

# 仲-正氢转化对蒸气冷屏组合结构绝热性能提升研究

许张良, 谭宏博\*, 吴昊

(西安交通大学 制冷与低温技术研究所, 西安 710049)

**摘要:** 为探究蒸气冷屏-变密度多层绝热组合绝热结构中耦合不同仲-正氢转化类型对液氢储罐绝热性能的提升效果, 建立了采用连续转化与绝热转化的组合绝热结构稳态传热模型, 并分析了蒸气冷屏屏位与仲-正氢转化器位置对组合绝热结构性能的影响。研究表明: 与绝热转化相比, 采用连续转化时绝热结构的性能更优, 其最小漏热流密度为  $0.1175 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 与不采用仲-正氢转化相比减少了 13.48%; 若采用绝热转化, 当仲-正氢转化器到 VCS 盘管入口的距离与盘管总长度之比为 30%~77.5% 时, 漏热流密度达到最小值  $0.1210 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 比不采用仲-正氢转化减少了 10.30%; 转化器安装在盘管中间附近位置, 可提高绝热转化的起始温度与仲-正氢转化吸热量, 对抵消外界热流、改善绝热性能有益。研究结果为液氢温区组合绝热结构的设计提供定量的理论依据和技术指导。

**关键词:** 蒸气冷屏; 变密度多层绝热; 仲-正氢转化; 绝热性能; 转化器位置

中图分类号: TB61

文献标志码: A

文章编号: 1006-7086(2024)04-0382-10

DOI: 10.12446/j.issn.1006-7086.2024.04.006

## Study on Performance Improvement of Composite Thermal Insulation Structure Combining Vapor Cooled Shield by Integrating Para-ortho Hydrogen Conversion

XU Zhangliang, TAN Hongbo\*, WU Hao

(Institute of Refrigeration and Cryogenic Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

**Abstract:** To explore the effect of integrating different types of para-ortho hydrogen conversion with the Variable Density Multilayer Insulation (VDMLI) structure combining one Vapor Cooled Shield (VCS) on thermal insulation performance improvement of liquid hydrogen storage tanks, a steady-state heat transfer model for the composite insulation structure with the continuous and adiabatic para-ortho hydrogen conversion was established. The influence of the VCS position and the para-ortho hydrogen converter position on the insulation performance of the composite insulation structure was analyzed. The results show that the performance of the insulation structure with the continuous conversion is better than that with the adiabatic conversion. The minimum heat leakage of the structure with the continuous conversion is  $0.1175 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 13.48% less than that without para-ortho hydrogen conversion. If the adiabatic conversion is used, the minimum heat leakage can reach  $0.1210 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  with a reduction of 10.30% compared with that without para-ortho hydrogen conversion, when the ratio of the distance between the converter and the VCS tube inlet to the total length of the VCS tube is 30% to 77.5%. When the converter is installed near the middle of the tube, the initial temperature of the adiabatic conversion and the heat absorption during the conversion can be increased, which is beneficial to offset the external heat flux and improve the thermal insulation performance. This study provides quantitative theoretical basis and technical guidance for the design of the composite insulation structure in liquid hydrogen temperature range.

收稿日期: 2024-03-01

基金项目: 国家重点研发计划(2020YFB1506203)

作者简介: 许张良, 硕士研究生, 主要从事低温绝热的相关研究。E-mail: xzl19990414@stu.xjtu.edu.cn

通信作者: 谭宏博, 教授, 博士生导师, 主要从事低温系统设计及优化研究。E-mail: hongbotan@xjtu.edu.cn

引文信息: 许张良, 谭宏博, 吴昊. 仲-正氢转化对蒸气冷屏组合结构绝热性能提升研究[J]. 真空与低温, 2024, 30(4): 382-391.

XU Z L, TAN H B, WU H. Study on performance improvement of composite thermal insulation structure combining vapor cooled shield by integrating para-ortho hydrogen conversion[J]. Vacuum and Cryogenics, 2024, 30(4): 382-391.

**Key words:** VCS; VDMLI; para-ortho hydrogen conversion; thermal insulation performance; converter position

## 0 引言

作为一种清洁能源,液氢是传统化石能源的理想替代品,其能量密度可达  $143 \text{ MJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ <sup>[1-2]</sup>,常用于航天器低温推进剂,在航天与低温领域具有巨大的应用价值<sup>[3-4]</sup>。液氢具有低沸点、易蒸发、易扩散、易燃易爆等特殊性质,由于液氢与环境之间存在巨大温差,如何有效存储液氢以减少漏热成为了关键的研究问题。变密度多层绝热(Variable Density Multilayer Insulation, VDMLI)质量轻,占用空间小,绝热性能优异,是液氢储存常用的基本绝热形式<sup>[5-7]</sup>。然而,若只采用常规的 VDMLI 结构,进入液氢储罐的漏热会导致液氢持续蒸发,储罐内压力快速升高,氢气无法及时排放<sup>[8]</sup>。若在 VDMLI 中设置蒸气冷屏(Vapor Cooled Shield, VCS)并将排放的氢气导入 VCS 盘管,能够实现氢气冷量的回收利用,抵消外界漏热,提升绝热性能<sup>[9-11]</sup>。由于液氢通常以仲氢形式储存,仲氢在催化剂的作用下可转化为正氢<sup>[12-13]</sup>,且仲-正氢转化是吸热过程,氢气流经 VCS 盘管时不仅因升温吸收显热,而且因仲-正氢转化吸收潜热,因此将具有释冷效应的仲-正氢转化与 VCS-VDMLI 组合绝热结构相结合能够进一步提升绝热结构的性能<sup>[14]</sup>。

仲-正氢转化有三种典型的转化类型:连续转化、绝热转化和等温转化<sup>[15]</sup>。多位学者围绕仲-正氢转化问题开展了相关研究。Nast<sup>[16]</sup>和 Sherman<sup>[17]</sup>将等温转化与绝热转化应用于航天器上的冷却红外传感器,研究表明,在 100 K 温度下等温转化能产生  $388.4 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$  的释冷量,绝热转化只能产生  $314 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$  的释冷量。王磊等<sup>[18]</sup>提出了四种仲-正氢转化释冷方案,相较于单级绝热转化,在蒸气冷屏盘管内应用连续转化能更加充分地利用转化冷能,连续转化是液氢空间存储领域优先考虑的转化类型。Bliesner 等<sup>[19]</sup>研制了一种低温催化氢气实验装置,并验证了蒸气冷屏系统与仲-正氢转化相结合的可行性。Pedrow 等<sup>[20]</sup>在 Bliesner 等<sup>[19]</sup>工作的基础上,研究了催化剂种类和用量、反应器数量、氢气质量流量对仲-正氢转化冷却效应的影响,并发现采用仲-正氢转化后实际制冷量最大可增加 12.1%。Shi 等<sup>[21]</sup>和 Meng 等<sup>[22]</sup>开展了在 VCS 中耦合仲-正氢转化的冷却效果分析研究。Shi 等<sup>[21]</sup>的研究表明,采用一个 VCS 时 VDMLI 的漏热减少了 61.1%,引入仲-正氢转化后漏热可进一步减少

