

考虑改进 LBL 模型与 NSGA-II 算法的 多层绝热多目标优化*

杨雁飞¹ 薄 凯^{2,3} 赵乾凯⁴ 黄道春¹ 陈俊全^{2,3}

(1. 武汉大学电气与自动化学院 武汉 430072; 2. 电磁能技术全国重点实验室(海军工程大学) 武汉 430033;
3. 湖北东湖实验室 武汉 430073; 4. 东南大学电气工程学院 南京 210096)

摘要:针对超导电机多层绝热(multi-layer insulation, MLI)材料低热流密度需求与紧凑型整机要求的设计矛盾,提出一种基于改进逐层(layer by layer, LBL)模型与二代非支配排序遗传算法的多层绝热多目标协同优化方法。首先,基于辐射传热、气体导热与固体导热方程,通过引入间隔层光学性质、反射屏开孔率及动态自适应系数等关键参数,提升常规 LBL 模型的计算精度。其次,结合各项传热占比特点,构建最大为四密度区的变密度 MLI 模型。然后,采用非支配排序遗传算法,以各密度区层数为优化变量,以改进 LBL 模型作为算法适应度计算函数,约束各密度区层数以及各密度区层数之和,经种群进化得到 Pareto 前沿。在此基础上,进一步分析了绝热材料热流密度与密度区数量、各密度区层数、层密度的关系以及变密度敷设对热流分布的调控能力。研究表明,优化方案中热流密度覆盖 0.42~3.11 W/m²、厚度覆盖 5.5~43.0 mm,敷设方式覆盖不同层密度的定密度方案、两密度区变密度、三密度区变密度以及四密度区变密度方案。通过调控密度区数量以及密度区的层数、层密度可以实现多层绝热材料优化,降低后续施工难度。

关键词: 超导电机;多层绝热;非支配排序遗传算法;层与层模型;变密度

中图分类号: TM37;TN06 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 470. 40

Multi objective optimization of multi-layer insulation materials considering improved LBL model and NSGA-II algorithm

Yang Yanfei¹ Bo Kai^{2,3} Zhao Qiankai⁴ Huang Daochun¹ Chen Junquan^{2,3}

(1. School of Electrical Engineering and Automation, Wuhan University, Wuhan 430072, China; 2. National Key Laboratory of Electromagnetic Energy, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China; 3. East Lake Laboratory, Wuhan 430073, China; 4. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: To resolve the design conflict between low heat flux density requirements in superconducting motor multi-layer insulation material and structural compactness demands, this study proposes a multi-objective optimization method for multilayer insulation based on an improved layer by layer model (LBL) and non-dominated sorting genetic algorithm. First, we enhanced the conventional LBL model's computational accuracy by incorporating key parameters—spacer optical properties, reflective screen aperture ratio, and a dynamic adaptive coefficient—derived from fundamental radiative, gaseous, and solid conductive heat transfer equations. Second, we constructed a variable-density MLI model with up to four distinct density zones, accounting for relative heat transfer contributions. Finally, employing a non-dominated sorting genetic algorithm with layer counts per density zone as design variables and the improved LBL model as fitness function, we optimized the system under layer-count constraints per zone and total layer count, yielding the Pareto frontier through population evolution. Based on this, we further analyzed the relationships governing MLI heat flux density in relation to three key design parameters: the number of density zones, layer count per density zone, and layer density. Concurrently, we assessed the regulatory effects of variable-density configurations on heat flux distribution. Results demonstrate that the optimized solutions span heat flux densities of 0.42 to 3.11 W/m² and thicknesses of 5.5 to 43.0 mm, encompassing four configuration types: uniform-density layouts, and variable-density configurations with two, three, or four distinct density zones. By adjusting the number of density zones and the layer

density and number of layers in the density zones, multi-layer insulation material optimization can be achieved, reducing the difficulty of subsequent construction.

Keywords: superconducting motor; multi-layer insulation; non-dominated sorting genetic algorithm; layer to layer model; variable density

0 引言

超导电机凭借超导的零电阻特性^[1],在电力^[2]、船舶^[3]及航空^[4]等领域展现出高效、高功率密度的优势。然而,其低温运行环境对绝热系统提出了严苛要求,需在有限空间内实现较小漏热,以确保超导磁体稳定性、超导电机电磁特性以及制冷系统经济性。多层绝热材料位于超导电机的高真空杜瓦夹层中,其绝热性能和厚度直接影响漏热量与转子外径。过高的漏热热流密度会增大制冷负荷,而厚度增加则导致气隙磁阻上升,降低电机电磁性能。因此,多层绝热材料优化设计需兼顾热-机-电磁多物理场耦合效应,平衡热流密度与厚度的矛盾。

现有针对多层绝热的研究多聚焦于液氮、液氦等低温液体的储存场景^[5-6]。主流绝热方案包括蒸汽冷屏与多层绝热(multi-layer insulation, MLI)的组合应用^[7],或者泡沫材料与多层绝热组合应用^[8-9],或者单独使用 MLI,根据层密度不同,分为定密度 MLI 和变密度 MLI^[10]。蒸汽冷屏、泡沫与多层绝热的组合应用虽能大幅降低辐射传热,但结构复杂不适用于电机等动态环境。单独使用 MLI 鲜有对超导电机的绝热研究,也多侧重于简单评估加入绝热材料后的热流密度单一目标优化。

MLI 的绝热性能指高真空环境下多层绝热材料抑制低温系统至室温环境的漏热能力,通常采用表观导热系数和热流密度来衡量。表观导热系数视多层结构为一个整体,指在已知冷、热边界温度的稳态传热下单位时间内通过单位厚度多层绝热材料的漏热量,单位为 $W/(m \cdot K)$ 。热流密度则指稳态传热下,在多层绝热材料的表面法向上,流过单位面积绝热材料的漏热量,单位为 W/m^2 ,更能直接表示传热大小。计算 MLI 热流密度的方法主要包括常规逐层(layer by layer, LBL)模型和 Lockheed 模型。LBL 模型将传热分为辐射传热、固体导热以及气体导热,三者传热机制相互独立,热流之和是总传热量,被学者们广泛采用。Y. 裕博等^[11]通过 LBL 模型计算多层绝热材料层间温度分布;Yu 等^[7]利用 LBL 模型计算了蒸汽冷屏与多层绝热材料组合使用的绝热性能;Ding 等^[8]基于 LBL 模型研究了多层绝热热边界温度、总层数和真空度对热流密度的影响。虽然 LBL 模型可以解析层内传热分布,但忽略了间隔层光学性质、反射屏开孔率等影响因素以及部分经验常数受温度影响,导致计算精度有限。例如,常规 LBL 模型计算得到的热流密度

与实验测量的误差达 8.49%^[12],难以满足高精度优化需求。Lockheed 模型过多地依赖经验参数,经验参数需要通过实验获取,而且无法表征层间的温度梯度^[13]。因此,有必要考虑更多实际影响因素提升常规 LBL 模型的计算精度。

此外,MLI 在高真空下的绝热性能受密度区数量、层数、层密度等参数影响显著,学者们相继提出了一些优化方法。余家愿等^[14]采用不同间隔层材料组合的方式,提出了一种变密度和变间隔层材料的复合多层绝热结构,将绝热效果提升了约 10%;王田刚等^[15]基于正交实验法,针对三密度区变密度 MLI,通过设计各个密度区不同层密度组合计算得到各个密度区的最优层密度。Rahman 等^[16]采用支持向量机等回归模型替代 LBL 模型,大大提高了寻优速度;Wu 等^[17]采用正交分解与广义回归神经网络回归模型,对 VD-MLI 进行了多目标优化,少量的迭代就可得到最优的设计参数。采用代理模型优化变密度 MLI 可以大大加快计算速度,但存在回归精度有限、泛化能力弱以及依赖大量数据等问题。

综上所述,面向超导电机用多层绝热设计可以从 3 个方面继续深入研究。一是考虑更多影响因素(如间隔层材料、辐射屏孔洞、受温度影响的经验系数等)的复杂耦合效应,提高 LBL 模型计算准确度;二是采用改进 LBL 模型计算结果作为多目标优化方法的目标值,提升寻优精度;三是利用优化方法充分挖掘变密度敷设的工程应用潜力。

