78L/min，较对标产品冷却效率提升约 22.9%。氢气流道设计参数为流道数量 18 条、底边长 4mm、内倾角 45° 、壁厚 0.05mm。为了更真实的验证氢气流道性能，建立氢气流道与扩散层匹配模型进行氢气扩散耦合仿真，结果表明流道内的氢气流速和流量满足要求，最低输入计量比为 1.46，比对标产品略小，表明设计极板的流道结构可提升氢气的利用率。

第4章 喷嘴气流量分配计算与优化

4.1 引言

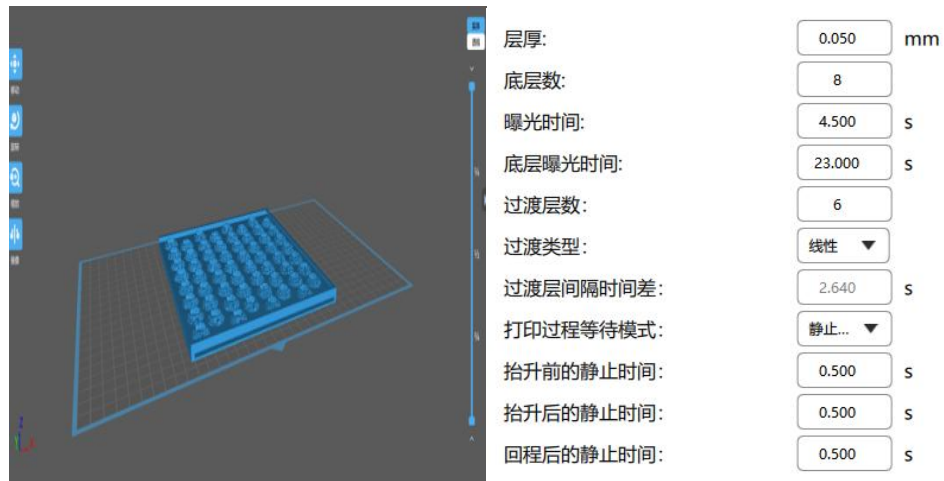
燃料电池中氧气的运输流道主要排布在阴极板上，氧气流道的流量分配是阴极流道设计的难点和关键点。本方案中的阴极板结构较为复杂，氧气流道由多条支路及多排氧气喷嘴交织构成，对气体流量分配具有较大影响。同时，进气流量分布与进-出口设置方式的不同，将导致各支路气流量传递存在差异；若各支路气流量均匀性差，则各氧气喷嘴输出的氧气量差异就会较大，进而影响扩散层内氧气浓度的分布，致使氢氧反应的均匀性和充分性受到影响。因此，研究氧气流道的流量分配具有重要意义。本章将通过改变氧气进出气口布局，计算氧气流道及喷嘴处气流压力和流量分布情况，优化阴极板进出气布局方案。

4.2 模拟实验件制备

本节将进行阴极板模拟试验件的制备，为喷嘴气流量分布和后续气流增湿效果验证奠定基础。本方案设计的双极板实物厚度约为 0.7mm，因实验条件限制，暂时难以对该厚度特制双极板进行实验，故将实物尺寸放大制备成模拟试验件，通过模拟实验开展相关研究。其原理是基于相似理论，通过调整气体流速使模拟实验件中气体的雷诺数与实物流道中气体的雷诺数相同，此时模拟实验件中的气流状态和实物中的气体状态相似。本节分别制备了将实物尺寸放大 5 倍和 10 倍的模拟试验件，尺寸分别为 5cm×5cm×0.7cm、10cm×10cm×1.4cm。

选用 REMP 3M 型号 3D 打印机进行模拟试验件制备，该打印机单层打印精度可达 0.025mm，能够满足阴极板成型精度要求，较好的展示阴极板结构特征。

同时，将性能树脂、透明树脂和成型树脂进行调配，以满足试验件强度、刚度及可视化的要求。模拟试验件制备过程如图 4-1(a)~(e)所示。



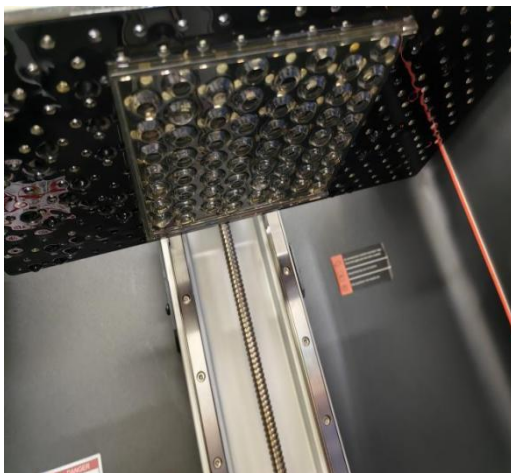
(a) 模型切片及打印设置



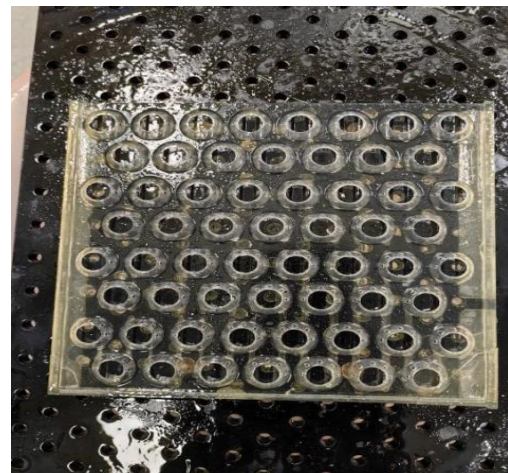
(b) 树脂调配



(c) REMF 3D 打印机准备



(d) 试验件打印



(e) 试验件冷却固化

图 4-1 模拟试验件制备过程

Fig.4-1 simulate the preparation process of the test piece

试验件成型后如图 4-2(a)、(b)所示。

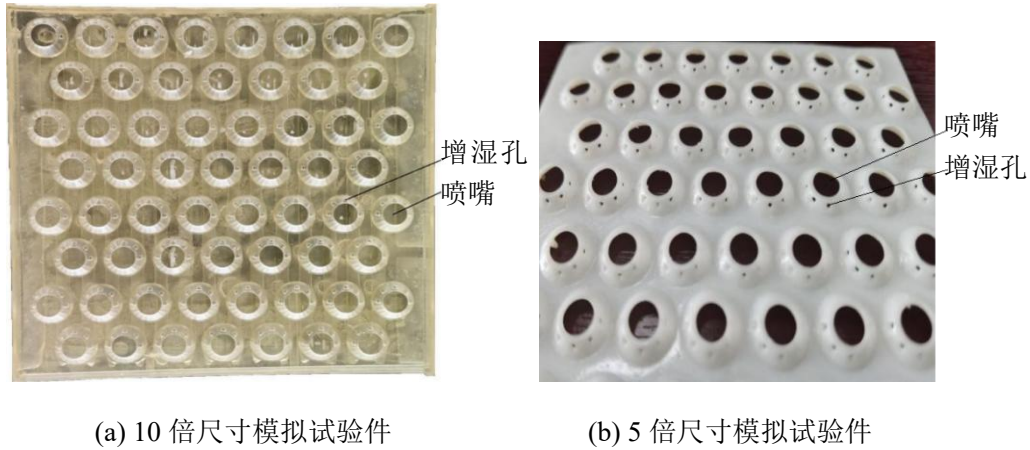


图 4-2 模拟试验件成品

Fig.4-2 the finished product of the simulation experiment

4.3 极板喷嘴流场模型

为了更直观的观察氧气流道的输运效果,确定氧气流道的进口流量分配方案,本节将构建流道内氧气流动网络图,并将流动网络图编译成 Python 语言代码,计算出一定时间下流道内不同位置以及各喷嘴处的流量分配情况,选定进出口最优排布方案,并验证该方案下此氧气流道对氧气输运的积极作用。

4.3.1 “流道-单喷嘴”流场模型

(1) 实物结构

氧气流道是由阳极板流道背脊与阴极板喷嘴相贴合的中间空留区域构成。如图 4-3 所示,空留区域形成的氧气流道可分为两部分,一是氧气喷嘴与氢气流道两侧配合的空留区域 A1,二是氧气喷嘴与冷却液流道两侧配合的空留区域 A2,两部分空留区域间隔分布。

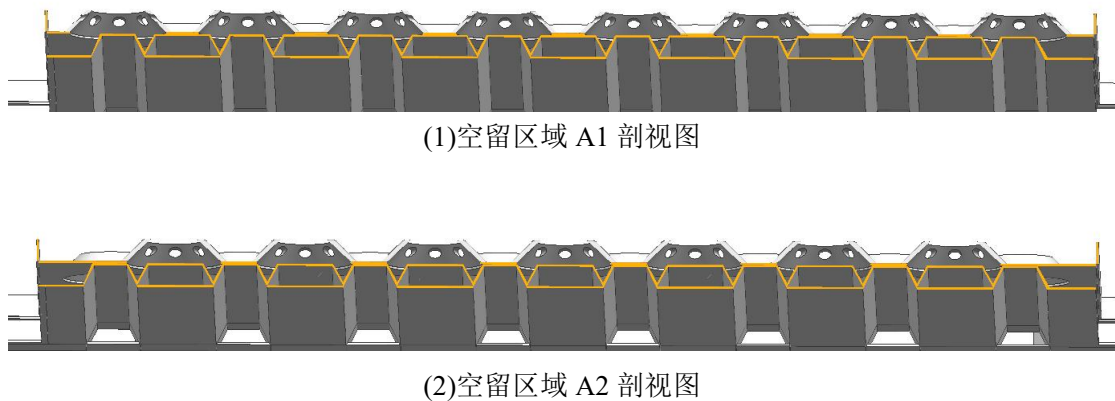


图 4-3 阴阳极板间空留区域

Fig.4-3 the area left empty between the anode and cathode plates

(2) 气流网络

氧气在该流场内的扩散及分配过程遵循氧气扩散基本方程、流道结构及流道基本参数。本节将针对不同方案绘制如图 4-4 所示的气流网络图将氧气输运过程可视化，该网络图重点展示各喷嘴喷出流量值及传递至下一喷嘴时的流量值，得出氧气利用率的同时检验氧气在流道内的分布是否均匀。

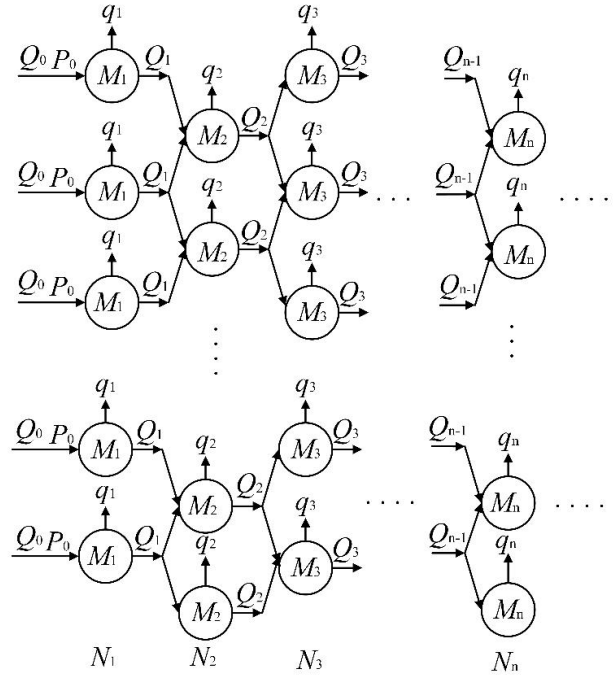


图 4-4 气流网络示意图

Fig.4-4 schematic diagram of airflow network

(3) 单喷嘴流场分析

已知氧气流道是由多个整齐排列的氧气喷嘴和连接喷嘴的中间流道构成的，由于各喷嘴流道特征一致、流动工况相似，可选取其中一个喷嘴及其两侧连接流道进行流场模型分析。

假设氧气流道内的氧气流动为理想气体的流动，由伯努利方程可知，气压与流量成正比。因此，氧气喷嘴处喷出的流量与传递到下一列喷嘴的流量之比可简化，氧气喷嘴处氢气背压与氧气流道内管压的比值，以第一列为例：

$$q_1 = Q \times \frac{P'}{P' + P_0} \quad (4-1)$$

$$M_1 = Q \times \frac{P_0}{P' + P_0} \quad (4-2)$$

式中， q_1 为第一列各喷嘴喷出流量， Q 为各入口喷嘴供应氧气量， P_0 为入口处氧

气初始压强， M_1 为传递至第二列喷嘴的氧气流量， P' 为喷嘴处背压。

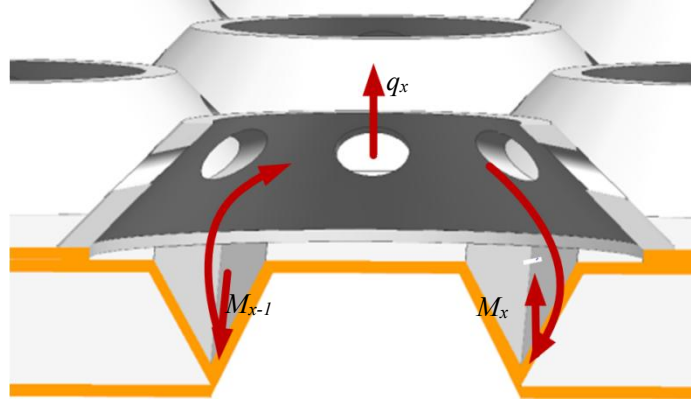


图 4-5 喷嘴处氧气流动分配

Fig.4-5 oxygen flow distribution at the nozzle

如图 4-5 所示，氧气经过流道进入喷嘴后，一部分从喷嘴流出，剩余部分流经喷嘴进入下一区域流道。在此过程中，由于喷嘴结构缩变会对气流产生局部阻力；同时流道壁面也会对氧气产生阻力，以上阻力共同造成了氧气扩散过程中的压力损失(即压降)。单个喷嘴气流传输压降为^[55]：

$$\Delta p_1 = \rho(h_f + h_{f'}) \quad (4-3)$$

$$h_f = \frac{\lambda l v^2}{2d} \quad (4-4)$$

$$h_{f'} = \xi \left(\frac{v^2}{2} \right) \quad (4-5)$$

$$v = \frac{Q}{\pi \left(\frac{d}{2} \right)^2} \quad (4-6)$$

式中： h_f 为壁面阻力， $h_{f'}$ 为结构缩变引起的阻力， λ 为流道内壁相对摩擦系数， l 为流道长度， d 为流道内水力直径， v 是气流速度， ξ 为局部阻力系数。

4.3.2 极板“单进-单出”流场模型

如图 4-6 所示，极板“单进-单出”流场模型是指将阴极板的一侧全部作为氧气的进口，另一侧全部作为氧气的出口，研究氧气的流动过程及流场分布情况。

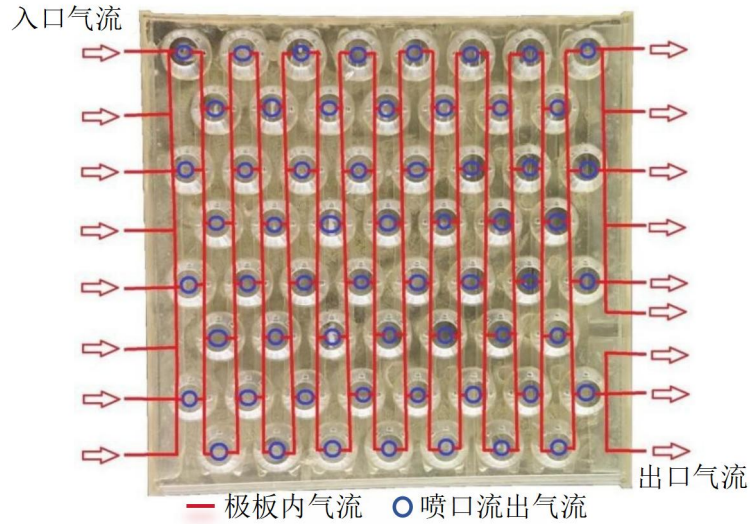


图 4-6 极板“单进-单出”流场模型

Fig.4-6 the Single Inlet - Single Outlet flow field model of the plate

(1) 喷嘴流量分析

当采用单侧进气、单侧出气的方案时，氧气在流道内的流量分配过程如图 4-7 所示。 Q_0 、 P_0 分别为单个喷嘴的入口流量及压力，氧气喷嘴行数为 18， Δp 为流动过程中因流动阻力产生的压降， q 为通过氧气喷嘴喷出参与氢氧反应的氧气流量， M 为传递到下一列流道的氧气量。

