



基于TPE贝叶斯算法的动力电池滴落接触式液冷流道优化

查云飞^{1,2}, 李周达^{1,2}, 韩丹丹^{1,2}, 弓栋梁^{1,2}, 薛伊诺¹

(¹福建理工大学, 福建 福州 350118; ²福建省汽车电子与电驱动技术重点实验室, 福建 福州 350118)

摘要:针对大模组动力电池滴落接触式液冷系统中长供液流道压降累积导致的孔间流量失配问题,提出一种基于树状帕森估计(TPE)贝叶斯算法的变结构流道优化方法。建立一维流体网络/热-电耦合模型,通过定水头溢流稳压试验标定低雷诺数条件下滴落孔流量系数 C_q 与雷诺数 Re 的关系,拟合模型判定系数 R^2 均大于0.97;水力模型验证中,代表孔位流量仿真值与实验值的相对误差均控制在5%以内,说明模型能够较准确描述微压头条件下沿程阻力与孔口节流的耦合分配过程。针对分段数、分段边界和分段孔径耦合变化的优化问题,将设计变量组织为树状条件参数空间,并引入离散孔径投影、整数孔位修正、孔径单调补偿约束和工程可制造性筛选准则,形成多孔流道变结构优化流程。结果表明,在预设的1.2~1.8 mm离散孔径约束下,纵向单侧供液54孔方案受长流道压降累积限制,低流量端最差不均匀度为6.18%,难以满足小于5%的工程约束;将孔径搜索范围扩展至1.0~2.0 mm后,纵向方案虽可通过统一1.0 mm小孔将最大平均流量不均匀度降至4.86%,但会增加堵塞风险、加工误差敏感性和泵压需求。横向单侧供液42孔方案优化后收敛为1.4(1-12孔)-1.5(13-26孔)-1.6(27-42孔) mm三段式递增孔径结构,全流量范围内最大不均匀度为4.96%,常用流量段约为2.80%。与遗传算法和粒子群算法相比,TPE在相同评价预算下成功率达到100%,平均首次获得可行解所需评价次数为32.8次,表现出较好的搜索稳定性和样本利用效率。2 C恒流放电工况下,优选方案将电池包最高温度控制在37.5℃以下,最大温差为0.65℃;动态电流-流量边界验证中,温度最大相对误差为4.92%,测点孔位累计出流量最大相对误差为4.55%,动态代表流量点实验最大不均匀度为3.49%,实验最大电池间温差为1.56℃。结果说明,横向短流道与分段孔径补偿设计能够兼顾流量均匀性、热均匀性和制造可实现性。

关键词:滴落接触式液冷; 动力电池热管理; TPE贝叶斯优化; 流量均匀性

doi: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2026.0169

中图分类号: TM 912

文献标志码: A

文章编号: 2095-4239 (2026) 08-3153-19

Flow channel optimization for drop-contact liquid cooling of power batteries based on the TPE bayesian algorithm

ZHA Yunfei^{1,2}, LI Zhouda^{1,2}, HAN Dandan^{1,2}, GONG Dongliang^{1,2}, XUE Yinuo¹

(¹Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, Fujian, China; ²Fujian Key Laboratory of Automotive Electronics and Electric Drive, Fuzhou 350118, Fujian, China)

Abstract: This study proposes a variable-structure flow channel optimization method based on the tree-structured Parzen estimator (TPE) Bayesian algorithm to reduce flow maldistribution caused by pressure-drop accumulation in the long supply channels of large-

收稿日期: 2026-02-26; 修改稿日期: 2026-04-09。

基金项目: 福建省自然科学基金面上项目(2024J01824), 福建理工大学科研启动基金项目(GY-Z23206)。

第一作者: 查云飞(1981—), 男, 博士, 教授, 研究方向为电动汽车电池热管理, E-mail: fei244@163.com; 通信作者: 弓栋梁, 讲师, 研究方向为电动汽车电池管理系统关键状态估计, E-mail: toto2008@126.com。

引用本文: 查云飞, 李周达, 韩丹丹, 等. 基于TPE贝叶斯算法的动力电池滴落接触式液冷流道优化[J]. 储能科学与技术, 2026, 15(8): 3153-3171.

Citation: ZHA Yunfei, LI Zhouda, HAN Dandan, et al. Flow channel optimization for drop-contact liquid cooling of power batteries based on the TPE bayesian algorithm[J]. Energy Storage Science and Technology, 2026, 15(8): 3153-3171.

format battery modules with drop-contact liquid cooling. A one-dimensional fluid network/thermoelectric coupled model was established, and constant-head overflow stabilization tests were performed to calibrate the relationship between the drop-hole discharge coefficient and the Reynolds number. The fitted models yielded coefficients of determination > 0.97 , and the relative errors between simulated and measured flow rates at representative holes were within 5%, indicating that the model can describe the coupled distribution process of channel pressure drop and orifice throttling under micro-pressure-head conditions. The optimization variables including segment number, boundary, and aperture were formulated as a tree-structured conditional parameter space. To support manufactural design, discrete-aperture projection, integer-hole correction, monotonic aperture compensation, and screening rules were incorporated into the optimization process. Under the preset discrete aperture range of 1.2–1.8 mm, the longitudinal single-sided 54-hole scheme was constrained by cumulative pressure drop and exhibited a worst-case nonuniformity of 6.18%, exceeding the engineering limit of 5%. When the aperture search range was extended to 1–2 mm, a uniform 1.0 mm aperture reduced the maximum average flow nonuniformity to 4.86%, but at the cost of greater clogging risk, greater sensitivity to manufacturing error, and increased pump pressure demand. The optimized transverse single-sided 42-hole scheme converged to a three-stage increasing-aperture design: 1.4 mm for holes 1–12, 1.5 mm for holes 13–26, and 1.6 mm for holes 27–42. This configuration achieved a maximum nonuniformity of 4.96% over the full flow range and 2.80% in the commonly used operating range. TPE achieved a 100% success rate subject to the same evaluation budget and required 32.8 evaluations on average to obtain the first feasible solution, showing better search stability and sample efficiency than the genetic algorithm and particle swarm optimization. Under constant-current discharge (2 C), the optimized scheme kept the maximum battery pack temperature below 37.5°C and limited the maximum temperature difference to 0.65°C. Under dynamic current-flow conditions, the maximum relative temperature error was 4.92%, the maximum relative error in cumulative outflow at measured holes was 4.55%, the maximum nonuniformity at representative dynamic flow points was 3.49%, and the maximum intercell temperature difference was 1.56°C. Overall, the segmented transverse short-channel design with aperture compensation balances flow uniformity, thermal uniformity, and manufacturability.

Keywords: drop contact liquid cooling; power battery thermal management; TPE bayesian optimization; flow uniformity

随着新能源汽车产业向高续航里程与超快充技术方向的演进,动力电池系统的能量密度与充放电倍率显著提升,随之而来的热效应问题已成为制约行业发展的关键瓶颈^[1-2]。高效的电池热管理系统(battery thermal management system, BTMS)对于将电池维持在最佳工作温度区间(15~35°C)并保证单体温度一致性具有决定性意义^[3-4]。

目前,主流的间接接触式液冷板技术受限于导热界面热阻及流道与电芯的有效接触面积,在高倍

率工况下的换热能力面临挑战^[5]。相比之下,直接接触式液冷技术(如浸没式、喷淋/滴落式)利用绝缘冷却液直接与电芯表面进行热交换,消除了接触热阻,具备极高的冷却效率与均温潜力^[6-8]。其中,滴落接触式散热系统通过在电池上方布置开孔流道,利用重力驱动冷却液并在电芯表面形成液膜,相比全浸没式系统大幅降低了冷却液充注量与系统重量,具有广阔的轻量化应用前景^[9-11]。

然而,在面向整车级大模组应用时,长距离供

液流道内的沿程摩擦阻力会导致显著的压力衰减, 引发“近端流量大、远端流量小”的分配不均现象。这种流量失配会直接导致电池包内出现局部热点, 加速电池老化不一致性, 严重时可能诱发热失控链式反应^[12]。针对流道优化问题, 传统的计算流体力学 (CFD) 试错法计算耗时巨大, 难以支撑多参数的迭代寻优。而基于遗传算法 (GA) 或粒子群算法 (PSO) 的常规优化方法, 在面对涉及“分段数量”“分段位置”等离散变量的变维优化问题时, 往往面临编码复杂、收敛困难的问题^[13-16]。近年来, 贝叶斯优化及其多目标、序贯扩展已被用于电池热管理结构优化和电池状态估计等问题, 在小样本、高代价评价场景下具有较好的寻优效率^[17-18]。

鉴于此, 本研究提出一种结合树状帕森估计 (tree-structured Parzen estimator, TPE) 贝叶斯算法的变结构流道优化策略。不同于直接对固定维度参数进行寻优的常规优化方法, 本研究根据滴落接触式液冷流道的结构特征, 将设计变量组织为“分段数-分段边界-分段孔径”的树状条件参数空间, 并将离散孔径约束、孔径单调补偿约束、全工况最差不均匀度评价和工程可制造性筛选准则嵌入优化流程中, 使 TPE 算法能够更好地适应流道分段数不确定、分段位置可变和孔径离散取值并存的结构寻优问题。本研究首先建立并标定一维热-流耦合网络模型, 随后对比纵向与横向两种流道拓扑的极限性能, 最终利用定制化 TPE 优化流程获得兼顾均温性与加工便利性的最优孔径分布方案。

1 模型建立、参数标定与验证

1.1 物理模型

随着新能源汽车对能量密度与快充性能要求的不断提升, 传统的间接接触式液冷 (如底部冷板) 受限于界面接触热阻与换热面积, 在高倍率工况下面临散热瓶颈。本研究的滴落接触式散热系统 (drop contact liquid cooling system), 作为一种介于浸没式与冷板式之间的新型热管理方案, 其核心理念在于利用绝缘冷却液直接冲击电芯表面, 消除接触热阻, 实现高效能的热交换。

物理结构上, 该系统主要由图 1 所示的三部分构成:

上部流体分配网络 (fluid distribution network): 这是系统的核心控制单元。冷却液 (通常为变压器

油或介电冷却液) 经由入口泵入分配流道。流道底部沿轴向开设有一系列精密计算的“滴落孔” (orifice)。流体在重力与流道内静压的双重驱动下, 克服孔口局部阻力, 以离散液滴或射流形式流出。

中部热交换区 (NCR-18650B module): 下方布置紧密的 18650 圆柱形锂离子电池模组。流出的冷却液液滴穿过空气间隙, 直接撞击电池顶部及侧壁, 并在表面张力与重力作用下形成动态液膜 (liquid film)。这层液膜沿电池壳体向下流动过程中, 通过强对流换热吸收电池内部产生的焦耳热与反应热。

下部汇流与箱体: 吸热后的流体汇聚于底部集液盘, 经由出口管路排出, 进入外部热交换循环。

该物理模型是一个典型的强耦合系统: 流体侧涉及变质量流的管内层流与微孔节流; 热侧涉及电池内部的各向异性导热与表面的降膜蒸发/对流换热; 电侧则涉及随温度与 SOC 动态变化的内阻生热特性。

需要说明的是, 本研究当前模型与实验验证对象为 NCR-18650B 圆柱形电池模组, 因此本研究给出的定量优化结果严格对应于该类圆柱电池系统。模型中流体网络部分以流道沿程阻力、孔口节流及出口背压边界为核心, 其建模思想对电芯外形并无严格限定; 但热-电耦合部分中的单体质量、比热容、导热系数、OCV-SOC 关系、 $R(\text{SOC}, T)$ 特性, 以及液膜覆盖率和等效对流换热系数等参数与电芯类型密切相关。因而, 当模型扩展至方形或软包电池时, 需依据其几何尺寸、受液面积和液膜铺展特征重新标定相关参数后方可应用。

1.2 控制方程

为实现对上述物理过程的数值求解, 本研究基

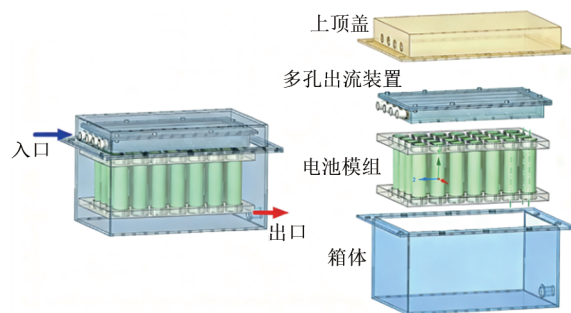


图1 滴落接触式液冷系统结构示意图

Fig. 1 Drop-contact liquid cooling system schematic

于 Simcenter Amesim 平台构建了一维流体网络与热-电耦合模型。该模型涵盖了描述电池产热的电化学方程、描述能量传递的传热学方程以及描述流体分配的流体力学方程。所有控制方程整合于表 1 中。所选用的 NCR-18650B 锂离子电池的技术参数如表 2 所示^[19]。