11.6%。Meng 等<sup>[22]</sup>的研究表明,如果将单个转化器放置在 VCS 盘管的中间,可以更有效地提高仲-正氢转化释冷量,耦合仲-正氢转化之后, VCS 的最佳屏位更靠近冷边界,绝热结构的漏热量减少 10% 以上。

单独对 VDMLI、VCS 或仲-正氢转化的研究已有很多。然而,耦合不同类型仲-正氢转化对 VCS-VDMLI 组合绝热结构的性能影响仍缺乏讨论和分析,且尚未有定量比较结果。对绝热转化而言,转化器的安装位置会影响组合绝热结构的性能。为精确分析不同仲-正氢转化类型对组合绝热结构性能的改善程度,建立耦合连续转化与绝热转化的组合绝热结构稳态分析模型,并探究 VCS 屏位和仲-正氢转化器位置对漏热热流密度、氢气吸热量、仲-正氢转化热、绝热转化起始与终止温度等性能指标的影响,以确定 VCS 最佳屏位与转化器最优位置,为液氢温区绝热结构的优化设计提供理论依据和指导。

## 1 理论模型

### 1.1 组合绝热结构传热计算模型

包裹在液氢储罐内胆外侧的蒸气冷屏-变密度多层绝热组合结构常用于液氢储存,能够减少由外界漏热造成的液氢蒸发,如图 1 所示。在常规 MLI 的基础上,通过合理改变辐射屏和间隔物的配置方式,实现变密度多层绝热,能够产生在相同质量下提升绝热性能的效果。蒸气冷屏放置在 MLI 相邻两层辐射屏之间,其外侧通常缠绕一根螺旋形盘管作为低温氢气的流道,低温氢气在流动过程中持续与 VCS 进行换热,能够抵消从 VCS 外部漏入的热量,减少漏入液氢储罐的净漏热量。在稳态传热条件下,从热边界流向 VCS 的总漏热量( $q_{\text{Total}}$ )一部分被 VCS 盘管内的氢气吸收( $q_{\text{VCS}}$ ),剩余部分流向冷边界并漏入液氢储罐( $q_{\text{Tank}}$ )。当 VCS 安装在 VDMLI 中的不同位置时,组合绝热结构的绝热性能不同,需引入参数 VCS 屏位( $x$ )描述 VCS 在 VDMLI 中的相对位置。VCS 屏位定义为 VCS 与冷边界之间的距离( $l$ )与绝热结构的总厚度( $L$ )之比。基于文献 [22-24] 给出的绝热结构参数,采用遗传算法优化 VDMLI 结构的配置参数,使 VDMLI 的漏热量达到最小,通过优化得到的最优配置参数如表 1<sup>[25]</sup>所列。

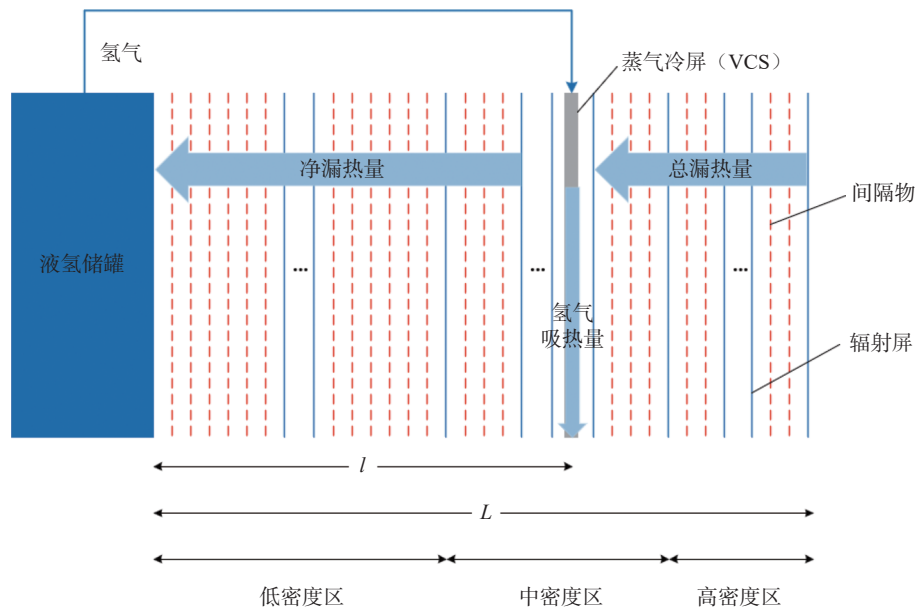


图1 VCS-VDMLI组合绝热结构示意图

Fig. 1 Schematic of VCS-VDMLI composite insulation structure

表1 VDMLI最优配置参数

Tab. 1 Optimal configuration parameters of VDMLI

配置参数	低密度区	中密度区	高密度区
辐射屏层数	7	14	21
间隔物与辐射屏层数比值	6	3	2

在本研究中假定:

(1)VCS温度均匀且恒定<sup>[26-27]</sup>,绝热结构和储罐均处于稳态。

(2)绝热伸-正氢转化只在伸-正氢转化器中发生,且转化效率为100%,转化结束后得到平衡氢。其余位置不发生转化,正氢与伸氢的百分含量保持不变。

(3)VCS和间隔物与相邻辐射屏紧密接触,组合绝热结构中的所有接触热阻均可忽略。

(4)氢气的质量流量很小,VCS盘管和伸-正氢转化器内氢气的流动阻力损失和摩擦生热引起的热交换均可忽略不计<sup>[28]</sup>,VCS盘管内氢气的压力始终保持在0.1 MPa。