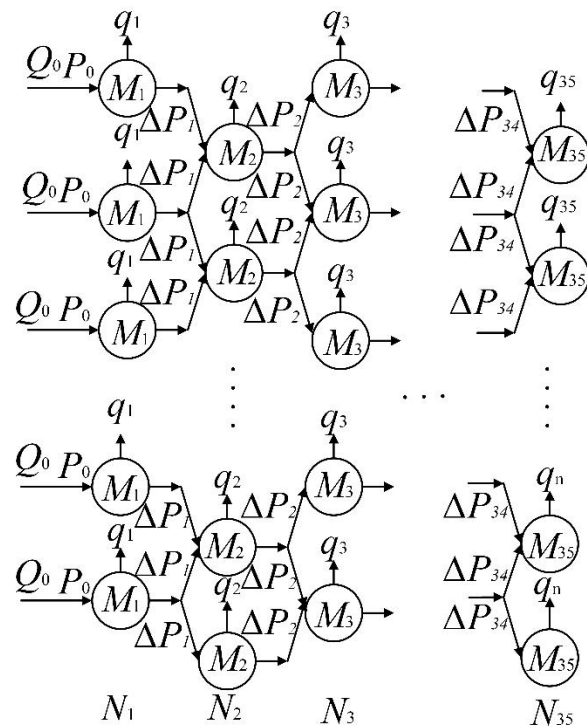


图 4-7 “单进-单出”模型中氧气流动网络图

Fig.4-7 oxygen flow network diagram in the Single In - Single Out model

假设进口处氧气平均分配进入第一列氧气喷嘴，则此时：

$$Q_0 = \frac{Q}{18} \quad (4-7)$$

根据 4.3.1 中单个喷嘴流场模型分析可知，第一列氧气喷嘴喷出气体及传递气体流量分别为：

$$q_1 = Q \times \frac{P'}{P' + P_0} \quad (4-8)$$

$$M_1 = Q \times \frac{P_0}{P' + P_0} \quad (4-9)$$

同理，第二列及第三列氧气喷嘴喷出气体及传递气体流量分别为：

$$q_2 = M_1 \times \frac{P'}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1)} \quad (4-10)$$

$$M_2 = M_1 \times \frac{2(P_0 - \Delta p_1)}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1)} \quad (4-11)$$

$$q_3 = M_2 \times \frac{P'}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2)} \quad (4-12)$$

$$M_3 = M_2 \times \frac{2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2)}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2)} \quad (4-13)$$

最终，第三十五列氧气喷嘴输出气体及传递气体流量分别为：

$$q_{35} = M_{34} \times \frac{P'}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2 - \dots - \Delta p_{34})} \quad (4-14)$$

$$M_{35} = M_{34} \times \frac{2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2 - \dots - \Delta p_{34})}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2 - \dots - \Delta p_{34})} \quad (4-15)$$

故此方案下所有喷嘴输出氧气总量为：

$$q_{\text{总}} = 18 \times (q_1 + q_2 + q_3 + \dots + q_{35}) \quad (4-16)$$

4.3.3 极板“(1+1/2)进气-1/2 出气”流场模型

如图 4-8 所示，极板“(1+1/2)进气-1/2 出气”流场模型是指将阴极板的一侧加上另一侧的 1/2 作为氧气的进口，另一侧剩余的 1/2 作为氧气的出口，研究氧气的流动过程及流场分布情况。

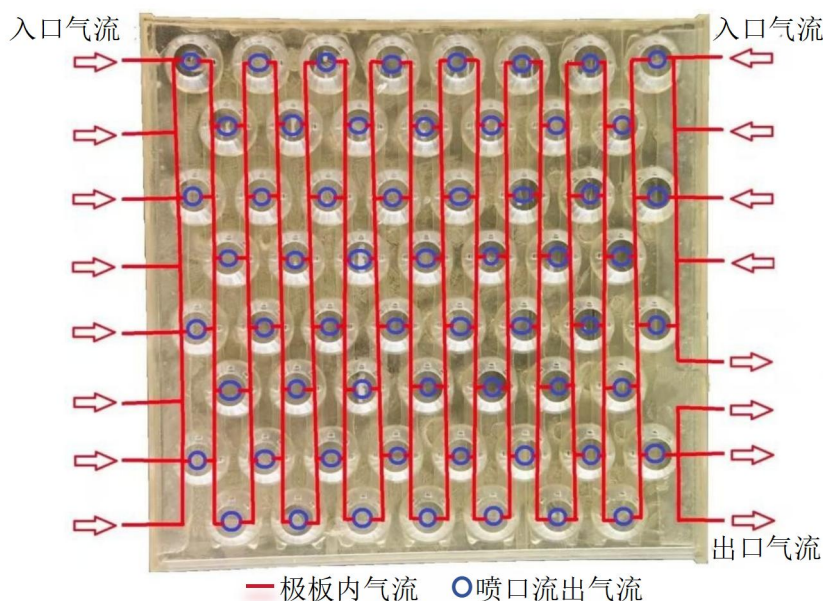


图 4-8 极板“(1+1/2)进气-1/2 出气”流场模型

Fig.4-8 plate flow field model of (1+1/2) inlet - 1/2 outlet

“(1+1/2)进气-1/2 出气”流场模型属于双侧进气、单侧出气方案。图 4-8 中进气侧和出气侧过程与图 4-6 中的进气侧和出气侧过程相同，区别在于双侧进气在某区域交汇后流场会重新分布，此时氧气在流道内的流量分配过程如图 4-9 所示。

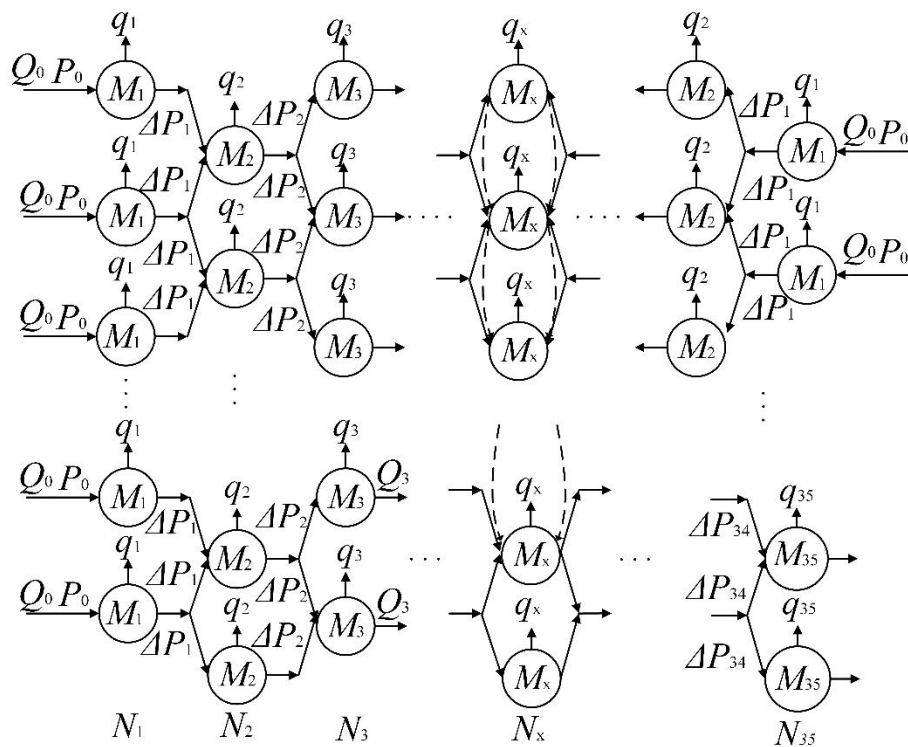


图 4-9 极板“(1+1/2)进气-1/2 出气”模型中氧气流动网络图

Fig.4-9 flow network diagram of oxygen in the (1+1/2) inlet-1/2outlet plate model

以图 4-8 布置为例，假设入口处氧气平均分配进入每一氧气喷嘴，与“单进-单出”流场模型进气状态同理，但单个喷嘴进气流量不同，有：

$$Q_0 = \frac{Q}{18+9} \quad (4-17)$$

$$\Delta p_1 = \rho(h_f + h_{f'}) \quad (4-18)$$

$$h_f = \frac{\lambda l v^2}{2d} \quad (4-19)$$

$$h_{f'} = \xi \left(\frac{v^2}{2} \right) \quad (4-20)$$

每一列单个氧气喷嘴输出及传递流量与“单进-单出”流场模型进气状态相同，但由于两侧同时进气，氧气将会在中间流道相遇，因此，左右两侧均只需循环至第 18 列，此时：

$$q_{18} = M_{17} \times \frac{P'}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2 - \dots - \Delta p_{17})} \quad (4-21)$$

$$M_{18} = M_{17} \times \frac{2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2 - \dots - \Delta p_{17})}{P' + 2(P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2 - \dots - \Delta p_{17})} \quad (4-22)$$

由于右侧进气喷嘴为总喷嘴的 1/2，因此氧气从右侧进入后在氧气流道内的流动路径如图 4-10 所示。

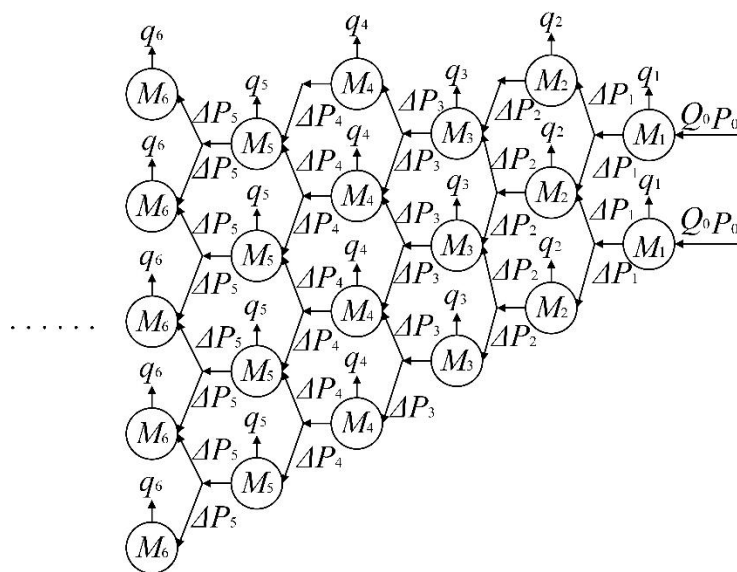


图 4-10 双侧进气下的右侧氧气流动网络图

Fig.4-10 oxygen flow network diagram on the right side under bilateral air intake

由图 4-10 可以看出，右侧氧气在流动过程中，由于压力差的作用，逐渐向下方扩散，到第十八列时由右侧进气且参与传递的喷嘴个数为 18 个。

当两侧气体相遇时，由于右半部仍有一部分喷嘴并未参与氧气传递过程，由热力学第二运动定律可知，高压气体中的气体分子会向低压处移动，因此，左右两侧的剩余气体向右侧未参与氧气传递过程的喷嘴处继续传递，直至右侧出气流道，传递过程与进气时相同。

以从右至左第 17 列为起始列，此时：

$$Q' = 18 \times (M_{\text{左}18} + M_{\text{右}18}) \quad (4-23)$$

$$q'_1 = Q' \times \frac{P'}{P' + \max\{p_{\text{左}18}, p_{\text{右}18}\}} \quad (4-24)$$

故此方案下所有喷嘴输出氧气总量为：

$$\begin{aligned} q_{\text{总}} = & [9q_1 + 10(q_2 + q_3) + 11(q_4 + q_5) + \dots + 17(q_{16} + q_{17}) + 18q_{18}] \\ & + [(q'_1 + q'_2) + 3(q'_3 + q'_4) + \dots + 8(q'_{15} + q'_{16}) + 9(q'_{17})] + [18 \times (q_1 + q_2 + q_3 + \dots + q_{18})] \end{aligned} \quad (4-25)$$

4.3.4 极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”流场模型

如图 4-11 所示，极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”流场模型是指将阴极板的一侧加上另一侧的 2/3 作为氧气的进口，另一侧剩余的 1/3 作为氧气的出口，研究氧气的流动过程及流场分布情况。

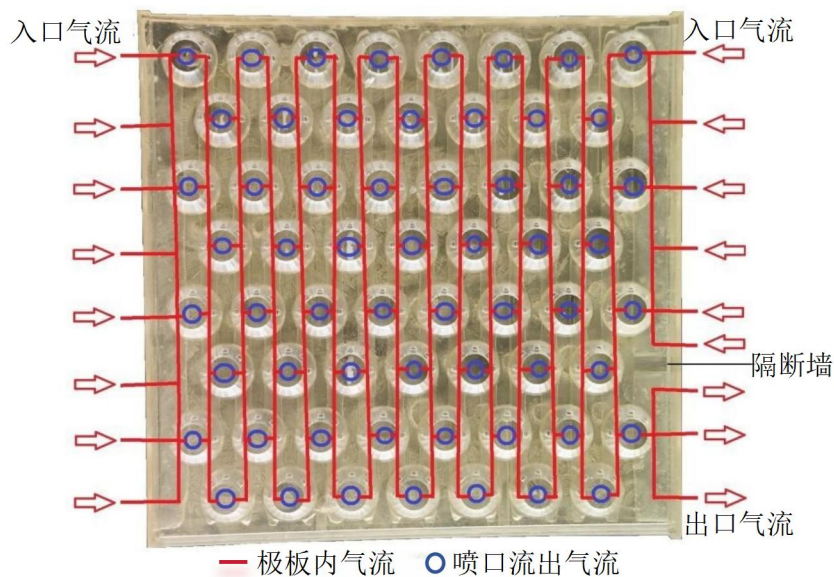


图 4-11 极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”流场模型

Fig.4-11 flow field model of the extreme plate (1+2/3 inlet-1/3 outlet)

极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”流场模型与 4.3.3 中“(1+2/3)进气-1/3 出气”流场模型的计算过程相同。以图 4-11 为例，此时氧气分别由左侧流道口及右侧上部 2/3 流道口供给，由右侧下部 1/3 流道口流出，流场分布见图 4-12。

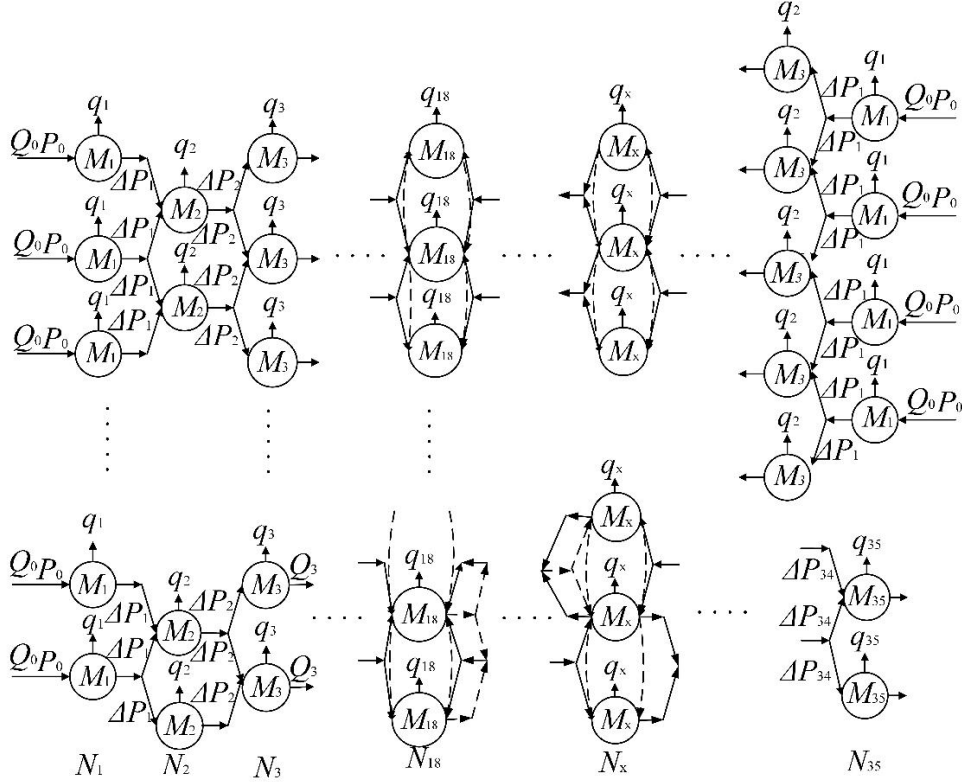


图 4-12 极板“(1+2/3)进气-1/3 出气”模型中氧气流动网络图

Fig.4-12 flow network diagram of oxygen in the Plate model(1+2/3) intake -1/3 exhaust

如图 4-11，当右侧进气喷嘴为总喷嘴数的 2/3 时，氧气流动过程与 4.3.3 中右侧进气喷嘴为总喷嘴数的 1/2 时相似，此时单个氧气喷嘴进气流量为：

$$Q_0 = \frac{Q}{18+12} \quad (4-26)$$

不同于“(1+1/2)进气-1/2 出气”模型的是，由于“(1+2/3)进气-1/3 出气”模型右侧的进气流道更多，从右至左到第 12 列时，氧气已经扩散至全列氧气喷嘴。此后，氧气流动过程同“(1+1/2)进气-1/2 出气”模型相同，依旧在第 18 列相遇。相遇后剩余气体由于气压作用向未参与传递的喷嘴移动。此时，氧气在流道内的运动过程如图 4-13 所示。

