

集成氢仲正催化转化的蒸气冷却屏 对液氢储罐自增压的影响

李科, 朱顺, 文键

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 为了有效提升液氢储罐的绝热性能, 构建了真空多层绝热液氢储罐的瞬态传热传质模型, 并研究了集成氢仲正催化转化的蒸气冷却屏的影响。引入蒸气消耗因子 η_c 、休眠期延长因子 η_d 等无量纲参数分别量化蒸气消耗量和储罐休眠期; 定义单位因子 η 为 η_d 与 η_c 之比, 表征蒸气冷却屏屏蔽漏热的能力。对比分析了有无仲正催化转化时蒸气冷却屏无量纲位置、质量流量和开启时刻等参数对储罐休眠期的影响。结果表明: η_d 和 η 均随蒸气冷却屏无量纲位置的增大而先增大后减小; 当 η_c 为 0.0128 且蒸气冷却屏无量纲位置是 0.167 时, 加入仲正催化转化相比未加入时的两个指标的增幅最大, 为 22.77%; 随着蒸气冷却屏质量流量的减小, 两个指标均先增大后减小; 当蒸气冷却屏无量纲位置和蒸气冷却屏质量流量均较小时, 加入仲正催化转化后两个指标的增幅较大; 两个指标随着蒸气冷却屏开启时刻的推迟而先增大后减小; 在 η_c 和蒸气冷却屏无量纲位置分别为 0.0256 和 0.233 的条件下, 蒸气冷却屏开启时刻设置为第 40.51 d 时, 加入仲正催化转化后 η 的增幅最大为 22.32%。

关键词: 液氢储罐; 真空多层绝热; 蒸气冷却屏; 氢仲正催化转化; 瞬态传热传质模型

中图分类号: TB657 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202507017 **文章编号:** 0253-987X(2025)07-0170-12

Effects of Vapor-Cooled Shields Integrated with Para-Ortho Hydrogen Catalytic Conversion on Self-Pressurization of Liquid Hydrogen Storage Tanks

LI Ke, ZHU Shun, WEN Jian

(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To effectively improve the thermal insulation performance of liquid hydrogen storage tanks, a transient heat and mass transfer model for vacuum multilayer insulated liquid hydrogen storage tanks is developed, and the effect of integrating a vapor-cooled shield with ortho-para hydrogen catalytic conversion is investigated. Dimensionless parameters, including the vapor consumption factor (η_c) and the dormancy period extension factor (η_d), are introduced to quantify vapor consumption and tank dormancy period, respectively. A unit factor (η), defined as the ratio of η_d to η_c , is used to characterize the heat-leak shielding capability of the vapor-cooled shield. A comparative analysis is conducted on the effects of key parameters, such as the dimensionless position of the vapor-cooled shield, mass flow rate, and activation timing, on the

收稿日期: 2024-10-17。 作者简介: 李科(1992—), 男, 助理教授; 文键(通信作者), 女, 教授, 博士生导师。 基金项目: 国家自然科学基金重大资助项目(52495001); 中国博士后基金资助项目(2022M722518); 陕西省自然科学基金基础研究计划资助项目(S2024-JC-QN-2738)。

网络出版时间: 2025-03-11

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20250310.1555.002>

tank dormancy period, with and without ortho-para catalytic conversion. The results indicate that: Both η_d and η initially increase and then decrease as the dimensionless position of the vapor-cooled shield increases; when $\eta_c = 0.0128$ and the dimensionless position of the vapor-cooled shield is 0.167, the inclusion of ortho-para catalytic conversion yields the maximum improvement in both metrics (22.77%) compared to the non-catalytic case; as the mass flow rate of the vapor-cooled shield decreases, both metrics first increase and then decrease; the improvement in both metrics is more pronounced when the dimensionless position and mass flow rate of the vapor-cooled shield are relatively small; both metrics initially increase and then decrease with delayed activation of the vapor-cooled shield; under conditions where $\eta_c = 0.0256$ and the dimensionless position of the vapor-cooled shield is 0.233, activating the shield at 40.51 d achieves the maximum improvement of 22.32% in η with ortho-para catalytic conversion.