组合绝热结构处于稳态传热状况下,绝热结构中的热流量满足式(1)能量守恒方程:

$$Q_1 = Q_2 + Q_3 \quad (1)$$

式中: $Q_1$ 为外界传至外层MLI和蒸气冷屏的总热流量(总漏热量); $Q_2$ 为蒸气冷屏盘管内氢气吸收的热量; $Q_3$ 为由蒸气冷屏漏入内层MLI和低温储罐的热流量(净漏热量)。 $Q_1$ 和 $Q_3$ 的计算式如下<sup>[22,24]</sup>:

$$Q_1 = \frac{T_h - T_{VCS}}{\sum_{i=k+1}^{n-1} R_i} \quad (2)$$

$$Q_3 = \frac{T_{VCS} - T_c}{\sum_{i=1}^{k-1} R_i} \quad (3)$$

式中: $T_h$ 为热边界温度; $T_c$ 为冷边界温度; $T_{VCS}$ 为蒸气冷屏的温度。组合绝热结构的传热属于一维稳态导热问题,为方便讨论与分析,将冷、热边界条件均视为第一类温度边界条件。 $R_i$ 为MLI相邻两层辐射屏之间的热阻,由Layer-By-Layer (LBL)模型<sup>[21,29-30]</sup>确定。下标*i*表示MLI层数的序号;下标*k*表示VCS安装位置所在MLI层数的序号;下标*n*表示MLI总层数。

$Q_2$ 的计算如式(4):

$$Q_2 = \dot{m}(h_{out} - h_{in}) \quad (4)$$

式中: $\dot{m}$ 为蒸气冷屏盘管内氢气的质量流量; $h_{out}$ 为蒸气冷屏盘管出口处氢气的比焓; $h_{in}$ 为蒸气冷屏盘管入口处氢气的比焓。VCS盘管内氢气的质量流量可按照式(5)确定:

$$\dot{m} = \frac{Q_3}{h_{fg}} \quad (5)$$

式中: $h_{fg}$ 为液氢的汽化潜热,当压力为0.1 MPa时, $h_{fg}=448.91 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ 。

当冷、热边界温度一定时,组合绝热结构的温度分布可通过总漏热量( $Q_1$ )和净漏热量( $Q_3$ )求出。

当  $T_1 = T_c$  时:

$$T_{i+1} = T_i + \frac{Q_3}{A} R_i \quad (i = 2, 3, \dots, k-1) \quad (6)$$

当  $T_n = T_h$  时:

$$T_i = T_{i+1} - \frac{Q_1}{A} R_i \quad (i = n-1, n-2, \dots, k+1) \quad (7)$$

式中:  $T_i$  为 MLI 第  $i$  层辐射屏的温度;  $A$  为 MLI 或 VCS 的表面积。

为验证 VCS-MLI 组合绝热结构传热计算模型的有效性, 将组合绝热结构的性能仿真计算结果与文献 [8] 的计算结果进行对比, 如图 2 与表 2 所示。利用该计算模型得到的 VCS-VDMLI 组合绝热结构的温度分布与 Zheng 等<sup>[8]</sup> 的结果吻合较好, 层间温度的最大偏差不超过 8.15%。通过仿真计算得到的漏热热流密度与 VCS 温度均与 Zheng 等<sup>[8]</sup> 的计算结果吻合较好, 偏差分别为 2.82% 和 4.35%。

验证结果表明, 该传热计算模型准确可靠, 适用于预测与分析 VCS-MLI 组合绝热结构的性能。

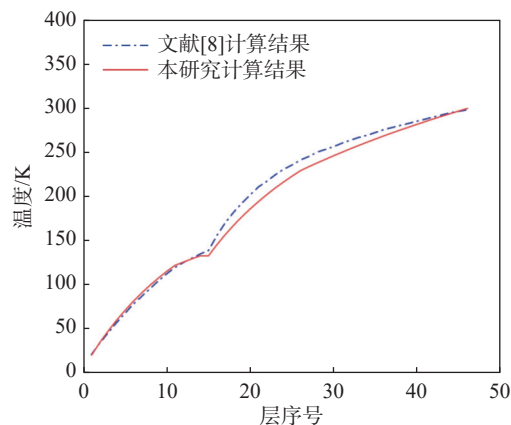


图 2 VCS-VDMLI 结构层间温度分布验证

Fig. 2 Verification of temperature profile of VCS-VDMLI structure

表 2 漏热热流密度与 VCS 温度计算结果与文献结果验证

Tab. 2 Verification of heat leakage and VCS temperature between calculation and literature results

指标	文献 [8] 计算结果	本文计算结果	偏差/%
热流密度 (VDMLI) / ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$ )	0.345 2	0.364 4	5.55
热流密度 (VCS-VDMLI) / ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$ )	0.138 2	0.142 1	2.82
VCS 温度/K	138.77	132.738	4.35

## 1.2 氢气吸热量与仲-正氢转化热计算模型

除了低温氢气自身的冷量外, 将仲-正氢转化与 VCS 结合可充分利用盘管内氢气仲-正氢转化吸热产生的潜热。仲-正氢转化有三种基本类型: 连续转化、绝热转化和等温转化<sup>[13, 18]</sup>, 其中连续转化与绝热转化是液氢无损储存领域常用的两种转化类型, 仲氢转化为正氢产生的冷量可抵消环境漏热。连续转化是最接近可逆的仲-正氢转化类型, 能够最大程度利用仲-正氢转化产生的冷能, 常用于液氢在轨存储领域, 其过程如图 3(a) 所示。在连续转化中, 催化剂在 VCS 盘管(低温氢气流动管路)内均匀填充<sup>[19, 31]</sup>。低温氢气与催化剂持续进行换热, VCS 盘管内仲-正氢转化持续进行, 转化过程中正氢百分含量  $x_0$  始终等于温度  $T$  对应的平衡百分含量  $x_{\text{eq}}(T)$ <sup>[15, 18]</sup>。当氢气进入 VCS 盘管时, 连续转化反应立即发生, 随后低温氢气持续升温吸热, 其比焓沿着平衡氢的比焓曲线增长。当氢气离开 VCS 盘管时, 连续转化反应结束。连续仲-正氢转化热  $\Delta h_{p-o}$  等于 VCS 盘管出口温度下平衡氢与仲氢的比焓差。绝热转化具有制冷降温效应, 发生在具

有良好绝热的仲-正氢转化器中, 常与热力学排气技术相结合, 将液氢储罐内的部分氢气再液化<sup>[28]</sup>, 其过程如图 3(b) 所示。在绝热转化中, VCS 盘管内的低温氢气与外界无任何热量交换, 仲-正氢转化吸热全部用于降低氢气自身的温度。低温氢气进入 VCS 盘管后升温, 在进入仲-正氢转化器前, 氢气几乎全部由仲氢组成。进入转化器时氢气开始发生绝热转化(点 1), 温度降低而比焓保持不变, 如图 3(b) 中 1→2 过程所示。离开转化器时绝热转化反应结束(点 2), 氢气温度为  $T_2$ , 正氢百分含量  $x_0$  等于温度  $T_2$  对应的平衡百分含量  $x_{\text{eq}}(T_2)$ , 随后氢气再次升温直至离开 VCS 盘管, 正氢百分含量  $x_0$  始终保持  $x_{\text{eq}}(T_2)$  不变。氢气从  $T_2$  升温到绝热转化起始温度( $T_1$ )的过程称为复温过程, 如图 3(b) 中 2→2' 过程所示, 复温过程中氢气的比焓增加量即为绝热仲-正氢转化热  $\Delta h_{p-o}$ 。图 3(a) 和图 3(b) 中所有物性参数均来自 NIST 数据库和文献 [32]。