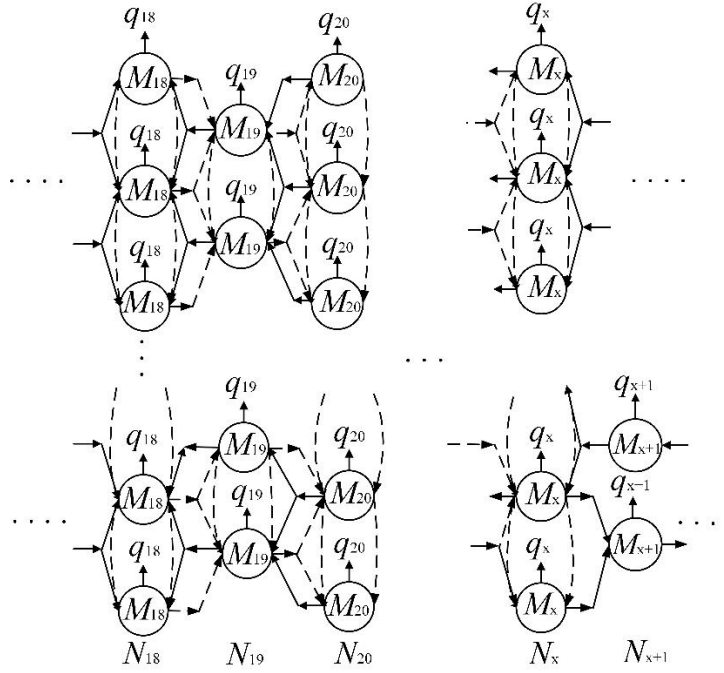


图 4-13 气体相遇后流动路径图

Fig.4-13 flow path diagram after gas interaction

由图 4-13 可知，相遇后气体逐步向右下方移动，当移动到从右至左第 11 列时，出现第一轮未参与传递过程的喷嘴，以此喷嘴为剩余气体继续传递至出口的起点，此传递过程与第一轮对向传递同理。

以从右至左第 11 列为起始列 X，此时：

$$Q' = 18(M_{\text{左}18} + M_{\text{右}18}) \quad (4-27)$$

$$q'_1 = Q' \times \frac{P'}{P' + \max\{p_{\text{左}18}, p_{\text{右}18}\}} \quad (4-28)$$

故此方案下所有喷嘴输出氧气总量为：

$$\begin{aligned} q_{\text{总}} = & [12q_1 + 13(q_2 + q_3) + 14(q_4 + q_5) + \dots + 18(q_{12} + q_{13} + \dots + q_{18})] \\ & + [(q'_1 + q'_2) + 2(q'_3 + q'_4) + \dots + 5(q'_9 + q'_{10}) + 6q'_{11}] + [18 \times (q_1 + q_2 + q_3 + \dots + q_{18})] \end{aligned} \quad (4-29)$$

4.3.5 极板“进-出气口随机比例”流场模型

基于上述三种进出气布局方式可知，无论是哪种进气方式，氧气在流道内的输运过程只与传递过程中产生的压降及参与传递的氧气喷嘴的数量有关。在此基础上，结合压降计算公式和参与传递的氧气喷嘴数量变化规律，给出进出气口随机比例的喷嘴流量及压力计算通用模型。

设左侧进气，右侧进出气比为 a ， Q_0 、 P_0 分别为单个喷嘴的入口流量及压力， Δp 为流动过程中因流动阻力产生的压降， q 为通过氧气喷嘴喷出参与氢氧反应的氧气流量， M 为传递到下一列流道的氧气量。此时，进气通道每个进气喷嘴的进气流量为：

$$Q = \frac{Q_0}{18} \cdot \frac{a+1}{2a+1} \quad (4-30)$$

第一列单个喷嘴喷出流量及传递流量分别为：

$$q_1 = Q \times \frac{P'}{P' + P_0} \quad (4-31)$$

$$M_1 = Q \times \frac{P_0}{P' + P_0} \quad (4-32)$$

第 2 至 18 列单个喷嘴喷出流量及传递流量分别为：

$$q_x = M_{x-1} \times \frac{P'}{P' + 2P_x} \quad (4-33)$$

$$M_x = M_{x-1} \times \frac{2P_x}{P' + 2P_x} \quad (4-34)$$

其中：

$$P_x = P_0 - \Delta p_1 - \Delta p_2 - \dots - \Delta p_{x-1} \quad (4-35)$$

$$\Delta p_x = \rho \left(\frac{\lambda v_x^2}{2d} + \xi \frac{v_x^2}{2} \right) \quad (4-36)$$

$$v_x = \frac{M_x}{\pi \left(\frac{d}{2} \right)^2} \quad (4-37)$$

式中： λ 为流道内壁相对摩擦系数， l 为流道长度， d 为流道内水力直径， v_x 是流道内气流速度， ξ 为局部阻力系数。

右侧进出气比为 a 时，右侧空气在从右至左第 $\frac{36}{a+1}$ 列时扩散至本列所有喷嘴，

因此，以从右至左第 $\frac{36}{a+1}-1$ 列为起点将剩余空气传递至出口处，此时：

$$Q' = 18(M_{\text{左}18} + M_{\text{右}18}) \quad (4-38)$$

$$q'_1 = Q' \times \frac{P'}{P' + \max\{p_{\text{左}18}, p_{\text{右}18}\}} \quad (4-39)$$

$$P'_x = \max\{p_{\text{左}18}, p_{\text{右}18}\} - \Delta p'_1 - \Delta p'_2 - \dots - \Delta p'_{x-1} \quad (4-40)$$

所有喷嘴输出氧气总量为：

$$\begin{aligned} q_{\text{总}} = & \left[\frac{18a}{a+1} q_1 + \frac{19a+1}{a+1} (q_2 + q_3) + \frac{20a+2}{a+1} (q_4 + q_5) + \dots + 18(q_{\frac{36}{a+1}} + \dots + q_{18}) \right] \\ & + [(q'_1 + q'_2) + 2(q'_3 + q'_4) + \dots + \frac{18}{a+1} q'_{\frac{35-a}{a+1}}] + [18 \times (q_1 + q_2 + q_3 + \dots + q_{18})] \end{aligned} \quad (4-41)$$

4.4 喷嘴气流总量计算

在喷嘴气流总量计算过程中，上述模型分析均涉及多次迭代和数据提取。现有的仿真软件算法及环境参数设置较固化，在中间计算过程数据调用及计算中存在失真^[56]；难以解决本课题中带有多重出气口的多流道交织耦合结构中多变量每步迭代参数变化的问题，为更准确的实现过程参数的调用。本节将基于 Python 语言编译喷嘴流量及压力计算程序，利用 Pycharm 平台搭建可视化界面，更直观展现流道不同位置流量及压力分布情况。

4.4.1 编程软件介绍

Python 语言是一种常用的高级脚本编程语言，可用于数据分析、数据可视化及机器学习，在自动化脚本编写上，能够批量处理文件等任务。Pycharm 是一款功能强大的 Python 集成开发环境(IDE)。相较于其他常见 IDE，Pycharm 界面更加简洁直观，重构功能丰富，在代码及数据提取上更为方便，可以更好的满足本课题的计算要求。

4.4.2 程序框架

根据喷嘴流量及压力计算通用模型，构建 Python 语言逻辑关系流程见图 4-14。

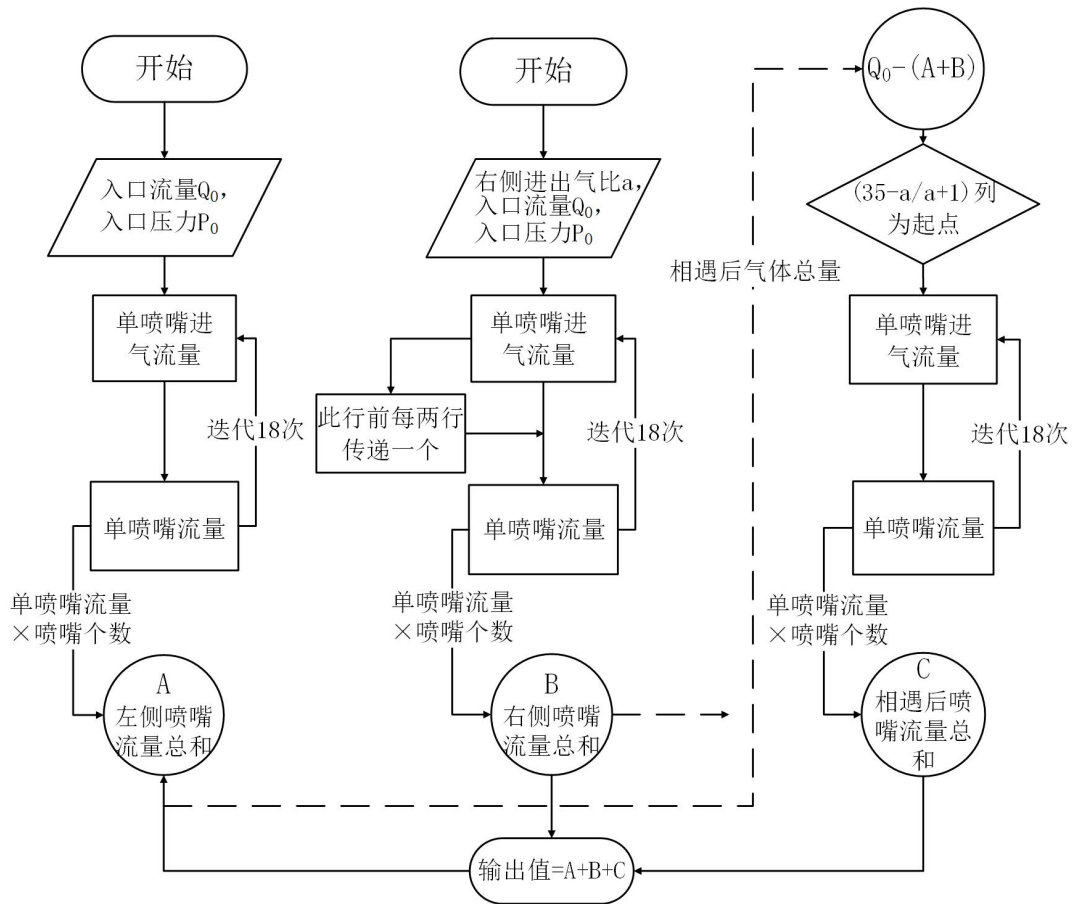


图 4-14 Python 语言逻辑关系流程图

Fig.4-14 logical relationship flowchart of the Python language

4.4.3 程序计算界面

由 4.4.2 的逻辑关系流程图，编译出流道内各部位空气流量及压力计算程序，核心精简代码见附录 1。

该代码主要包括三类函数：**Stoma** 类：用于存储每个气孔的流动数据(p 、 q 、 Q)；**calculate_flow** 函数：根据输入的进气喷嘴数 n 和进气方向 **direction** 计算每个喷嘴的压力(p)、流量(q)和流量(Q)；**plot_flow** 函数：根据计算的流动数据绘制 p 、 q 和 Q 随喷嘴位置变化的图像。

在代码运行阶段，输入变量值：进气喷嘴个数 n 、氧气进气方向 **direction** ($\text{direction}=0$ 时为单向进气方案， $\text{direction}=1、2$ 时为双向进气方案)，运行代码，将在结果界面输出每列喷嘴喷出的氧气流量、传递至下一列喷嘴的氧气流量以及压降损失后该列氧气的压力，如图 4-15。同时，在可视化界面将输出所有喷嘴喷出的氧气量、出口气压及剩余进入下一循环的氧气量，同步绘制出气压、流量随喷嘴位置变化曲线，如图 4-16。

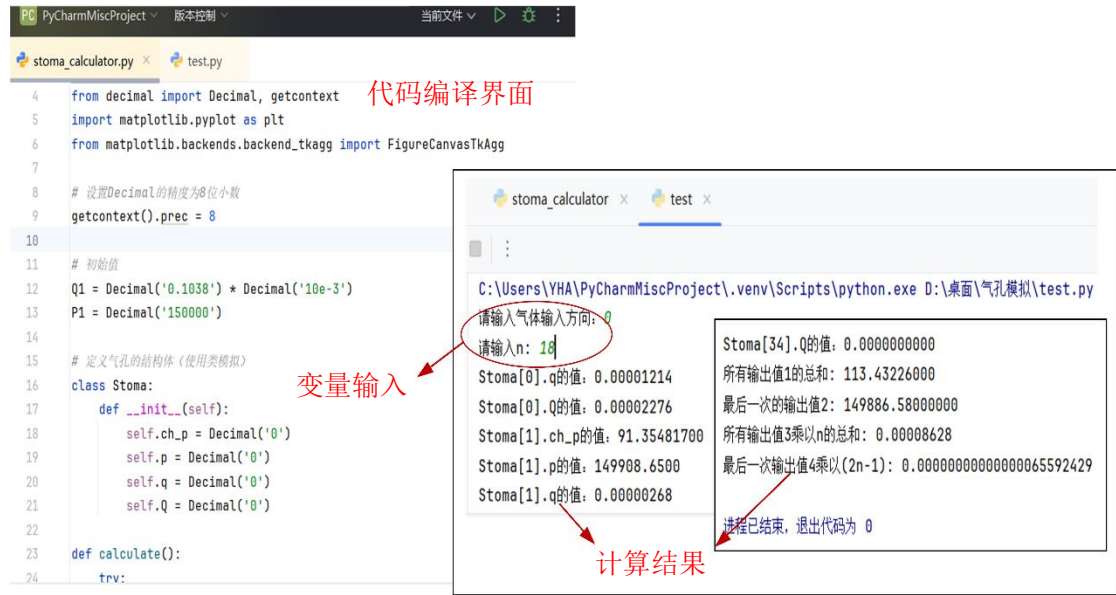


图 4-15 代码编译及计算界面
Fig.4-15 code compilation and calculation Interface



图 4-16 可视化结果及曲线展示界面
Fig.4-16 visualization results and curve presentation interface

4.4.4 计算方案

为寻求极板进气口与出气口的最佳布局 and 分布比例, 根据气流进-出方式和气

体供应模式建立计算方案如表 4-1 所示。

表 4-1 气体供应模型计算方案
Tab.4-1 gas supply model calculation plan

计算方案	气流进-出方式	气体供应模式
方案一	左侧流道口进气; 右侧流道口出气	按进气面积分配
方案二	左侧流道口进气; 右侧流道口 1/4 进气、3/4 出气	(a)按进气面积分配 (b)足量供应
方案三	左侧流道口进气; 右侧流道口 1/3 进气、2/3 出气	(a)按进气面积分配 (b)足量供应
方案四	左侧流道口进气; 右侧流道口 1/2 进气、1/2 出气	(a)按进气面积分配 (b)足量供应
方案五	左侧流道口进气; 右侧流道口 2/3 进气、1/3 出气	(a)按进气面积分配 (b)足量供应
方案六	左侧流道口进气; 右侧流道口 3/4 进气、1/4 出气	(a)按进气面积分配 (b)足量供应

4.4.5 结果分析

以此计算 4.4.4 节不同进气方案下流道内的氧气流量及压力分布,列出不同进气方案下氧气输入计量比(即氧气喷嘴喷出氧气占氧气输入流量的比值)及流道进出口氧气压降,其中氧气供应量参照 3.2.1 节计算所得的最低计量比时的氧气输入流量,绘制成表 4-2,比较不同进气方案对氢气利用率及传质效能的影响。

表 4-2 不同方案下的氧气输入计量比及压降

Tab.4-2 oxygen input measurement ratio and pressure drop under different proposals

	氧气输入计量比	气体压降(kpa)
方案一	1.20	11.343
方案二	(a) 1.73	5.042
	(b) 1.29	8.738
方案三	(a) 1.60	5.041
	(b) 1.20	8.667
方案四	(a) 1.55	5.041
	(b) 1.16	8.520
方案五	(a) 1.67	5.041
	(b) 1.24	8.702
方案六	(a) 1.80	5.042
	(b) 1.35	8.864

由表 4-2 可知,当左侧流道口进气,右侧流道口 1/2 进气、1/2 出气且氧气足

量供应时，此时氧气输入计量比最小，氧气利用率最高。虽然此时氧气在流道内的压降略高于进气量按面积分配时的压降，但考虑到氧气进气压力 $>120\text{kPa}$ ，因此这两种进气方式下的压降差可以忽略不计。同时，从表 4-2 中可以看出，当采用左侧进气右侧出气的方案时，氧气的输入计量比与方案三(b)相差无几，都同样远小于对标极板的最低输入计量比 1.8。因此，这两种方案的选择应进一步考虑氧气流道内氧气分布的均匀性和传质效果的稳定性，图 4-17 为依据计算结果及可视化界面的参数曲线绘制的，两种不同方案下流道内流量的分布曲线。

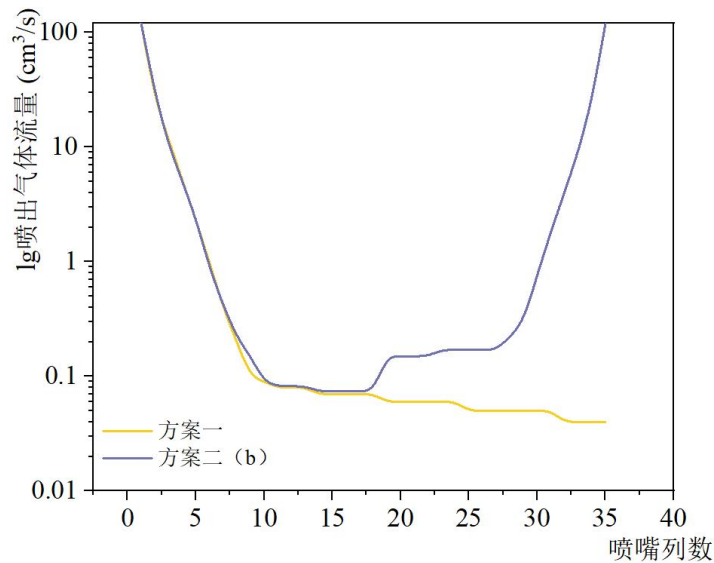


图 4-17 流量分布曲线

Fig.4-17 flow distribution curve

由曲线 4-17 可知，当采用单向进气方案时，很大一部分氧气将从前 5 列喷嘴喷出，之后，由于极板内氧气量的逐渐减少，每列喷嘴喷出的氧气量也逐渐减少。反观采用方案三双侧进气且供应氧气量充足时，虽然仍有部分氧气从进口处前 5 列喷嘴喷出，但对比单项进气，方案三的喷气量分布更加均匀。当左侧氧气输运至第 19 列时，两侧氧气相遇，此时，两侧剩余氧气共同向出口处扩散，这一行为保证了一直到氧气出口处，流道内的氧气量都能充足供应，满足氢氧反应需求。因此，结合对表 4-2 的分析，本设计采用左侧流道口进气，右侧流道口 1/2 进气、1/2 出气，氧气足量供应的进气方案。