因此,本文提出一种考虑改进 LBL 模型与非支配遗传算法(NSGA-II)的多目标优化方法。通过纳入间隔层光学性质、反射屏开孔率、动态自适应系数等关键参数改进 LBL 模型,提升传热计算精度;构建最大密度区数量为 4 的变密度 MLI 模型,以各密度区层数为变量,热流密度与厚度为优化目标,通过约束各密度区层数以及各密度区层数之和,利用 NSGA-II 生成 Pareto 最优解集。该方法完善多层绝热材料物理传热机制,突破传统单目标局限,为超导电机绝热设计提供高精度、多目标协同优化方案,具有较强的工程应用价值。

1 超导电机多层绝热多目标优化问题描述

高真空多层绝热材料基于复合层状结构实现高效隔热,由金属反射屏与低导热间隔材料交替堆叠而成^[18]。其中反射屏为具有高反射率的金属箔或表面金属化镀膜

材料。间隔材料则采用聚酯纤维布等热导率极低的介质材料,在物理隔离相邻反射屏的同时抑制固体导热。该绝热体系的单元结构定义为单层反射屏与多层间隔材料的组合体,实际应用中通过叠加多个单元实现梯度隔热,也通常以反射屏的层数作为绝热材料的敷设层数。如图 1 所示为单层镀铝薄膜与 3 层聚酯纤维布组合的基础单元示例。



图 1 单层镀铝薄膜与 3 层聚酯纤维布组合的绝热单元
Fig. 1 Thermal insulation unit composed of single-layer aluminum plated film and three-layer polyester fiber cloth

绝热材料因其其在高真空环境下优异的隔热性能,已成为低温介质存储系统的核心组件,广泛应用于液氢、液氮、液氦等低温液体及冷氦气等低温气体的储存,也常用于航空航天装备、大科学装置等精密设备中。绝热材料的热流密度指标始终是评价其性能的首要参数,而由多层结构引起的厚度问题通常被忽略。但这种只根据热流密度进行绝热材料结构设计在转子型超导电机中呈现出特殊的技术冲突。

图 2 为转子型超导电机四分之一结构,可以看出,超导磁体通过杜瓦结构实现真空绝热防护,其内侧采用多层绝热材料包裹。过高的热流密度导致系统漏热量增加,迫使制冷系统增大制冷功率,显著增加系统成本。其次,在磁体结构固化的前提下,绝热材料厚度的增加会增大电机转子外径。这种尺寸变化将增大气隙磁阻,根据磁路欧姆定律($\Phi = F/R_m$),磁阻增大必然造成气隙磁密下降,最终影响电机转矩密度、功率因数等关键性能指标。

因此,对转子型超导电机而言,绝热材料的绝热性能受热-机-电磁多物理场的耦合效应影响,使得绝热材料在超导电机中的应用与传统场景存在一定的差异。既要降低绝热材料热流密度,又要严格控制总厚度以维持电磁性能,这是典型的多目标优化问题。

2 多层绝热传热模型

2.1 Lockheed 模型

Lockheed 模型由 NASA 研发,其通过引入层数及层

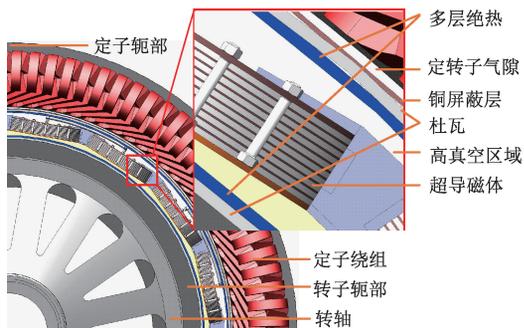


图 2 多层绝热在电机中敷设示意图(四分之一模型)
Fig. 2 Schematic diagram of multi-layer insulation laying in motor (quarter model)

密度等关键参数,建立了层密度与总热流密度的定量关联机制^[19]。

1) 反射屏间的辐射热流密度 q_r 为:

$$q_r = \frac{A\varepsilon\sigma(T_h^{4.67} - T_c^{4.67})}{N} \quad (1)$$

式中: A 为经验常数; ε 为反射屏的发射率,一般取 0.04; σ 为斯蒂芬玻尔兹曼常数, $5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; T_h 、 T_c 分别代表多层绝热材料的热边界温度和冷边界温度; K 、 N 为反射屏层数。

2) 气体导热的热流密度为:

$$q_g = \frac{Bp(T_h^{m+1} - T_c^{m+1})}{N} \quad (2)$$

式中: B 、 m 为经验常数; p 为夹层真空度。

3) 固体导热的热流密度为:

$$q_s = \frac{C(N_c)^n T_m(T_h - T_c)}{N} \quad (3)$$

式中: C 、 n 为经验常数; N_c 为层密度(层/cm)。因此,总热流密度为:

$$q = q_r + q_g + q_s \quad (4)$$

因此,通过经验常数 A 、 B 、 C 、 m 、 n 、 N_c 、 p 、 T_h 、 T_c 就可以得到总热流密度,该热流密度是表观热流密度,无法体现层内热流密度分布,而且经验常数目前只能通过实验获得。

2.2 LBL 模型

LBL 模型由 McIntosh 首先提出,和 Lockheed 模型一样,也认为绝热材料存在辐射传热、固体导热及气体传热 3 种传热方式^[20]。

1) 反射屏间的辐射热流密度 q_{ri} 为:

$$q_{ri} = \frac{\sigma(T_{i+1}^4 - T_i^4)}{\frac{1}{\varepsilon_{i+1}} + \frac{1}{\varepsilon_i} - 1} \quad (5)$$

式中: σ 为玻尔兹曼常数, 5.67×10^{-8} ; T_{i+1} 、 ε_{i+1} 为高温侧反射屏温度与发射率; T_i 、 ε_i 为低温侧反射屏温度与发

射率。

2) 气体导热的热流密度为:

$$q_{gi} = C_1 p \alpha (T_{i+1} - T_i) \quad (6)$$

式中: C_1 为常数, 对空气而言是 1.166 6; p 为真空度, 10^{-3} ; α 为热适应系数, 对空气而言是 0.9^[21]。

3) 固体导热的热流密度为:

$$q_{si} = \frac{C_2 f k}{D} (T_{i+1} - T_i) \quad (7)$$

式中: C_2 为经验常数, 与间隔物种类有关, 涤纶间隔物 $C_2 = 0.008$; f 为间隔材料的相对密度, 一般为 0.02; D 为间隔层材料的实际厚度; k 为相邻两间隔层热导率可以计算为:

$$k = 0.017 + 7 \times 10^{-6} (800 - \frac{T_{i+1} + T_i}{2}) + 0.0228 \ln(\frac{T_{i+1} + T_i}{2}) \quad (8)$$

因此, 第 i 层反射屏的总传热热流密度为:

$$q_i = q_{ri} + q_{gi} + q_{si} \quad (9)$$

结合辐射传热、气体导热和固体导热方程, 利用牛顿迭代法, 通过 MATLAB 编程可以计算各层温度及热流密度。

2.3 改进 LBL 模型

深入分析可知, Lockheed 与 LBL 模型在理论架构层面存在以下共性特征: 1) 采用辐射传热、气体导热与固体导热 3 种传热形式相互独立、线性叠加的假设; 2) 将多层间隔物简化为连续介质进行整体建模; 3) 基于稳态传热理论构建一维计算框架, 忽略轴向热传导效应。然而, 两类模型在工程适用性方面呈现差异性局限: Lockheed 模型过度依赖实验数据拟合, 其表观热流密度缺乏对层间热流场分布的表征能力; LBL 模型虽能解析层间温度梯度及热流密度分布, 但未充分考虑实际工况的耦合效应, 导致计算精度有限, 例如间隔层光学性质与反射屏开孔率对辐射换热的协同影响、热适应系数的动态特性等关键因素。

(1) 考虑间隔层光学性质对辐射传热的影响

间隔层材料对辐射传热有无影响可以通过光学厚度 τ 进行表达^[22]:

$$\tau = (k + \beta) h \quad (10)$$

τ 为光学厚度, k 为间隔物材料的吸收系数, β 为间隔物材料的散射系数, h 为间隔物材料的厚度。当 τ 远小于 1 时, 间隔层对辐射传热的影响可被忽略, 否则由于间隔层材料折射现象会对辐射传热造成一定影响。