氢气在 VCS 盘管内进行的连续仲-正氢转化过程如图 4 所示, 图中表示平衡氢的箭头用红、蓝两色填充, 红色填充比例越高, 正氢百分含量越大。

氢气在 VCS 盘管入口处的温度为  $T_{in}$ , 在 VCS 盘管出口处的温度为  $T_{out}$ , 在盘管内氢气与仲-正氢转化

催化剂充分接触并持续升温吸热, 始终维持平衡氢组分, 正氢百分含量逐渐上升。

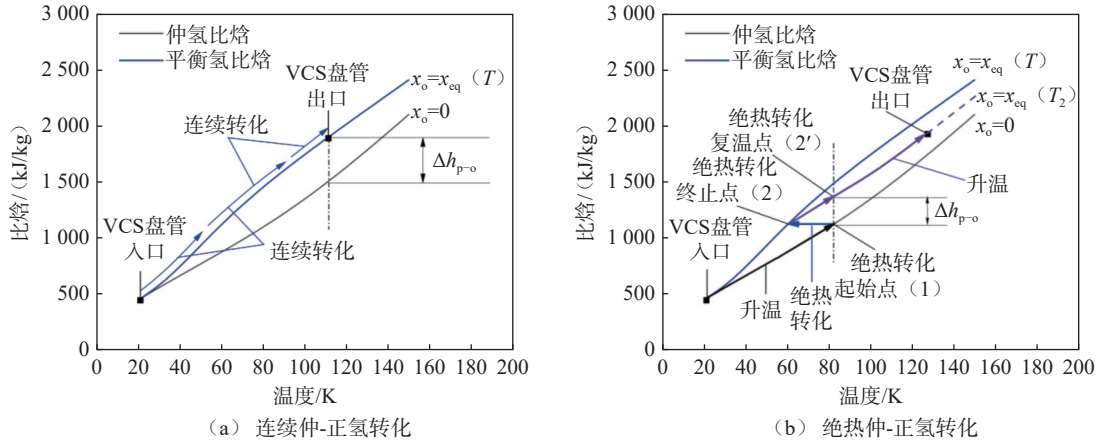


图 3 两种仲-正氢转化类型

Fig. 3 Two types of para-ortho hydrogen conversion

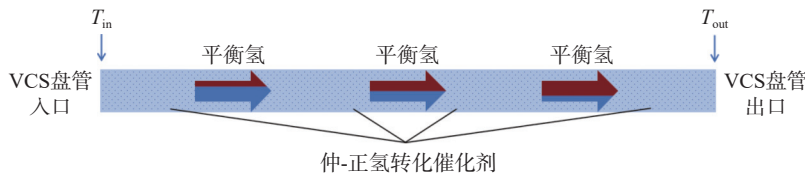


图 4 VCS 盘管内连续仲-正氢转化过程示意图

Fig. 4 Schematic of continuous para-ortho hydrogen conversion process in VCS tube

平衡氢中正氢百分含量  $x_o$  为温度  $T$  的一元函数, 其表达式如下<sup>[4]</sup>:

$$\frac{1-x_o}{x_o} = \frac{1+5\exp\left(-\frac{6\theta_r}{T}\right)+9\exp\left(-\frac{20\theta_r}{T}\right)+\dots}{3\left[3\exp\left(-\frac{2\theta_r}{T}\right)+7\exp\left(-\frac{12\theta_r}{T}\right)+\dots\right]} \quad (8)$$

式中:  $\theta_r$  为氢分子的转动特征温度,  $\theta_r=84.837$  K。

氢气在 VCS 盘管内的总吸热量为<sup>[21]</sup>:

$$Q_2 = \dot{m}(h_{out} - h_{in}) = \dot{m}(h_{o-out}x_{o-out} + h_{p-out}x_{p-out} - h_{o-in}x_{o-in} - h_{p-in}x_{p-in}) \quad (9)$$

$$Q_s = \dot{m}(h_{o-out}x_{o-in} + h_{p-out}x_{p-in} - h_{o-in}x_{o-in} - h_{p-in}x_{p-in}) \quad (10)$$

除去显热外, 总吸热量的剩余部分即连续仲-正氢转化产生的转化潜热  $Q_{p-o}$ , 其表达式为:

$$Q_{p-o} = \dot{m}(h_{o-out}x_{o-out} - h_{o-out}x_{o-in} + h_{p-out}x_{p-out} - h_{p-out}x_{p-in}) = \dot{m}(h_{o-out} - h_{p-out})(x_{o-out} - x_{o-in}) \quad (11)$$

氢气在 VCS 盘管内进行的绝热仲-正氢转化过程如图 5 所示。几乎全部由仲氢组成的低温氢气以温度  $T_{in}$  进入 VCS 盘管, 升温至  $T_{front}$  进入仲-正氢转化器, 发生绝热转化后氢气温度从  $T_{front}$  降至  $T_{back}$ , 绝热转化结束后氢气再次升温并以温度  $T_{out}$  排出盘管。

式中:  $h_{o-in}$ 、 $h_{o-out}$  为正氢在 VCS 盘管入口处和出口处的比焓;  $h_{p-in}$ 、 $h_{p-out}$  为仲氢在 VCS 盘管入口处和出口处的比焓;  $x_{o-in}$ 、 $x_{o-out}$  为正氢在 VCS 盘管入口处和出口处的百分含量;  $x_{p-in}$ 、 $x_{p-out}$  为仲氢在 VCS 盘管入口处和出口处的百分含量。

如果不发生仲-正氢转化, 正氢和仲氢在 VCS 盘管出口处的百分含量分别与其在 VCS 盘管入口处的百分含量相同, 分别为  $x_{o-in}$  和  $x_{p-in}$ , 此时氢气在盘管内的吸热量是由升温产生的显热  $Q_s$ , 其表达式为<sup>[21]</sup>:

为表征仲-正氢转化器在 VCS 中的相对位置, 定义仲-正氢转化器位置为无量纲数  $\beta$ :

$$\beta = \frac{h}{H} \quad (12)$$

式中:  $h$  为仲-正氢转化器到 VCS 盘管入口的距离;  $H$  为 VCS 盘管的总长度。

在恒定压力下(0.1 MPa), 正氢和仲氢的比焓

都是温度的一元函数, 假设正氢的比焓为  $h_o(T)$ , 仲氢的比焓为  $h_p(T)$ , 其中  $T$  为温度。氢气在转化器入口处的比焓  $h_{\text{front}}$ , 转化器出口处的比焓  $h_{\text{back}}$  和 VCS 盘管出口处的比焓  $h_{\text{out}}$  可由下式表示:

$$h_{\text{front}} = h_o(T_{\text{front}})x_{o-\text{in}} + h_p(T_{\text{front}})x_{p-\text{in}} \quad (13)$$

$$h_{\text{back}} = h_o(T_{\text{back}})x_{o-\text{back}} + h_p(T_{\text{back}})x_{p-\text{back}} \quad (14)$$

$$h_{\text{out}} = h_o(T_{\text{out}})x_{o-\text{back}} + h_p(T_{\text{out}})x_{p-\text{back}} \quad (15)$$

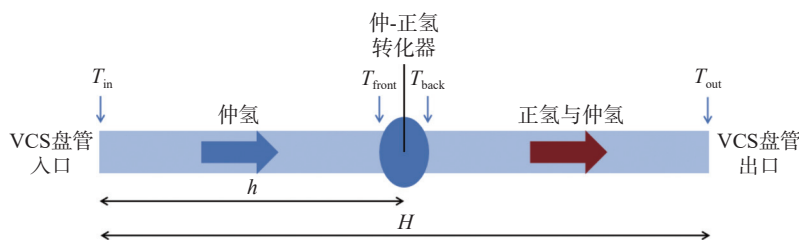


图5 VCS 盘管内绝热仲-正氢转化过程示意图

Fig. 5 Schematic of adiabatic para-ortho hydrogen conversion process in VCS tube

式中:  $x_{o-\text{back}}$  为转化器出口处正氢百分含量;  $x_{p-\text{back}}$  为转化器出口处仲氢百分含量。  $x_{o-\text{back}}$  和  $x_{p-\text{back}}$  均为转化器出口温度  $T_{\text{back}}$  的一元函数, 而  $T_{\text{back}}$  只与转化器入口温度  $T_{\text{front}}$  有关, 因此需要通过转化器前 (VCS

盘管入口至仲-正氢转化器入口) 氢气的热平衡方程确定  $T_{\text{front}}$ 。

氢气在 VCS 盘管内的总吸热量  $Q_2$  和绝热仲-正氢转化热  $Q_{p-o}$  分别由下式计算:

$$Q_2 = \dot{m}(h_{\text{out}} - h_{\text{in}}) = \dot{m}[h_o(T_{\text{out}})x_{o-\text{back}} + h_p(T_{\text{out}})x_{p-\text{back}} - h_o(T_{\text{in}})x_{o-\text{in}} - h_p(T_{\text{in}})x_{p-\text{in}}] \quad (16)$$

$$\begin{aligned} Q_{p-o} &= \dot{m}\Delta h_{p-o} = \dot{m}[h_o(T_{\text{front}})x_{o-\text{back}} + h_p(T_{\text{front}})x_{p-\text{back}} - h_o(T_{\text{front}})x_{o-\text{in}} - h_p(T_{\text{front}})x_{p-\text{in}}] \\ &= \dot{m}[h_o(T_{\text{front}}) - h_p(T_{\text{front}})](x_{o-\text{back}} - x_{o-\text{in}}) \end{aligned} \quad (17)$$

## 2 结果与分析

### 2.1 VCS 屏位优化

在表 1 给出的 VDMLI 最优配置的基础上, 利用遗传算法优化 VCS 屏位。遗传优化选取的目标函数为净漏热热流密度 ( $q_3$ )。为了减少计算量, 需要确定 VCS 最佳屏位的范围, 因此首先计算并比较了有无连续仲-正氢转化两种情况下  $q_3$  随 VCS 屏位 ( $x$ ) 的变化情况, 如表 3 所列。

其中  $x$  的变化范围是 20%~80%。由表 3 可见, 随着 VCS 从冷边界向热边界移动,  $q_3$  先减小后增大。然而, 在是否耦合仲-正氢转化两种情况下, VCS 的最佳屏位不同。若不耦合仲-正氢转化, VCS 最佳屏位位于 VDMLI 中央, 此时  $q_3$  达到最小值  $0.1335 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 比常规 VDMLI 的热流密度降低 56.44%。若采用连续仲-正氢转化, 由表 3 的计算结果初步确定 VCS 最佳屏位  $x$  位于 40%~45% 之间, 进而通过遗传算法确定 VCS 的最佳屏位为  $x=40.41\%$ <sup>[25]</sup>。当 VCS 安装在最佳屏位时,  $q_3$  达到最小值  $0.1175 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 与常规 VDMLI 的热流密度相比 ( $0.3066 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ) 减少了 61.67%, 与相同屏位下不采用连续转化时组合绝热结构的净漏热热流密度 ( $0.1358 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ) 相比减少了 13.48%。当采用连

续仲-正氢转化时, VCS 最佳屏位更靠近冷边界, 与 Shi 等<sup>[21]</sup>的研究结果一致。

表 3 净漏热热流密度随 VCS 屏位的变化关系

Tab. 3 Net heat flux versus VCS position

VCS 屏位 $x/\%$	净漏热热流密度 / ( $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ )	
	无仲-正氢转化	连续仲-正氢转化
20	0.158 2	0.134 4
30	0.145 2	0.123 6
35	0.138 3	0.118 5
40	0.135 8	0.117 5
45	0.134 2	0.117 5
50	0.133 5	0.119 1
55	0.134 3	0.121 4
60	0.136 1	0.124 8
70	0.142 7	0.134 6
80	0.157 9	0.152 7

### 2.2 仲-正氢转化器位置的对绝热结构性能的影响

VDMLI 配置按照表 1 给出的最优配置选取, VCS 的最佳屏位为  $x=40.41\%$ 。连续仲-正氢转化对 VCS-VDMLI 组合绝热结构的影响已在 2.1 节进行了讨论。采用连续转化后, 组合绝热结构的净漏热热流密度 ( $q_3$ ) 最小值由  $0.1335 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  减小到