4.5 测试验证

选取极板左侧流道口进气、右侧流道口出气方案进行试验，测量喷嘴气流量及压力分布，并将试验结果与计算数据对比，以验证计算结果的准确性。

4.5.1 试验方案

试验方案如图 4-18 所示，用吹风机代替氧气进气泵，将吹风机与特制的扁沙漏形进气口相接，通过控制吹风机风速控制进气流速。在阴极板喷口面放置薄海绵模拟阴极背压效果。在各行各列适当位置分别选取喷嘴安装流量及压力传感器，喷嘴的选取尽量均匀覆盖极板各部位。试验开始后，开启吹风机，观察出风口处的流量及压力传感器，待出风口处流量传感器数值趋于稳定，开始记录各传感器的数值，每隔 3 秒记录一次，保证数据样本的足够。试验结束后将记录好的参数与代码仿真结果对比，以此验证代码计算的可靠性。试验在宇科 YK-A10 试验台上开展，如图 4-19。

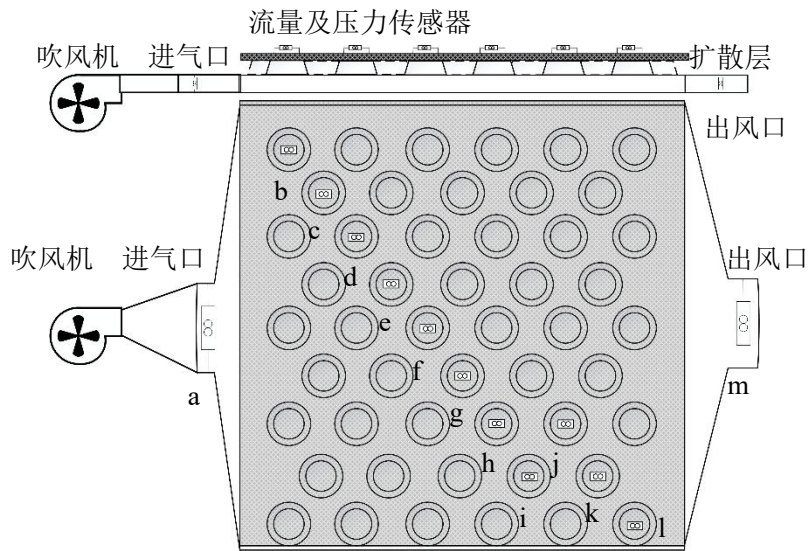


图 4-18 试验方案

Fig.4-18 experimental plan

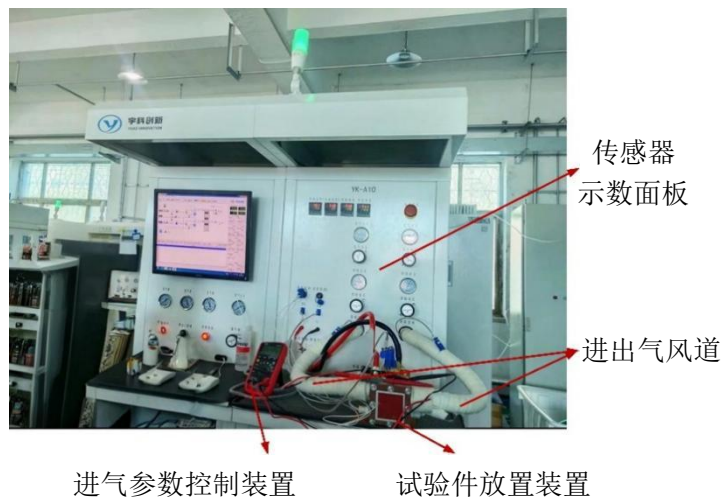


图 4-19 氧气流道试验台

Fig.4-19 oxygen flow channel test bench

4.5.2 试验参数设置

因试验件与原型件相比进行了适当的放大，故要使试验件和原型件内的气流状态类似，首先要考虑的是雷诺数^[57]($R_e = \frac{vd}{\mu}$ ，其中 v 是流速， d 是水力半径， μ 是运动粘度)相似。由于试验件比真实结构在厚度上放大了 10 倍，依据水力直径

计算公式 $d = \frac{4S_{\text{截面}}}{C_{\text{截面}}}$ 及空气进气口截面形状可知， $d_{\text{实验}} = \frac{10(a+b)}{a+10b}d_{\text{实验}}$ (a 、 b 分别为

喷嘴的上下直径)，为了保持雷诺数相同，流速 $v_{\text{实验}}$ 和 $v_{\text{真实}}$ 之间的关系为

$v_{\text{实验}} = \frac{a+10b}{10(a+b)}v_{\text{真实}}$ 。除了雷诺数，还可能涉及到马赫数(Ma)相似。不过对于大多

数非高速的空气流动问题，马赫数的影响较小，可忽略不计。除此以外，试验件和原型件中气流入口流量、速度、喷嘴背压等边界条件也要进行换算相似设置。

4.5.3 结果对比

将试验方案获取的传感器数据绘制成流量随位置变化曲线 4-20。由曲线可知，前两列喷嘴处(b、c)的传感器示数较大，后续逐渐区域平稳，这与程序模拟结果相似。同时，由 4-18 的试验方案图可知，在每列喷嘴上都选取了一个喷嘴采集流量数据，将各传感器的示数乘以每列喷嘴的个数并逐列相加，可以近似看作喷嘴喷出的总流量，将这一流量除以氧气进气流量(传感器 a 的示数)结果约为 1.25，根据表 4-2 可知，程序模拟中单侧进气的氧气计量比约为 1.2，与试验结果相似。因此，可以证实，在氧气流量的计算上，程序设计较为可靠，可为流量分布的计算提供有力参考。

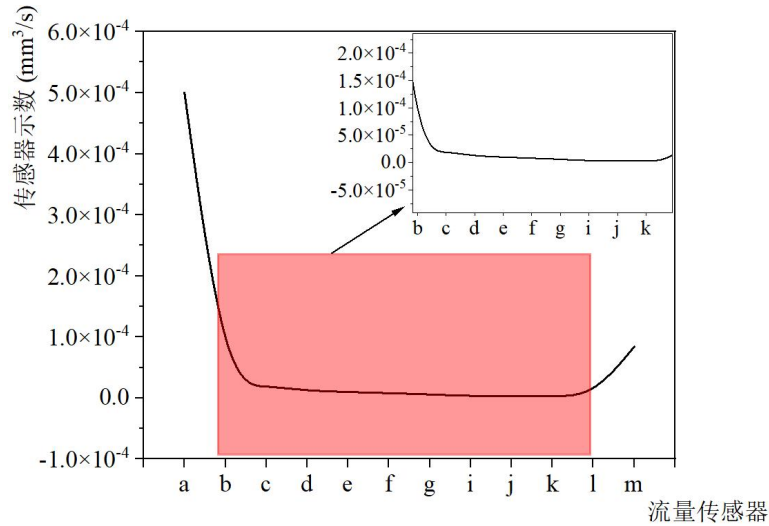


图 4-20 流量传感器示数变化曲线

Fig.4-20 the curve of the flow sensor measurement changes

在氧气流道压降的验证上, 根据采集到的不同时间内进出口压力数据(即传感器 a 与 m 的数值)将表格绘制如下(表 4-3), 需要注意的是常用的压力传感器通常测量的是测量位置的表压, 而先前的程序计算采用的是绝压。由表中数据可知, 3s 后流道内压力趋于稳定, 进出口压降<10pa, 压降占进气压力的比值与代码计算结果的数量级一致, 且整体压降较小。综合流量变化曲线和压降计算可以证明, 该氧气流道的传质效率良好、氧气分布较为均匀, 同时试验结果与代码计算互为参考、互相验证。

表 4-3 不同时间内氧气流道进出口传感器示数

Tab.4-3 readings of the oxygen flow channel inlet and outlet sensors at different times

时间	进口压力/pa(传感器 a 示数)	出口压力/pa(传感器 m 示数)
0s	0	0
3s	200.34	193.56
6s	201.03	192.44
9s	200.95	193.29
12s	199.67	190.99

4.6 本章小结

本章基于第三章优化后的氧气喷嘴结构, 通过流场模型的建立, 绘制不同进气方案下的氧气流动网络图, 依据几种特殊情况总结出进出口随机比例下氧气分布计算式。将计算式在 Pycharm 编译平台上通过 Python 语言编译成氧气流动情况计算代码。分别计算右侧进出气比为 1: 1、1: 2、1: 3 等情况下且氧气足量或等比例供应时, 氧气流动计量比和氧气流动压降。计算结果表明, 当右侧流道口 1/2 进气、1/2 出气且氧气足量供应时, 氧气的计量比为 1.16 远小于对标极板的最低

计量比 1.8 的要求，同时，该方案下进出口压降仅为 8.5kpa，充分满足对标双极板压降<30kpa 的基本要求。由此证明，该方案大大节约了氧气进气量和进气泵的能耗。同时，本章设计了一套流量及压力参数验证的试验方案，通过试验与计算结果的对比，证实了计算代码的可靠性。

第5章 板氢/氧气流增湿结构优化

5.1 引言

气流增湿对燃料电池性能具有重要影响，气体湿度不足会降低质子传导率，使电池内阻增加，弱化电极反应效率，严重时还会导致质子膜裂纹造成造成电池内部短路；同时，气体湿度不足还会影响极板内部散热，导致电池温度局部升高，引发电池安全问题。论文设计的极板具有对氢/氧气流的增湿功能，可以对电化学反应产生的水在极板内部进行内循环利用，通过增湿结构直接对氧气和氢气分别进行增湿，从而改善极板水气分布；同时，氧气增湿结构中的水流道实现了“水”“气”分离，并对水具有较强的输运作用，更有利于水的排出，能够在一定程度上降低“水淹”问题的发生。

5.2 水流道排水性能展示

如图 5-1 所示，蓝色区域为阴极板的水流道即生成物水的输运途径，生成物水经由喷嘴上部及其间隙之间的水流道流至双极板下方的分水道。

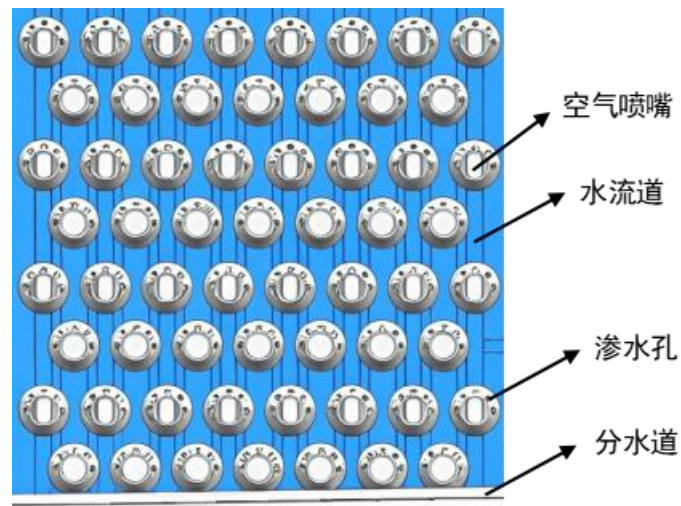


图 5-1 水流道示意图

Fig.5-1 water flow channel diagram

如图 5-2 所示，通过在水流道内部覆水检查水的流动情况进行极板排水性能测试。

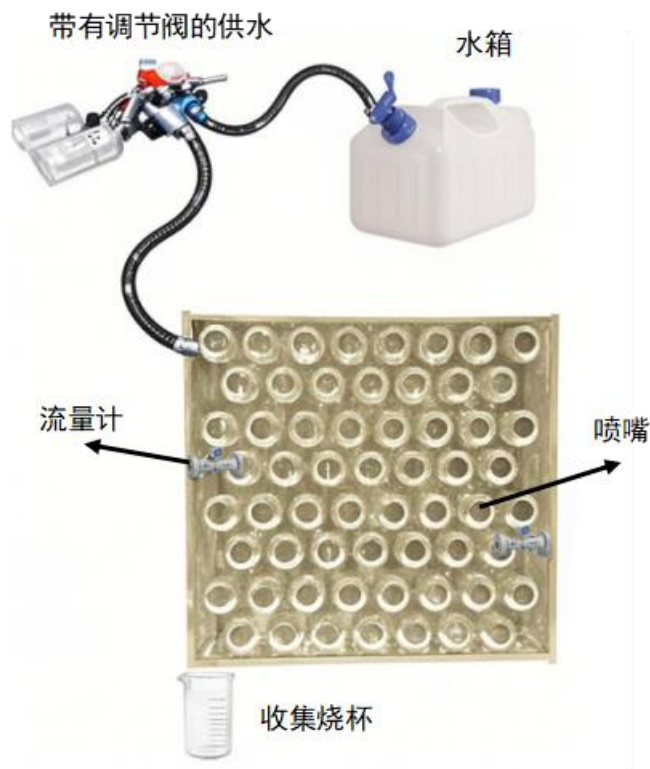


图 5-2 极板排水性能测试实验方案

Fig.5-2 drainage performance testing experimental plan

实验装置由极板模拟试验件、电子秤、计时器、流量计及供水组件等组成，通过调节阀设定 60ml/min 水流量，定时 10min ，通过对比输入水量、集水槽流出水量、排水道表面残留水量、极板内部空气流道留存水量分析极板水流道输水性能。结果表明约 96% 的水量从集水槽流出，极板表面残留水量极少，表明排水流道的输水效果明显；约 2% 的水通过空气喷嘴渗水孔进入极板内部空气流道，表明渗水孔透水性较好。

5.3 空气喷嘴增湿结构优化

参考 5.2 节排水性能试验可知，有一部分生成水并未排出极板，这其中有一部分水通过空气增湿结构得到二次利用。空气喷嘴的增湿效果主要受喷嘴高度及喷嘴上的渗水孔影响，因此，本节将以空气增湿率为目标对上述两个参数进行优化。

5.3.1 滴液增湿原理

在图 5-1 中当水流经喷嘴上部外表面时，在水滴重力渗透和喷嘴内气流负压引力作用下，一部分水会流进喷嘴上方的渗水孔并融入空气气流中，从而对喷嘴

内的空气进行增湿。

水滴进入喷嘴后，在高速气流的推动下，经由渗水孔进入的液滴，会被气流逐步挤压成椭圆状、杯状和半水泡状。当气流速度超过半水泡形液滴的临界速度时，液滴顶部会呈现出环状破裂且破裂厚度不一，在气流的持续吹动下，这些环状液滴的边缘逐渐被撕裂成片状结构。与此同时，液滴的中心区域则会产生众多微小液泡，这些液泡在后续过程中会不断破裂，最终形成各种尺寸的细小液滴，图示为该过程。

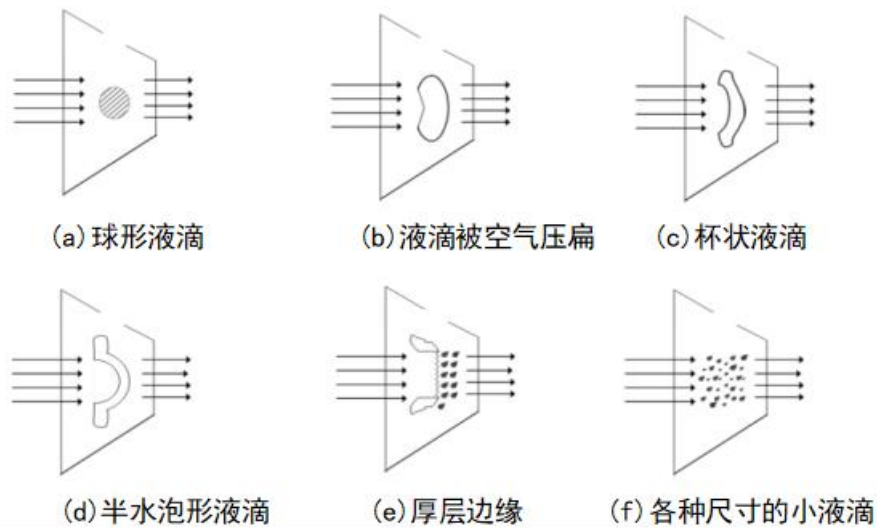


图 5-3 滴液增湿过程

Fig.5-3 the process of liquid droplet humidification

液滴的变形幅度、破裂速度以及最终产生的微粒的大小状态都受影响于气体和液体介质的物理特性。当液体为低粘度液体时，液滴的变形程度主要受表面张力系数与液滴直径的比值 (σ_l/D) 控制，值得注意的是，这一比例与雾化理论中一个重要的量纲成反比，以符号 We 表示^[58-61]

$$We = \frac{\rho_g U_d^2 D}{\sigma_l} \quad (5-1)$$

式中， ρ_g 为气体密度 (kg/m^3)， U_d 为气液流速差 (m/s)， σ_l 为液体表面张力系数 (N/m)， D 为液滴直径 (m) 与喷嘴上方渗水孔的大小有关。