表 1 一维热-流-电耦合模型控制方程汇总
Table 1 Governing equations of the 1D thermo-fluid-electric coupled model

物理场分类	方程名称	控制方程
电学模型	总生热率方程	$Q = Q_j + Q_p \approx I^2 R$ (1)
	Rint 等效电路模型	$U_t = U_{ocv}(SOC) - I \cdot R(SOC, T)$ (2)
	SOC 状态方程	$SOC(t) = SOC(t_0) - \frac{1}{C_{bat}} \int_{t_0}^t I(\tau) d\tau$ (3)
传热学模型	电池能量守恒方程	$m_b c_b \frac{dT_b}{dt} = I^2 R + \frac{T_{env} - T_b}{R_{th}}$ (4)
	牛顿冷却定律	$\dot{Q}_{conv} = h_{conv} A_{eff} (T_s - T_f)$ (5)
	流体能量守恒方程	$V_f \rho c_{pf} \frac{dT_f}{dt} = \sum \dot{m}_{in} h_{in} - \sum \dot{m}_{out} h_{out} + \dot{Q}_{conv}$ (6)
流体力学模型	流体连续性方程	$\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \Rightarrow \sum Q_{in} - \sum Q_{out} = 0$ (7)
	管段沿程压降方程	$\Delta p_i = f_i \frac{L_i}{D_h} \frac{\rho v_i^2}{2}$ (8)
	层流摩擦因子	$f_i = \frac{64}{Re_i}, Re_i = \frac{\rho v_i D_h}{\mu}$ (9)
	孔口出流方程	$\dot{m}_{hole,i} = C_q A_{i\sqrt{2\rho(p_i - p_{out})}}$ (10)
	流量系数定义式	$C_q = \frac{Q_{exp}}{A_{i\sqrt{2\Delta p/\rho}}}$ (11)
	局部阻力关系式	$\zeta = \frac{1}{C_q^2}$ (12)

表 2 NCR-18650B 锂离子电池关键物性与电性能参数
Table 2 Key physical and electrical parameters of NCR-18650B lithium-ion cell

参数	单位	规格
直径	mm	18.25
高度	mm	65.10
重量	g	47.50
额定容量(25℃)	mAh	3350
额定电压	V	3.60
最大放电电流	A	6.80 (2 C)
密度	kg/m³	2750.23
比热容	J/(kg·K)	1075.94
轴向导热系数	W/(m·K)	29.85
径向导热系数	W/(m·K)	1.473

为保证电池包尺度多孔流道优化的计算效率，本研究采用一维流体网络/热-电耦合模型对滴落接触式液冷系统进行描述。该模型并不直接解析流道内部的三维速度分布、孔口附近局部涡流、液滴冲击后的瞬态铺展过程以及电池表面液膜厚度的局部分布，而是将上述局部复杂流动与换热过程等效为沿程阻力、孔口节流、有效换热面积和等效对流换

热系数等参数。

在流体侧，主流道被离散为一维管段，孔口出流通过经实验标定的 $C_q(Re)$ 模型描述。因此，模型重点表征沿程压降、孔口局部节流和多孔并联出流之间的耦合分配关系，适用于比较不同流道拓扑和孔径分布对孔间流量均匀性的影响。对于孔口附近的三维收缩、局部二次流和速度剖面畸变等效应，本研究通过孔口流量系数 C_q 的水力标定进行综合修正，而不再单独解析其三维细节。

在热侧，液滴撞击、表面润湿和液膜沿电池表面流动过程被等效为电池表面与冷却液之间的对流换热过程。模型采用有效换热面积和等效对流换热系数综合反映液膜覆盖率、液膜流速和表面铺展状态对换热能力的影响。因此，本研究热模型能够评价不同孔流量分配对电池包最高温度和温差的影响，但不用于预测局部液膜厚度、局部干斑或液膜波动等细节。上述简化使模型能够满足多方案、多工况快速迭代优化需求，但其定量结果主要适用于本实验标定范围内的圆柱电池模组和滴落液冷结构。

1.3 模型主要参数标定

为了保证一维仿真模型的预测精度，必须对模型中的关键物理参数进行实验标定。本研究重点针

对电池的电化学特性（内阻与 OCV）以及流体网络中的孔口流量系数（ C_q ）开展了独立测试。所用测试设备的参数如表 3 所示。

表 3 测试平台主要设备及参数

Table 3 Main equipment and specifications of the test setup

装置	型号	测试范围	精度
压差表	MAGHFINELIC 2000	0~100 Pa	±2.5% FS
量筒	—	0~10 mL	0.1 mL
充放电电机	FGCD-A200CT	电压 6~260 V 电流 ±100 A	电压 ±0.001 V 电流 ±0.01 A
直流无刷液泵	TL-B10H/S/S/WFG-J	0~10 L/min	—
温度数据记录仪	KSE08A0R	-200~2500℃	±0.1℃
K 型热电偶	KPS-ZT-TT-K-30-2000-CZ	-40~200℃	±0.5℃

1.3.1 电池内阻与 OCV 特性标定

电池内阻是热-电耦合模型的核心输入，直接决定了产热功率 I^2R 的大小。为了获取 NCR-18650B 电池在不同工况下的等效内阻，搭建了如

图 2(a)所示的由高低温环境箱、充放电电机及数据采集系统组成的测试平台，采用混合脉冲功率特性（HPPC）方法进行标定，测试原理如图 2(b)所示^[20]。

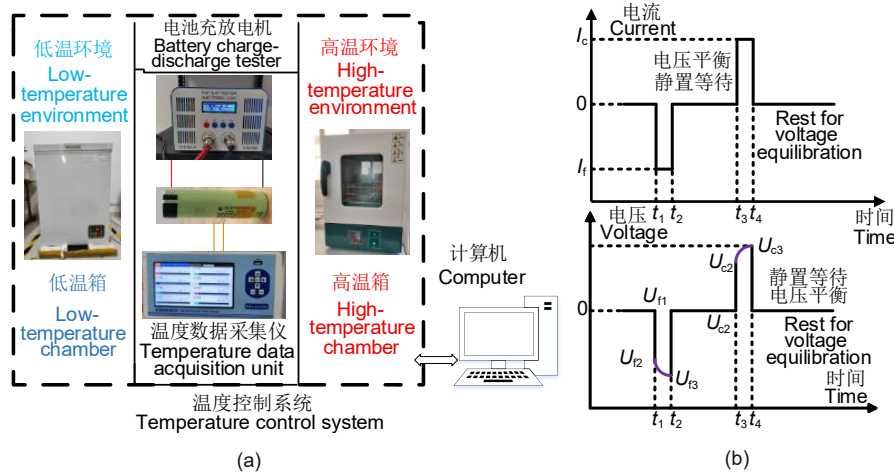


图 2 HPPC 参数辨识测试：(a) HPPC 测试平台；(b) HPPC 测试原理

Fig. 2 HPPC test for parameter identification: (a) HPPC test platform; (b) HPPC test principles

在施加脉冲放电电流瞬间，欧姆内阻使端电压由 U_{f1} 快速变化至 U_{f2} ；随后受极化效应影响，端电压由 U_{f2} 继续缓慢变化至 U_{f3} 。据此，欧姆内阻与极化内阻分别按式(13)和式(14)计算。HPPC 测试温度设置为 -20°C 、 -10°C 、 0°C 、 25°C 和 40°C ，SOC 间隔为 10%。测试前，电池在对应温度环境箱中静置至温度稳定；每个温度-SOC 工况下选取 3 节同型号电池重复测试，并取平均值作为最终结果。达到目标 SOC 后，依次施加 10 s 脉冲放电、静置 5 min、10 s 脉冲充电和静置 5 min，完成一次 HPPC 测试；随后通过恒流放电调整至下一 SOC

节点，直至完成全 SOC 区间测试。试验过程中，电压、电流信号采样周期为 10 ms，温度信号采样周期为 1 s。测试平台主要设备型号及参数见表 3。所得 $R(\text{SOC}, T)$ 特性数据用于电模型参数查表和热源项计算^[21]。

$$R = \frac{|U_{f2} - U_{f1}|}{|I_f|} \quad (13)$$

$$R_p = \frac{|U_{f3} - U_{f2}|}{|I_c|} \quad (14)$$

实验数据如图 3 所示，电池内阻具有显著的非线性：随温度升高，电化学反应活性增强，内阻降低；随 SOC 降低，特别是在低电量区（SOC <

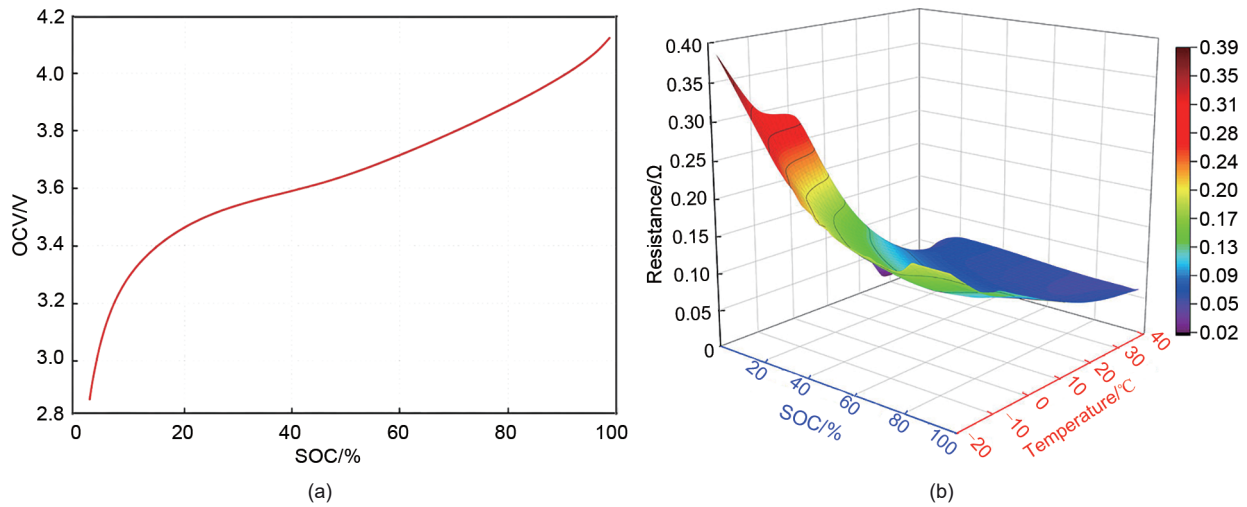


图3 NCR-18650B电池电特性标定结果: (a) OCV-COC曲线; (b) 等效内阻 $R(\text{SOC}, T)$ 特性
Fig. 3 Calibrated electrical characteristics of NCR-18650B cell: (a) OCV-SOC curve; (b) equivalent resistance $R(\text{SOC}, T)$

20%), 内阻急剧增大。这些特性被拟合为 $R(\text{SOC}, T)$ 的二维查表数据导入Amesim。

1.3.2 滴落孔流量系数(C_q)的水力标定

滴落冷却系统中, 冷却液沿供液流道流动时受沿程摩擦作用, 静压沿流向持续衰减; 流经底部滴落孔时, 局部静压进一步转化为孔口射流动能并形成出流。因此, 孔口流量同时受上游压力水平与孔口局部流动状态控制。在本研究工况下, 分配流道及孔口附近流动的雷诺数均较低, 整体处于层流主导区。此时, 孔口出流特性的变化并非由层流向湍流转换引起, 而主要取决于黏性作用与惯性作用相对贡献的变化。对于微孔节流过程, 孔口前后的压差并不全部转化为出口射流动能, 而应满足:

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho u^2 + \Delta p_{\text{loss}} \quad (15)$$