0.1175 W·m<sup>-2</sup>, 减小了 11.98%。图 6 展示了组合绝热结构的净漏热热流密度( $q_3$ )与伸-正氢转化热( $q_{p-o}$ )随伸-正氢转化器位置( $\beta$ )的变化规律。由图 6 可看出, 当伸-正氢转化器逐渐向 VCS 盘管出口移动时,  $q_3$  先下降, 然后保持不变, 再上升;  $q_{p-o}$  先快速上升, 然后保持不变, 再缓慢上升。当  $\beta$  位于 30%~77.5% 之间时,  $q_3$  达到最小值 0.1210 W·m<sup>-2</sup> 并保持不变。当  $\beta < 30%$  时, 伸-正氢转化器过于靠近 VCS 盘管入口, 氢气在未充分升温的情况下发生绝热转化, 在转化器入口处氢气的温度低于 VCS 温度, 导致转化器前氢气的显热吸热量偏小, 同时绝热转化起始温度过低会导致伸-正氢转化热偏小。当  $\beta > 77.5%$  时, 伸-正氢转化器过于靠近 VCS 盘管出口, 虽然绝热转化能够产生足够的转化热使氢气充分降温, 但离开转化器后氢气未升温到 VCS 温度即排出盘管, 导致氢气在转化器后的显热升温吸热不够充分。从  $q_3$  随  $\beta$  的变化曲线可以看出, 无论转化器安装在何位置,  $q_3$  均比相同屏位下无伸-正氢转化时的净漏热热流密度(0.1358 W·m<sup>-2</sup>)小, 表明单级绝热伸-正氢转化能够使组合绝热结构的绝热性能得到提升。转化器位置对净漏热热流密度影响较大, 若想最大限度提升绝热性能, 应尽量将转化器安装在靠近 VCS 盘管中部的的位置。

图 6 中伸-正氢转化热( $q_{p-o}$ )随伸-正氢转化器位置的( $\beta$ )的变化规律可通过图 7 中转化器入口温度( $T_{front}$ )和转化器出口温度( $T_{back}$ )随  $\beta$  的变化规律解释。当  $\beta < 30%$  时,  $T_{front}$  和  $T_{back}$  均随  $\beta$  的增加而增加, 但  $T_{front}$  的增加幅度明显高于  $T_{back}$ , 绝热伸-正氢转化产生的温降效应随  $\beta$  的增加而愈发明显。结合图 3(b)进行分析, 伸氢比焓曲线与等焓线交点的横坐标为  $T_{front}$ , 平衡氢比焓曲线与等焓线交点的横坐标为  $T_{back}$ , 两个横坐标差值即为绝热转化产生的温降。若转化器位置足够靠近 VCS 盘管入口, 当转化器安装位置逐渐靠近盘管出口( $\beta$  增大)时, 绝热转化进行的温度升高, 等焓线平行上移,  $T_{front}$  与  $T_{back}$  均增大。温度越高, 平衡氢比焓曲线逐渐远离伸氢比焓曲线,  $T_{front}$  与  $T_{back}$  的差值即绝热转化温降增大, 而温降增大意味着有更大比例的伸氢转化为正氢并吸收更多热量, 因此转化热  $q_{p-o}$  增加。例如当  $\beta$  为 10%、20%、30% 时, 绝热转化温降分别为 7.8 K、21.1 K、26.1 K,  $q_{p-o}$  分别为 0.0239 W·m<sup>-2</sup>、0.0639 W·m<sup>-2</sup>、0.0804 W·m<sup>-2</sup>。当  $\beta$  为 30%~77.5% 时, 氢气在转化器前后均进行了充分吸热, 进入转化器前和离开盘管前氢气的温度均达到 VCS 温度, 此时

组合绝热结构的各项性能指标( $T_{front}$ 、 $T_{back}$ 、 $q_{p-o}$ 、 $q_3$ )不随  $\beta$  发生改变。当  $\beta > 77.5%$  时,  $T_{front}$  与蒸气冷屏温度( $T_{VCS}$ )相等,  $T_{front}$ 、 $T_{back}$  与绝热转化温降均随着  $\beta$  的增加而缓慢上升, 因此  $q_{p-o}$  增加。

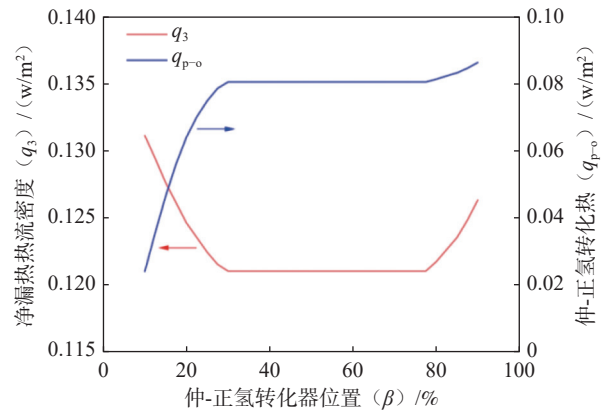


图 6 净漏热热流密度与伸-正氢转化热随伸-正氢转化器位置的变化关系

Fig. 6 Net heat flux and para-ortho hydrogen conversion heat versus converter position

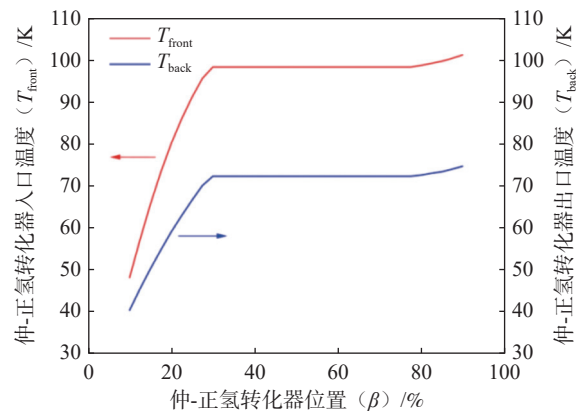


图 7 转化器入口温度与转化器出口温度随伸-正氢转化器位置的变化关系

Fig. 7 Converter inlet temperature and converter outlet temperature versus converter position

为进一步探究净漏热热流密度( $q_3$ )产生如图 6 所示变化规律的原因, 将转化器入口温度( $T_{front}$ ), 蒸气冷屏温度( $T_{VCS}$ )和 VCS 盘管出口温度( $T_{out}$ )随伸-正氢转化器位置( $\beta$ )的变化关系绘制成曲线图, 如图 8 和图 9 所示, 其中图 8 展示了  $T_{front}$  和  $T_{VCS}$  随  $\beta$  的变化规律, 图 9 展示了  $T_{out}$  和  $T_{VCS}$  随  $\beta$  的变化规律。当  $\beta < 30%$  时,  $T_{front}$  远低于  $T_{VCS}$  而  $T_{out}$  和  $T_{VCS}$  相同, 表明氢气进入转化器前没有充分升温吸热, 转化器入口温度( $T_{front}$ )不够高, 导致氢气显热吸热量较少。根据对图 7 的分析, 当绝热转化起始温度