空气压力的推动作用及液体的表面张力，共同构成液滴被撕裂成小颗粒的先决条件：

$$\frac{C_D}{8} \rho_g U_d^2 = \frac{\sigma_l}{D} \quad (5-2)$$

由上式得出，液滴破裂时的临界 We 为：

$$We = \frac{\rho_g U_d^2 D}{\sigma_l} = \frac{8}{C_D} \quad (5-3)$$

式中， C_D 是取决于破裂条件的临界速度常数，因此，若已知气液相对流速 U_d ，则破裂后的最大液滴直径为：

$$D_{\max} = \frac{8\sigma_l}{C_D 8\rho_g U_d} \quad (5-4)$$

同时，可以得出液滴破碎时的临界相对速度为：

$$C_D = \left(\frac{8\sigma_l}{C_D 8\rho_g D} \right)^{0.5} \quad (5-5)$$

液滴经过破裂后形成了尺寸不同的小液滴群，这些液滴的直径各不相同，因此为了便于描述破裂后液滴群的组分及液滴大小，需要构建一个液滴群尺寸表达式。因液滴群内的液滴数量大、体积小，难以从理论上详细描述其分布和大小情况，目前使用的大都是经验表达式。不过在理论研究和实验相结合的基础上，不同学者提出了很多不同的平均尺寸衡量方式，其中两种在工程运用中较为广泛：

1) 质量中值直径 (D_{50})：质量中值直径 (Median particle diameter) 表示在液滴群的粒度分布中，各有约一般的液滴质量分别位于该中值直径之下或之上。这一值可从国内外用于描述粒径分布最广泛的正态分布曲线—罗辛-拉姆勒 (Rosin-Rammler) 分布曲线获取。^[62-63]

2) 容-表面平均直径 (D_{32})，又称索特尔平均直径，计算公式为：

$$D_{32} = \frac{\int_{D_{\min}}^{D_{\max}} D^3 dN}{\int_{D_{\min}}^{D_{\max}} D^2 dN} \quad (5-6)$$

其中， N 是直径为 D 的液滴数目，通常 $D_{\min}=0$ ，其物理意义为液滴群内部所有液滴的总体积和总表面积之比。

一般情况下，质量中值直径 D_{50} 比索特尔平均直径 D_{32} 大 15%-20%^[64]，因本文所涉及的模型尺寸较小，且考虑到本文破裂后的液滴将用于空气增湿，粒径小

的液滴占比越大，与空气接触越充分，增湿效果越好，因此，选用索特平均直径衡量液滴破裂质量更为合适。破裂后的液滴由于电池内工作温度及压力作用，蒸发为水蒸气为空气增湿。

燃料电池开机后，未经加工的空气进气湿度较小，为保证燃料电池的正常使用，空气的加湿量需满足燃料电池的安全和功率需要，因此分析不同因素对喷水加湿量的影响，可以为喷口渗水孔的设计提供依据。针对本设计的 250kw 大功率燃料电池，0.6v 电压下，阴极空气湿度对燃料电池的气体反应效率与电池功率密度分布的影响，通过数值模拟及实验可知，空气湿度应高于 70%，可以有效避免燃料电池局部气体含水量偏低的现象，提升功率密度。^[65]

空气湿度通常指相对湿度，描述的是空气中所含水蒸气的实际含量与该温度下饱和蒸气压的比值，用百分数表示，若空气中的水蒸气实际含量等同于该条件下的饱和蒸气压，则空气达到饱和状态，此时相对湿度达到 100%。相反，若空气中的水蒸气实际含量低于饱和蒸气压，则空气处于不饱和状态，相对湿度小于 100%；含湿量指单位体积空气中所含水蒸气的质量，通常用 g/m^3 表示，空气相对湿度和含湿量的关系可以通过饱和蒸气压公式来计算^[66]：

$$es = 6.11 \times 10^{\left(\frac{7.5T}{273.3+T} \right)} \quad (5-7)$$

其中， es 为饱和蒸气压，单位为帕斯卡 (Pa)， T 为温度，单位为摄氏度 (°C)。含湿量为：

$$d = \frac{0.622 \times es}{p - 0.378 \times es} \quad (5-8)$$

其中， d 为含湿量，单位为克/立方米 (g/m^3)， p 为空气压力，单位为帕斯卡 (Pa)。

同时，从定义分析，含湿量也可表示为单位空气（通常是 1kg 干空气）中所含有的水分子的质量：

$$d = \frac{m_w}{m_g} = \frac{n_w M_w}{n_g M_g} \quad (5-9)$$

式中， m_w 为加湿后气体中水蒸气的质量， m_g 为加湿后气体中干气体的质量； n_w 为加湿后气体中水蒸气的物质的量， n_g 为加湿后气体中干气体的物质的量。 M_w

为水蒸气的摩尔质量， M_g 为干空气的物质质量。由道尔顿分压定律可知：在温度和体积相同的条件下，混合气体的总压力等于各组分气体分压之和。同时，每一组分气体的分压等于该组分气体的压力在其单独占据整个容器时所产生的压力。因此，若气体混合物的总压为 P ，水蒸气的分压为 P_w ，可得干气体的分压为 $P - P_w$ ，此时，有：

$$d = \frac{P_w}{P_g} \frac{M_w}{M_g} = \frac{M_w}{M_g} \frac{P_w}{P - P_w} \quad (5-10)$$

由此可知，当 P 为定值时，空气的含湿量与水蒸气分压 P_w 成正比，同时，根据定义，相对湿度 $\phi = \frac{P_w}{es}$ 。

由第四章可知，该增湿过程中气体压降较小，可忽略不计，若增湿前气体含湿量为 d_1 ，需要达到的气体含湿量为 d_2 ，则需要补充的水的质量流量为

$$\dot{m}_w = (d_2 - d_1) \dot{m}_g = \frac{M_w}{M_g} \left(\frac{\phi_2 es_2}{P - \phi_2 es_2} - \frac{\phi_1 es_1}{P - \phi_1 es_1} \right) \dot{m}_g \quad (5-11)$$

其中， es_1 、 es_2 为增湿前后的饱和蒸气压力。

5.3.2 确定渗水孔优化参数

气体含水量是衡量空气加湿效果的具体表现和主要指标。喷嘴渗水孔是实现氧气增湿的关键结构，如图 5-4 为空气喷嘴渗水孔的局部放大图及空气流道剖视图。

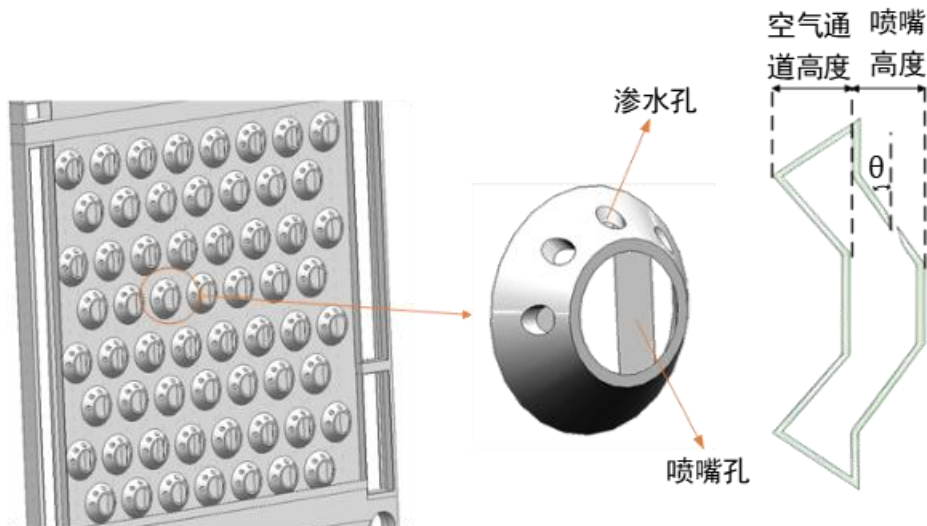


图 5-4 喷嘴渗水孔放大及空气流道剖视图

Fig.5-4 enlarged seepage hole of the nozzle and cross-sectional view of the air duct

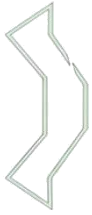
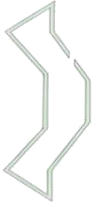
由图可见，空气喷嘴高度、渗水孔数量、大小及开孔方向均可能影响到渗水

的流畅性、渗水量及渗水孔滴液的破裂程度。因此，本节将提出渗水孔高度、数量及倾角的不同组合方案，并基于仿真的方法研究空气增湿的最优效果，从而确定渗水孔的最佳参数。

5.3.3 渗水孔优化方案

渗水孔高度、数量及倾角的不同组合方案如表 5-1 所示。

表 5-1 喷嘴渗水孔优化方案
Tab.5-1 optimization plan for nozzle seepage holes

方案	空气流道高度 /喷嘴高度	渗水孔 数量	渗水孔直 径	渗水孔位置	渗水孔倾角	图示
1(a)	1:1	1	1/2 喷嘴 高度	嘴口高度 等分位置	向喷嘴口 倾斜 30°	
1(b)	1:1	1	1/2 喷嘴 高度	嘴口高度 等分位置	竖直向下	
1(c)	1:1	2	1/5 喷嘴 高度	嘴口高度 三等分位置	向喷嘴口 倾斜 30°	
1(d)	1:1	2	1/5 喷嘴 高度	嘴口高度 三等分位置	竖直向下	
2(a)	1:1.5	1	1/2 喷嘴 高度	嘴口高度 等分位置	向喷嘴口 倾斜 60°	

续表 5-1 喷嘴渗水孔优化方案
Tab.5-1 optimization plan for nozzle seepage holes

方案	空气流道高度 /喷嘴高度	渗水孔 数量	渗水孔直 径	渗水孔位置	渗水孔倾角	图示
2(b)	1:1.5	1	1/2 喷嘴 高度	嘴口高度 等分位置	竖直向下	
2(c)	1:1.5	2	1/5 喷嘴 高度	嘴口高度 三等分位置	向喷嘴口 倾斜 60°	
2(d)	1:1.5	2	1/5 喷嘴 高度	嘴口高度 三等分位置	竖直向下	

5.3.4 增湿效果分析

为观察液滴进入渗水孔后与空气的融合情况，本节假设喷嘴气流和渗水孔液滴均为稳流，忽略湍流的影响。因此，采用对喷嘴三维结构剖切截取二维剖面进行气液界面扩散形态变化仿真，以表征喷嘴内空间区域气液两相流运动特征。

对于仿真算法的选择，滴液经由渗水孔被气流冲击破裂同时存在高温蒸发的过程类似于水滴雾化。针对这种情况，Workbench 将 VOF 引入 DPM CFD 喷雾模型，形成一种全新的混合多相模型，使得喷雾过程仿真更加真实准确。因此，本文将使用 Workbench 软件中的 Air-Assist Atomizer Model（空气辅助雾化模型）进行求解，图 5-5 为离散相喷射源设置截面。

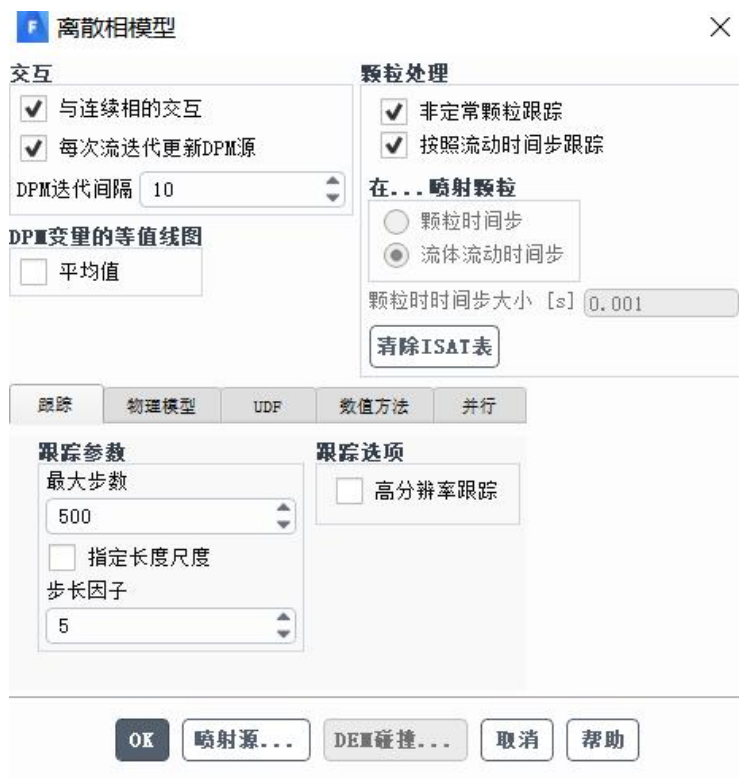


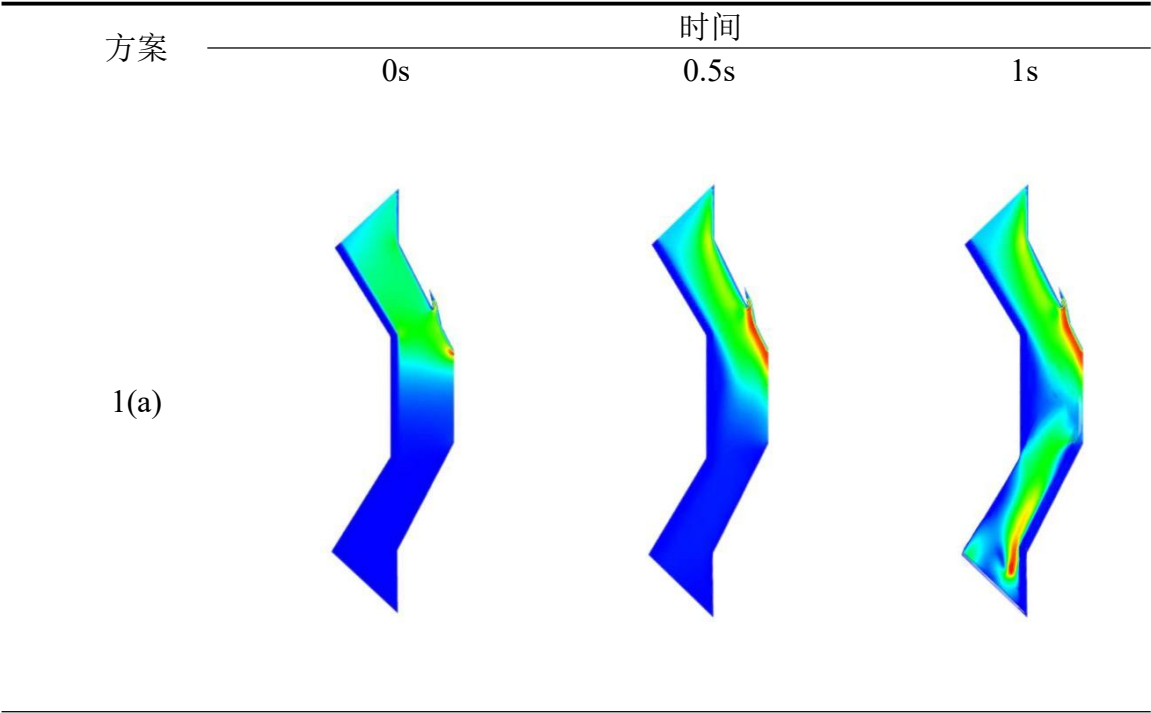
图 5-5 离散相喷射源设置界面

Fig.5-5 discrete Phase Injection Source Configuration Interface

计算结果如表 5-2 所示。

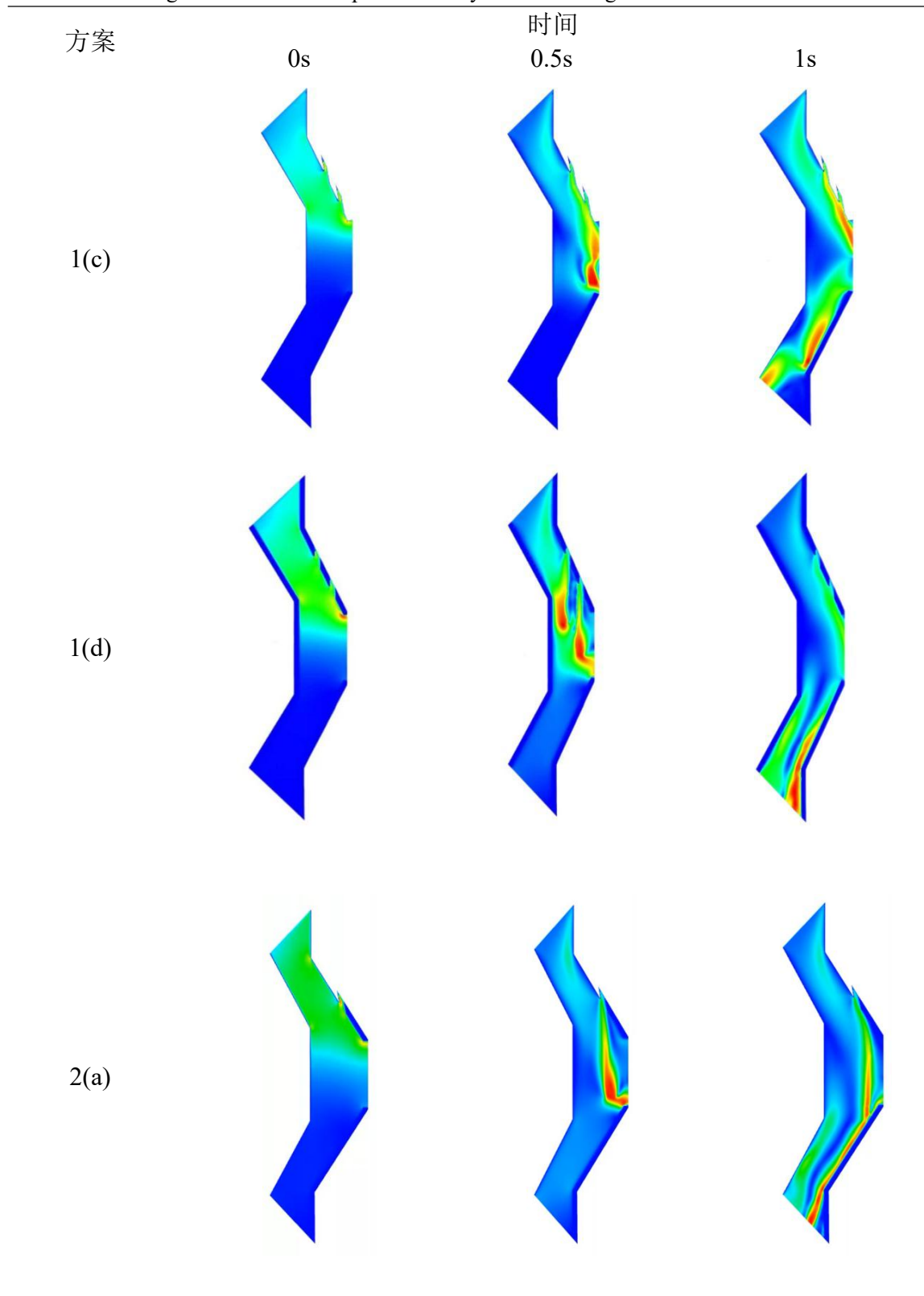
表 5-2 喷嘴截面水气混合相速度云图

Tab.5-2 diagram of the mixture phase velocity of water and gas at the nozzle cross-section