常用 MLI 间隔层材料的物性参数如表 1 所示。

以间隔层材料玻璃纤维纸为例, 该材料的 $k + \beta = 26\ 800 (\text{m}^{-1})$, 单层间隔层材料的厚度为 $6 \times 10^{-5} \text{ m}$, 则 $\tau = 1.608$, 大于 1, 对于反射屏: 间隔层 = 1 : 5 的情况, $\tau =$

8.04, 更是远大于 1, 因此考虑间隔层影响将会使计算结果更接近实际工况。

表 1 多层绝热材料物性参数^[22]

Table 1 Physical property parameters of multi-layer insulation^[22]

材料	吸收系数/ m^{-1}	散射系数/ m^{-1}
尼龙网	200~1 300	3 000~27 000
玻璃纤维纸	300	26 500
涤纶网	200~1 300	3 000~27 000

在式(1)的基础上, 综合材料光学性质后的辐射传热方程为:

$$q_{ri} = \frac{n^2 \sigma (T_{i+1}^4 - T_i^4)}{\frac{1}{n \hat{\varepsilon}_{i+1}} + \frac{1}{\hat{\varepsilon}_i} - 1 + \frac{3}{4} \tau N} \quad (11)$$

其中, $\hat{\varepsilon}_{i+1}$ 、 $\hat{\varepsilon}_i$ 分别为材料对真空的半球发射率, n 为间隔层材料折射率, N 为层数, 对双面镀铝聚酯薄膜^[23]:

$$\hat{\varepsilon}_i = 6.14 \times 10^{-4} T_i^{0.67} \quad (12)$$

(2) 考虑反射屏开孔率对辐射传热的影响

为了更好地提高绝热材料夹层的真空度, 反射屏一般开有孔洞便于气体抽出, 开孔率为 0.05%~0.1%。孔洞破坏反射屏的连续性, 引入辐射泄漏, 采用等效发射率法, 修正有效发射率。

设单个反射屏开孔面积占比为 η , 即开孔率为 η , 开孔区域等效为黑体 ($\varepsilon = 1$), 则开孔后第 i 层反射屏的有效发射率为:

$$\varepsilon_i^{hole} = (1 - \eta) \hat{\varepsilon}_i + \eta \cdot 1 \quad (13)$$

最终, 考虑间隔层光学性质与反射屏开孔率综合影响后的辐射传热方程为:

$$q_{ri} = \frac{n^2 \sigma (T_{i+1}^4 - T_i^4)}{\frac{1}{n \varepsilon_{i+1}^{hole}} + \frac{1}{n \varepsilon_i^{hole}} - 1 + \frac{3}{4} \tau N} \quad (14)$$

(3) 考虑反射屏温度对气体导热的影响

气体导热通常根据柯杜森数 K_n 划分为 4 个区域, 其中当 $K_n > 10$ 时的区域为自由分子区, 认为气体在宏观上是静止的, 传热主要由气体分子与固体表面碰撞完成的。实际多层绝热一般处于 10^{-2} Pa 及以上的真空度, 属于自由分子区。根据稀薄气体碰撞理论, 真空夹层气体导热式(6)中的系数 C_1 、 α 并非一成不变, 而是与温度有着直接关系。环形空间两相邻反射屏表面气体导热的热流密度为:

$$q_{gi} = \left[\frac{1}{\alpha_i} + \frac{A_i}{A_{i+1}} \left(\frac{1}{\alpha_{i+1}} - 1 \right) \right]^{-1} \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \sqrt{\frac{R}{8\pi M T}} P (T_{i+1} - T_i) \quad (15)$$

其中:

$$C_1 = \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \sqrt{\frac{R}{8\pi MT}} \quad (16)$$

其中, γ 为气体比热容比, R 为摩尔气体常数, M 为分子量。

$$T = (T_i + T_{i+1})/2 \quad (17)$$

热适应系数 α 表示气体分子实际传递能量与可能传递的最大能量的比值, 与温度、气体种类、固体表面状态、固体温度等有关。经实验测试, 得到在低温区域 α 的拟合公式^[24]:

$$\alpha_i = (A - B)e^{-0.25(\frac{T_i - 77}{77})} + B \quad (18)$$

式中:

$$A = \frac{M_g}{2.3 + M_g} \quad (19)$$

$$B = \frac{2.4\mu}{(1 + \mu)^2} \quad (20)$$

$$\mu = \frac{M_g}{M_s} \quad (21)$$

式中: M_g 是气体的摩尔质量; M_s 是反射屏表面材料的摩尔质量。

绝热材料被抽真空后, 残余气体成分主要是氢气与氮气, 其中, 氢气占比约 70%, 氮气占比约 30%^[25], 因此, 经计算:

$$\alpha_i = 0.34e^{-0.25(\frac{T_i - 77}{77})} + 0.47 \quad (22)$$

另外, 由于绝热材料敷设厚度一般较小, 可以认为 $A_{i+1} = A_i$, 所以, 气体导热方程最终被简化为:

$$q_{gi} = \left[\frac{1}{0.34e^{-0.25(\frac{T_{i+1} - 77}{77})}} + \frac{1}{0.34e^{-0.25(\frac{T_i - 77}{77})}} - 1 \right]^{-1} \times$$

$$\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \sqrt{\frac{R}{8\pi MT}} p (T_{i+1} - T_i) \quad (23)$$

(4) 考虑层密度对固体导热的影响

LBL 模型与 Lockheed 模型在固体导热方面呈现出显著差异。Lockheed 模型基于绝热材料边界温度的计算固体导热, 其理论框架难以拓展至层密度动态变化的变密度工程应用场景。LBL 模型通过引入间隔层相对密度、厚度及等效导热系数等参数构建固体导热方程, 但该方程未能有效表征材料层密度这一关键参数的影响效应, 而层密度一方面反映预紧力对绝热材料的作用, 另一方面反映反射屏厚度带来的影响。层密度可被计算为:

$$N_c = \frac{10}{d_{\text{spacer}} \times n + d_{\text{reflector}}} \quad (24)$$

其中, d_{spacer} 为单层间隔材料厚度, n 为一个单元内间隔层材料的层数, $d_{\text{reflector}}$ 为一个单元内反射屏的厚度, N_c 为层密度(层/cm)。因此, 固体导热方程为:

$$q_{si} = 100C_2fkN_c(T_{i+1} - T_i) \quad (25)$$

最终, 第 i 层反射屏的总传热热流密度为式(14)、式(23)和(25)的和。

3 模型验证

文献[22]提供了一种 50 层定密度 MLI 的敷设方案(又称均匀密度 MLI, 统称 UD-MLI), 并利用液氮量热计实验测试了 MLI 的隔热性能。实验中, MLI 反射屏为双面镀铝聚酯薄膜, 穿孔率在 0.05%~0.1%之间。间隔层为涤纶网。热边界温度为 290.1 K, 冷边界温度为 78.01 K。分别在 0 层、10 层、20 层、30 层、40 层和 50 层的上中下区域各布置 3 个传感器。0 层是冷边界温度, 50 层是热边界温度, 因此主要从 10 层、20 层、30 层和 40 层进行误差对比。使用常规 LBL 模型和改进后的 LBL 模型, 将各层计算温度与实验测试结果进行比较, 如图 3 所示, 其中每层的实验温度是 3 个传感器温度的平均值。

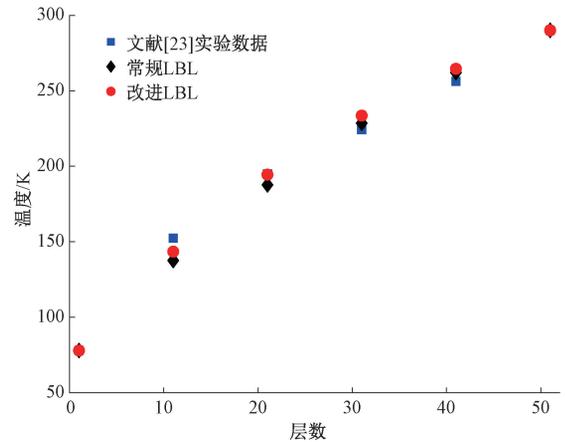


图 3 温度分布

Fig. 3 Temperature distribution

为便于程序编写, 1 层实际是 0 层, 因此图 3 中 1 层、11 层、21 层、31 层、41 层和 51 层分别代表 0 层、10 层、20 层、30 层、40 层和 50 层。结合图 3, 模型计算结果相比实验测试结果的对比如表 2 所示。