其中, Δp_{loss} 包括入口收缩损失、孔内壁面剪切损失及局部黏性耗散。低雷诺数 (Re) 条件下, 近壁边界层在有限孔径尺度内迅速发展, 黏性扩散对速度分布的影响增强, 孔内有效加速核心区缩小, 导致局部损失在总压降中的占比上升。以近壁黏性切应力量级 $\tau_w \sim \mu u/d$ 估算, 孔内黏性压降满足式(16)。

$$\Delta p_{\text{vis}} \sim \frac{4 \mu l}{d^2} \quad (16)$$

其中, l 为孔口等效节流长度, d 为孔口特征直径, u 为孔内特征流速。进一步与动压项比较, 可得:

$$\frac{\Delta p_{\text{vis}}}{\rho u^2 / 2} \sim \frac{8}{Re} \frac{l}{d} \quad (17)$$

式(17)表明, 随着 Re 降低, 黏性损失相对于动压的占比迅速增加, 更多压差能量被消耗于壁面剪切、入口附加损失及局部黏性耗散, 压力能向射流动能的转化效率下降, 因此 C_q 减小; 而当 Re 增大时, 惯性作用增强, 孔内局部加速过程更加充分, 黏性损失在总压降中的相对贡献减小, C_q 随之增大, 其本质是黏性耗散与惯性加速相对贡献变化对孔口有效出流能力的影响, 而非流态转换导致的突变。

在一维流体网络的建模中, 采用式(8)Darcy-Weisbach 方程描述供液流道内的沿程压降, 以式(9)层流摩擦因子表征管内黏性阻力, 采用式(10)孔口出流方程表征滴落孔局部节流过程。由孔口出流方程可知, 孔口实际出流量由孔口面积、两端压差及流量系数 C_q 共同决定, 因此 C_q 的物理意义为局部压差向实际出流能力转化效率的综合表征。结合 Amesim 小孔元件原理, 局部阻力系数与流量系数满足 $\zeta = 1/C_q^2$, 说明 C_q 越小, 对应的等效局部阻力越大。由此, C_q 并非单纯的经验修正参数, 而是将低雷诺数孔口内入口收缩损失、壁面剪切损失及黏性耗散综合等效后的关键水力参数。

为获得适用于低雷诺数微孔出流的一维网络模型参数, 搭建了如图4所示的基于“定水头溢流稳压”的微压流阻实验台。该实验台采用“定水头溢流稳压”原理, 通过高位溢流槽隔离液泵脉动, 提供稳定静压驱动, 并借助精密球阀调节管路阻力,

使孔口压差 ΔP 在 10~100 Pa 范围内实现精确控制。针对设计范围内 1.2~1.8 mm 的多个孔径，测量不同压差下的实际流出体积流量 Q_{exp} ，并反算对应工况下的流量系数 C_q 。

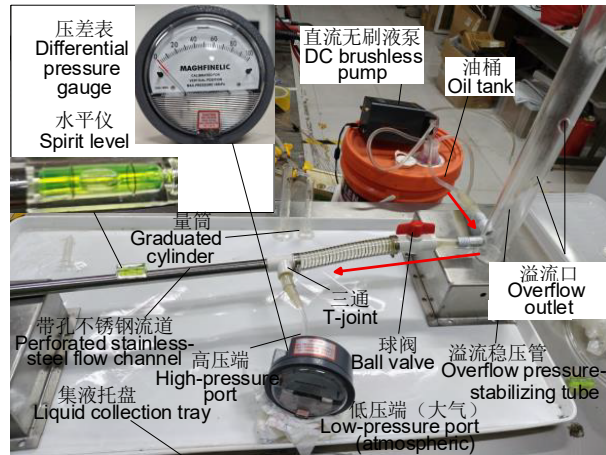


图 4 微压头孔口水力标定试验台（定水头溢流稳压）
Fig. 4 Micro-head hydraulic test bench for orifice calibration (constant-head overflow stabilization)

实验结果[图 5(a)]表明， C_q 不是常数，而是随雷诺数 Re 的增加而显著增大。为了在仿真中统一描述这种规律，采用式(18)进行拟合：

$$C_q(Re) = C_0 + \frac{C_1}{Re} + \frac{C_2}{Re^2} \quad (18)$$

其中 C_0 表征高 Re 渐近值， $\frac{1}{Re}$ 与 $\frac{1}{Re^2}$ 项用于描述低雷诺数下黏性效应导致的偏离。各孔径拟合参数见表 4，拟合结果如图 5(b)所示。结果表明，

表 4 流量系数模型 $C_q(Re)$ 拟合参数（不同孔径）

Table 4 Fitted parameters of the discharge-coefficient model $C_q(Re)$ for different apertures

d/mm	C_0	C_1	C_2	R^2	RMSE
1.2	0.7721	-5.5489	21.0785	0.9872	0.0079
1.3	0.7811	-5.57	22.3711	0.9768	0.0097
1.4	0.788	-5.5387	23.592	0.9825	0.0075
1.5	0.7933	-5.4507	24.3752	0.9853	0.0056
1.6	0.7976	-5.3479	24.9467	0.9842	0.0057
1.7	0.8006	-5.1594	24.2413	0.9851	0.0055
1.8	0.8036	-5.0463	24.9645	0.9779	0.0060

拟合决定系数 R^2 均接近 1，RMSE 较小，说明该模型能够在本研究试验覆盖的低雷诺数范围内有效表征滴落孔节流系数随流动状态变化的规律，可作为后续网络模型中孔口元件的水力特性输入。另外，对分配流道与测试管段的沿程阻力，考虑到系统干管内流动的最大雷诺数 Re 约为 200，处于完全层流区，壁面层流底层厚度远大于管壁微观粗糙度影响尺度，因此无需额外进行水力粗糙度标定。本研究直接采用工业控制 304 不锈钢管的标准绝对粗糙度 $\varepsilon = 0.002 \text{ mm}$ 作为仿真输入参数。

1.4 边界条件

流体域边界：①入口边界（Inlet）：设定为质量流量边界 $\dot{m}_{\text{in}}$ 。根据优化分析的需求，单孔平均流量的研究范围设定为 7~20 mL/min。对于 54 孔方案，总入口流量 $Q_{\text{in}} = 54 \times q_{\text{avg}}$ ；对于 42 孔方案，相应调整总流量。入口流体温度恒定为 25.00℃。②出

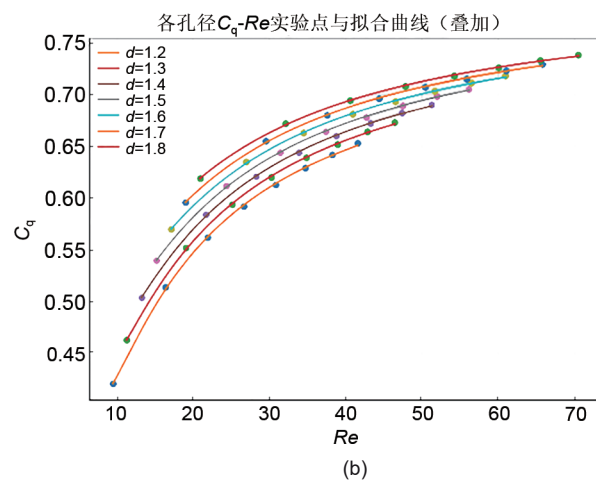
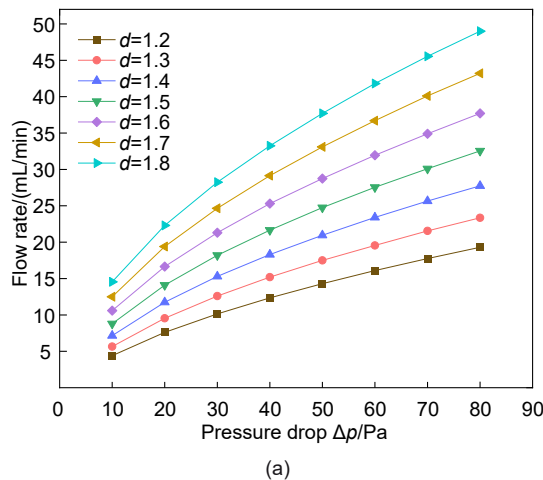


图 5 不同孔径下孔口压差-流量关系与流量系数拟合：(a) Δp - Q 实测曲线；(b) C_q - Re 拟合结果
Fig. 5 Pressure-drop/flow-rate characteristics and discharge-coefficient fitting for different apertures: (a) measured Δp - Q ; (b) fitted C_q - Re

口边界 (Outlet): 设定为压力出口边界。所有滴落孔直接通向电池箱体内部空间, 箱体保持与大气连通, 因此各孔出口背压设定为标准大气压 $p_{\text{out}} = 101325 \text{ Pa}$ 。

热力学边界: ①换热界面: 电池表面与流体之间采用第三类边界条件 (Robin 边界)。等效对流换热系数 h_{conv} 与液膜覆盖率及流速耦合。②绝热假设: 本研究将电池模组箱体外壁设为绝热边界, 不考虑箱体外壁与环境之间的自然对流和辐射散热。该处理主要基于以下考虑: 实车电池包通常具有隔热设计, 箱体内部空间相对封闭、空气量较少, 自然对流换热能力有限; 而滴落接触式液冷中冷却液直接作用于电池表面并形成液膜, 是主要散热路径。③初始状态: $t = 0$ 时刻, 系统处于热平衡状态, 电池初始温度 $T_{\text{init}} = 25^\circ\text{C}$ 。

电学边界: 负载工况采用恒流放电 (constant current discharge, CC) 模式。验证与优化过程中, 主要考察 1 C、1.5 C 及 2 C 的低、中、高倍率放电工况, 直至单体电压降至截止电压 2.5 V。模型验证同时考虑脉冲充放电交替工况: 2 C 脉冲放电 10 s、静置 20 s、0.5 C 恒流充电 20 s、静置 20 s 为一个周期, 共 10 个周期。

1.5 模型验证

为验证上述一维流体网络与热-电耦合模型的准确性, 搭建了包含 4 并 7 串 (4P7S) 电池模组的实物实验台, 开展了“仿真-实验”对比验证。

热-电耦合模型验证: 实验平台如图 6(a) 所示, 主要由直流无刷液泵、滴落接触式散热装置、充放电一体机、温度数据采集系统及油箱组成。在 25°C

环境温度下, 液泵流量调至平均单孔 20 mL/min, 分别进行 1 C、1.5 C 及 2 C 倍率的放电温升测试, 结果如图 6(b) 所示。仿真得到的温升曲线与实验采集的热电偶数据高度一致。在放电初期, 由于欧姆内阻主导, 温升迅速; 随后温差拉大, 冷却效应增强, 温升速率放缓。定义相对误差 $\sigma = (T_{\text{sim}} - T_{\text{exp}}) / T_{\text{exp}}$ 。结果显示, 在热负荷最大的 2C 工况下, 全过程的最大相对误差仅为 2.65%, 且稳态阶段误差更低。在 15.80°C 环境温度、平均单孔流量 10 mL/min (放电阶段) 条件下, 进行脉冲充放电温升测试, 结果如图 6(c) 所示。仿真温度曲线与实验温度曲线变化趋势一致, 均呈阶梯式累积上升; 前期温升较快, 后期温升趋缓, 这是由于循环过程中电池与冷却液温差逐渐增大, 且冷却液仅在放电阶段参与换热, 单位周期净积热量逐步减小。实验曲线略有滞后并存在局部波动, 主要与测点响应滞后及脉冲切换瞬间极化恢复、液膜换热波动有关。全过程最大绝对误差为 0.57°C , 最大相对误差为 3.43%, 表明该模型能够较准确地预测脉冲充放电条件下的瞬态温度响应。

水力模型验证: 制作分段变孔径流道进行流量分配测试, 全长共设 42 孔, 孔间距为 20 mm。孔径呈差梯度分布, 由入口端的 1.2 mm 逐级增加至末端的 1.8 mm (级差 0.1 mm), 每组孔径对应 6 个孔。在每组孔径的始末孔进行测试, 仿真计算的流量与量筒实测流量如表 5 所示。结果表明, 受孔径增大起主导作用的影响, 流量沿程呈阶梯状上升趋势。对比数据显示, 仿真值与实验值在全流量范围内吻合良好, 所有特征测点的相对误差绝对值均