Keywords: liquid hydrogen tank; vacuum multi-layer insulation; vapor-cooled shield; hydrogen para-ortho catalytic conversion; transient heat and mass transfer model

氢能具有能量密度高、可再生和零排放等特点,广泛应用于航空航天、海洋运输和汽车能源等领域^[1-2]。在氢能全产业链中,储运成本超过30%,是最为关键的一环,也是我国氢能布局的瓶颈^[3]。在各种储氢方法中,低温液氢存储凭借其高能量密度、长距离运输的安全性以及良好的经济性,逐渐成为大中型氢储存和运输的主流选择^[4]。

低温液氢储存的主要技术挑战之一是解决漏热问题,开发出高效绝热技术。真空多层绝热结构(VMLI)^[5]由多层辐射屏(镀铝聚酯薄膜)和屏间填充物(涤纶网)组成,辐射屏间一般抽真空,可大幅减小液氢存储过程的冷损失,表现出优异的绝热性能^[6]。为进一步提高储罐的绝热能力,将从贮箱排出的低温氢气引入 VMLI 中辐射屏层间布置的蒸气冷却屏(VCS),利用低温氢气降低 VMLI 层间温度,可进一步减小储罐的漏热^[7-9]。Jiang 等^[10-11]建立了 VMLI 和 VCS 耦合结构的稳态传热理论模型,发现加入 VCS 后,液氢储罐的漏热量降低 64.0%。赵拓等^[12]的研究表明,当 VCS 置于 VMLI 最中间位置时,贮箱绝热效果最好。Sun 等^[13]采用准二维模型,研究了 VCS 温度梯度对 VMLI 绝热性能的影响,获得了 VMLI 和 VCS 耦合结构的温度分布规律。此外,当液氢储罐的仲氢含量超过 99% 时,在采用 VMLI 耦合 VCS 的液氢储罐中,通过将仲正催化转化器集成到 VCS 管道中,可以充分利用仲正催化转化(POC)释放的冷量,进一步延长液氢的储存时间^[14-16]。梁佳佳等^[17]建立了考虑仲正催化转化的 VMLI 和 VCS 耦合结构的二维传热模型,发现 POC 的加入提高了液氢储罐的绝热性

能。Meng 等^[18]建立了由 VMLI、VCS 和仲正催化转化器组成的传热模型,重点研究了仲正催化转化器在 VCS 管道中的位置对保温性能的影响,发现当带仲正催化转化器的 VCS 设置在最优位置时,漏热量降低约 10%。Shi 等^[19]建立了 VMLI 与多 VCS 耦合的热传导模型,发现单 VCS 结构的 POC 可使漏热降低 11.6%。由此可见,集成 POC 的 VMLI 和 VCS 耦合结构的绝热性能优异,但上述研究集中在罐内温度和压力保持恒定的稳态条件下,并未关注引入 VMLI 和 VCS 耦合结构时液氢储罐长期储存过程中的瞬态特性。目前,研究储罐动态增压特性的常见方法是计算流体动力学(CFD)模拟。为了提高计算效率,往往会采用一些简化手段,如提供壁面的自然对流换热系数关联式、引入 Boussinesq 近似、采用二维轴对称模型^[20-22]等。但由于计算效率的限制,现有文献往往只讨论一些持续时间较短的过程(数量级在 1 000 s 左右),如充注或泄放过程^[20-21]。若涉及到储存时间长达几十天的储罐状态变化,CFD 瞬态计算模型并不适用。因此,有必要构建更高效的瞬态模型,研究集成 POC 的 VCS 对采用 VMLI 液氢储罐的动态增压过程的影响。

本文通过构建流体域的传热传质模型和 VMLI 耦合 VCS 的热传导模型,研究了集成 POC 的 VCS 对液氢储罐内瞬态传热传质和自增压过程的影响;为了评估液氢储罐的绝热性能,引入休眠期的概念,其定义为液氢储罐由漏热而达到最大压力之前的储存时间;比较了集成 POC 和不集成 POC 时储罐的休眠期,讨论了引入 POC 条件下 VCS 位置、VCS 消耗的氢气的量、VCS 质量流量、VCS 开启时刻等因素对储

罐休眠期的影响。该研究可为集成 POC 的 VMLI 和 VCS 耦合结构的设计和优化提供理论指导。

1 集成仲正催化转化的真空多层绝热和蒸气冷却屏耦合结构的数学模型

1.1 绝热结构物理模型

如图 1 所示, VMLI 包裹在储罐外围, VCS 布置在 VMLI 之间的某一位置, 将 VMLI 分为内、外两侧。VMLI 由辐射屏与间隔材料相间布置而成, 辐射屏是一种镀铝聚酯薄膜, 发射率很低。当 VCS 壁厚超过 1 mm 时, 最大温差和标准温度偏差分别小于 1.3 K 和 0.2 K, 可认为 VCS 管道温度均匀分布^[23]。图中, Q_e 为外界进入 VMLI 的热量, Q_{in} 为进入液氢的热量, B_i 为被抽取进入 VCS 的低温氢气吸收的热量, 三者满足 $Q_e = Q_{in} + B_i$ 。仲正转化催化剂采用常用的铁基催化剂^[24]。