表 2 层间温度对比

Table 2 Comparison of interlayer temperature

层数	实验温度分布/K	常规 LBL	常规 LBL	改进 LBL	改进 LBL
		温度分布/K	误差/%	温度分布/K	误差/%
10	152.4	137.6	9.7	144	5.5
20	194.9	187.7	3.7	194.5	0.2
30	224.3	228.6	1.9	234	4.3
40	256.3	262.1	2.3	264.6	3.2
平均误差/%	/	/	4.4	/	3.3

常规 LBL 模型对 10 层、20 层、30 层和 40 层计算结果与实验数据误差分别为 9.7%、3.7%、1.9% 和 2.3%，平均误差为 4.4%。改进 LBL 模型与实验数据的误差分别是 5.5%、0.2%、4.3% 和 3.2%，平均误差约为 3.3%。常规 LBL 模型误差极差为 7.8，改进 LBL 模型误差极差为 5.3。因此，无论从误差极差还是从平均误差来看，改进后的 LBL 模型计算得到的温度分布都比常规的 LBL 模型准确度要高。由于 Lockheed 模型无法计算层间温度，这里不展示其层间温度分布对比。

同时文献[22]中实验测得 MLI 在该敷设方式下的热流密度为 0.5678 W/m^2 。经常规 LBL 模型、改进 LBL 模型以及 Lockheed 模型计算的热流密度及误差对比如图 4 所示。可见，常规 LBL 模型计算的热流密度为 0.5136 W/m^2 ，与实验结果偏差 9.55%。改进 LBL 模型计算的热流密度为 0.5599 W/m^2 ，与实验结果偏差为 1.39%。Lockheed 模型计算热流密度为 0.5874 W/m^2 ，与实验结果偏差为 3.45%。改进 LBL 模型误差最小，计算准确度最高。3 个模型计算差异可以通过图 5 和图 6 解释，其中， q_r 、 q_g 、 q_s 与前文含义一致。

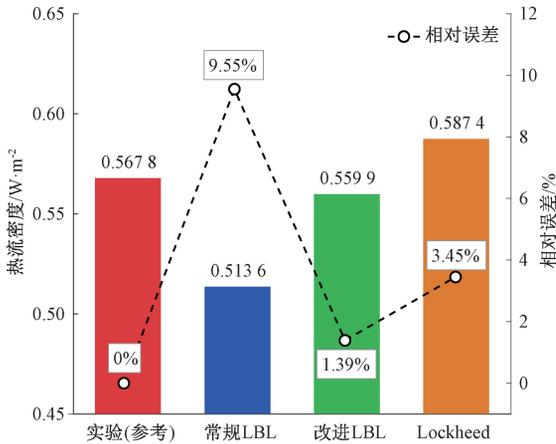


图 4 热流密度误差对比

Fig. 4 Comparison of heat flux density errors

从图 5 和 6 可以看出，由于改进的 LBL 模型考虑了间隔层光学性质、反射屏开孔、反射屏温度等的影响，使得层间各项热流密度占比发生了变化。二者气体导热占比类似，从 0 层到 50 层都小于 20%，符合高真空下气体传热占比低的情况。常规 LBL 模型辐射传热与固体传热在 38 层出现转变，改进 LBL 模型则在 30 层发生转变。正是该转变，改进 LBL 模型使得层间各项热流密度占比更符合实际工况，误差更小。

综上所述，改进后的 LBL 模型在温度分布与热流密度计算都有较高的精度。

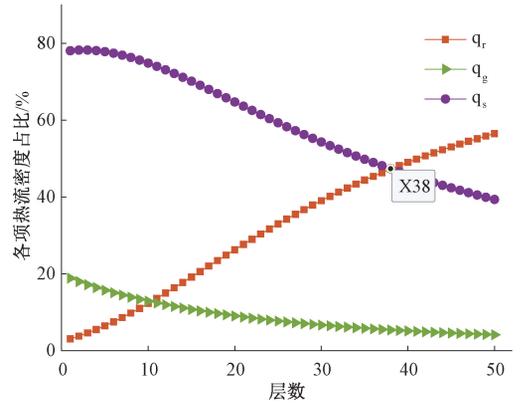


图 5 常规 LBL 模型各项热流密度占比

Fig. 5 Proportion of various heat flux densities in the conventional LBL model

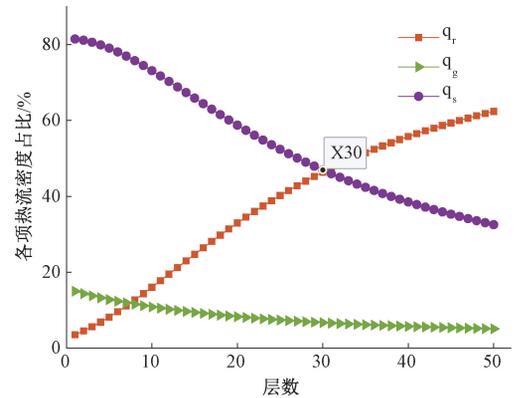


图 6 改进 LBL 模型各项热流密度占比

Fig. 6 Proportion of various heat flux densities in the improved LBL model

4 变密度 MLI 建模

进一步分析图 5 和 6 可知，靠近冷边界固体导热占比较高，靠近热边界辐射传热占比较高。因此，若在冷边界附近通过加入更多的间隔层减小层密度以降低固体导热，在热边界附近通过减少更多的间隔层提高层密度以降低辐射传热，可以进一步降低整体漏热，此时的敷设方式称为变密度敷设 (VD-MLI)。

兼顾工程敷设的便利性、绝热性能以及厚度，本文选择最大为四密度区的变密度 MLI 为研究对象，如图 7 所示， m_1 、 m_2 、 m_3 、 m_4 分别代表低密度区、中密度区、次高密度区和高密度区反射屏层数， n_1 、 n_2 、 n_3 、 n_4 分别代表低密度区、中密度区、次高密度区和高密度区间隔层层数。 N_{c1} 、 N_{c2} 、 N_{c3} 、 N_{c4} 分别代表低密度区、中密度区、次高密度区和高密度区的层密度，层/cm。

变密度计算流程如图 8 所示，定密度是变密度的一种特殊情况，即 $N_{c1} = N_{c2} = N_{c3} = N_{c4}$ 。所有配置的冷、热边

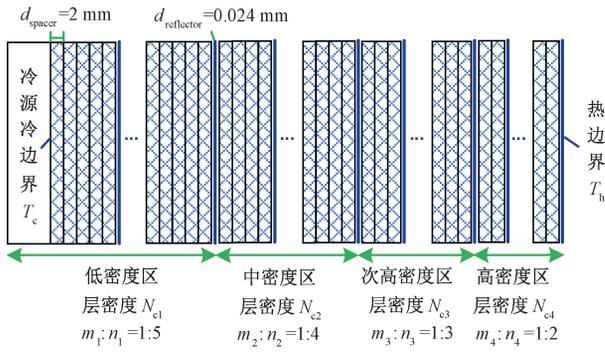


图 7 变密度布置

Fig. 7 Variable density arrangement

界均分别为 30 K、293 K，真空度均为 3×10^{-3} Pa。所用的 MLI 结构的物性参数均相同，其中双层镀铝薄膜厚度为 0.024 mm，开孔率为 0.1%，单层涤纶网厚度为 0.2 mm，材料敷设总厚度为：

$$Thick_{total} = (m_1/N_{c1} + m_2/N_{c2} + m_3/N_{c3}) \times 10 \quad (26)$$

式中：10 是为了单位换算为 mm。

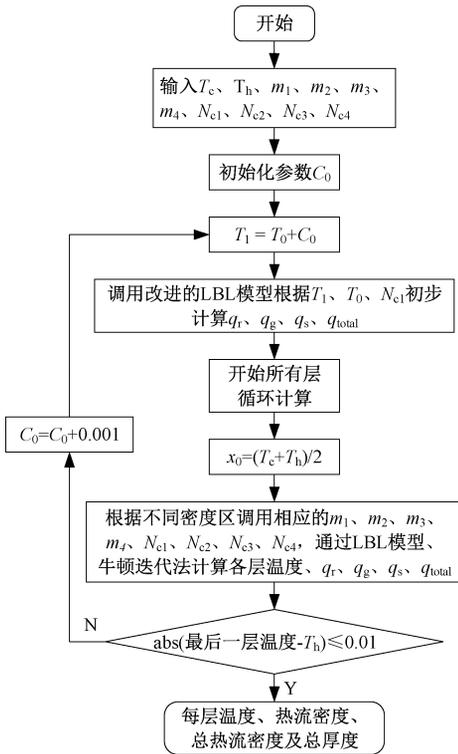


图 8 变密度多层绝热 LBL 模型计算流程

Fig. 8 Calculation process of variable density multi-layer using LBL model

5 变密度 MLI 优化设计

作为第二代非支配排序遗传算法^[26]，通过引入快速非支配排序机制、精英保留策略和拥挤度比较算子，有效解决了多目标优化中的 Pareto 前沿分布问题。

5.1 设计变量与优化目标

以各密度区层数为设计参数，以热流密度与总厚度为设计目标，则变密度模型表达为：

$$VD = [low(m_1), middle(m_2), secondhigh(m_3), high(m_4)] \quad (27)$$

其中，low、middle、secondhigh、high 分别表示低、中、次高、高密度区， m_1, m_2, m_3, m_4 与前文意义一致。当四者有一个为 0 时，为三密度区，当四者有两个为 0 时，为两密度区，当四者有 3 个为 0 时，为定密度。