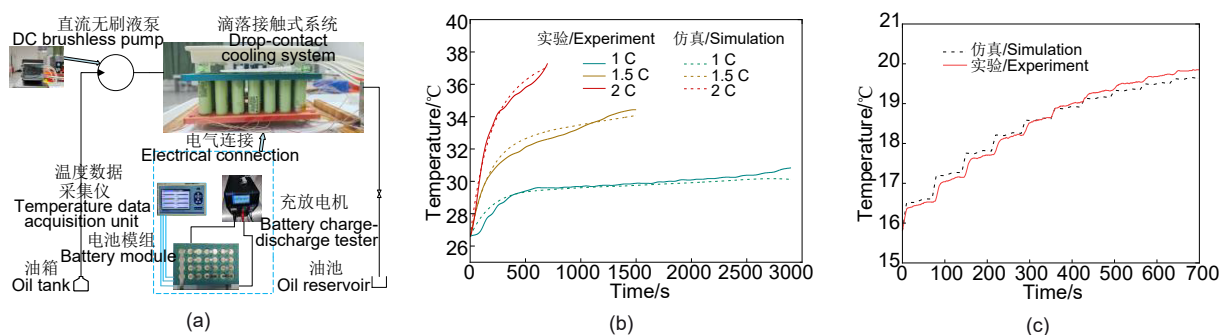


图 6 热-电耦合模型验证: (a) 滴落接触式液冷放电实验系统; (b) 不同放电倍率下电池温度仿真-实验对比; (c) 脉冲充放电条件下电池温度仿真-实验对比

Fig. 6 Validation of thermo-electric coupled model: (a) discharge test system with drop-contact cooling; (b) simulation-experiment comparison of cell temperature under different C-rates; (c) simulation-experiment comparison of cell temperature under pulse charge-discharge conditions

控制在 5% 以内。这表明基于 Darcy-Weisbach 公式与变 C_f 模型的流体网络，能够准确描述微压头下“沿程阻力-孔口节流”的耦合机制，具备支持后续复杂结构优化的精度基础。

表 5 水力模型验证：代表孔位流量仿真与实验对比

Table 5 Hydraulic model validation: comparison of simulated and measured flow rates at representative holes

孔号	孔径 d/mm	仿真值/(mL/min)	实验值/(mL/min)	相对误差/%
1	1.2	5.458	5.6	2.54
6	1.2	4.991	5.0	0.18
7	1.3	6.083	6.4	4.95
12	1.3	5.556	5.5	1.02
13	1.4	6.643	6.7	0.85
18	1.4	6.096	5.9	3.32
19	1.5	7.151	7.15	0.01
24	1.5	6.602	6.85	3.62
25	1.6	7.599	7.4	2.69
30	1.6	7.087	7.2	1.57
31	1.7	8.351	8.25	1.22
36	1.7	7.953	7.65	3.96
37	1.8	9.166	9.2	0.37
42	1.8	9.007	9.0	0.08

2 变结构流道优化设计与结果分析

在上述经实验验证的热-流耦合模型基础上，针对整车级电池包滴落冷却系统中因长距离供液导致的“末端欠流”问题，本部分提出一种递进式变结构优化策略。该策略旨在通过拓扑结构的工程抉择与孔径分布的自动寻优，在满足全工况流量均匀性约束的前提下，实现系统制造复杂度的最小化。

2.1 优化策略与物理拓扑定义

针对 108 串 21 并 (108S21P) 的电池包阵列 (空间排布为 54×42)，冷却流道的拓扑布置存在两种典型工程方案：

方案 A (纵向单侧供液，54 孔)：流道沿车身长度方向布置，单流道覆盖 54 个电芯。该方案所需集流管接口最少，集成度高，但供液路径长，沿程阻力累积效应显著，易导致末端供压不足。

方案 B (横向单侧供液，42 孔)：流道沿车身宽度方向布置，单流道覆盖 42 个电芯。该方案供液路径缩短，理论上压降可控性更优，但增加了集流管接口数量与潜在泄漏风险。

遵循“性能满足前提下追求结构极简”的工程

原则，制定如下优化策略：优先探索低成本的纵向 54 孔方案，通过孔径优化补偿压降；若受限于物理瓶颈无法满足均匀性指标 (全工况不均匀度 < 5%)，则对横向 42 孔方案进行寻优，以获得兼顾性能与工程实施性的最优解。

2.2 优化问题数学建模与求解

为解决多孔出流的非线性分配问题，构建包含“分段数量”“分段拓扑”及“离散孔径”的混合整数非线性规划模型。设计变量向量 $\mathbf{X}$ 定义为：① 自适应分段数 k ：在 $k \in [1, 7]$ 整数范围内寻优，以平衡控制精度与加工复杂度；② 分段拓扑 N_{seg} ：定义各控制段包含的孔数 $N_{\text{seg}} = [n_1, n_2 \cdots n_k]$ ，满足 $\sum n_i = N_{\text{total}}$ ；③ 离散孔径集合 D ：考虑激光开孔工艺约束，孔径取值限定为步长 0.1 mm 的离散集合 $D \in \{1.2, 1.3 \cdots 1.8\} \text{ mm}$ ，在 1.2~1.8 mm 范围内，孔径每增加 0.1 mm，圆孔过流面积增幅约为 12.1%~17.4%，能够形成明确的阻力分级；步长过小会增加孔径规格数量，步长过大则不利于沿程压降的分级补偿。本研究取 0.1 mm 作为孔径离散步长，以兼顾孔径分级补偿能力与加工实现性。

以全流量范围内的“最差均匀性”作为优化目标，采用 Min-Max 准则构建代价函数 $J(\mathbf{X})$ ，以保证方案在变工况下的鲁棒性：

$$J(\mathbf{X}) = \max_{Q_{\text{in}}} \{M_f(\mathbf{X}, Q_{\text{in}})\} + \lambda \cdot J_c(\mathbf{X}) \quad (19)$$

式中， λ 为惩罚权重； M_f 为平均不均匀度，定义如下：

$$M_f = \frac{1}{N_{\text{total}}} \sum_{i=1}^{N_{\text{total}}} \frac{|q_i - q_{\text{avg}}|}{\bar{q}} \times 100\% \quad (20)$$

式中， q_i 为第 i 个孔的流量， q_{avg} 为单孔平均流量。引入孔径单调递增约束 $J_c(\mathbf{X})$ ，确保孔径沿流向不减 ($d_i \leq d_{i+1}$)，以表征沿程压降作用下的孔口流量补偿规律。

本研究采用“流量均匀性优先、工程可实现性筛选”的层级优化准则。首先以全工况最大平均流量不均匀度 $M_{f, \text{max}}$ 作为第一指标，要求候选方案满足 $M_{f, \text{max}} < 5\%$ ；在可行解中，优先选择平均孔径较大的方案。由孔口出流关系可知，在目标流量一定时，较大的孔口面积有利于降低所需压差，从而降低维持相应流量所需的入口泵压，同时也可降低孔口堵塞风险和制造维护难度。若多个方案平均孔径接近，则进一步优先选择最小孔径较大、分段数和孔径规格数较少的方案。

相邻孔位间流道段长度为孔距 s ，本研究取 $s = 20 \text{ mm}$ 。孔径增加幅度与孔位处可用压差的衰减程度直接相关。对第 i 个孔，有：

$$q_i = C_q (Re_i) A_i \sqrt{\frac{2\Delta p_i}{\rho}}, \Delta p_i = P_i - P_{\text{out}} \quad (21)$$

因目标为各孔出流量近似一致，即 $q_i \approx q_{\text{avg}}$ ，则有：

$$A_i \approx \frac{q_{\text{avg}}}{C_q (Re_i) \sqrt{2\Delta p_i/\rho}} \quad (22)$$

对圆孔 $A_i = \pi d_i^2/4$ ，可得：

$$d_i \propto [C_q (Re_i) \sqrt{\Delta p_i}]^{-1/2} \quad (23)$$

当相邻孔位的 C_q 变化较小时，近似为 $d_i \propto \Delta p_i^{-1/4}$ 。这表明，孔位处可用压差衰减越明显，维持相同出流所需的孔径补偿越大；压差衰减较缓时，所需孔径增幅也相应减小。考虑到低雷诺数下 C_q 仍随 Re 变化，实际最优孔径分布仍需通过一维网络模型与优化算法联合求解。

该优化问题涉及条件参数空间，即孔径变量的维度随分段数 k 变化。传统固定维度优化算法在处理该类问题时通常需要额外编码、变量填充或约束修复，搜索效率易受到影响。为此，本研究采用基于

TPE 的贝叶斯优化算法，并结合滴落接触式液冷流道的物理约束和工程制造要求进行定制化处理。TPE 算法通过历史观测集构建优势分布 $l(x)$ 与劣势分布 $g(x)$ ，并以期望提升 (expected improvement, EI) 函数为准则生成新的候选方案。

与直接采用通用 TPE 算法不同，本研究将设计变量组织为“分段数 k -分段边界 N_{seg} -分段孔径 D ”的树状条件参数空间，使不同分段数下对应的边界变量和孔径变量能够被自动激活。同时，对候选解进行离散孔径投影、整数孔位修正和孔径单调不减约束处理，使其满足 $1.2 \sim 1.8 \text{ mm}$ 离散孔径、整数分段边界及沿流向孔径补偿规律。方案评价时，在 $q_{\text{avg}} = 7 \sim 20 \text{ mL/min}$ 全流量范围内调用一维流体网络模型，并取全工况最差平均流量不均匀度作为评价指标。在各算法中，对于满足 $M_{f,\text{max}} < 5\%$ 的候选方案，进一步优先选择平均孔径较大、最小孔径较大、分段数和孔径规格数较少的结构，以兼顾流量均匀性、泵压需求、堵塞风险和加工维护复杂度。通过上述定制化处理，TPE 能够更好适应本研究分段数可变、分段位置可变和孔径离散取值并存的变结构流道优化问题。联合仿真流程如图 7 所示。

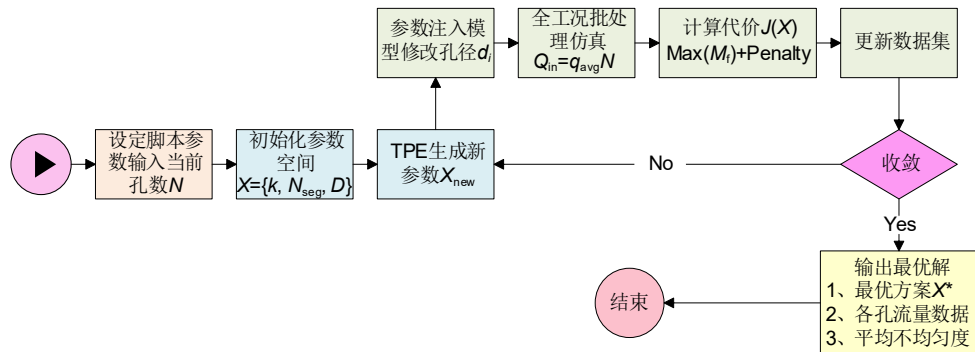


图7 TPE 贝叶斯优化与联合仿真批处理流程

Fig. 7 Workflow of TPE Bayesian optimization coupled with batch simulations

2.3 优化结果分析

对方案A进行TPE寻优，最优解自动收敛为4段式结构，孔径分布为“1.3-1.4-1.5-1.6 mm”。图8(a)显示，虽然分段递增孔径在交界处产生了明显的流量阶跃补偿，但受限于过长的供液路径 ($L \approx 1080 \text{ mm}$)，沿程摩擦导致的静压衰减过大。图8(b)显示，该方案在低流量工况 ($q_{\text{avg}} = 7 \text{ mL/min}$) 下的不均匀度高达 6.18%，超过了 5% 的工程约束。这是由于低流速下孔口压差微小，流量对沿程压降的扰动极为敏感，在预

设的 $1.2 \sim 1.8 \text{ mm}$ 离散孔径约束下，分段递增孔径对末端欠流具有一定补偿作用，但其补偿能力仍不足以抵消纵向长流道压降累积带来的影响。

为进一步探索纵向单侧供液 54 孔方案中长流道压降与孔径补偿能力之间的关系，在原孔径范围 $1.2 \sim 1.8 \text{ mm}$ 基础上，进一步将孔径搜索范围放宽至 $1.0 \sim 2.0 \text{ mm}$ ，其余模型参数、流量范围、孔间距、单侧供液方式和目标函数均保持不变。表 6 给出了纵向 54 孔方案在不同孔径补偿条件下的对比