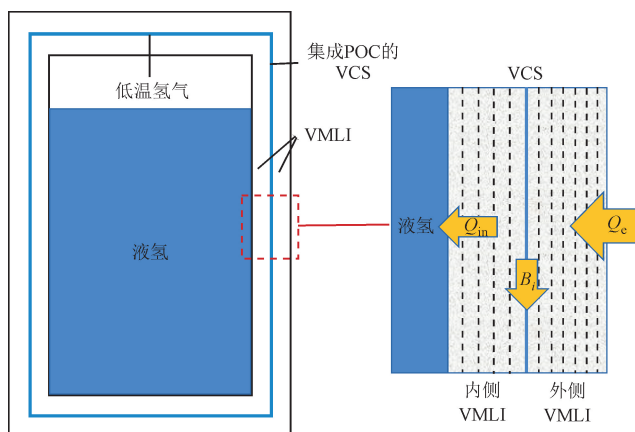


图 1 集成 POC 的 VMLI 和 VCS 耦合结构物理模型

Fig. 1 Physical model of VMLI and VCS coupled with POC

建模时作如下假设: ① VMLI 保持在高真空 (0.001 Pa) 下, 环境温度设置为 300 K; ② 内壁面温度与液氢温度相同, 外壁面温度与环境温度相同; ③ 罐内氢气饱和, 罐内温度分布均匀; ④ VCS 温度与相邻的辐射屏温度相等, 且在 VCS 中保持相同的温度; ⑤ 忽略 VCS 管内的流动阻力; ⑥ 氢气在 VCS

管内与催化剂完全接触, 催化转化效率为 100%。

1.2 罐内流体域的传热传质模型

选择储罐内的流体域作为控制体, 得到质量和能量守恒方程

$$\frac{dm}{dt} = -\dot{m}_v \quad (1)$$

$$\frac{d}{dt}(mu) = -\dot{m}_v h_v + Q_{in} \quad (2)$$

式中: m 为储罐内氢的质量; t 为时间; $\dot{m}_v$ 是 VCS 质量流量; u 是储罐内气氢和液氢的总内能; h_v 是进入 VCS 的比焓; Q_{in} 为 VMLI 进入流体域的热量。

对于定容储罐, $\frac{dV}{dt} = 0$, $V = \frac{m_g}{\rho_g} + \frac{m_l}{\rho_l}$, 可得

$$\frac{1}{\rho_g} \frac{dm_g}{dt} + \frac{1}{\rho_l} \frac{dm_l}{dt} - \left(\frac{m_g}{\rho_g^2} \frac{d\rho_g}{dt} + \frac{m_l}{\rho_l^2} \frac{d\rho_l}{dt} \right) = 0 \quad (3)$$

此外, 在推导过程中, 需要用到以下关系式

$$\begin{cases} mu = m_g(h_g - P/\rho_g) + m_l(h_l - P/\rho_l) \\ \frac{dh_g}{dt} = \left(\frac{\partial h_g}{\partial P} \right)_T \frac{dP}{dt} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial T_1} \right)_P \frac{dT_1}{dt} \\ \frac{dh_l}{dt} = \left(\frac{\partial h_l}{\partial P} \right)_T \frac{dP}{dt} + \left(\frac{\partial h_l}{\partial T_1} \right)_P \frac{dT_1}{dt} \\ \frac{d\rho_g}{dt} = \left(\frac{\partial \rho_g}{\partial P} \right)_T \frac{dP}{dt} + \left(\frac{\partial \rho_g}{\partial T_1} \right)_P \frac{dT_1}{dt} \\ \frac{d\rho_l}{dt} = \left(\frac{\partial \rho_l}{\partial P} \right)_T \frac{dP}{dt} + \left(\frac{\partial \rho_l}{\partial T_1} \right)_P \frac{dT_1}{dt} \end{cases} \quad (4)$$