决策变量约束 4 个密度区的总层数最大为 42 层，而且为了有一定的绝热性能，最小设置为 10 层：

$$\begin{cases} 0 \leq m_1 \leq 42 \\ 0 \leq m_2 \leq 42 \\ 0 \leq m_3 \leq 42 \\ 0 \leq m_4 \leq 42 \\ 10 \leq m_1 + m_2 + m_3 + m_4 \leq 42 \end{cases} \quad (28)$$

超导电机用绝热材料需满足在最小化厚度的前提下实现最优绝热性能，这本质上构成了热流密度与结构尺寸的多目标优化问题。优化目标为：

$$\min[f_1(X), f_2(X)] \quad (29)$$

其中， X 是设计参数， $X = [m_1, m_2, m_3, m_4]$ ， $f_1(x)$ 是与设计参数相关的总热流密度， $f_2(x)$ 是与设计参数相关的总厚度，二者均通过改进 LBL 模型计算得到。

5.2 种群初始化策略

种群初始化过程需生成满足问题约束的可行解作为初始种群，本文采用动态约束满足机制生成候选解，种群规模为 $N = 100$ ，决策变量总数为 $V = 4$ （全部为整数变量），目标函数为改进的 LBL 模型。核心步骤：

1) 决策变量生成：对于每个个体 $i \in \{1, 2, \dots, N\}$ ，决策变量 $X^{(i)} = [x_1, x_2, x_3, x_4]$ 需满足整数及总和约束：

$$\begin{cases} \sum_{k=1}^4 x_k = s, s \sim R[10, 42] \\ x_k \geq 0, k \in \{1, 2, 3, 4\} \end{cases} \quad (30)$$

其中， s 为均匀随机生成的整数总和约束， R 表示取区间内任意的一个数，采用分层随机分配策略先生成决策变量，再通过拒绝采样法循环检测排除无效解。

2) 目标函数评估：对于有效的个体，调用改进 LBL 模型计算目标函数值，并建立决策变量矩阵以及目标函数矩阵。

该初始化策略通过动态约束调整与严格有效性验证，确保初始种群在可行域内均匀分布，为后续非支配排序与多样性保持奠定基础。相较于传统边界初始化方

法,此方法可避免无效解的产生,显著提高算法收敛效率。

5.3 遗传算子设计

遗传算子通过模拟二进制交叉(SBX)与多项式变异驱动种群进化。

1) 模拟二进制交叉

对于选定的父代个体 p_1 和 p_2 ,按交叉概率 $p_c = 0.9$ 生成子代 c_1 和 c_2 。

首先是扩散因子计算。对每个变量 j ,生成均匀随机数 $u \in [0, 1]$,计算扩散因子 β :

$$\beta = \begin{cases} (2u)^{1/(\mu+1)}, & \mu \leq 0.5 \\ \left(\frac{1}{2(1-u)}\right)^{1/(\mu+1)}, & \text{其他} \end{cases} \quad (31)$$

其中, μ 为交叉分布指数。

其次在子代生成方面,要保证决策变量为整数:

$$c_{1j} = \text{round}\left(\frac{(1+\beta)p_{1j} + (1-\beta)p_{2j}}{2}\right) \quad (32)$$

$$c_{2j} = \text{round}\left(\frac{(1-\beta)p_{1j} + (1+\beta)p_{2j}}{2}\right) \quad (33)$$

然后,对越界变量进行截断处理:

$$c_{ij} = \max(\min(c_{ij}, u_j), l_j) \quad (34)$$

2) 多项式变异

对子代个体按变异概率 $p_m = 1/V$ 进行变异,通过扰动因子 $r \in [0, 1]$,计算扰动因子 δ :

$$\delta = \begin{cases} (2r)^{1/(\eta_m+1)} - 1, & r < 0.5 \\ 1 - [2(1-r)]^{1/(\eta_m+1)}, & \text{其他} \end{cases} \quad (35)$$

其中, η_m 为变异分布指数。

3) 约束修复机制

最后确保总层数满足 $\sum_{j=1}^3 10 \leq c_{kj} \leq 42$,若超限,则通过迭代修正使其满足约束。

5.4 非支配排序与拥挤度计算

非支配排序是指对于个体 x_i 与 x_j ,若 x_i 在所有目标上不劣于 x_j 且至少存在一个目标更优,即满足:

$$\begin{cases} f_m(x_i) \leq f_m(x_j), \forall m \in \{1, 2, \dots, M\} \\ \exists m, f_m(x_i) < f_m(x_j) \end{cases} \quad (36)$$

则称 x_i 支配 x_j ,因此算法首先统计每个个体 x_i 被支配次数 n_i 及其支配的个体集合 S_i ,将 $n_i = 0$ 的个体归入第一前沿面,随后迭代各前沿面直至所有个体完成层级分配。

5.5 寻优过程

NSGA-II 算法优化改进变密度 LBL 模型的流程为:

1) 算法初始化。设定种群规模 N_{pop} ,最大迭代次数 N_{gen}^{max} ,交叉和变异概率 λ_{ovp} 和 λ_{mut} 等关键参数。对初始个体进行非支配排序和拥挤度计算,同时配置锦标赛选

择机制,定义锦标赛的个体数 T 。

2) 遗传进化操作。采用锦标赛选择机制从当前种群中筛选 N_{pop} 个优质个体作为父代。通过交叉和变异算子生成同等规模的子代种群,并利用优化模型评估子代个体的目标函数值。将父代与子代种群合并形成 $2N_{pop}$ 规模的临时进化群体。

3) 精英筛选。对混合种群执行非支配排序并计算个体拥挤距离。依据 Pareto 支配关系和密度信息,采用精英保留策略筛选出非支配层级较高的 N_{pop} 个体,构建新一代种群,同时 $N_{gen} = N_{gen} + 1$ 。

4) 终止条件判定。当迭代次数 $N_{gen} > N_{gen}^{max}$ 时,终止计算并输出 Pareto 前沿;反之,重复步骤 2)~3) 的操作。详细寻优流程如图 9 所示。

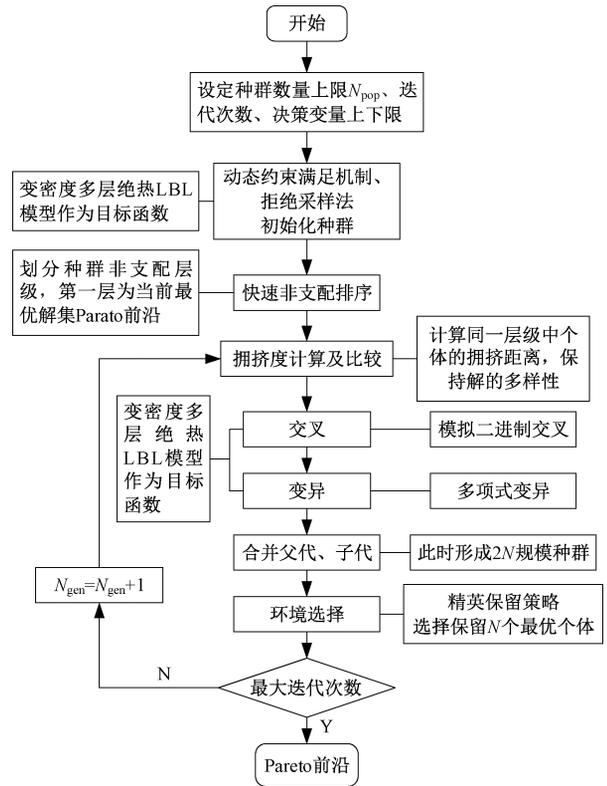


图 9 变密度 MLI 多目标优化流程

Fig. 9 Multi-objective optimization flowchart for variable density MLI

6 优化结果与讨论

6.1 优化结果

种群进化至 14 代的全部结果如图 10 所示,非支配解的 Pareto 前沿如图 11 所示。分析图 10 可知,算法进化的种群均匀性较好,覆盖范围大。分析图 11 可知,在最大层数 10~42 层的约束范围内,热流密度 $0.42 \sim 3.11 \text{ W/m}^2$ 与材料厚度 $5.5 \sim 43.0 \text{ mm}$ 呈负相关,绝热性