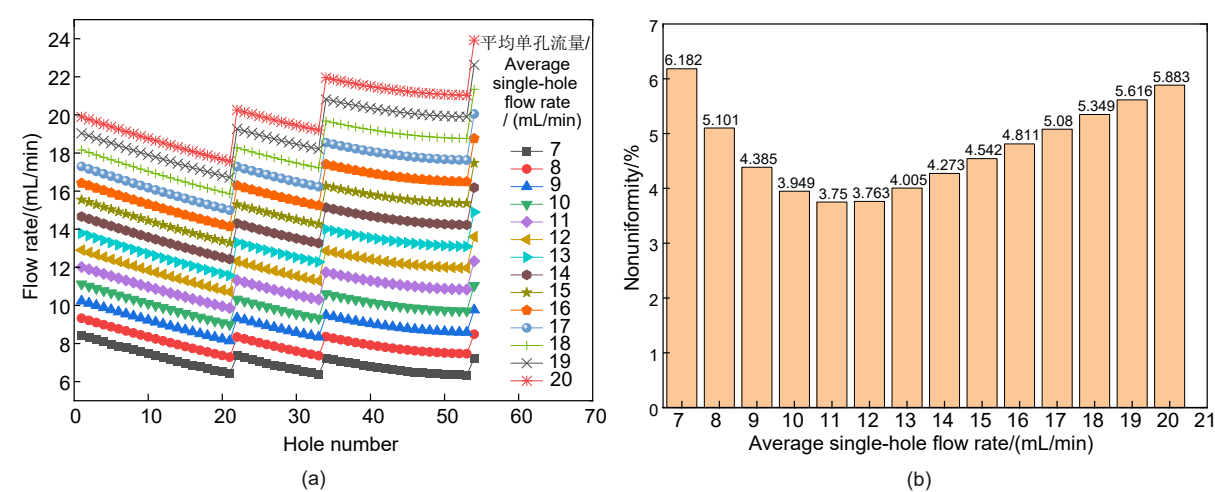


图8 纵向单侧供液（54孔）优化结果：(a) 不同单孔平均流量下孔口出流分布；(b) 不均匀度随单孔平均流量变化
Fig. 8 Optimized longitudinal single-sided supply (54 holes): (a) hole flow distribution under different q_{avg} ; (b) nonuniformity versus q_{avg}

结果。可以看出，在预设的 1.2~1.8 mm 离散孔径约束下，分段递增孔径能够对末端欠流起到一定补偿作用，但最优方案的 $M_{f,max}$ 仍为 6.18%，超过 5% 的工程约束。当孔径范围放宽至 1.0~2.0 mm 后，最优均匀性方案收敛为统一 1.0 mm 小孔， $M_{f,max}$ 降

低至 4.86%，可以满足均匀性约束。这说明纵向长流道方案并非单纯通过增加末端孔径即可有效补偿沿程压降，而是需要显著减小整体孔径、提高孔口节流阻力占比，从而削弱主流道沿程压降对各孔出流分配的影响。

表 6 纵向 54 孔方案不同孔径补偿条件下的优化结果对比
Table 6 Comparison of optimization results for the longitudinal 54-hole scheme under different aperture-compensation conditions

方案	孔径范围/mm	最优孔径结构/mm	$M_{f,max}/\%$	$M_{f,mean}/\%$	最差工况	是否满足 $M_{f,max} < 5\%$
基准孔径约束范围	1.2~1.8	1.3(1—21 孔); 1.4(22—33 孔); 1.5(34—53 孔); 1.6(54 孔)	6.18	—	7 mL/min	否
扩展孔径搜索范围	1.0~2.0	1.0(1—54 孔)	4.86	3.18	7 mL/min	是
统一 1.1 mm	1.0~2.0	1.1(1—54 孔)	6.86	4.60	7 mL/min	否
末端小幅补偿	1.0~2.0	1.0(1—53 孔); 1.1(54 孔)	5.27	3.60	7 mL/min	否
三段低孔径候选	1.0~2.0	1.0(1 孔); 1.1(2—17 孔); 1.2(18—54 孔)	5.41	4.91	20 mL/min	否

注：放宽孔径范围方案中，1.0 mm、1.1 mm、1.9 mm 和 2.0 mm 孔径的 $C_q(Re)$ 参数由 1.2~1.8 mm 标定结果拟合外推获得。

从表 6 可以进一步看出，放宽孔径范围后能够满足均匀性约束的方案并不是孔径沿流向大幅递增的分段补偿结构，而是统一 1.0 mm 小孔结构。该结果表明，对于纵向 54 孔长流道，若要在单侧供液条件下削弱沿程压降对流量分配的影响，需要显著提高孔口节流阻力占比，使系统阻力主要由孔口控制，而不是由主流道沿程压降主导。然而，1.0 mm 孔径低于本研究原设计孔径下限，会增加加工误差敏感性和孔口堵塞风险，并会提高系统泵压需求，不利于实际工程应用。

基于阶段一的分析，转入方案 B（横向 42 孔）

进行优化。结果显示，最优配置收敛为 3 段式结构，孔径序列为“1.4(1—12 孔)-1.5(13—26 孔)-1.6(27—42 孔) mm”。得益于供液路径的缩短（累积压降降低），该方案在全工况范围内展现出优异的鲁棒性。如图 9 所示，即使在最不利的低流量端，最大不均匀度也被控制在 4.96%，满足工程指标；在常用流量段，不均匀度进一步降低至 2.80% 左右。此外，该方案具有更大的平均孔径和更少的分段数，显著降低了加工难度与流道堵塞风险。

确定横向 42 孔为最终优选方案后，将其代入热-电耦合模型进行验证。设定工况为 2 C 恒流放

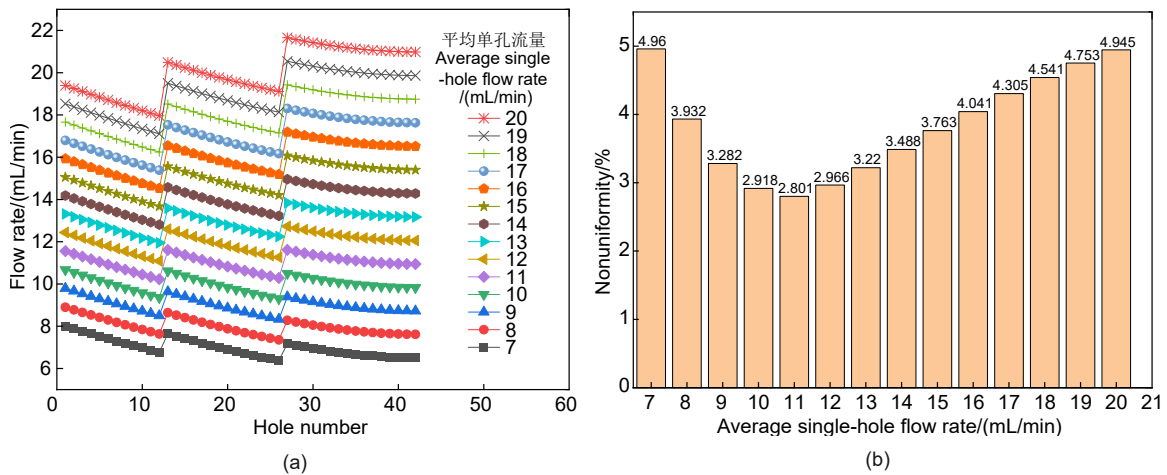


图9 横向单侧供液(42孔)优化结果: (a) 不同单孔平均流量下孔口出流分布; (b) 不均匀度随单孔平均流量变化
Fig. 9 Optimized transverse single-sided supply (42 holes): (a) hole flow distribution under different q_{avg} ; (b) nonuniformity versus q_{avg}

电, 入口温度 26.6°C 。仿真结果如图 10 所示, 孔下电池温度沿流向呈现与流量分配高度一致的“锯齿状”分布, 但整体温差极小。统计表明, 电池包最高温度被有效控制在 37.5°C 以下, 模组内最大温差仅为 0.65°C 。相较于统一孔径方案 ($M_f \approx 14.93\%$), 基于 TPE 优化的分段孔径方案将平均流量不均匀度降至 4.96% , 降幅约为 66.8% , 表明分段孔径优化可显著改善流量分配均匀性; 同时, 通过“横向短流道+分段补偿”的策略, 成功解决了大模组滴落液冷系统的热均匀性问题。

2.4 温度边界与冷却液物性对优化方案的影响

为进一步验证 TPE 贝叶斯优化算法在本研究变结构流道优化问题中的适用性, 将其与遗传算法 (genetic algorithm, GA) 和粒子群算法 (particle swarm optimization, PSO) 进行对比。三种算法均采用相同的一维流体网络模型、相同的设计变量范围和相同的目标函数。对比对象选取最终优选的横向单侧供液 42 孔方案, 孔径取值范围为 $1.2\sim 1.8\text{ mm}$, 离散步长为 0.1 mm , 分段数 k 的取值范围为 $1\sim 7$, 平均单孔流量范围为 $q_{avg} = 7\sim 20\text{ mL/min}$ 。优化过程中施加孔径沿流向单调不减约束, 并以全工况最大平均流量不均匀度 $M_{f,max} < 5\%$ 作为工程约束。

考虑到 GA 和 PSO 通常采用固定维度编码, 而本研究优化问题中分段数变化会引起分段位置和孔径变量维度变化, 因此对 GA 和 PSO 采用最大分段数统一编码方法, 并通过可行域修复将候选解投影

为合法的分段孔径结构。对于不满足单调递增或分段孔数约束的候选解, 采用惩罚项进行处理, 惩罚权重取 $\lambda = 10$ 。TPE 算法则基于树状条件参数空间直接描述“分段数-分段位置-分段孔径”之间的条件依赖关系。为保证对比公平, 三种算法的最大函数评价次数均设为 100 次, 并分别独立运行 5 次, 统计最优结果、成功率和首次达到可行解所需评价次数。

不同算法的优化结果如表 7 所示。可以看出, GA、PSO 和 TPE 均能够获得满足 $M_{f,max} < 5\%$ 约束的可行方案, 说明三种智能优化算法均可改善多孔出流流量分配均匀性。其中, GA 获得的最优方案为四段式结构, 孔径分布为 $1.4(1-4\text{ 孔})-1.5(5-12\text{ 孔})-1.6(13-25\text{ 孔})-1.7(26-42\text{ 孔})\text{ mm}$, 最大不均匀度为 4.973% ; PSO 获得的最优方案为三段式结构, 孔径分布为 $1.5(1-14\text{ 孔})-1.6(15-27\text{ 孔})-1.7(28-42\text{ 孔})\text{ mm}$, 最大不均匀度为 4.959% ; TPE 获得的最优方案为 $1.4(1-12\text{ 孔})-1.5(13-26\text{ 孔})-1.6(27-42\text{ 孔})\text{ mm}$, 最大不均匀度为 4.960% 。

从最终 $M_{f,max}$ 看, 三种算法的最优结果较为接近, 均满足工程约束; 但从多次独立运行统计结果看, TPE 的成功率达到 100% , 高于 GA 和 PSO 的 80% 。同时, TPE 平均首次获得可行解所需评价次数为 32.8 次, 低于 GA 的 45.8 次和 PSO 的 36.5 次, 说明 TPE 在有限函数评价次数下具有更好的搜索稳定性和样本利用效率。进一步从工程结构看, GA 虽然满足均匀性约束, 但其最优方案为 4 段结构且

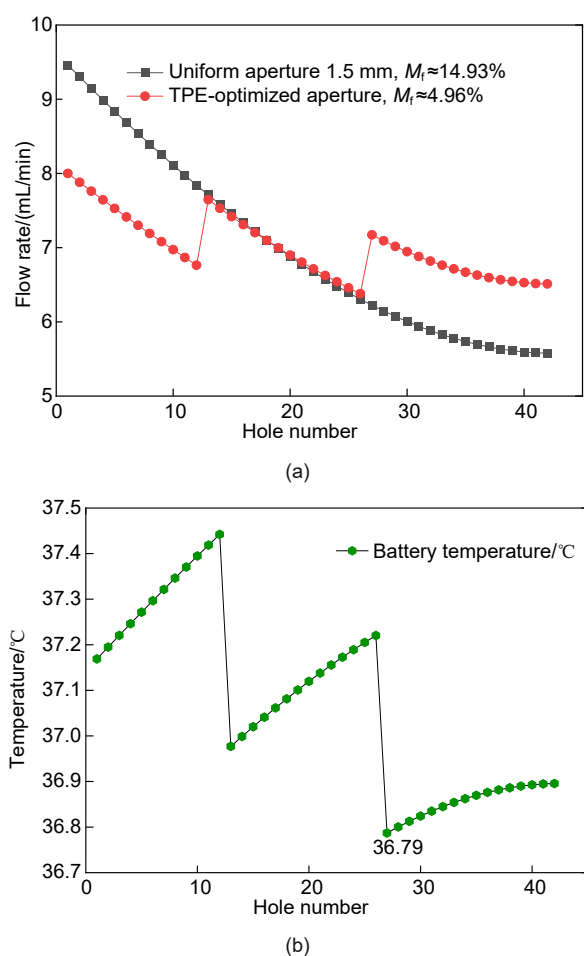


图 10 优化收益与热响应验证: (a) 统一孔径与优化孔径方案的出流分布对比; (b) 2 C 放电下孔下电池温度沿孔序分布

Fig. 10 Performance gain and thermal response verification: (a) comparison of hole flow distribution between uniform and optimized apertures; (b) under-hole cell temperature distribution along hole index at 2 C discharge