式中: h 是比焓; 下标 g 和 l 分别表示气相和液相; ρ 为密度; P 是储罐内压力。

根据式(1)~(4), 可得计算因变量 m_g 、 m_l 、 T_1 、 P 的一组常微分方程

$$\begin{cases} \frac{dm_g}{dt} = A_a + \frac{(ADA_a + AE)}{1 - AD} \\ \frac{dm_l}{dt} = -\dot{m}_v - A_a - \frac{ADA_a + AE}{1 - AD} \\ \frac{dT_1}{dt} = \frac{A_a D + E}{1 - AD} \\ \frac{dP}{dt} = \frac{dP_s}{dT_1} \frac{A_a D + E}{1 - AD} \end{cases} \quad (5)$$

式中: T_1 是罐内温度; P_s 是饱和压力; 系数 A 、 D 、 A_a 、 E 可分别表示为

$$A = \frac{m_g}{\rho_g^2} \left[\left(\frac{\partial \rho_g}{\partial P} \right)_T \frac{dP_s}{dt} + \left(\frac{\partial \rho_g}{\partial T_1} \right)_P \right] + \frac{m_l}{\rho_l^2} \left[\left(\frac{\partial \rho_l}{\partial P} \right)_T \frac{dP_s}{dt} + \left(\frac{\partial \rho_l}{\partial T_1} \right)_P \right] \left/ \left[\frac{1}{\rho_g} - \frac{1}{\rho_l} \right] \right. \quad (6)$$

$$D = \frac{(h_l - h_g)}{m_l \left(\frac{\partial h_l}{\partial T_1} \right)_P + m_g \left(\frac{\partial h_g}{\partial T_1} \right)_P + \left[m_l \left(\frac{\partial h_l}{\partial P} \right)_T + m_g \left(\frac{\partial h_g}{\partial P} \right)_T - 1000V \right] \frac{dP_s}{dT_1}} \quad (7)$$

$$A_a = \begin{cases} 0, & \text{VCS 关闭} \\ \dot{m}_v \left(\frac{1}{\rho_l} - \frac{1}{\rho_g} \right), & \text{VCS 开启} \end{cases} \quad (8)$$

$$E = \begin{cases} \frac{Q_{in}}{m_1 \left(\frac{\partial h_1}{\partial T_1} \right)_P + m_g \left(\frac{\partial h_g}{\partial T_1} \right)_P + \left[m_1 \left(\frac{\partial h_1}{\partial P} \right)_T + m_g \left(\frac{\partial h_g}{\partial P} \right)_T - 1000V \right] \frac{dP_s}{dT_1}}, & \text{VCS 关闭} \\ \frac{Q_{in} - \dot{m}_v h_{out} + \dot{m}_v h_l}{m_1 \left(\frac{\partial h_1}{\partial T_1} \right)_P + m_g \left(\frac{\partial h_g}{\partial T_1} \right)_P + \left[m_1 \left(\frac{\partial h_1}{\partial P} \right)_T + m_g \left(\frac{\partial h_g}{\partial P} \right)_T - 1000V \right] \frac{dP_s}{dT_1}}, & \text{VCS 开启} \end{cases} \quad (9)$$