较低时, 绝热转化产生的温降也较低, 只有少量的仲氢能够转化为正氢, 仲-正氢转化吸热量较少, 因此 VCS 盘管内氢气的总吸热量较少, VCS 抵消外界漏热的能力下降。当  $\beta$  为 30%~77.5% 时,  $T_{\text{front}}$ ,  $T_{\text{out}}$  和  $T_{\text{VCS}}$  均为 98.4 K, 表明氢气进入转化器前与离开转化器后均进行充分的升温吸热。当  $\beta > 77.5\%$  时, 虽然氢气进入转化器时达到  $T_{\text{VCS}}$ , 但离开转化器后还没有升温到  $T_{\text{VCS}}$  就以温度  $T_{\text{out}}$  排出盘管, 导致氢气显热吸热量不足。结合图 6、图 8 和图 9 可以看出,  $q_3$  随  $\beta$  的变化规律与  $T_{\text{VCS}}$  随  $\beta$  的变化规律一致, 说明 VCS 与冷边界的温差是影响绝热性能的重要因素, VCS 温度越低,  $q_3$  越小, 当  $\beta$  为 30%~77.5% 时,  $q_3$  和  $T_{\text{VCS}}$  均达到各自的最小值。

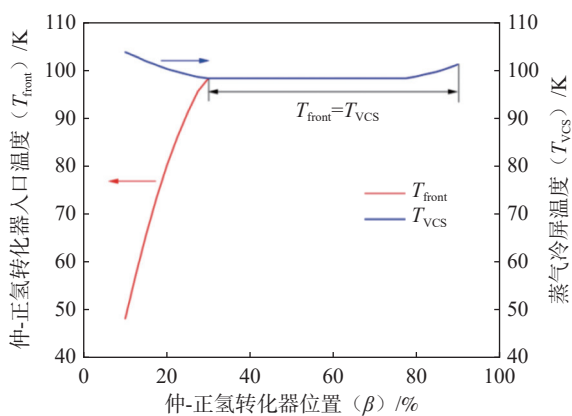


图 8 转化器入口温度与蒸气冷屏温度随仲-正氢转化器位置的变化关系

Fig. 8 Converter inlet temperature and VCS temperature versus converter position

### 2.3 组合绝热结构性能比较与评估

根据 2.2 节的讨论, 采用绝热转化时, 当转化器入口温度 ( $T_{\text{front}}$ ), VCS 盘管出口温度 ( $T_{\text{out}}$ ) 均等于 VCS 温度 ( $T_{\text{VCS}}$ ) 时, 氢气在仲-正氢转化器前后

均能充分升温并吸收足够的显热, 同时仲-正氢转化过程能够产生较多转化热, 此时绝热转化产生最大功效, 组合绝热结构的绝热性能最好。为探究不同仲-正氢转化类型对组合绝热结构性能的提升作用, 比较了耦合连续转化和单级绝热转化时组合绝热结构的各项性能指标, 比较结果如表 4 所列。如果采用连续转化, 液氢储罐的净漏热流密度 ( $q_3$ ) 为  $0.1175 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 占外界总漏热流密度 ( $q_1$ ) 的 26.33%。仲-正氢转化热 ( $q_{\text{p-o}}$ ) 为  $0.1027 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 占氢气总吸热量 ( $q_2$ ) 的 31.26%。相比之下, 如果采用单级绝热转化, 组合绝热结构的绝热性能略有下降,  $q_3$  为  $0.1210 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 比不采用仲-正氢转化时低 10.30%, 比采用连续转化时高 3.32%。 $q_{\text{p-o}}$  为  $0.0806 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 在  $q_2$  中占比 25.05%, 该占比与连续转化情形相比明显下降。虽然在连续转化情形下  $q_1$  比采用单级绝热转化时大, 但由于连续转化能够产生更多仲-正氢转化热, 氢气的总吸热量  $q_2$  较大, 组合绝热结构的性能因此得到提升。

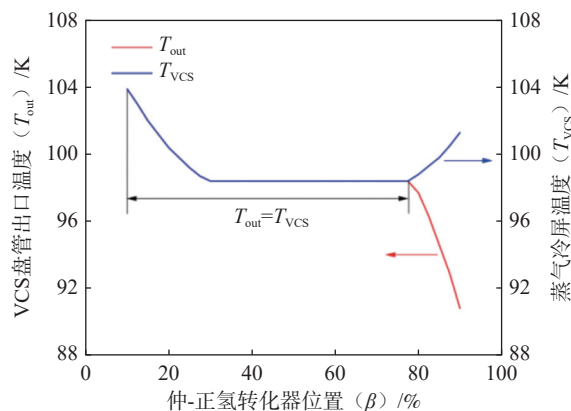


图 9 VCS 盘管出口温度与蒸气冷屏温度随仲-正氢转化器位置的变化关系

Fig. 9 Converter outlet temperature and VCS temperature versus converter position

表 4 采用不同仲-正氢转化类型时组合绝热结构各项性能指标对比

Tab. 4 Comparison of indicators of composite insulation structure with different conversion types

转化类型	$T_{\text{VCS}}/\text{K}$	$T_{\text{front}}/\text{K}$	$T_{\text{back}}/\text{K}$	$q_1/(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$	$q_2/(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$	$q_3/(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$	$q_{\text{p-o}}/(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$
连续转化	96.38	-	-	0.445 9	0.328 5	0.117 5	0.102 7
单级绝热转化	98.54	98.54	72.33	0.443 0	0.321 8	0.121 0	0.080 6

### 3 结论

本研究建立了耦合连续转化和绝热转化的 VCS-VDMLI 组合绝热结构稳态传热模型, 并针对两种仲-正氢转化类型分别建立氢气吸热量与仲-

正氢转化热计算模型, 通过遗传优化寻找了 VCS 最佳屏位, 考察了连续转化和绝热转化对组合绝热结构的性能提升效果, 分析了仲-正氢转化器在 VCS 盘管的安装位置对转化器出入口温度、VCS 温度、仲-正氢转化热、漏热流密度等多项性能

指标的影响, 结论如下:

(1) 当组合绝热结构耦合连续仲-正氢转化时, VCS 的最佳屏位和冷边界之间的距离与 VDMLI 总厚度之比为 40.41%, 组合绝热结构的最小漏热流密度为  $0.1175 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 与常规 VDMLI 相比减少了 61.67%, 与相同屏位下不采用连续仲-正氢转化时相比减少了 13.48%。采用连续转化后, VCS 的最佳屏位向绝热结构冷边界移动。

(2) 若将绝热仲-正氢转化与组合绝热结构相结合, 当仲-正氢转化器到 VCS 盘管入口的距离与盘管总长度之比( $\beta$ )位于 30%~77.5% 之间时, 在此范围内绝热结构的各性能指标保持不变, 漏热流密度达到最小值  $0.1210 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 与不采用绝热转化时相比减少了 10.30%, 但与采用连续转化时相比增加了 3.32%。转化器应尽量布置在靠近 VCS 盘管中部的的位置, 若转化器位置过于靠近盘管入口或出口, 氢气在转化器前后升温吸热不充分, 无法抵消足够外界热流, 致使组合绝热结构的绝热性能降低。