表 7 不同优化算法在横向 42 孔方案中的优化性能对比

Table 7 Comparison of optimization performance for the transverse 42-hole scheme using different algorithms

算法	$M_{f, \text{mean}} / \%$	$M_{t, \text{mean}} / \%$	平均孔径/mm	分段数(k)	孔径规格数	成功率/%	平均首次可行评价次数
GA	4.973	4.38	1.602	4	4	80	45.8
PSO	4.959	4.129	1.602	3	3	80	36.5
TPE	4.96	3.851	1.51	3	3	100	32.8

包含 4 种孔径规格, 加工复杂度相对较高; PSO 获得的方案为 3 段结构, 整体孔径水平较大, 但平均不均匀度高于 TPE。TPE 获得的三段式孔径方案在

保持孔径规格数较少的同时, 平均不均匀度为 3.85%, 低于 GA 和 PSO, 表明其在流量均匀性和制造可实现性之间取得了较好的综合平衡。

图 11 给出了三种算法的收敛曲线。由图可知, 在优化初期, GA 和 PSO 主要依赖群体随机搜索和个体更新, 收敛过程存在一定波动; TPE 则基于已有样本构建优势分布与劣势分布, 并优先在更可能产生可行解的条件参数区域内采样, 因此能够较快进入 $M_{f, \text{max}} < 5\%$ 的可行区间。由于本研究每一次函数评价均需要调用一维流体网络模型进行全工况计算, 因此较少的评价次数意味着更高的样本利用效率。

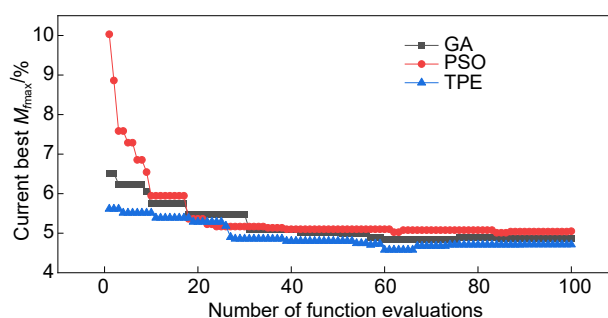


图 11 GA、PSO 与 TPE 算法收敛曲线对比

Fig. 11 Convergence comparison of GA, PSO and TPE algorithms

综合表 6 和图 11 可以认为, TPE 并非在所有评价指标上绝对优于 GA 和 PSO, 但其在本研究涉及分段数、分段位置和离散孔径耦合的变结构流道优化问题中表现出更好的适用性、收敛稳定性和样本利用效率。

2.5 温度边界与冷却液物性对优化方案的影响

本研究以控制电池包温差为主要目标, 流量均匀性优化服务于模组均温设计。本研究所用锂离子电池的适宜工作温度为 15.00~35.00°C, 短时间可工作于 35.00~40.00°C 区间。冷却液与电池之间的温差越大, 降温驱动力越强, 换热效率越高, 故本研究以 30.00°C 作为主动降温起始温度。实际应用中, 冷却液入口温度并非越低越好或越高越好。电池温度达到 30.00°C 后宜启动冷却^[22]; 电池温度低于 15.00°C 时, 宜优先采用预热或保温措施。在高温环境下, 冷却液仍应控制在 30.00°C 以下使用, 以保证足够的换热温差和较好的降温效果; 在低温环境下, 冷却液也宜维持在 15.00°C 以上使用, 以

避免黏度显著升高导致沿程压降增大、孔间出流均匀性恶化和泵送能耗增加^[23]。这一要求既来自实际运行需要,也兼顾了系统能效与冷却效果。

为获得变压器油在不同温度下的运动黏度,本研究采用Walther黏温关系(ASTM D341)进行两点拟合^[24]:

$$\lg[\lg(v + 0.7)] = A - B \lg T \quad (24)$$

式中, v 为运动黏度,单位为cSt; T 为热力学温度,单位为K。拟合节点取25.00℃和40.00℃,对应运动黏度分别为14.96 cSt和7.60 cSt。拟合系数为 $A = 13.30, B = 5.34$ 。

以横向单侧供液42孔最终优选方案为对象,考察变压器油温度在10.00~20.00℃范围内的流量分配变化。结果表明,油温降低后,冷却液黏度升高,沿程压降与孔口局部阻力增大,低流量端的不均匀度明显上升。油温由20.00℃降至15.00℃时, $q_{\text{avg}} = 7 \text{ mL/min}$ 工况下平均不均匀度由8.32%增至18.24%;油温降至10.00℃时, $q_{\text{avg}} = 7 \text{ mL/min}$ 下平均不均匀度增至35.28%。满足 $M_f < 5.00$ 约束所需的最低平均单孔流量随油温降低而提高:20.00~17.00℃时,最低工作流量为9 mL/min;16.00~14.00℃时升至10 mL/min;13.00~11.00℃时升至11 mL/min;10.00℃时升至12 mL/min。最优流量区间由20.00℃附近的11~12 mL/min偏移至10.00℃附近的13~14 mL/min。与此同时,入口表压随油温降低而升高,在 $q_{\text{avg}} = 20 \text{ mL/min}$ 工况下,由20.00℃时的65.82 Pa增至15.00℃时的75.48 Pa,并在10.00℃时达到85.63 Pa。说明低温条件下冷却液黏度升高不仅会恶化孔间出流均匀性,还会增加循环泵的泵送能耗,不利于系统高效运行。因此,低温运行时宜先将冷却液预热至15.00℃以上,再进行循环冷却,并且需对可用流量区间进行限制。

高温工况下,最终优选方案在 $q_{\text{avg}} = 20 \text{ mL/min}$ 处达到全工况峰值5.14%,略高于前文5.00%的优化约束。其原因在于,高温条件下冷却液动力黏度降低,供液流道沿程摩擦压降减小,按基准工况确定的递增孔径补偿量相对偏大,末端大孔出流过补偿更明显,平均不均匀度进一步升高。冷却液入口温度30.00℃、2C恒流放电和 $q_{\text{avg}} = 20 \text{ mL/min}$ 高温极端工况下,孔下电池最高温度为39.13℃,最低温度为38.41℃,最大温差为0.71℃。说明高流量端虽超出前文流量均匀性优化框架中的约束限

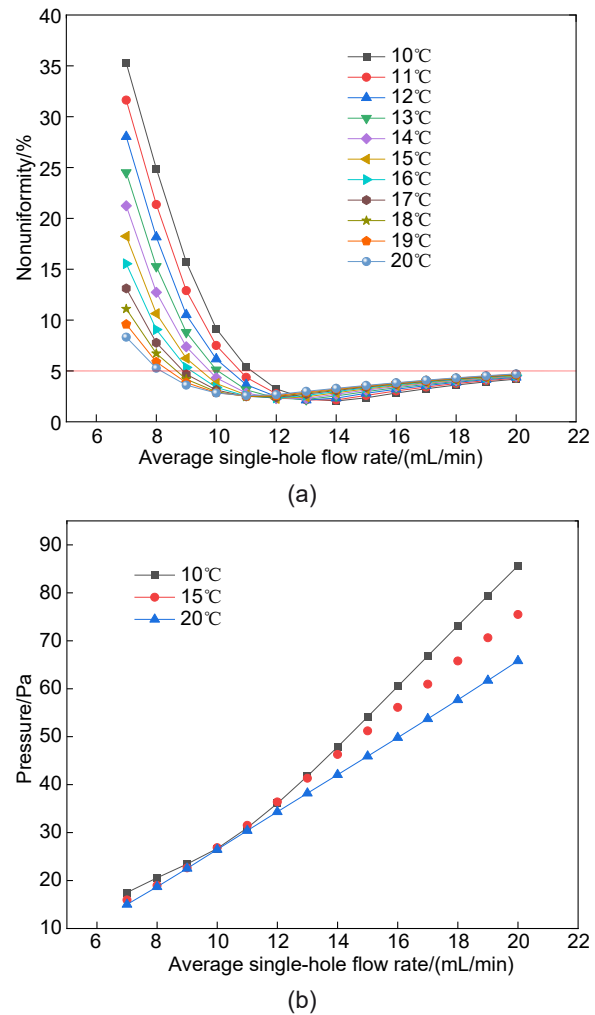


图12 低温条件下优选方案的流量分配与入口表压特性:
(a) 不均匀度-流量关系; (b) 入口表压-流量关系

Fig. 12 Flow-distribution and inlet-gauge-pressure characteristics of the optimized scheme under low-temperature conditions: (a) nonuniformity-flow-rate relationship; (b) inlet gauge pressure-flow-rate relationship

制,但电池包最大温差仍离允许温差5℃较远,该工况仍可使用。

在相同高温工况下,对矿物油(变压器油)、硅油AP-5和合成酯类油HXL-9119三种具有代表性的绝缘冷却介质性能进行对比,三种冷却液的主要物性参数见表8。变压器油工况下平均不均匀度为5.14%,峰值温度最高值为39.13℃,峰值温度最低值为38.41℃,孔下峰值温差为0.71℃;硅油AP-5工况下平均不均匀度为5.44%,峰值温度最高值为37.53℃,峰值温度最低值为36.49℃,孔下峰值温差为1.04℃;酯类油HXL-9119工况下平

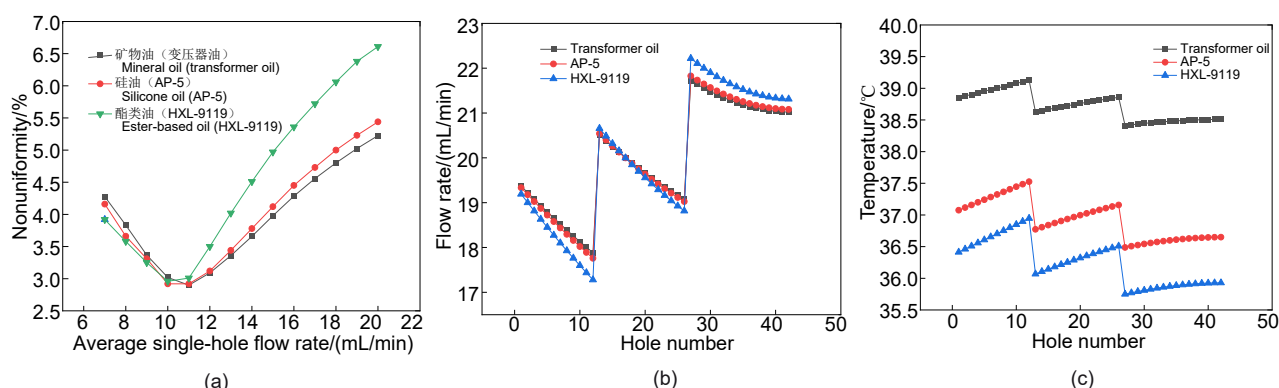


图 13 典型高温工况下不同介电冷却液对优选方案性能的影响: (a) 三种冷却液的不均匀度-流量关系; (b) 三种冷却液的孔口出流分布; (c) 三种冷却液的孔下峰值温度分布

Fig. 13 Effects of different dielectric coolants on the performance of the optimized scheme under a typical high-temperature condition: (a) nonuniformity-flow-rate relationship for the three coolants; (b) hole outflow distributions for the three coolants; (c) peak under-hole temperature distributions for the three coolants

均不均匀度为 6.61%，峰值温度最高值为 36.95℃，峰值温度最低值为 35.75℃，孔下峰值温差为 1.20℃。三种冷却液的不均匀分配均主要出现在流道末端大孔段。其原因在于，低黏度冷却液会减弱沿程摩擦压降，使末端大孔出流过补偿更加明显，最不均匀位置出现在下游大孔区域。较高比热容和