1.3 VMLI 耦合 VCS 的热传导模型

图 2 是 VMLI 温度节点排布。图中 k 为热导。

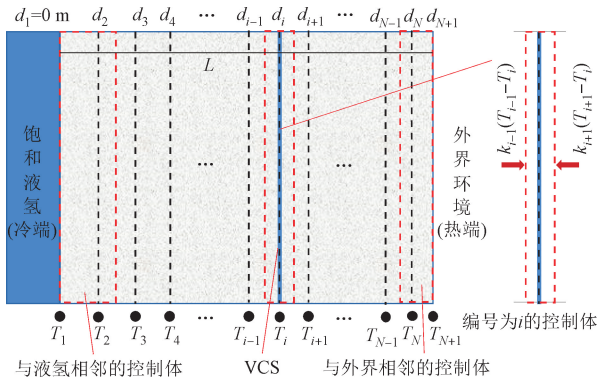


图 2 VMLI 温度节点排布

Fig. 2 Temperature nodes arrangement in VMLI

表 1 参数 C_D 、 C_A 和 Φ_i 的计算方法

Table 1 Calculation formulas for parameters C_D , C_A , and Φ_i

控制体编号	$C_{D,i-1}$	$C_{A,i}$	$C_{D,i+1}$	Φ_i
2	0	$C_{d,i-1} + C_{a,i} + 0.75C_{d,i}$	$0.25C_{d,i}$	$k_{t,i-1}(T_{i-1} - T_i) + k_{t,i}(T_{i+1} - T_i) + B_i - (C_{d,i-1} + C_{a,i-1}) \frac{A_a D + E}{1 - AD}$
$2 < i < N-1$	$0.25C_{d,i-1}$	$0.75C_{d,i-1} + C_{a,i} + 0.75C_{d,i}$	$0.25C_{d,i}$	$k_{t,i-1}(T_{i-1} - T_i) + k_{t,i}(T_{i+1} - T_i) + B_i$
$N-1$	$0.25C_{d,i-1}$	$0.75C_{d,i-1} + C_{a,i} + C_{d,i}$	0	$k_{t,i-1}(T_{i-1} - T_i) + k_{t,i}(T_{i+1} - T_i) + B_i - (C_{d,i} + C_{a,i+1}) \frac{dT_a}{dt}$

表 1 中 C_a 和 C_d 的计算公式分别为

$$\begin{cases} C_{d,i-1} = 0.5(d_i - d_{i-1} - d_{A1})c_d\rho_d A_m \\ C_{a,i} = d_{A1}c_{A1}\rho_{A1} A_m \\ C_{d,i} = 0.5(d_{i+1} - d_i - d_{A1})c_d\rho_d A_m \end{cases} \quad (11)$$

式中: c_{A1} 、 c_d 分别为辐射屏和屏间填充物的比热容;

在图 2 中, 温度节点 T_2 位于最左边的红框内, 与流体域相邻, 作为 2 号控制体。最右边的红色框与外部相邻, 作为 $N-1$ 号控制体。其余的控制体编号为 i , 其中 $3 \leq i \leq N-2$ 。这 3 种控制体的导热过程可以用一个统一的导热方程来描述

$$\begin{cases} C_{D,i-1} \frac{dT_{i-1}}{dt} + C_{A,i} \frac{dT_i}{dt} + C_{D,i} \frac{dT_{i+1}}{dt} = \Phi_i \\ 2 \leq i \leq N-1 \end{cases} \quad (10)$$

由式(10)可知, 控制体的温度变化由 3 个温度节点 T_{i-1} 、 T_i 、 T_{i+1} 确定。 Φ_i 包括一个控制体从两个相邻控制体中获得的热量, 以及 VCS 释放的冷量。表 1 分别给出了 3 种类型控制体的参数 C_D 、 C_A 和 Φ_i 的计算方法, 其中 T_a 是环境温度, B_i 为 VCS 的吸热量。

ρ_{A1} 和 ρ_d 分别为辐射屏和屏间填充物的密度; d_{A1} 是辐射屏的厚度。

热导 k_t 由固体导热热导 $k_{s,i+1}$ 、气体导热热导 $k_{g,i+1}$ 和辐射换热热导 $k_{r,i+1}$ 这 3 部分组成。 $k_{t,i-1}$ 表示第 $i-1$ 号和第 i 号控制体之间的热导, 计算方法如下

$$\begin{cases} \bar{T}_{i-1} = \frac{T_{i-1} + T_i}{2} \\ k_{t,i-1} = k_{s,i-1} + k_{g,i-1} + k_{r,i-1} \\ k_{s,i-1} = n_1 f[0.017 + 7 \times 10^{-6}(800 - \bar{T}_{i-1}) + 0.228 \times \ln(\bar{T}_{i-1})]/(d_i - d_{i-1}) \\ k_{g,i-1} = \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \sqrt{\frac{R}{8\pi M \bar{T}_{i-1}}} P_r \alpha \\ k_{r,i-1} = \sigma(T_{i-1} + T_i)(T_{i-1}^2 + T_i^2) \left/ \left(\frac{1}{\epsilon_i} + \frac{1}{\epsilon_{i-1}} - 1 \right) \right. \end{cases} \quad (12)$$

式中: f 为辐射屏和屏间填充物的相对密度; n_1 为经验常数, 取为 0.016; γ 为填充物中气体的比热比; R 为气体常数; M 为气体摩尔质量; P_r 为残余气体压力, 取 0.001 Pa; α 为调节系数, 取 0.9; σ 为 Boltzmann 常数; ϵ 为辐射屏的发射率, 取 0.03。 $k_{t,i}$ 的计算方法与式(12)类似。