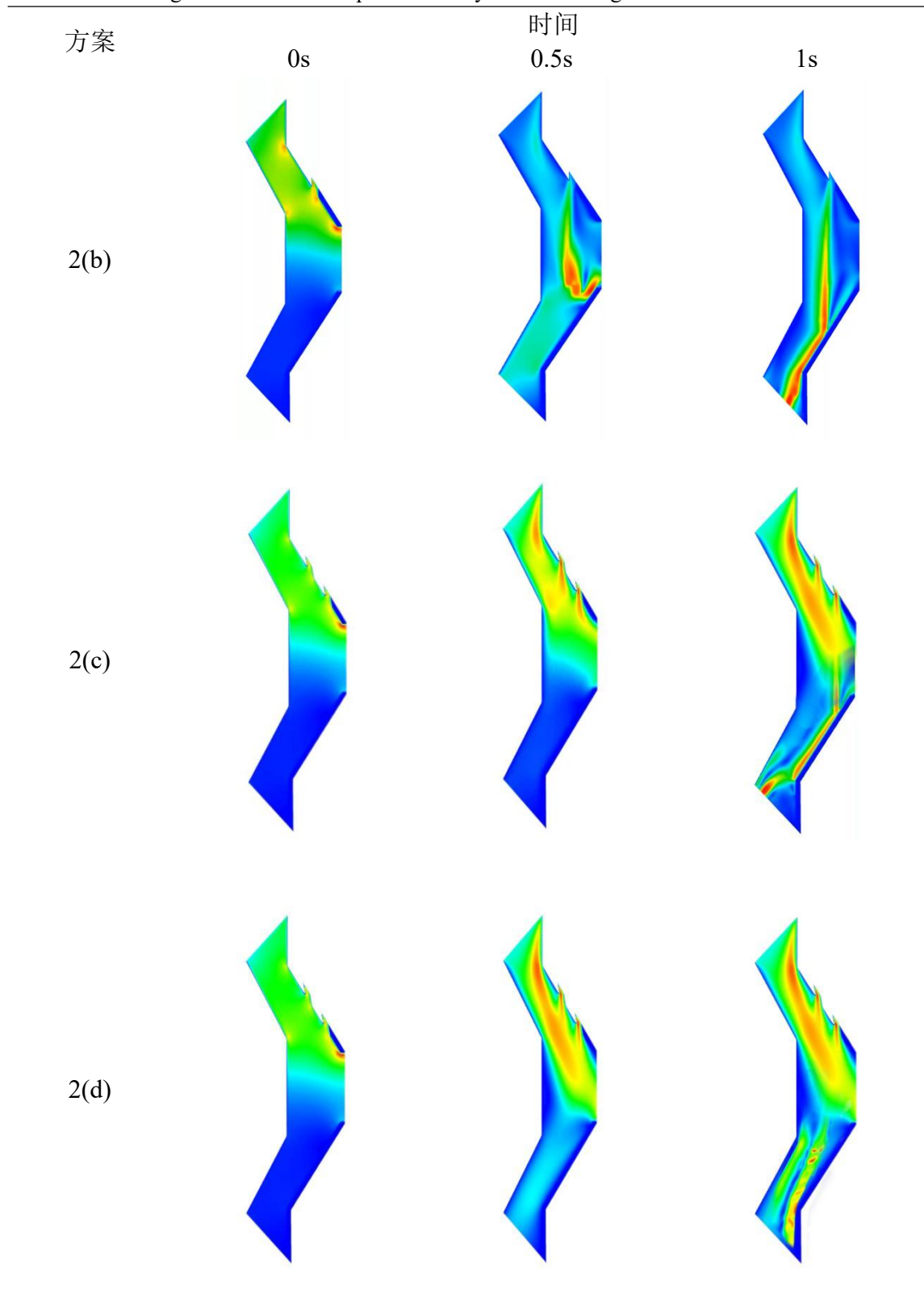
续表 5-2 喷嘴截面水气混合相速度云图

Tab.5-2 diagram of the mixture phase velocity of water and gas at the nozzle cross-section



续表 5-2 喷嘴截面水气混合相速度云图

Tab.5-2 diagram of the mixture phase velocity of water and gas at the nozzle cross-section



续表 5-2 喷嘴截面水气混合相速度云图

Tab.5-2 diagram of the mixture phase velocity of water and gas at the nozzle cross-section

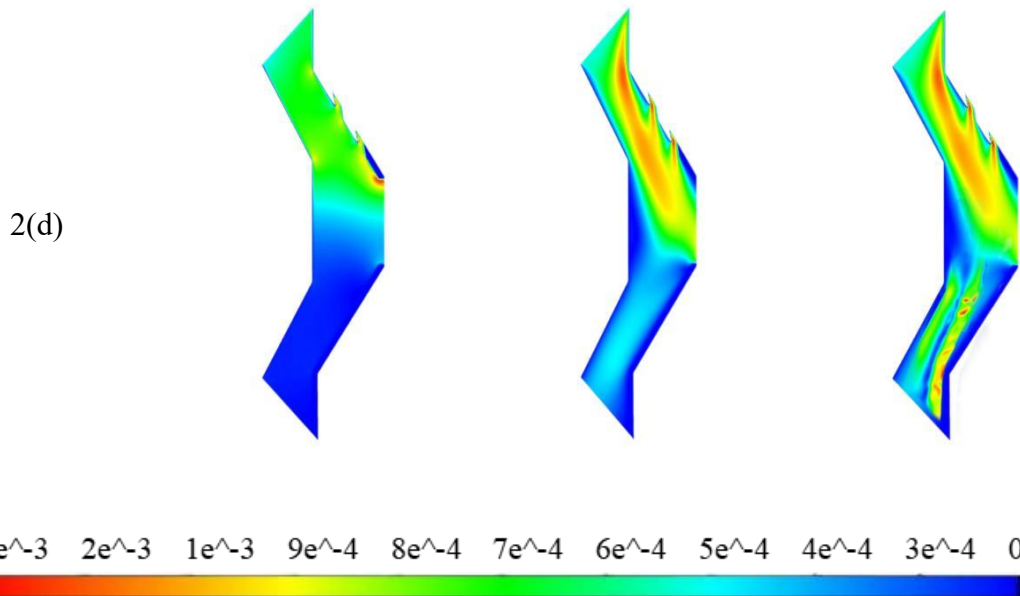


表 5-2 为不同方案喷嘴截面 1s 时间内水气两相流混合态速度分布云图，分析可知：

(1) 渗水孔倾角对增湿效果影响较大。式 5-4 表明滴液破裂后最大粒径直径随气液两相流速度差的增大而减小。气液两相流速度夹角 θ （见图 5-4）不大于 90° 时，夹角 θ 越大，气液两相流速度差越大。当渗水孔倾角竖直向下时，滴液运动方向与气流速度方向夹角最大，此时液滴破碎更充分、气液混合质量更好；从云图 1(b)、1(d)、2(b)、2(d)中也可看出当渗水孔倾角竖直向下时，液滴在气流内扩散的更快，也更均匀。

(2) 喷嘴高度对液滴的扩散效果影响不大，考虑到极板尺寸限制，喷嘴高度满足水流道输水要求及渗水孔尺寸设置即可。

(3) 渗水孔位置对增湿效果也影响较大。云图 2(a)、2(b)、2(c)、2(d)显示渗水孔离喷嘴口近有利于水气排出，反之水汽流失概率较大。

(4) 渗水孔数量对液滴扩散效果的影响不是十分显著，但双渗水孔下的滴液在气流中分布更加均匀一些，具有更好的增湿效果；而渗水孔直径要考虑水的表面张力，直径太小不利于水的渗入；直径太大会导致大质量水滴不易被破碎，降低水汽利用率。

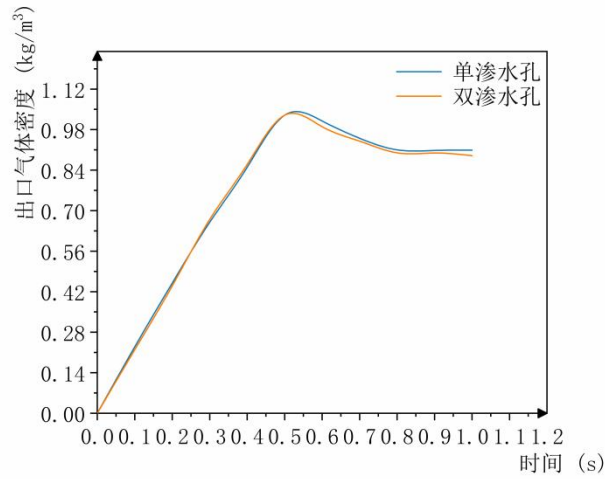
(5) 上述方案中的渗水量均处于富水状态，经一定时间后均有水未被充分利用，

从喷嘴内部流向空气流道排出。因此，可以根据需要调节渗水孔数量和直径来控制渗水量。

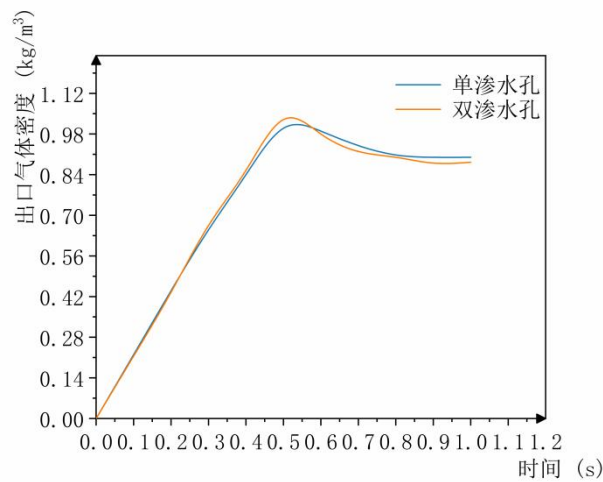
进一步地，已知湿空气的密度等于干空气的密度 ρ_g 与水蒸气的密度 ρ_w 之和，即：

$$\rho = \rho_g + \rho_w = 0.003484 \frac{p}{T} - 0.00134 \frac{p_w}{T} \quad (5-12)$$

又由公式 5-10 可知空气的含湿量与水蒸气分压 p_w 成正比。因此，当空气含湿量增加时湿空气密度降低。绘制渗水孔角度竖直向下时不同方案喷嘴口处空气密度随时间变化曲线如图 5-6 所示。



(a)高度比 1:1



(b)高度比 1:1.5

图 5-6 喷嘴口处空气密度随时间变化曲线

Fig.5-6 the curve of air density at the nozzle outlet varies with time

由图 5-6 可知, 0.5s 前由于空气逐渐进入喷嘴并扩散至喷嘴口, 喷嘴口压力增加, 喷嘴口空气密度逐渐增加; 0.5s 后, 随着水滴逐渐渗入喷嘴内被气流吹碎, 同时由于电池内部氢氧反应的进行, 电池温度升高, 破裂水滴群逐渐蒸发为喷嘴内空气增湿。因此, 喷嘴口空气密度逐渐降低, 待温度和加湿过程稳定后, 喷嘴口空气密度趋于稳定, 约为 $0.9\text{kg}/\text{m}^3$ 。此时, 在 70°C 的工作温度下, 忽略氧气流道内氧气压降, 干空气密度 $\rho_{\text{干}} = \frac{101325}{287 \times 343.15} = 1.029\text{kg}/\text{m}^3$ (287 为干空气的气体常数), 根据湿空气密度公式 $0.9 = 1.029 \cdot \frac{1+\omega}{1+1.609\omega}$ (1.609 为水蒸气与干空气的摩尔质量比的倒数), 解得绝对湿度 $\omega = 0.308$, 此时的水蒸气分压为 $P_v = \frac{0.308 \times 101325}{0.622 + 0.308} = 33557\text{pa}$, 查表得 70°C 下饱和水蒸气分压 $P_{\text{sat}} = 38551\text{pa}$, 因此, 相对湿度为 $RH = \frac{P_v}{P_{\text{sat}}} \times 100\% = \frac{33557}{38551} \times 100\% \approx 87\%$, 满足文献中验证的空气湿度要求。从图中可知, 喷嘴高度对增湿效果影响不大; 而双渗水孔时喷嘴口的空气密度略低于单渗水孔时的空气密度, 与表格 5-3 内的云图分析结果相同。

最后, 利用图 4-18 中的实验方法, 在 16 个不同位置的喷嘴口处加装集水材料(如图 5-7 所示), 验证喷嘴渗水孔对空气的增湿效果如图 5-7 所示, 试验在常温常压下进行, 含水量通过吸湿材料吸收水分后的重量变化计算。

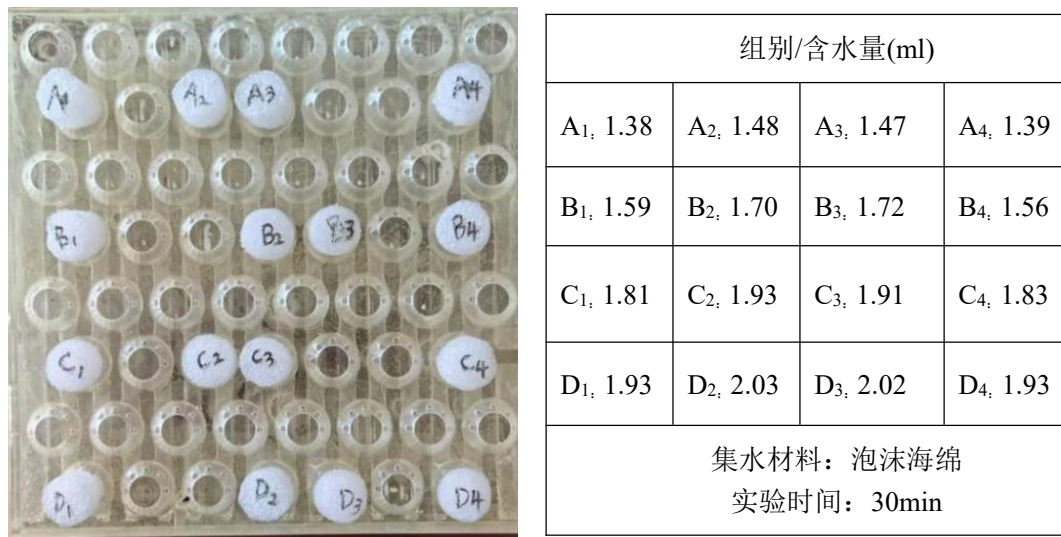


图 5-7 集水材料位置及含水量

Fig.5-7 location of water-collecting materials and moisture content

结果表明: 16 个集水材料均含有不同质量的水分, 说明极板对空气具有一定的增湿作用。在 16 个集水材料中: C 组、D 组材料含水量较多; B 组材料含

水量次之；A 组材料含水量最少，表明电池反应生成的水在水流道向下流动过程中导致水流道上部水量较少，而中、下部水量积聚较多，积聚的水对渗水孔中的水形成一定的外部压力，有利于水的渗入。另外，各组 1 号、4 号材料含水量同组较少；2 号、3 号材料含水量同组较多，这与极板中间喷嘴上部流水较多、边缘喷嘴上部流水较少有关。