能与空间成本存在明显的矛盾关系。在热流密度低于 1 W/m^2 时,随热流密度减小,总厚度迅速增大。大于 1 W/m^2 时,随热流密度增大,总厚度增速缓慢。

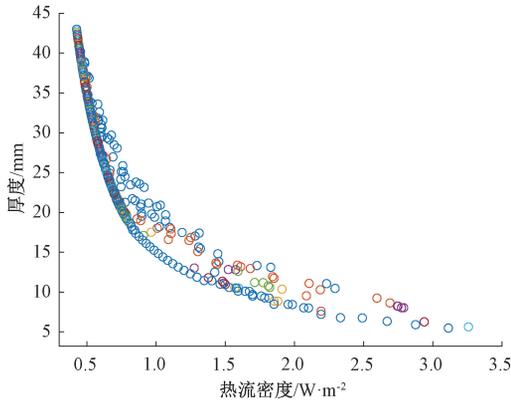


图 10 全部种群

Fig. 10 All populations

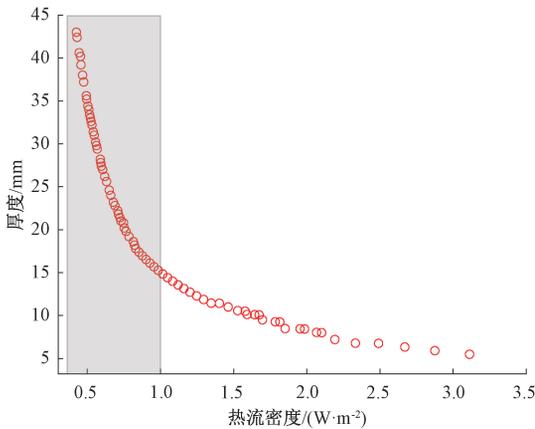


图 11 Pareto 前沿

Fig. 11 Pareto frontier

图 11 中框选的部分是热流密度小于 1 W/m^2 的种群,也是设计绝热中重点关注的部分,从中按热流密度递减的顺序取 10 个种群如表 3 所示, Q_{tot} 表示总热流密度, $Thick$ 表示总厚度。

分析表 3 可知,方案 2 和方案 7 都是三密度区,总层数为 42 层,但二者热流密度相差 0.24 W/m^2 ,厚度相差 15.8 mm 。方案 6,8 都是两密度区,总层数为 42,热流密度相差 0.12 W/m^2 ,厚度相差 3.4 mm 。方案 1,9 都是定密度,总层数为 42 层,热流密度最大相差 0.41 W/m^2 ,厚度最大相差 25.2 mm 。因此,即使密度区数量与总层数相同,但当各密度区层数、层密度不同时,绝热性能和厚度差别较大。

另外,方案 6 总层数为 42 层,大于方案 5 的 40 层,但方案 6 的热流密度比方案 5 的大 0.02 W/m^2 ,因此,总层数越多绝热性能不一定越好,即总层数不是决定绝热

性能的关键因素。此外,方案 3 为四密度区,方案 2 为三密度区,但方案 3 的热流密度比方案 2 的大 0.03 W/m^2 ,可见,密度区越多不一定绝热效果越好。

综上可知,变密度 MLI 通过划分不同的密度区可以展现出优异的绝热性能。但绝热效能并非单纯与密度区数量呈正相关关系,而是与各密度区层数、层密度相关,厚度也与各密度区层数、层密度直接相关。此外,密度区数量的增加会显著提高材料铺层工艺的复杂度,影响工程实施的可行性。单纯追求绝热性能可能导致绝热层总厚度超标,反而削弱材料在船用超导电机等特殊场景下的适用性。因此,通过调整密度区数量、各密度区层数以及密度区的层密度可实现兼顾绝热性能与厚度的绝热敷设方案。

表 3 优化后部分变密度敷设方案

Table 3 Optimized partial variable density laying schemes

方案	m_1	m_2	m_3	m_4	$Q_{\text{tot}}/(W \cdot m^{-2})$	Thick/mm
1	42	0	0	0	0.42	43.0
2	32	0	5	5	0.47	38.0
3	19	6	14	3	0.50	34.4
4	0	33	2	7	0.54	31.4
5	0	23	0	17	0.59	28.2
6	0	0	39	3	0.63	25.6
7	7	0	1	34	0.71	22.2
8	0	0	12	30	0.75	20.2
9	0	0	0	42	0.83	17.8
10	0	0	0	37	0.96	15.7

6.2 分项热流密度

选取表 3 中四密度区、三密度区、两密度区和定密度绝热方案进行分析,分别是方案 3、7、8、10,分项热流密度分布如图 12 所示,沿 x 轴方向为冷边界到热边界。方案 3 是四密度区,低、中、次高、高密度区的层数分别为 19、6、14、3,总热流密度为 0.5 W/m^2 ,厚度为 34.4 mm 。分项热流密度分布呈现出在低密度区固体导热较高,最高在第 3 层,值为 0.43 W/m^2 ,随着向中、高密度区推进,辐射导热在 20 层超过固体导热,其中辐射传热先增高,再向下跳跃后增高,跳跃现象主要出现在 25 层和 39 层,最大值出现在 39 层,为 0.32 W/m^2 ,固体导热相反,跳跃式下降。气体导热随层数增大一直降低。

方案 7 是三密度区,与方案 4 相比少了中密度区,从低到高密度区的层数分别为 7、1、34,热流密度与厚度分别为 0.71 W/m^2 、 22.2 mm 。从层数来看,高密度区层数占比高达 81%。热流密度分布规律与方案 3 相似,都是在密度区交界处跳跃式变化,其中,辐射传热在 28 层超过固体导热。

方案 8 是两密度区,与方案 7 相比少了低密度区,从

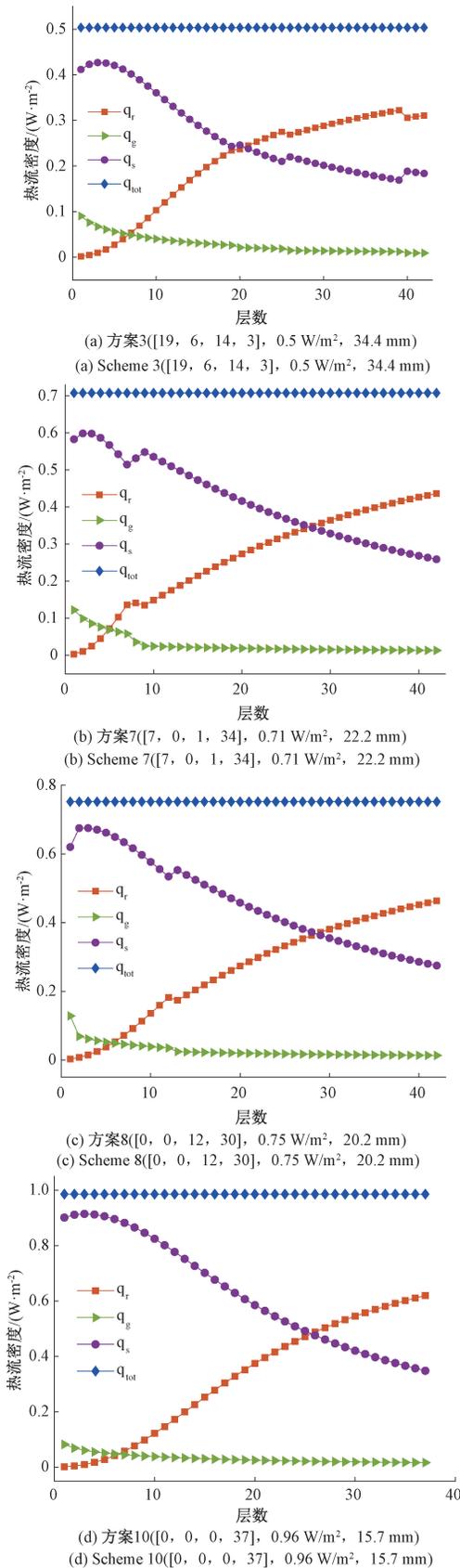


图 12 4种方案热流密度分布

Fig. 12 Distribution of heat flux density for 4 different schemes

低到高密度区的层数分别为 12、30,总热流密度与厚度分别是 0.75 W/m²、20.2 mm。该方案高密度区层数较多,辐射传热在 29 层超过固体传热。

方案 10 是只有高层密度的定密度方案,而且总层数是 37 层,与前 3 个方案相比少了 5 层,该方案的热流密度与厚度分别为 0.96 W/m²、15.7 mm。从单项热流密度来看,没有跳跃式增长或降低现象,这是均匀敷设的原因。