1.4 常微分方程组的封闭

第一层辐射屏和第二层辐射屏之间的热传导计算公式为

$$Q_{in} = k_{t,1}(T_2 - T_1)S_m \quad (13)$$

式中: S_m 是储罐的内表面积; $k_{t,1}$ 根据式(12)计算。

当 VCS 设置在第 i 层辐射屏, 且 VCS 中不填充仲正转化催化剂时, B_i 的计算式为

$$B_i = (h_{p,in} - h_{p,out})\dot{m}_v \quad (14)$$

式中: $h_{p,in}$ 和 $h_{p,out}$ 项分别表示 VCS 入口和出口仲氢的焓。这里用仲氢的焓是因为储罐中的氢几乎是纯仲氢。

当 VCS 中填充仲正转化催化剂时, B_i 的计算公式为

$$B_i = [h_{p',in}\varphi_{p,in} + h_{o',in}(1 - \varphi_{p,in})]\dot{m}_v - [h_{p',out}\varphi_{p,out} + h_{o',out}(1 - \varphi_{p,out})]\dot{m}_v \quad (15)$$

式中: $h_{p'}$ 和 $h_{o'}$ 是调整过基准点的仲氢和正氢比焓^[25]; φ_p 为仲氢体积分数。

平衡氢中仲氢的浓度仅依赖于温度, 因此通过拟合仲氢浓度随温度的曲线, 推导出计算平衡氢中仲氢体积分数的公式^[26]为

$$\varphi_p = 0.1 \left[\exp\left(\frac{-5.313}{(T/T_{cr})}\right) + 0.1 \right]^{-1} - 2.5 \times 10^{-4} \left(\frac{T}{T_{cr}}\right)^3 + 3.7 \times 10^{-3} \left(\frac{T}{T_{cr}}\right)^2 - 2.0 \times 10^{-3} \left(\frac{T}{T_{cr}}\right) - 0.00227 \quad (16)$$

式中: T_{cr} 为氢气的临界温度。

式(5)和式(10)可整合为统一的常微分方程组

$$\mathbf{M}_{(N+2) \times (N+2)} \frac{d\mathbf{Y}}{dt} = \mathbf{B}(\mathbf{Y}) \quad (17)$$

如果 VCS 中没有引入 POC, 则式(17)由式(13)和式(14)封闭; 若引入 POC, 则式(17)由式(13)和式(15)封闭。式(17)中, $\mathbf{M}$ 是一个 $N+2$ 阶方阵, 为主对角占优的稀疏矩阵; $\mathbf{Y}$ 是一个包含 $N+2$ 个元素的向量。矩阵中第 1~4 行的元素由式(5)来确定, 第 5 行~第 $N+2$ 行的元素由式(10)来确定。

Adams-Bashforth-Moulton 方法^[27]是求解常微分方程组的一项重要技术, 将显式 Adams-Bashforth 和隐式 Adams-Moulton 方法合并在一个预测校正框

架中, 计算流程如图 3 所示。首先初始化 VMLI 结构的温度场, 然后根据氢和 VMLI 固体域的物性确定式(5)和式(10)的系数, 用 Adams-Bashford-Molton 方法求解常微分方程组。计算过程中, 通常会设定一个最大压力阈值, 一旦储罐压力达到设定阈值, 则计算终止并输出结果。

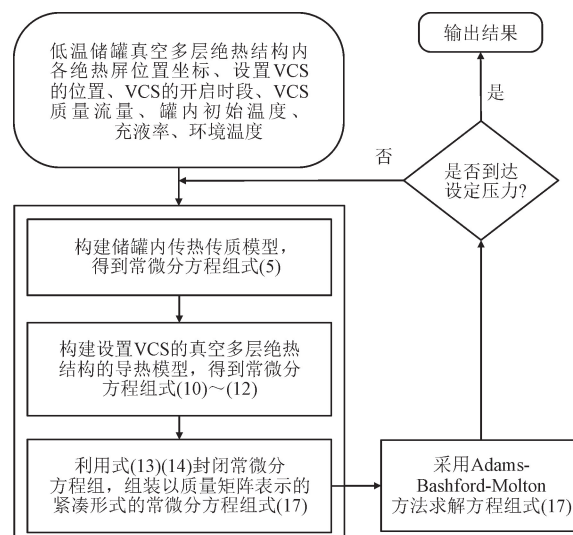


图3 罐内自增压瞬态模型流程图

Fig. 3 Flowchart of transient model of self-pressurization of tank

1.5 模型验证

采用 Hastings 等^[28]的实验结果对罐内流体域的传热传质模型进行验证, 结果如表 2 所示。注意这里给定的漏热为定热流, 即 Q_m 为定值, 相当于只引入了 1.2 节所介绍的模型。从表 2 可以看出, 5 种工况下增压率的计算结果与实验结果的平均相对误差为 13.9%, 在工况 5 条件下, 相对误差为 18.1%, 这个较大的误差源于工况 5 的排气系统向外部排放少量过热气体, 而用于验证的模型中未考虑排气过程。总体而言, 模型误差在可接受的范围内, 可用于后续模拟计算。