5.4 氢气增湿结构优化

针对阳极气体的增湿问题，贾坤晗等^[67]通过构建 RHC 模型结合实验研究分析得出，电池工作温度大于 60℃时，随着相对湿度的增加，电池的性能逐渐改善，相对湿度越趋近于 100%时性能越好。可见，对氢气进行增湿十分必要。论文中的极板不仅可以对空气进行增湿，还能够对氢气进行增湿。氢气增湿结构的局部放大及流道切面如图 5-8 所示。

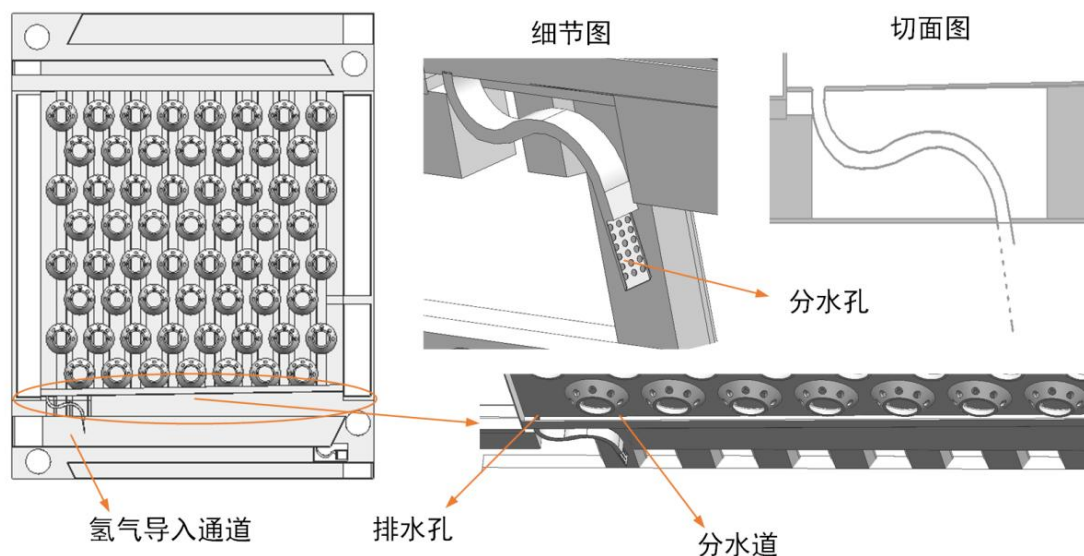


图 5-8 氢气增湿结构

Fig.5-8 hydrogenmoisture increase structure

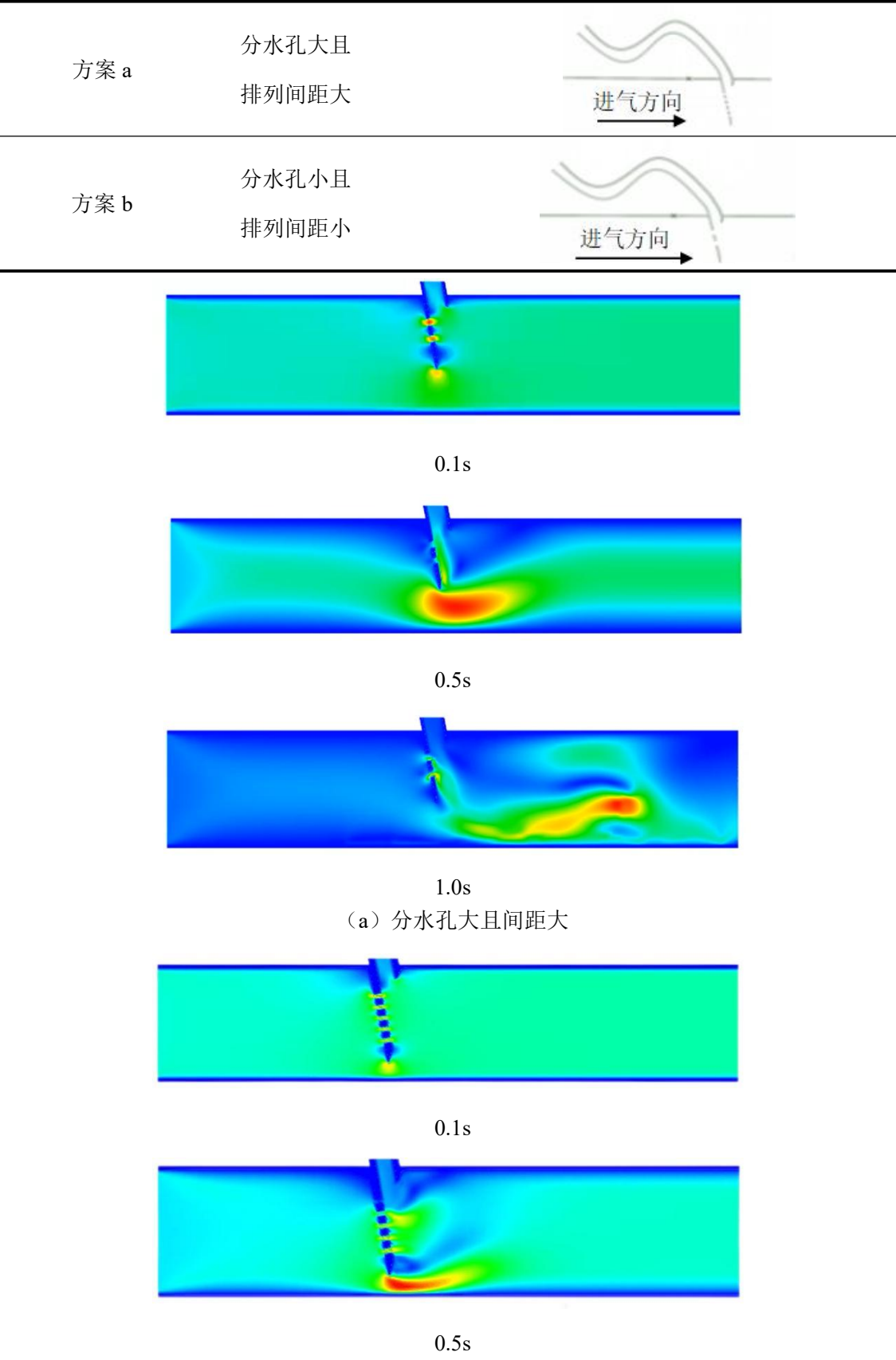
电池内氢氧反应产生的水经过水流道收集到下方的分水道，由分水道左侧的排水孔顺着 S 形分水管通过分水孔为氢气增湿。S 形管道的分水孔板位于氢气导入通道内，分水道采集的水，沿 S 形分水管输送到分布有分水孔的板面，氢气导入通道内的氢气由左至右穿透带有分水孔的板面，因氢气进气压力及流速的作用，水流将破裂成多个液滴群，破裂原理及增湿过程与空气的增湿相似。

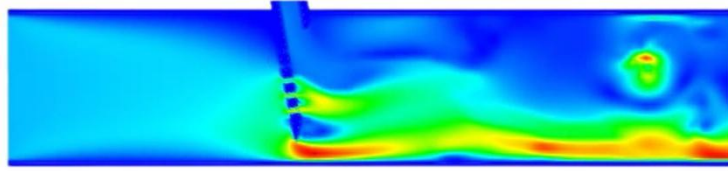
从氢气增湿结构可知，影响氢气增湿效果的主要为分水孔的大小及排布方式，分水孔设计方案见表 5-3，本节将基于仿真方法筛选氢气增湿结构的最优方案，

通过 Workbench 仿真得到气液两相流分布见图 5-9。

表 5-3 分水孔设计方案

Tab.5-3 design plan for water outlet structures





1.0s

(b) 分水孔小且间距小

图 5-9 气液两相流分布云图

Fig.5-9 the flow distribution cloud map of gas-liquid two-phase flow

图 5-9 表明：当分水孔小且排布较密时，氢气流道内气液两相流的混合过程更充分，水气分布更均匀，增湿效果更好。

同理，绘制分水孔后部氢气密度变化曲线如图 5-10 所示。

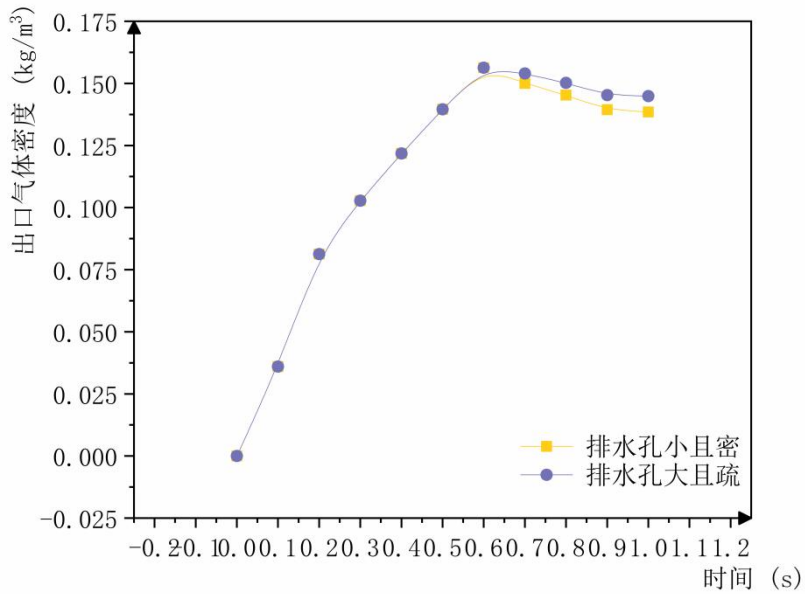


图 5-10 氢气密度变化曲线

Fig.5-10 hydrogen density variation curve

图 5-10 显示，当分水孔小且密时，分水孔后部氢气的密度更小，由公式 5-12 可知此时氢气的含湿量更大，增湿效果更好，与 5.3 节根据密度曲线计算氧气相对湿度相似，待氢气密度趋于稳定后，密度约为 0.15kg/m^3 ，首先，查表得到在 70°C 的工作温度下查表得到该温度下的饱和水蒸气压 $p_{sat} = 31164\text{pa}$ ，计算饱和水蒸气密度 $\rho_{sat} = \frac{31164 \times 0.01801528}{8.314 \times 343.15} \approx 0.1967\text{kg/m}^3$ ，得到氢气的相对湿度约为

$$RH = \frac{\rho_v}{\rho_{sat}} \times 100\% = \frac{0.15}{0.19} \times 100\% \approx 79\%。$$

综上，氢气 S 形增湿结构中分水孔的设计在满足允许气流穿过的孔径大小下应尽量密集，从而保证增湿效果。

5.5 本章小结

本章主要探讨排水结构和增湿结构的工作性能,首先通过试验验证了排水流道的排水效能,生成的水约 95%能通过排水流道排出,满足排水要求,在有限的空间内基本解决了水淹难题。其次,剩余 5%的水中,一大部分用于氢气和氧气的增湿。在氧气增湿上,利用液滴破碎原理,对渗水孔的大小和排布进行了优化,通过观察氧气喷嘴内气液两相流的对流效果,同时计算不同方案下出口处的氧气密度,选定了最优渗水孔结构,经计算,该氧气增湿结构可以使氧气的相对湿度达到 87%以上。在氢气的增湿上,针对分水孔的大小及排列的疏密程度进行了流道内的气液两相流仿真,同理,发现在满足毛细压力的前提下分水孔越小且排布越密时增湿效果越好,此时氢气相对湿度可达到 79%。

第 6 章 结论与展望

6.1 总结

本文围绕氢燃料电池双极板的结构优化与性能提升展开了系统性研究，聚焦流场分布、冷却性能及自增湿功能三方面问题，通过理论分析、数值模拟及实验验证等方法，在流场设计、热管理效率及水气协同调控等方面取得以下成果。

(1) 基于 TRIZ 理论发明原理，提出具有专属排水流道和水气内循环增湿功能的四流道双极板，该双极板的对标设计厚度约 1.4mm。研究结果显示在现有厚度范围内构建四流道双极板具有可行性。

(2) 通过田口方法正交实验及 Workbench 仿真优化了阳极板流道凸脊倾角及氧气喷嘴倾角，以保证气流的最优分布。结果表明梯形槽式氢气流道有利于氢气扩散，该流道结构与扩散层的匹配设计可以提升氢气的分布均匀度及利用率。

(3) 冷却流道间隔排列且流道间距及流道底面宽度越小，冷却效果越好，双极板温度场分布也越均匀；冷却流道厚度对冷却液流动速率影响较大，为保证冷却液的换热效率，应对单电池发热量、冷却流道长度、冷却液换热系数、流量及粘度等参数进行多目标融合优化，以计算冷却流道截面积及最小厚度。

(4) 本方案双极板的氢气流道、冷却流道、氧气流道具有复杂的组合结构，常规的双极板单侧空气输入模式对于该结构会导致气流分布不均。为解决该问题，论文提出了双极板双向空气输入模式，如本案双极板在“(1+1/2)进气-1/2 出气”模式下氧气流量分布最佳，可见改变双极板的进-出气口位置可以提升氧气利用率。另外，编程计算是分析复杂流道气流参数变化的有效途径，可以弥补现有方法的不足。

(5) 增湿孔设计是实现氢气和氧气加湿的可行方法，本方案中经优化后的增湿孔结构可以使氧气和氢气的相对湿度分别增加到 87%和 79%。

6.2 理论贡献及创新点

(1) 基于 TRIZ 理论对双极板结构进行了创新，构建了全新四流道双极板，为氢燃料电池双极板的设计开发提供了借鉴；同时该研究也拓展了 TRIZ 理论在燃料电池领域的应用。

(2) 在双极板多流道融合设计中，提出了气液输运、温度控制、流道结构等多目标关联参数最佳匹配的研究方法和计算流程，丰富了双极板的设计理论，为复杂结构双极板的研究提供了参考。

(3) 论文建立了“以错位阵列排布的喷嘴为节点、以凹槽通道为连线”的氧气流场网络计算模型，并以 python 语言编制了计算程序求解流场流量分布。该研究拓展了计算流体力学在双极板设计中的应用。

6.3 展望

论文的研究内容虽然取得了一些成果，为燃料电池双极板的设计优化提供了新的视角和方法。但由于客观条件限制，研究工作还存在不足，尚需进一步完善。如 (1) 由于加工制造条件有限，目前未制造设计尺寸的双极板，而是制备了模拟试验件开展类比实验；(2) 对于极板双向进气模式下的氧气流场中气流交汇点的计算，是基于气流流速处于理想状态的假设下得到的；实际气流的运动会受到流道结构误差、材质阻力等多方面因素的影响。(3) 氢气的增湿效果因实验设备有限，只进行了理论计算分析，还没开展实验验证。上述问题将是后续工作中开展深入研究。

参考文献

- [1] 刘应都, 郭红霞, 欧阳晓平. 氢燃料电池技术发展现状及未来展望[J]. 中国工程科学, 2021, 23(4):162-171.
- [2] 朱明原, 刘文博, 刘杨, 等. 氢能与燃料电池关键科学技术: 挑战与前景[J]. 上海大学学报(自然科学版), 2021, 27(3): 411-443.
- [3] 陈波, 肖阔, 阮艺亮, 等. 我国氢燃料电池汽车发展形势分析[J]. 汽车工业研究, 2023(04): 2-7.
- [4] 高洁, 刘嘉玉, 裴治, 等. 中国氢燃料电池汽车产业现状及发展趋势分析[J]. 内燃机与配件, 2023(23): 109-112.
- [5] 罗艳托, 于东阳, 朱建兴, 等. 车用氢能发展难点与对策[J]. 油气与新能源, 2024, 36(02): 25-30+40.
- [6] CHEN H C, ZHANG R R, XIA Z F, et al. Experimental investigation on PEM fuel cell flooding mitigation under heavy loading condition[J]. Applied energy, 2023, 349: 121632.
- [7] 马睿, 党翰斌, 张钰奇, 等. 质子交换膜燃料电池系统故障机理分析及诊断方法研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(1): 407-427.
- [8] FIROUZJAEI V K, RAHGOSHAY S M, KHORSHIDIAN M. Planar Membrane Humidifier for Fuel Cell Application:Numerical and Experimental Case Study[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2020(147): 118872.
- [9] 乔雨田, 刘永峰, 禹永帅, 等. 温湿度变化对车用燃料电池输出性能的影响[J]. 储能科学与技术, 2024, 13(03): 870-878.
- [10] 罗瑞琼, 朱利香, 彭卫韶, 等. 氢燃料电池能量转换效率测试研究[J]. 机械工程与自动化, 2022, (06): 7-9.
- [11] Tao P, Dai Y, Chen S, et al. Hyperbranched polyamidoamine modified high temperature proton exchange membranes based on PTFE reinforced blended polymers[J]. Journal of Membrane Science, 2020, 604: 118004-118013.