综上所述,在 VD-MLI 结构的密度分区处,辐射、固体与气体导热热流密度均呈现非连续突变现象。其中,辐射热流密度跳跃式增长,而固体导热热流密度跳跃式下降。这种突变现象源于多层绝热结构的非均匀特性,即辐射屏与间隔物的空间分布差异导致系统总热阻产生跃变。热阻的突变改变了温度梯度分布和传热路径效率,最终引起 3 种传热模式的热流密度在密度分区处重新分配,文献[17]也曾指出该现象。因此,通过调整不同密度区的层数和层密度,也可有效调控热流密度。增大低密度区厚度可提升固体导热占比,而增加高密度区厚度则利于汇聚热流,不同方案对应不同的热流传输特性,为实际工程应用中根据隔热需求与空间限制等条件选择合适方案提供了有力参考。

6.3 温度分布

图 13 展示了 4 种方案的温度分布对比,可见方案 3 在 28 层以后温度高于其他方案,方案 7 在 3~18 层温度高于其他方案,方案 8 在 18 层以后低于其他方案,方案 10 在 28 层以后高于其他方案,这是由于密度区的划分以及各密度区层数、层密度不同导致温度出现差异。

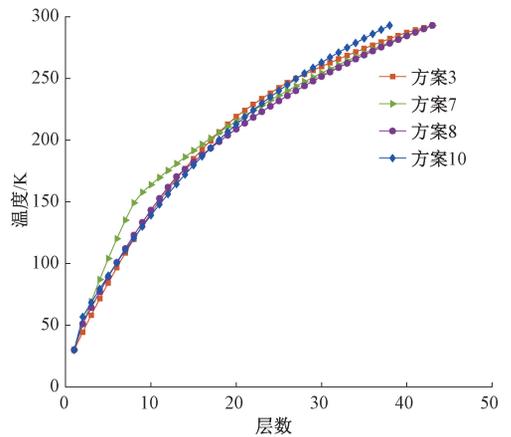


图 13 4种方案温度分布对比

Fig. 13 Comparison of temperature distribution of 4 schemes

6.4 漏热对比

超导电机用多层绝热材料的总厚度为 22.2 mm,优化前采用 3 种定密度敷设方案(UD-1~UD-3,因层数取整存在±1.4%厚度偏差),如表 4 所示。优化后采用方案

7. 可见 UD-1 ~ UD-3 的热流密度分别高于方案 7 约 35.2%、21.1% 和 5.6%，绝热性能分别差了约 35.2%、21.1% 和 5.6%。值得注意的是，当采用层密度为 23.58 层/cm 进行定密度敷设时，总层数达 52 层，超出 42 层约束，因此这里不展示该方案下的热流密度结果。

表 4 定变密度热流密度对比

Table 4 Comparison of heat flux density between constant density and variable density

	方案 7	UD-1	UD-2	UD-3
总层数	42	22	27	36
m_1	7	22	0	0
m_2	0	0	27	0
m_3	1	0	0	36
m_4	34	0	0	0
N_{e1}	9.77	9.77	/	/
N_{e2}	12.14	/	12.14	/
N_{e3}	16.03	/	/	16.03
N_{e4}	23.58	/	/	/
总热流密度/($W \cdot m^{-2}$)	0.71	0.96	0.86	0.75
差异/%	/	35.2%	21.1%	5.6%
厚度/mm	22.2	22.5	22.2	22.5

该对比验证了该优化方法在限定层数下的有效性，同时也指出变密度敷设通过科学配置层密度及各密度区层数，可在相同厚度的前提下实现更优的绝热效能。

7 结论

针对超导体用绝热材料既要降低绝热材料热流密度保证绝热性能，又要严格控制总厚度以维持电机电磁性能的特殊需求。本文提出了一种基于改进 LBL 模型与 NSGA-II 算法的多目标优化方法，不仅提高了 LBL 模型的计算精度，也实现了绝热材料敷设的多目标寻优。详细研究结果总结如下：

1) 通过引入间隔层光学厚度、反射屏开孔率修正、动态热适应系数以及层密度，改进了常规 LBL 模型的传热计算精度，实验验证表明层间温度分布平均误差比常规 LBL 模型降低了 1.1%。热流密度误差为 1.39%，比常规 LBL 模型降低了 8.16%，比 Lockheed 模型降低了 2.06%。同时模型精度的提升可以有效减少测试成本。

2) 构建最大为 4 个密度区的变密度 MLI 多目标优化模型。生成热流密度覆盖 0.42 ~ 3.11 W/m^2 、厚度覆盖 5.5 ~ 43.0 mm 的 Pareto 前沿，前沿表明热流密度与厚度呈显著负相关。优化方案包括不同层密度的定密度、两密度区变密度、三密度区变密度以及四密度区变密度方案，具体可以根据实际电机尺寸约束进行选择。

3) 分析四密度区、三密度区、两密度区和定密度的 4

种设计方案，发现绝热效能并非单纯与密度区数量呈正相关关系，而是与各密度区层数、层密度相关。同时密度区数量的增加会显著提高材料铺层工艺的复杂度，影响工程实施的可行性。

4) 根据电机设计厚度需求，在约束总层数的情况下，对比了定变密度漏热情况，发现层密度为 9.77 层/cm、12.14 层/cm、16.03 层/cm 的定密度 MLI 的绝热性能比变密度(方案 7)分别低 35.2%、21.1%、5.6%，表明优化方法的有效性。

本文研究不仅适用于超导电机，还可扩展至液氢、液氦等低温储存系统，为真空绝热装备的紧凑型设计与热防护效能提升提供了量化决策依据，兼具学术价值与工程应用前景。

参考文献

- [1] 艾立旺,何少军,苗森,等. 高温超导磁悬浮力三维测量系统设计[J]. 电子测量与仪器学报, 2023, 37(9): 16-24.
- AI L W, HE SH J, MIAO S, et al. Design of a high-temperature superconducting maglev force three-dimensional measurement system [J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2023, 37(9): 16-24.
- [2] BERGEN A, ANDERSEN R, BAUER M, et al. Design and in-field testing of the world's first ReBCO rotor for a 3.6 MW wind generator[J]. Superconductor Science and Technology, 2019, 32(12): 125006.
- [3] NAM G D, SUNG H J, KIM C, et al. Design and characteristic analysis of a 1 MW superconducting motor for ship propulsions[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2019, 29(5): 1-5.
- [4] 宋东彬,闫炬壮,杨文将,等. 面向电动航空的高温超导电机技术研究发展[J]. 航空学报, 2023, 44(9): 135-160.
- SONG D B, YAN J ZH, YANG W J, et al. Technology development of high temperature superconducting machine for electric aviation [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2023, 44(9): 135-160.
- [5] ZHU X Y, LEE J H, KIM K H, et al. Coupled CFD modeling and thermal analysis of multi-layered insulation structures in liquid hydrogen storage tanks for various vapor-cooled shields [J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2024, 63: 105317.
- [6] KANG D H, AN J H, LEE C J. Numerical modeling and optimization of thermal insulation for liquid hydrogen storage tanks[J]. Energy, 2024, 291: 130143.
- [7] YU Y, XIE F, ZHU M, et al. Feasible analysis of a new-type insulation scheme with gas recovery for large