较强液膜换热能力有利于降低电池峰值温度。相同流道结构与目标流量下，不同介电冷却液在流量均匀性与绝对降温能力之间存在权衡关系^[25]。本研究工况下，变压器油更有利于保持流量均匀性且经济性更优，硅油 AP-5 与酯类油 HXL-9119 在降低最高温度方面表现更优。

表 8 不同介电冷却液的主要物性参数

Table 8 Main thermophysical properties of different dielectric coolants at 30℃

冷却液	密度/(kg/m ³)	比热容/[J/(kg·K)]	导热系数/[W/(m·K)]	30℃运动黏度/cSt
变压器油	845	1220	0.131	12.46
硅油 AP-5	930	1850	0.150	10.00
酯类油 HXL-9119	830	2240	0.138	4.70

需要说明的是，针对不同介电冷却液，仍可采用与本研究相同的一维网络模型与 TPE 贝叶斯优化框架重新进行孔径优化。本研究建立的流量系数模型以 Re 为自变量，已将流体密度和黏度对低雷诺数微孔出流的影响统一表征到 $C_q(Re)$ 关系中；在保持几何结构和低雷诺数节流机理一致的前提下，该模型可作为不同介电冷却液优化分析的统一水力计算基础。不同冷却液对应的最优孔径分布仍需结合其物性参数在同一框架内重新搜索确定。

2.6 动态验证

上述结构优化和热响应验证主要基于恒定入口流量边界。为验证优选流道结构在动态放电和动态流量条件下的适用性，本研究补充开展动态电流-流量边界下的模组级实验验证。该验证用于考察优

选 42 孔三段式流道结构在动态边界输入下的温度响应和多孔出流分配特征，不涉及整车控制算法分析。

实验系统如图 14 所示。实验对象为 7S6P 圆柱电池模组，采用与优选方案一致的 42 孔三段式滴落分配流道，孔径结构为 1.4 mm(1—12 孔)-1.5 mm(13—26 孔)-1.6 mm(27—42 孔)。实验系统主要由电池模组、42 孔滴落分配流道、充放电设备、恒温油箱、驱动水泵、STM32 控制板、信号放大器、温度数据采集仪、K 型热电偶、流量测量装置和上位机组成。充放电设备用于施加模组动态放电电流，驱动水泵用于调节入口冷却液总流量，恒温油箱将入口冷却液温度稳定在 21.6℃ 附近，温度数据采集仪用于记录电池表面温度，流量测量装置用于统计测点孔位整工况累计出流量。

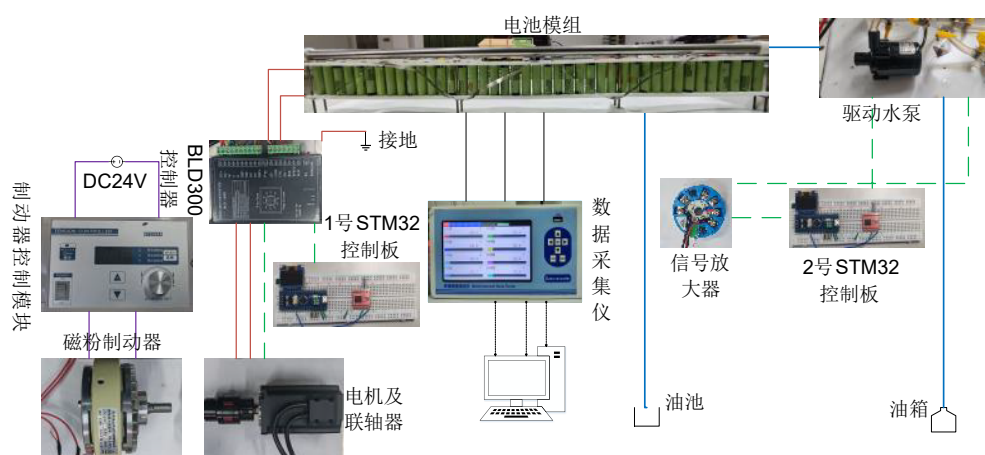


图14 动态电流-流量边界实验系统

Fig. 14 Experimental system under dynamic current-flow boundaries

图15给出了动态边界输入条件。由图15(a)可知, 模组放电电流随时间持续变化, 电流范围为0~45.94 A, 最大倍率约为2.25 C, 能够反映动态运行过程中电池热负荷的波动特征。图15(b)给出了模组入口总流量变化, 总流量范围为0.29~0.54 L/min, 折算至42孔后, 单孔平均流量为6.90~12.86 mL/min, 与本研究优化覆盖的 $q_{\text{avg}} = 7\sim 20$ mL/min主要工作范围基本一致。

图16给出了动态边界下的电池温度响应对比。可以看出, 仿真温度与实验温度整体变化趋势一致, 均表现为前段随冷却液作用逐渐降低, 后段受动态放电电流增大影响出现回升。实验曲线存在一定局部波动, 主要与热电偶响应滞后、泵流量脉动、液滴状态变化、局部液膜铺展差异及测点粘贴误差有关。误差统计结果表明, 温度最大绝对误差为1.46℃, 最大相对误差为4.92%, 整体误差控制在5%以内。动态边界下6个代表测点的实验最大温差为1.56℃, 仿真最大温差为0.83℃, 均低于动力电池热管理中常用的5℃温差约束, 说明优选流道结构在动态热负荷下仍能保持较好的温度一致性。

动态工况下逐孔瞬时流量测量难度较大, 本研究采用测点孔位整工况累计出流量作为流量验证指标。图17(a)给出了1、12、13、26、27和42号测点孔位累计出流量的仿真与实验对比, 图17(b)给出了对应的相对误差。可以看出, 各测点孔位仿真值与实验值整体接近, 累计出流量最大相对误差为4.55%, 出现在12号孔, 其余测点孔位误差均小于

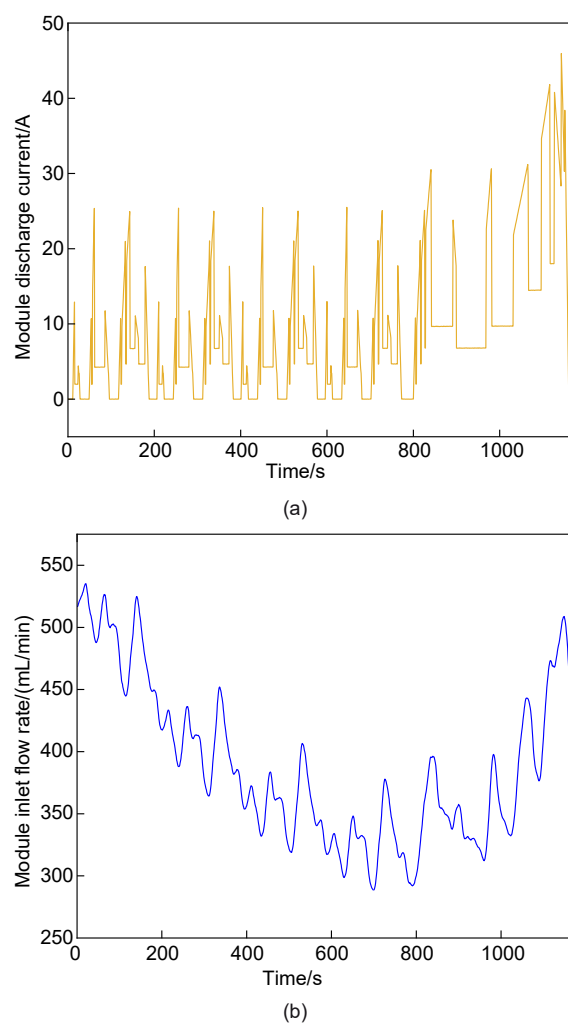


图15 动态边界输入条件: (a) 模组动态放电电流; (b) 模组入口总流量

Fig. 15 Input conditions under dynamic boundaries: (a) Dynamic discharge current of the module; (b) inlet flow rate of the module

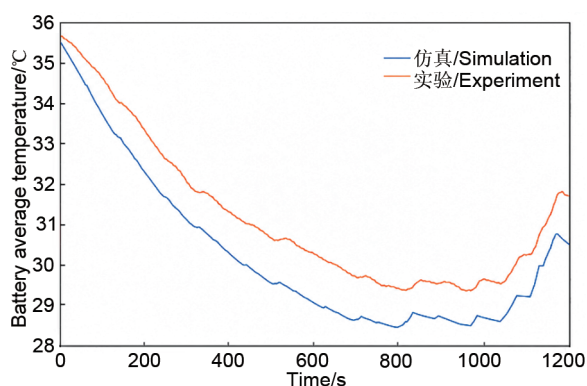
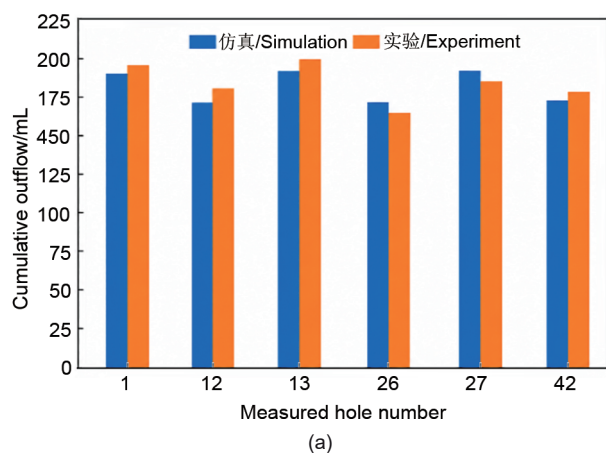
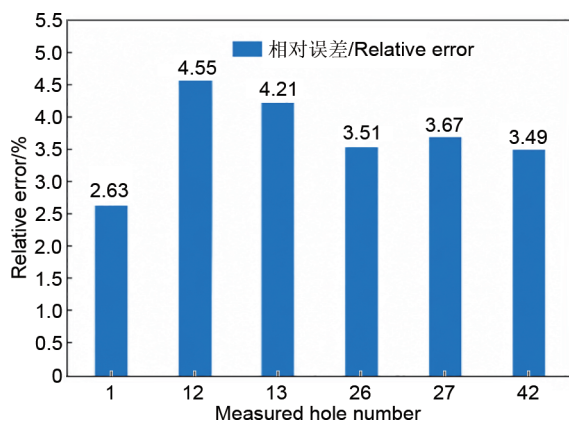


图 16 动态边界电池温度响应对比

Fig. 16 Comparison of battery temperature response under dynamic boundaries



(a)



(b)

图 17 动态边界下测点孔位累计出流量验证: (a) 测点孔位累计出流量对比; (b) 测点孔位累计出流量相对误差

Fig. 17 Validation of cumulative outflow at measured holes under dynamic boundaries: (a) Comparison of cumulative outflow at measured holes; (b) relative error of cumulative outflow at measured holes

5%, 说明一维流体网络模型能够较好地描述动态流量输入下 42 孔滴落分配流道的出流分配特征。

为进一步评价动态流量下的孔间流量均匀性, 选取动态输入中的低、中、高 3 个代表流量点计算平均流量不均匀度 M_f 。实验结果分别为 2.85%、3.36% 和 3.49%, 最大值为 3.49%, 低于 5% 的工程约束; 对应仿真值分别为 2.80%、2.93% 和 3.17%, 二者变化趋势一致。该结果表明, 优选孔径结构在动态流量范围内仍能维持较好的孔间出流均匀性。

3 结 论

(1) 建立并实验标定了适用于低雷诺数微孔出流的一维流体网络模型, 获得了滴落孔流量系数 C_q 与雷诺数 Re 的拟合关系。结果表明, C_q 随 Re 增大而增大, 拟合精度较高; 水力模型验证中代表孔位仿真与实验相对误差均控制在 5% 以内, 为后续结构优化提供了可靠计算基础。

(2) 构建了“分段数量-分段拓扑-离散孔径”统一表征的变结构优化框架, 并采用面向滴落流道设计定制化处理的 TPE 贝叶斯算法对条件参数空间进行自动搜索。该方法将树状条件参数空间、离散孔径投影、整数孔位修正、孔径单调补偿约束、全工况最差不均匀度评价和工程可制造性筛选准则相结合, 能够有效处理流道分段数可变、分段位置可变、孔径离散取值及孔径沿流向单调递增约束并存的优化问题, 适用于多孔出流流道的工程优化设计。