- [12] Tang Y, Lin L, Kumar A, et al. Hydrogen Electrooxidation in Ionic Liquids Catalyzed by the NTf Radical[J]. *Nanomater Interfaces*. 2017 ,121(9):5161-5167.
- [13] Wang Xiaoxia, Swihart Mark T, Wu Gang. Achievements challenges and perspectives on cathode catalysts in proton exchange membrane fuel cells for transportation[J]. *Nature Catalysis*, 2019(2): 578-58.
- [14] 黄镇江, 刘凤君. 燃料电池及其应用[M]. 电子工业出版社, 2005.
- [15] Bunyan ST, Dhahad HA, Khudhur DS, et al. The Effect of Flow Field Design Parameters on the Performance of PEMFC[J]. *Sustainability*. 2023, 15(13):10389.
- [16] Haiyong Hu, Peiyu Zhao, Shixue Wang, et al, Three-dimensional multiphase simulation of a partially narrowed flow field configuration for a high-performance polymer electrolyte membrane fuel cell[J], *Applied Thermal Engineering*, 2023, Volume 223, 119986.
- [17] Hanzhang Yan, Wenxiang Quan, Jianrong Du, Numerical Study on Modified Serpentine Flow Fields Effect on Characteristics of PEMFC Water and Gas Transportation[J]. *Earth and Environmental Science*, 2020: 012-032.
- [18] Yao J, Yan F Y, Pei X. Design and Analysis of Spider Bionic Flow Field for Proton Exchange Membrane Fuel Cell[J]. *Journal of Electrochemical Science and Technology*, 2022: 00479.
- [19] 王泽英, 陈涛, 张继伟, 陈金奇, 等. 基于仿生结构流场的质子交换膜燃料电池的性能[J]. *清华大学学报(自然科学版)*, 2022, 62(10): 1697-1705.
- [20] Zhang Guobin, Qu Zhiguo, Tao Wen-Quan, et al, Porous Flow Field for Next-Generation Proton Exchange Membrane Fuel Cells: Materials Characterization Design, and Challenges[J]. *Chemical Reviews*, 2022(23): 989-1039.
- [21] Yan Xiaohui, Guan Cheng, Zhang Yao, et al, Flow field design with 3D geometry for proton exchange membrane fuel cells[J], *Applied Thermal Engineering*, 2019(147): 1107-1114.
- [22] 彭海军, 叶遥立, 李嫣然, 等. 一种燃料电池双极板流场均匀性检测装置及

- 检测方法, 中国专利: 202410180978.4[P]. 2024-05-28.
- [23] 石磊, 郑明刚, 孔祥利, 阴极流道布置形式对蛇形流道 PEMFC 性能的影响[J]. 电源技术, 2020(02): 204-300.
- [24] 廖晋杨. 车用质子交换膜燃料电池建模与仿真研究[D]. 南宁:广西大学, 2019.
- [25] Wan SB, Jiang HR, Guo ZX, et al. Machinelearning, assisted design of flow fields forred ox flow batteries[J]. Energy& Environmental Science, 2022, 15(7): 2874-2888.
- [26] 韩亚茹, 樊毅, 池滨, 等. 一种质子交换膜燃料电池双极板的冷却结构, 中国专利: CN222029122U[P]. 2024.11.19.
- [27] 刘洪健, 王聪康, 周博儒, 等. 燃料电池多通道蛇形流场的设计及优化[J]. 内燃机与动力装置, 2019, 36(3): 7-12.
- [28] 杜鹏, 周庆忠, 郑涵文, 等. 用于高密度集成微系统的微通道散热技术研究进展[J]. 微电子学与计算机, 2023, 40(1): 87-96.
- [29] 闫维卿, 张岚, 袁恒, 等. 质子交换膜燃料电池金属双极板表面改性涂层研究进展[J]. 北京师范大学学报 (自然科学版), 2022, 58(5): 763-774.
- [30] Chang Du, Tiancai Ma, Weikang Lin, et al. Research on cooling-temperature control strategy of fuel-cell engine test bench[J], Clean Energy, 2023, Vol.7, No.1: 42-52.
- [31] ZHAO T, JIANG K, FAN W, et al. Nature-inspired hybrid wettability surface to enhance water management on bipolar plates of PEMFC[J]. Chemical Engineering Journal, 2023, 466.
- [32] 付晓莉, 张斌, 许桥, 等. 基于 TRIZ 理论的下肢康复训练器结构改进设计[J].机械设计, 2023, 40(1): 148-154.
- [33] 苏晨, 刘凯铸, 杨圣林, 等. 基于文本挖掘-结构方程模型-TRIZ 的智能蔬菜种植机改进设计[J]. 机械设计, 2023, 40(4): 147-153.
- [34] 左斌, 黄海洋, 陶宇. 基于 TRIZ 的数控机床进给系统改进创新设计[J]. 机械设计与研究, 2021, 37(1): 139-143
- [35] 王欢, 孙涛, 吴周鑫, 等. TRIZ 理论在粮食收集机设计中的应用[J]. 机械设

- 计与制造, 2021(1): 6-15
- [36] 祝志芳, 袁斯宾, 张志杰, 等. 基于 TRIZ 理论的自行车停车装置创新设计与试制[J]. 机械设计与制造, 2021(6): 258-261.
- [37] 冯文, 王淑娟, 倪维斗, 等. 氢能的安全性和燃料电池汽车的氢安全问题[J]. 太阳能学报, 2003(05): 677-682.
- [38] LIU X Y, BAI M L, ZHOU Z F, et al. Three-dimensional multi-phase numerical study for the effect of coolant flow field designs on water and thermal management for the large-scale PEMFCs[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2023, 48(61): 23681-23705.
- [39] Wei-Hsin Che, Shih-Rong Huang, Yu-Li Lin. Performance analysis and optimum operation of a thermoelectric generator by Taguchi method[J]. Applied Energy, 2015(158): 44-45.
- [40] 方志刚, 马斌, 王振松, 等. 基于田口法与 CFD 的新型除砂装置中冲砂喷嘴性能优化[J]. 机床与液压, 2024, 52(14): 195-203.
- [41] 叶君. 基于田口法和有限元法的航空薄壁齿轮切削变形研究[J]. 现代制造技术与装备, 2024, 60(03): 84-87.
- [42] Panugalla R R, Rayana H, Kolli R, et al. Optimizing mix design of hybrid fiber reinforced concrete with abaca and polypropylene fibers through Taguchi method and Grey Relational analysis approach[J]. Green Technologies and Sustainability, 2025, 3(3): 100200-100200.
- [43] 高子晏, 董婷. 基于田口法和遗传算法的取向硅钢片直线电机优化设计[J]. 微特电机, 2023, 51(11): 30-36.
- [44] 张玉峰, 高文韬, 史乔宁, 等. 基于改进迭代田口法的双余度永磁同步电机优化设计[J]. 电工技术学报, 2023, 38(10): 2637-2647+2685.
- [45] Arkam Y, Sakim A, Merroun O, et al. Performance optimization of solar air heater with novel combination of sinusoidal absorber and angled baffles: A CFD and Taguchi approach[J]. Thermal Science and Engineering Progress, 2025, 61103496-103496.
- [46] 罗马吉, 傅立运, 詹志刚, 等. 质子交换膜燃料电池冷却流道的设计与分析

- [J]. 武汉理工大学学报(信息与管理工程版), 2011, 33(04): 601-603+612.
- [47] 侯献军, 桂文刚, 金雪. 质子交换膜燃料电池发动机热管理研究[J]. 汽车科技, 2009(01): 16-18+26.
- [48] 肖合林, 侯献军, 颜伏伍. 燃料电池发动机系统计算分析[J]. 武汉理工大学学报, 2004(05): 64-67.
- [49] ZHANG B B, LIU J X, LI J G, et al. Development of fuel cell cooling method and thermal management control strategy[J]. Battery Bimonthly, 2019, 49(2): 158-162.
- [50] 傅立运. 质子交换膜燃料电池冷却流道的设计与模拟[D]. 武汉:武汉理工大学, 2011.
- [51] CHENG C H, LIN H H, LAI G J. Design for geometric parameters of P EM fuel cell by integrating computational fluid dynamics code with optimization method[J]. Journal of Power Sources, 2007, 165 (2): 803-813.
- [52] 王洋. 质子交换膜燃料电池流场板及冷却组的数值模拟研究[D]. 北京:北京交通大学, 2022.
- [53] Yiding Cao, Zhen Guo. Performance evaluation of an energy recovery system for preforming of PEM fuel cell power plants[J]. Journal of Power Sources, 2002, 109: 287-293.
- [54] 宋江南. 质子交换膜燃料电池冷却流场设计及优化[D]. 贵阳:贵州大学, 2023.
- [55] 秦灏, 章桐. 探究蛇形流道 PEM 燃料电池阴极压降变化规律[J]. 内燃机与配件, 2023(10): 1-5.
- [56] F. Nandjou, J.-P. Poirot-Crouvezier, M. Chandesris, et al. Impact of heat and water management on proton exchange membrane fuel cells degradation in automotive application[J]. Hydrog. Energy, 2016(41): 15545–15561.
- [57] Ma Y, Chen C, Fan T, et al. An Innovative Aerodynamic Design Methodology of Wind Turbine Blade Models for Wind Tunnel Real-time Hybrid Tests Based on Genetic Algorithm[J]. Ocean Engineering, 2022, 257:111724
- [58] 沈俊峰.流动模糊喷嘴气液掺混特性及雾化机理的研究[D]. 沈阳:东北大学,

2022.

- [59] 赵其寿. 空气雾化喷嘴的结构尺寸对雾化性能的影响及其设计原则[J]. 工程热物理学报, 1989(01): 97-103.
- [60] 周涛涛, 唐志全, 王辰, 等. 基于 VOF-DPM 的横向射流雾化过程数值模拟[J]. 内燃机与动力装置, 2024, 41(04): 1-10.
- [61] CHANG J L, CHEN L H, HE L J, et al. Numerical simulation of primary atomization process of liquid jet in subsonic crossflow[J]. Energy Reports, 2022, 8(S4): 1-15.
- [62] 李学锐. 燃料电池反应气复合增湿方法研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2013.
- [63] 陈宇霄. 基于 LES-VOF 方法的压力旋流喷嘴雾化性能研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2022.
- [64] SHAO C X, YUAN S A, LUO K A. generalized coupled level set volume-of-fluid ghost fluid method for detailed simulation of gas-liquid flows[J]. Journal of Computational Physics, 2023, 487: 112158.
- [65] 马菁, 马强, 王俊杰, 等. 温度和阴极湿度对质子交换膜燃料电池的影响[J]. 西北工业大学学报, 2023, 41(06): 1162-1169.
- [66] 黄烈武. 湿空气的湿度计算及其在干燥热工中的应用[C]. 2010 年(银川)国际墙体屋面材料技术交流大会. 2010.
- [67] 贾坤晗, 姚圣卓, 刘永峰, 等. 阳极相对湿度对质子交换膜燃料电池性能的影响[J]. 中国科技论文, 2019, 14(12): 1278-1282.

附录 1

```
import numpy as np
import matplotlib.pyplot as plt
from decimal import Decimal, getcontext

# 设置 Decimal 的精度为 8 位小数
getcontext().prec = 8

# 初始值
Q1 = Decimal('0.1308') * Decimal('10e-3')
P1 = Decimal('150000')

# 定义气孔的结构体（使用类模拟）
class Stoma:
    def __init__(self):
        self.ch_p = Decimal('0')
        self.p = Decimal('0')
        self.q = Decimal('0')
        self.Q = Decimal('0')

# 核心计算函数
def calculate_flow(n, direction):
    stoma_list = [Stoma() for _ in range(35)]
    if direction == 0: # 单向进气
        M = Q1 / n
        stoma_list[0].p = P1
        stoma_list[0].q = M * (Decimal('40000') / (Decimal('40000') + P1))
        stoma_list[0].Q = M * P1 / (Decimal('2') * (Decimal('40000') + P1))
```

```

for i in range(1, 35):
    V = stoma_list[i-1].Q / (Decimal('0.2') * Decimal('10e-6'))
    stoma_list[i].ch_p = Decimal('1.014') * ((Decimal('70') *
Decimal('0.19') / (Decimal('2') * n) * V * V) / Decimal('760') + Decimal('0.695') * V *
V)

    stoma_list[i].p = stoma_list[i-1].p - stoma_list[i].ch_p
    stoma_list[i].q = stoma_list[i-1].Q * (Decimal('40000') /
(Decimal('40000') + 2 * stoma_list[i-1].p))
    stoma_list[i].Q = stoma_list[i-1].Q * (stoma_list[i-1].p /
(Decimal('40000') + 2 * stoma_list[i-1].p))

# 计算 p, q, Q 值并绘图
p_values = [float(stoma.p) for stoma in stoma_list]
q_values = [float(stoma.q) for stoma in stoma_list]
Q_values = [float(stoma.Q) for stoma in stoma_list]

return p_values, q_values, Q_values

# 绘图函数
def plot_flow(p_values, q_values, Q_values):
    fig, axs = plt.subplots(3, 1, figsize=(8, 12), sharex=True)

    # 绘制 p 的变化趋势
    axs[0].plot(range(35), p_values, label='p', color='blue', marker='o',
linestyle='-', markersize=6)
    axs[0].set_title("p Values")
    axs[0].set_ylabel("p")
    axs[0].grid(True)

```

```
# 绘制 q 的变化趋势
axs[1].plot(range(35), q_values, label='q', color='green', marker='x',
linestyle='-', markersize=6)
axs[1].set_title("q Values")
axs[1].set_ylabel("q")
axs[1].grid(True)

# 绘制 Q 的变化趋势
axs[2].plot(range(35), Q_values, label='Q', color='red', marker='s',
linestyle='-', markersize=6)
axs[2].set_title("Q Values")
axs[2].set_xlabel("Stoma Index")
axs[2].set_ylabel("Q")
axs[2].grid(True)

plt.tight_layout()
plt.show()
```


攻读硕士学位期间取得学术成果

一、参与的科研项目

- [1] 安徽省教育厅高校科研项目“氢燃料电池温度场变化趋势预测研究”
(KJ2021A0488)

二、发表学术论文

- [1] 张含真, 高清振, 汪婧琳, 等. 气流对氢燃料电池气体扩散层输水性影响分析[J]. 船电技术, 2024, 44(01): 48-52.
- [2] Qingzhen Gao, **Hanzhen Zhang**, Jinglin Wang, Calculation and Analysis of Hydrogen Fuel Cell Performance Under Multiphysics Conditions, Lecture Notes in Electrical Engineering, 2024: 49-57. **(EI)**

三、已授权及实审阶段专利

已获授权发明专利

- [1] 高清振, 张含真, 王建平, 等. 一种防止热衰退的刹车装置[P]. 中国: CN202211626161.2, 2024-07-26.

已进入实审阶段发明专利

- [1] 高清振, 张含真, 王建平, 等. 一种带有防止热衰退功能的刹车装置及其安装方法[P]. 中国: CN202211626132.6, 2023-03-24.
- [2] 高清振, 张含真, 王建平, 等. 一种高散热性双极板及燃料电池[P]. 中国: CN202310306946.X, 2023-07-18.
- [3] 高清振, 张含真, 高菲, 等. 一种具有快速排水功能的双极板及燃料电池[P]. 中国: CN202310306937.0, 2023-06-23.
- [4] 高清振, 张含真, 高菲, 等. 一种四通道燃料电池双极板及燃料电池[P]. 中国: CN202310306936.6, 2023-06-23.

四、获得比赛奖项及荣誉

- [1] 第一完成人. 《自增湿 单排水 四流道双极板一大功率氢能电池首选》， 安徽省大学生创新大赛(2024)， 高教主赛道铜奖.
- [2] 第一完成人. 《转刹为能—电动汽车刹车-发电融合系统》， 第九届安徽省“互联网+” 大学生创新创业大赛， 高教主赛道银奖。
- [3]荣获 2024 年硕士研究生国家奖学金。

五、学术会议汇报

- [1]第十八届电工技术学会学术年会口头及墙报汇报

致谢

身前是熙熙攘攘的人群，身后是明明暗暗的灯火，行至此处，终是来到人生的岔路，这篇论文也将成为我学生时代的落幕。

在读研的三年里，离不开诸多师长、同学以及家人朋友的帮助和支持，在此谨致以最诚挚的感谢。

首先，也最主要的，衷心的感谢我的恩师高清振老师。三年前第一次跟老师见面的场景还历历在目，如今却也到了快分离的时刻。三年来，感谢老师给予了无微不至的关怀和指引，在专业领域给了我很多指导，每当论文写作或研究过程中遇到困难，老师的点拨总能让我茅塞顿开。我深知这些教导影响的不仅仅是我研究生三年的学术生涯，在我今后的学习和工作过程中，老师曾教会的学习能力和方法也会持续指引着我。在生活上，老师也给了我很多关怀，老师始终跟我说身体是最重要的，在我生病的时候叮嘱我先把身体照顾好，关心我的生活和情绪问题，从不给予我学术压力，让我的研究生三年充实但很快乐。再次感谢恩师对我的帮助，一朝沐杏雨，一生念师恩。

其次，感谢我的父母对我的尽力托举，在经济和生活上从未让我受过委屈，倾听我的压力，排解我的困惑，始终让我知道我有坚实的后盾，可以肆意的去做任何我想做的事，愿家人平安喜乐，健康顺遂。

感谢母校安徽工程大学，从 2018 年本科入学到 2025 研究生毕业，我在安徽工程大学已度过了 7 个春秋，感谢安徽工程大学所有教导过我的老师，感谢安徽工程大学为我提供的良好的学习环境，希望学校越来越好。

感谢我的男朋友和好朋友，感谢一直以来的陪伴和包容，在我开心时为我开心，难过时替我难过，希望爱意常伴，友谊长存。

感谢我的师弟师妹们，感谢这份师门缘分让我们相识，感谢研究生期间的所有室友和同学，希望大家都能在自己的领域熠熠生辉。

山水相连，终有一别，感谢我炙热的二十五岁，祝自己毕业快乐，前程似锦！

2025 年 3 月

尚德敏学 唯实惟新