- liquid hydrogen tanks[J]. *Fuel*, 2025, 382:133633.
- [8] DING Y, SHAO D, JIN S, et al. Numerical study on composite multilayer insulation material for liquid hydrogen storage[J]. *Coatings*, 2024, 14(11):1417.
- [9] 郑建朋,陈六彪,周远,等. 低温推进剂贮存中 SOFI 和 MLI 实验研究[J]. *工程热物理学报*, 2020, 41(3):543-547.
- ZHENG J P, CHEN L B, ZHOU Y, et al. Experimental study on SOFI and MLI cryogenic propellant storage[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2020, 41(3):543-547.
- [10] 许张良,谭宏博,吴昊. 变密度多层低温绝热结构的性能比较与分析[J]. *工程热物理学报*, 2023, 44(5):1357-1365.
- XU ZH L, TAN H B, WU H. Comparative study on the thermal insulation performance of different variable density multi-layer insulation structures [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2023, 44(5):1357-1365.
- [11] 王裕博,赵玉杰,余萌,等. 液氢用低温复合多层绝热材料的传热特性研究[J]. *低温工程*, 2023, (6):33-39.
- WANG Y B, ZHAO Y J, YU M, et al. Research on heat transfer characteristics of composite multi-layer insulation material under liquid hydrogen temperature range [J]. *Cryogenics*, 2023, (6):33-39.
- [12] 苏晓宇,朱建炳,马晓勇. 空间用多层绝热材料性能测试及优化布置改进分析[J]. *真空与低温*, 2024, 30(2):206-213.
- SU X Y, ZHU J B, MA X Y. Performance testing and optimization layout improvement analysis of multi-layer insulation materials for space [J]. *Vacuum and Cryogenics*, 2024, 30(2):206-213.
- [13] HEDAYAT A, HASTINGS L J, BROWN T. Analytical modeling of variable density multilayer insulation for cryogenic storage [C]. *AIP Conference Proceedings*. American Institute of Physics, 2002, 613(1):1557-1564.
- [14] 余家愿,周文杰,徐佳琦,等. 低温储罐用多层绝热材料绝热性能优化[J]. *真空与低温*, 2024, 30(6):712-718.
- YU J Y, ZHOU W J, XU J Q, et al. Thermal insulation performance optimization of multi-layer insulation materials for cryogenic storage tanks [J]. *Vacuum and Cryogenics*, 2024, 30(6):712-718.
- [15] 王田刚,李延娜,姚淑婷,等. 变密度多层绝热最优层密度研究[J]. *低温与超导*, 2014, 42(7):6-9,48.
- WANG T G, LI Y N, YAO SH T, et al. Study on optimal layer density of variable density multilayer insulation[J]. *Cryogenics and Superconductivity*, 2014, 42(7):6-9,48.
- [16] RAHMAN A A, WANG B, YU J, et al. Machine learning approaches for the prediction of thermal performance of multilayer insulation materials at low temperatures[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2025, 264:125527.
- [17] WU H, TAN H, XU Z, et al. Multi-objective optimization of variable density multi-layer insulation for liquid hydrogen containers based on reduced-order surrogate model[J]. *Processes*, 2023, 11(5):1383.
- [18] GB/T-31480, 深冷容器用高真空多层绝热材料[S]. 2015. GB/T-31480, Materials for high vacuum multilayer insulation of cryogenic vessel [S]. 2015.
- [19] 马晓勇,陈叔平,金树峰,等. 低温容器用多层绝热材料的绝热性能研究进展[J]. *材料导报*, 2024, 38(1):242-252.
- MA X Y, CHEN SH P, JIN SH F, et al. Advance in research on thermal insulation performance of multilayer insulation materials for cryogenic vessels [J]. *Material Reports*, 2024, 38(1):242-252.
- [20] MCINTOSH G E. Layer by Layer MLI Calculation Using a Separated Mode Equation[M]. *Advances in Cryogenic Engineering*. Boston, MA: Springer US, 1994:1683-1690.
- [21] TIEN C L, CUNNINGTON G R. Cryogenic Insulation Heat Transfer[M]. *Advances in Heat Transfer*. Elsevier, 1973, 9:349-417.
- [22] 郑建朋. 液氧贮存复合绝热系统的地面模拟实验研究[D]. 北京:中国科学院大学, 2016.
- ZHENG J P. Experimental study on composite insulation system in ground simulation of liquid oxygen storage[D]. Beijing: University of Chinese Academy of Sciences, 2016.
- [23] 伍世贤. 多通道低温管线的优化设计与真空多层绝热传热研究[D]. 合肥:中国科学技术大学, 2023.
- WU SH X. Optimization design of multi-channel cryogenic transfer line and research on multilayer insulation heat transfer[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2023.
- [24] 杨帆. LNG 真空多层绝热管道输送及安全性研究[D]. 青岛:中国石油大学(华东), 2015.
- YANG F. Research on transportation and security of LNG vacuum multilayer insulation pipe[D]. Qingdao: China University of Petroleum (East China), 2015.
- [25] YU Y, ZHU M, HUANG Q, et al. Sorption properties of novel-fashioned low-cost hydrogen getters in a high-vacuum-multilayer insulation structure [J]. *Vacuum*,

2021, 192:110452.

- [26] 黄朝志, 张文进, 李海雯, 等. 多目标算法分层优化策略在开关磁阻电机中的应用[J]. 电子测量与仪器学报, 2024, 38(1):124-133.

HUANG CH ZH, ZHANG W J, LI H W, et al. Application of multi-objective algorithm layered optimization strategy in switched reluctance motor [J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2024, 38(1):124-133.

作者简介



杨雁飞, 2018 年于武汉科技大学获得学士学位, 2022 年于武汉科技大学获得硕士学位, 现为武汉大学电气工程博士研究生。主要研究方向为超导电机多物理场耦合设计及绝热优化研究。

E-mail: yfy_rm@163.com

Yang Yanfei received his B. Sc. degree and M. Sc. degree from Wuhan University of Science and Technology in 2018 and 2022, respectively. He is now a Ph. D. candidate at Wuhan University. His main research interests include the multi-physics coupling design and adiabatic optimization of superconducting motors.



薄凯(通信作者), 2011 年于沈阳师范大学获得学士学位, 2014 年于沈阳工业大学获得硕士学位, 2019 年于哈尔滨工业大学获得博士学位, 现为海军工程大学助理研究员, 研究方向为电工装备多物理场耦合仿真与优化设计、超导电机等。

E-mail: bbokai@qq.com

Bo Kai (Corresponding author) received his B. Sc. degree from Shenyang Normal University in 2011, M. Sc. degree from Shenyang University of Technology in 2014, and Ph. D. degree from Harbin Institute of Technology in 2019. He is now an assistant researcher at the Naval Engineering University. His main research interests include multi-physics coupling simulation and optimization design of electrical equipment, superconducting

motors.



赵乾凯, 2018 年于华北科技学院获得学士学位, 2023 年于石家庄铁道大学获得硕士学位, 现为东南大学电气工程博士研究生。主要研究方向为电机优化设计。

E-mail: zqkup@seu.edu.cn

Zhao Qiankai received his B. Sc. degree from North China University of Science and Technology in 2018, and M. Sc. degree from Shijiazhuang Railway University in 2023. He is now a Ph. D. candidate at Southeast University. His main research interests include motor optimization design.



黄道春, 2003 年于武汉大学获得学士学位, 2009 年于武汉大学获得博士学位, 现为武汉大学电气与自动化学院教授, 博导。主要研究方向为电气设备的智能运行和维护、状态智能感知等。

E-mail: huangdc99@163.com

Huang Daochun received his B. Sc. degree and Ph. D. degree from Wuhan University in 2003 and 2009, respectively. He is now a professor and doctoral supervisor at the School of Electrical and Automation, Wuhan University. His main research interests include intelligent operation and maintenance of electrical equipment, intelligent perception of status.



陈俊全, 2006 年于海军工程大学获得学士学位, 2013 年于海军工程大学获得博士学位, 现为海军工程大学正高级研究员, 博导。主要研究方向为电机材料的测量、表征及其在电机中的应用等。

E-mail: 303973172@qq.com

Chen Junquan received his B. Sc. degree and Ph. D. degree from Naval Engineering University in 2006 and 2013, respectively. He is now a senior researcher and doctoral supervisor at Naval Engineering University. His main research interests include the measurement, characterization and application of motor materials in motors.