(3) 纵向单侧供液 54 孔方案在预设的 1.2~1.8 mm 离散孔径约束下可优化得到 4 段递增孔径结构, 但受长供液路径压降累积影响, 低流量端最差不均匀度仍达 6.18%, 难以满足小于 5% 的工程约束。进一步将孔径范围放宽至 1.0~2.0 mm 后, 纵向方案可通过统一 1.0 mm 小孔将 $M_{f,max}$ 降至 4.86%, 但该方案依赖显著增强孔口节流来削弱主流道压降影响, 存在堵塞风险、加工误差敏感性和泵压需求增加等工程问题。因此, 在本研究制造孔径范围和工程可靠性约束下, 纵向 54 孔方案不作为最终推荐结构。

(4) 横向单侧供液 42 孔方案经优化后收敛为三段式递增孔径 1.4(1—12 孔)-1.5(13—26 孔)-1.6(27—42 孔)mm, 可将全流量范围内最大不均匀度控制在 4.96% 以内, 常用流量段不均匀度约为 2.80%, 且具有孔径规格少、分段数少、加工实现

性好的工程优势。

(5) 将优选方案代入热-电耦合模型后,在2 C恒流放电、入口温度26.6℃工况下,电池包最高温度可控制在37.5℃以下,模组内最大温差为0.65℃;相较统一孔径方案($M_f \approx 14.93\%$),分段孔径优化方案将平均流量不均匀度降至4.96%,降幅约为66.8%,表明分段孔径优化能够显著改善流量分配均匀性,并验证了“横向短流道+分段孔径补偿”在大模组滴落液冷系统中的均温有效性。

(6) 温度边界与冷却液物性对优选方案性能具有显著影响。低温条件下冷却液黏度升高会明显恶化流量均匀性并增加入口压力,工程应用中宜先将冷却液预热至15.00℃以上;高温极端工况下虽出现5.14%的全工况峰值不均匀度,但电池包最大温差仍仅为0.71℃。不同介电冷却液之间存在“流量均匀性-绝对降温能力”权衡:本研究工况下,变压器油更有利于保持流量均匀性且经济性更优,而硅油AP-5与酯类油HXL-9119在降低峰值温度方面更具优势。

(7) 动态电流-流量边界下的模组级验证结果表明,模组放电电流范围为0~45.94 A,入口总流量范围为0.29~0.54 L/min。仿真温度与实验温度整体变化趋势一致,温度最大相对误差为4.92%,测点孔位累计出流量最大相对误差为4.55%,动态代表流量点实验最大不均匀度为3.49%,实验最大电池间温差为1.56℃。该结果说明,优选流道结构在变热负荷和变流量输入下仍具有较好的温度响应、孔间出流均匀性和动态适用性。

符号说明

A_{eff} ——有效换热面积, m^2
 A_i ——孔口截面积, m^2
 C_{bat} ——电池额定容量, Ah
 C_q ——孔口流量系数, 量纲为1
 c_b ——电池比热容, $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
 c_{pf} ——流体比热容, $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
 D_h ——管段水力直径, m
 d_i ——第*i*个孔口直径, mm
 f_i ——层流摩擦因子, 量纲为1
 h_{conv} ——对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$
 h_{in} ——流入流体的比焓, J/kg
 h_{out} ——流出流体的比焓, J/kg
 I ——工作电流, A

L_i ——第*i*管段长度, m
 m_b ——电池质量, kg
 $\dot{m}_{\text{hole},i}$ ——孔口出流质量流量, kg/s
 $\dot{m}_{\text{in}}$ ——流入控制体的质量流量, kg/s
 $\dot{m}_{\text{out}}$ ——流出控制体的质量流量, kg/s
 p_i ——孔口上游压力, Pa
 p_{out} ——出口背压, Pa
 Q ——电池总生热率, W
 Q_{conv} ——对流换热功率, W
 Q_{exp} ——实测体积流量, m^3/s
 Q_j ——焦耳热, W
 Q_p ——极化热, W
 R ——电池等效内阻, Ω
 R_{th} ——传热热阻, K/W
 Re ——雷诺数, 量纲为1
SOC——荷电状态, %
 T_b ——电池温度, K
 T_{env} ——环境温度, K
 T_f ——流体温度, K
 T_s ——电池表面温度, K
 t ——时间, s
 U_L ——电池端电压, V
 U_{ocv} ——开路电压, V
 V_f ——流体控制体体积, m^3
 v_f ——流体流速, m/s
 Δp ——孔口前后压差, Pa
 Δp_i ——管段压降, Pa
 μ ——流体动力黏度, $\text{Pa}\cdot\text{s}$
 ρ ——流体密度, kg/m^3
 ζ ——局部阻力系数, 量纲为1

参考文献

- [1] 吴超, 王罗亚, 袁子杰, 等. 液冷散热技术在电化学储能系统中的研究进展[J]. 储能科学与技术, 2024, 13(10): 3596-3612.
WU C, WANG L Y, YUAN Z J, et al. Research progress in liquid cooling and heat dissipation technologies for electrochemical energy storage systems[J]. Energy Storage Science and Technology, 2024, 13(10): 3596-3612.
- [2] EL KASSAR R, AL TAKASH A, FARAJ J, et al. Recent advances in lithium-ion battery integration with thermal management systems for electric vehicles: A summary review[J]. Journal of Energy Storage, 2024, 91: 112061. DOI: 10.1016/j.est.2024.112061.
- [3] JAGUEMONT J, BARDÉ F. A critical review of lithium-ion battery safety testing and standards[J]. Applied Thermal Engineering, 2023, 231: 121014. DOI:10.1016/j.applthermaleng.2023.121014.
- [4] WU C X, SUN Y L, TANG H, et al. A review on the liquid cooling thermal management system of lithium-ion batteries[J]. Applied Energy, 2024, 375: 124173. DOI: 10.1016/j.apenergy.2024.

- 124173.
- [5] 华菁阳, 俞彬彬, 余力, 等. 新型车用R290间接式热管理系统及其性能研究[J]. 汽车工程, 2025, 47(10): 2037-2048.
HUA J Y, YU B B, YU L, et al. Study on the performance of an innovative indirect thermal management system for automotive application using R290 refrigerant[J]. Automotive Engineering, 2025, 47(10): 2037-2048.
- [6] 曾少鸿, 吴伟雄, 刘吉臻, 等. 锂离子电池浸没式冷却技术研究综述[J]. 储能科学与技术, 2023, 12(9): 2888-2903.
ZENG S H, WU W X, LIU J Z, et al. A review of research on immersion cooling technology for lithium-ion batteries[J]. Energy Storage Science and Technology, 2023, 12(9): 2888-2903.
- [7] AHMAD S, LIU Y H, ALI KHAN S, et al. Modeling liquid immersion-cooling battery thermal management system and optimization via machine learning[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2024, 158: 107835. DOI: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.107835.
- [8] 张进强, 王海民, 鲁南. 绝缘油浸没式冷却小型NCM811动力电池模组的温度场特性实验[J]. 储能科学与技术, 2022, 11(8): 2612-2619.
ZHANG J Q, WANG H M, LU N. Temperature field characteristics of a small NCM811 traction battery module cooled by insulating oil immersion[J]. Energy Storage Science and Technology, 2022, 11(8): 2612-2619.
- [9] ZHA Y F, LIAO X F, HE S Q, et al. Parameter optimization of drop contact cooling system for lithium-ion power battery for energy efficiency improvement[J]. Energy, 2025, 338: 138811. DOI: 10.1016/j.energy.2025.138811.
- [10] ZHA Y F, HE S Q, MENG X F, et al. Heat dissipation performance research between drop contact and immersion contact of lithium-ion battery cooling[J]. Energy, 2023, 279: 128126. DOI: 10.1016/j.energy.2023.128126.
- [11] ZHA Y F, MENG X F, QIN S S, et al. Performance evaluation with orthogonal experiment method of drop contact heat dissipation effects on electric vehicle lithium-ion battery[J]. Energy, 2023, 271: 127049. DOI: 10.1016/j.energy.2023.127049.
- [12] HU D N, HUANG S, WEN Z, et al. A review on thermal runaway warning technology for lithium-ion batteries[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2024, 206: 114882. DOI: 10.1016/j.rser.2024.114882.
- [13] 刘书琴, 王小燕, 张振东, 等. 锂离子电池组液冷式热管理系统的设计及优化[J]. 储能科学与技术, 2023, 12(7): 2155-2165.
LIU S Q, WANG X Y, ZHANG Z D, et al. Experimental and simulation research on liquid-cooling system of lithium-ion battery packs[J]. Energy Storage Science and Technology, 2023, 12(7): 2155-2165.
- [14] YANG H Z, WANG Z H, LI M X, et al. A manifold channel liquid cooling system with low-cost and high temperature uniformity for lithium-ion battery pack thermal management[J]. Thermal Science and Engineering Progress, 2023, 41: 101857. DOI: 10.1016/j.tsep.2023.101857.
- [15] 李志强, 巴义春, 孙广强. 锂电池蜂窝形叉状流道冷板散热研究[J]. 储能科学与技术, 2025, 14(5): 1776-1783. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2024.1079.
LI Z Q, BA Y C, SUN G Q. Research on heat dissipation of cold plates with honeycomb and fork channels of lithium batteries[J]. Energy Storage Science and Technology, 2025, 14(5): 1776-1783. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2024.1079.
- [16] LIU Q, QIN L, SHI Q L, et al. Optimization of the active battery immersion cooling based on a self-organized fluid flow design[J]. Journal of Energy Storage, 2024, 76: 109851. DOI: 10.1016/j.est.2023.109851.
- [17] CHO H, LEE H, RYU S. Sequential multi-objective Bayesian optimization of air-cooled battery thermal management system with spoiler integration[J]. Journal of Energy Storage, 2025, 114: 115586. DOI: 10.1016/j.est.2025.115586.
- [18] YUAN Z R, HUANG K F, XU C H, et al. Bayesian optimization-based state-of-charge estimation with temperature drift compensation for lithium-ion batteries[J]. Batteries, 2025, 11(7): 243. DOI: 10.3390/batteries11070243.
- [19] WU Q C, HUANG R, YU X L. Measurement of thermophysical parameters and thermal modeling of 21,700 cylindrical battery[J]. Journal of Energy Storage, 2023, 65: 107338. DOI: 10.1016/j.est.2023.107338.
- [20] SUNGUR B, KALELI A. State of charge estimation for lithium-ion batteries using optimized model based on optimal HPPC conditions created using taguchi method and multi-objective optimization[J]. Applied Sciences, 2024, 14(20): 9245. DOI: 10.3390/app14209245.
- [21] 蒋杭廷, 张倩倩, 张松通, 等. 化学电源内阻测量及状态监测策略分析研究[J]. 储能科学与技术, 2024, 13(10): 3400-3422.
JIANG H T, ZHANG Q Q, ZHANG S T, et al. Internal resistance measurement and condition monitoring strategy for chemical power systems[J]. Energy Storage Science and Technology, 2024, 13(10): 3400-3422.
- [22] 李岳峰, 徐卫藩, 韦银涛, 等. 储能锂电池包浸没式液冷系统散热设计及热仿真分析[J]. 储能科学与技术, 2024, 13(10): 3534-3544. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2024.0186.
LI Y F, XU W P, WEI Y T, et al. Thermal design and simulation analysis of an immersing liquid cooling system for lithium-ions battery packs in energy storage applications[J]. Energy Storage Science and Technology, 2024, 13(10): 3534-3544. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2024.0186.
- [23] 李岳峰, 丁纬达, 韦银涛, 等. 关键因素对储能浸没式锂电池包温度特性影响的研究[J]. 储能科学与技术, 2025, 14(1): 152-161.
LI Y F, DING W D, WEI Y T, et al. Research on the influence of key factors on the temperature characteristics of energy storage immersing lithium-ion battery pack[J]. Energy Storage Science and Technology, 2025, 14(1): 152-161.
- [24] ASTM INTERNATIONAL. Standard practice for viscosity-temperature equations and charts for liquid petroleum or hydrocarbon products: ASTM D341-20[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2020.
- [25] 陈岳浩, 陈莎, 陈慧兰, 等. 储能电池组浸没式液冷系统冷却性能模拟研究[J]. 储能科学与技术, 2025, 14(2): 648-658. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2024.0751.
CHEN Y H, CHEN S, CHEN H L, et al. Simulation study on cooling performance of immersion liquid cooling systems for energy-storage battery packs[J]. Energy Storage Science and Technology, 2025, 14(2): 648-658. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2024.0751.