从能量守恒的角度对式(17)中常微分方程组的结果进行验证。储罐体积 $V=18.09 \text{ m}^3$, 内表面积 $S_m=35.74 \text{ m}^2$ ^[29], 液氢储罐内初始温度为 $T_0=20 \text{ K}$, 环境温度为 $T_h=300 \text{ K}$, 初始充液率为 $\alpha_0=0.6$; VMLI 总厚度为 3.75 cm, 从 VMLI 的冷端到热端分为 3 个区域, 每个区域的辐射屏密度分别是 8、12、16 层/cm; 工况参数见表 3, 基准工况 VCS 不开启。能量守恒验证结果如表 4 所示, 可以看出 U_{ter} 和 $U_{ini} + Q_{t,in} - H_{ves}$ 之间的计算值接近, 证明储罐流体域中能量守恒; Q_{ves} 与 $Q_{t,e} - Q_{t,in} - B_{t,i}$ 之间的计算值非常接近, 证明固体域(VMLI)能量守恒。

表2 储罐增压率验证结果

Table 2 Verification of pressurization rate of tank

工况	初始充液率/%	初始压力/kPa	漏热率/W	增压率的实验值/(kPa·h ⁻¹)	增压率的计算值/(kPa·h ⁻¹)
1	50	122.0	18.7	0.29	0.296 9
2	90	112.9	20.2	0.31	0.264 2
3	25	122.1	18.8	0.50	0.467 3
4	90	111.5	54.1	0.89	0.643 0
5	50	115.0	51.0	0.96	0.786 1

表3 用于验证能量守恒的工况参数

Table 3 Operation parameters used to verify energy conservation

工况	VCS 中蒸气流量/(kg·h ⁻¹)	VCS 开启时间		VCS 所在辐射屏的编号
		开启时刻	关闭时刻	
1	0.090	第 1 000 000 s	第 3 000 000 s	16
2	0.018	第 1 000 000 s	第 11 000 000 s	16

表4 能量守恒验证结果

Table 4 Results of energy conservation verification

工况	初始储罐内 流体内能 U_{ini}/J	从储罐进入 VCS 的蒸气 的焓 H_{vcs}/J	VMLI 进入 流体域的 漏热量 $Q_{t,in}/J$	计算终止时 储罐内流体 内能 U_{ter}/J	$[U_{ini} +$ $Q_{t,in} -$ $H_{vcs}]/J$	外界进入 VMLI 的 热量 $Q_{t,e}/J$	VMLI 温度 上升吸收的 热量 Q_{vcs}/J	VCS 吸收 的热量 $B_{t,i}/J$	$[Q_{t,e} -$ $Q_{t,ini} -$ $B_{t,i}]/J$
基准	2.335×10^5	0	4.300×10^7	4.324×10^7	4.324×10^7	1.304×10^8	8.744×10^7	0	8.737×10^7
1	2.335×10^5	2.201×10^7	6.375×10^7	4.197×10^7	4.198×10^7	1.994×10^8	9.247×10^7	4.300×10^7	9.266×10^7
2	2.335×10^5	2.252×10^7	6.425×10^7	4.197×10^7	4.197×10^7	2.247×10^8	7.916×10^7	8.125×10^7	7.917×10^7

1.6 评价标准

为定量分析集成 POC 的 VCS 对储罐休眠期的影响,引入蒸气消耗因子 η_c 、休眠期延长因子 η_d 和单位因子 η 分别量化蒸气消耗量、休眠期延长量和 VCS 屏蔽漏热的能力。 η_c 、 η_d 、 η 的计算公式分别为

$$\eta_c = \frac{\dot{m}_v(t_o - t_c)}{m_g^0 + m_l^0} \quad (18)$$

$$\eta_d = \frac{t_d - t_{ds}}{t_{ds}} \quad (19)$$

$$\eta = \frac{\eta_d}{\eta_c} \quad (20)$$

式中: t_o 表示 VCS 的开启时刻; t_c 表示 VCS 的关闭时刻; m_g^0 和 m_l^0 分别对应罐内初始气体质量和初始液体质量; t_{ds} 为基准工况(VCS 不设置)下的休眠期; t_d 表示在基准工况开启 VCS 后得到的休眠期。