(3) 当仲-正氢转化器位置从接近 VCS 盘管入口处向盘管中部移动时, 绝热转化产生的温降与仲-正氢转化热均大幅上升, 若  $\beta$  从 10% 增加到 30%, 绝热转化温降从 7.8 K 增加到 26.1 K, 转化热从  $0.0239 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  增加到  $0.0804 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , 漏热流密度从  $0.1311 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  减少到  $0.1210 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ 。转化热的增加对氢气充分升温吸热与组合绝热结构性能提升具有重要作用。

#### 参考文献:

- [1] ISHAQ H, DINCER I, CRAWFORD C. A review on hydrogen production and utilization: challenges and opportunities [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, 47(62): 26238–26264.
- [2] TARHAN C, ÇIL M A. A study on hydrogen, the clean energy of the future: hydrogen storage methods[J]. *Journal of Energy Storage*, 2021, 40: 102676.
- [3] 黄奕宁, 梁佳佳, 周振君, 等. 液氢箱蒸气冷却屏/仲-正转化复合结构绝热性能预测 [J]. *真空与低温*, 2023, 29(5): 459–468.
- [4] 孟垂举, 张亮, 黄永华. 蒸气冷却屏内仲-正氢转化释冷效应分析 [J]. *真空与低温*, 2022, 28(3): 279–284.
- [5] 张安, 闫春杰, 霍英杰, 等. 变密度多层绝热性能测试装置及实验验证 [J]. *低温与超导*, 2013, 41(8): 10–13.
- [6] 朱浩唯. 变密度真空多层绝热的理论与实验研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2013.
- [7] 迟晓婷. 低温推进剂储箱多层绝热结构的传热特性研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2019.
- [8] ZHENG J P, CHEN L B, WANG J, et al. Thermodynamic analysis and comparison of four insulation schemes for liquid hydrogen storage tank[J]. *Energy Conversion and Management*, 2019, 186: 526–534.
- [9] ZHENG J P, CHEN L B, WANG J, et al. Thermodynamic modelling and optimization of self-evaporation vapor cooled shield for liquid hydrogen storage tank[J]. *Energy Conversion and Management*, 2019, 184: 74–82.
- [10] 赵拓. 低温气冷屏复合绝热结构传热研究 [D]. 兰州: 兰州理工大学, 2016.
- [11] 忻碧平, 文键, 李科, 等. 液氢储罐蒸气冷却屏多层绝热性能分析 [J]. *化学工程*, 2023, 51(10): 42–47.
- [12] 吴业正, 朱瑞琪, 李新中, 等. 制冷与低温技术原理 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2004.
- [13] 吴业正, 厉彦忠. 制冷与低温装置 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2009.
- [14] UBAID S, XIAO J, ZACHARIA R, et al. Effect of para-ortho conversion on hydrogen storage system performance[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2014, 39(22): 11651–11660.
- [15] ALINE L. Hydrogen technology : Mobile and portable applications[M]. Berlin: Springer, 2008.
- [16] NAST T C. Investigation of a para-ortho hydrogen reactor for application to spacecraft sensor cooling[R]. United States: NASA Center for Aerospace Information (CASI), 1983.
- [17] SHERMAN A. Study of a solid hydrogen cooler for spacecraft instruments and sensors[R]. United States: NASA Center for Aerospace Information (CASI), 1980.
- [18] 王磊, 叶世轩, 厉彦忠, 等. 氢仲-正转化释冷方案及冷量空间利用潜能分析 [J]. *宇航学报*, 2019, 40(1): 109–117.
- [19] BLIESNER R M, LEACHMAN J W, ADAM P M. Parahydrogen-orthohydrogen conversion for enhanced vapor-cooled shielding of liquid oxygen tanks[J]. *Journal of Thermophysics & Heat Transfer*, 2014, 28(4): 717–723.
- [20] PEDROW B P, KRISHNA S K M, SHOEMAKE E D, et al. Parahydrogen-orthohydrogen conversion on catalyst-loaded scrim for vapor-cooled shielding of cryogenic storage vessels [J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2021, 35(1): 142–151.
- [21] SHI C Y, ZHU S L, WAN C C, et al. Performance analysis of vapor-cooled shield insulation integrated with para-ortho

- hydrogen conversion for liquid hydrogen tanks[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2023, 48(8): 3078–3090.
- [22] MENG C J, QIN X J, JIANG W B, et al. Cooling effect analysis on para-ortho hydrogen conversion coupled in vapor-cooled shield[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2023, 48(41): 15600–15611.
- [23] WANG B, HUANG Y H, LI P, et al. Optimization of variable density multilayer insulation for cryogenic application and experimental validation[J]. *Cryogenics*, 2016, 80: 154–163.
- [24] JIANG W B, ZUO Z Q, HUANG Y H, et al. Coupling optimization of composite insulation and vapor-cooled shield for on-orbit cryogenic storage tank[J]. *Cryogenics*, 2018, 96: 90–98.
- [25] XU Z L, TAN H B, WU H. Performance comparison of multilayer insulation coupled with vapor cooled shield and different para-ortho hydrogen conversion types[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2023, 234: 121250.
- [26] JIANG W, ZUO Z, HUANG Y, et al. Analysis on thermal design concern of vapor cooled shield for cryogenic tanks [C]//ASME 2019 Heat Transfer Summer Conference and ASME 2019 13th International Conference on Energy, 2019.
- [27] SUN P J, JIANG W B, HUANG Y H, et al. Design and analysis of a vapor cooled shield of cryogenic propellants storage system[J]. *Aerospace Shanghai (Chinese& English)*, 2020, 37(S1): 25–32.
- [28] 安刚, 曹建, 解辉, 等. 仲氢绝热转化为正氢的制冷效应分析研究 [J]. *低温工程*, 2013(5): 24–27.
- [29] BROWN T M, HASTINGS L J, HEDAYAT A. Analytical modeling and test correlation of variable density multilayer insulation for cryogenic storage[R]. United States: NASA Center for Aerospace Information (CASI), 2004.
- [30] MCINTOSH G E. Layer by layer MLI calculation using a separated mode equation[R]. Berlin: Springer, 1994.
- [31] BLIESNER R M. Parahydrogen-orthohydrogen conversion for boil-off reduction from space stage fuel systems[D]. Washington State University, 2013.
- [32] LEACHMAN J W. Thermodynamic properties of cryogenic fluids[M]. Berlin: Springer, 2017.

(责任编辑: 郭 云)