定义无量纲位置 l_d 来描述 VCS 在 VMLI 中的位置,公式为

$$l_d = d_i/L \quad (21)$$

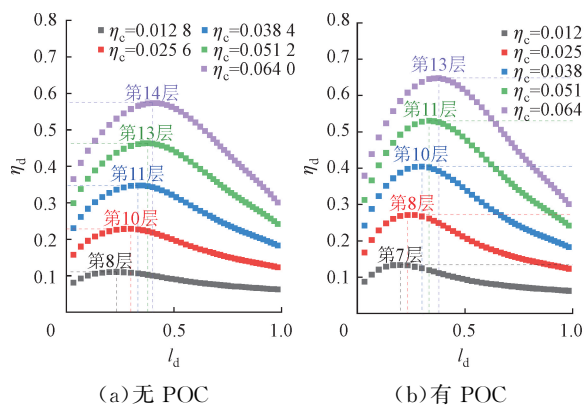
式中: d_i 为 VCS 的位置; L 为 VMLI 的总厚度。在随后的分析中,储罐的初始状态和相关参数与 1.5 节

能量守恒验证部分的参数保持一致。

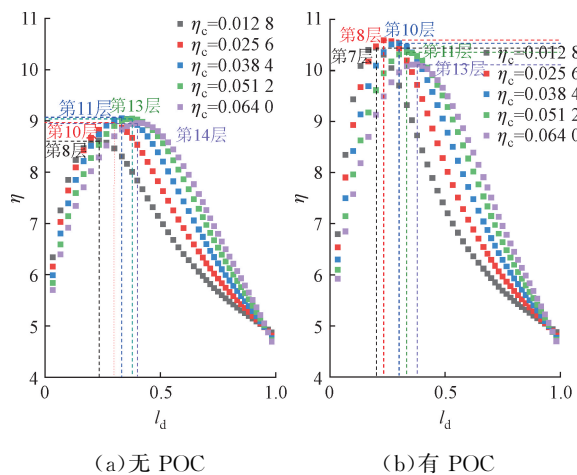
2 结果与讨论

2.1 VCS 位置及 η_c 对 η_d 和 η 的影响

固定 VCS 开启、关闭时刻分别为第 5 000 000 s 和 9 000 000 s,则 VCS 中不同质量流量($\dot{m}_v$)对应不同的 η_c 。VCS 的无量纲位置和 η_c 对 η_d 和 η 的影响如图 4 所示,随着 VCS 无量纲位置 l_d 的增大, η_d 先增大后减小,表明存在一个最佳 l_d 使 η_d 最大。增大 η_c 会使最佳 l_d 增大,而加入仲正催化转化(POC)使最佳 l_d 减小,此外,增大 η_c 或加入 POC 均会使 η_d 显著增大。例如,当 η_c 由 0.012 8 增大至 0.064 0 时,VCS 最佳位置所在的辐射屏编号由第 8 层增大至第 14 层,对应的 η_d 由 0.110 增加至 0.574,说明增大 η_c 能够显著延长储罐的休眠时间;当加入 POC 后,以 η_c 为 0.064 0 为例,VCS 最佳位置所在的辐射屏编号由第 14 层减小至第 13 层,对应的最大 η_d 由 0.573 5 增加至 0.647 7,增大了 12.94%,说明引入 POC 能够有效延长储罐的休眠时间。

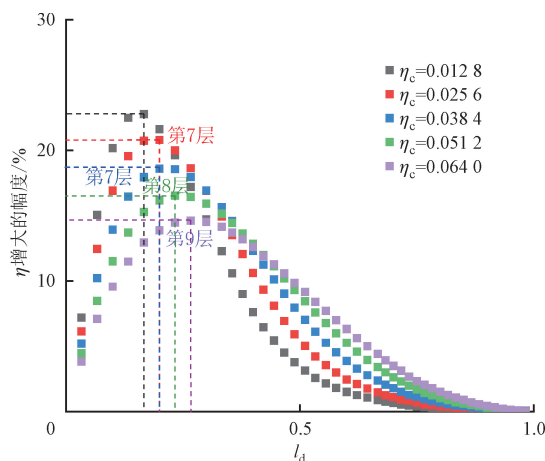
图 4 η_d 随 VCS 位置和 η_c 的变化Fig. 4 Variation of η_d with VCS position and η_c

单位因子 η 可理解为 VCS 屏蔽漏热的能力。图 5 给出了 l_d 和 η_c 对 η 的影响。对比图 4 可见, η 与 η_d 随 l_d 的变化规律一致, 且当 η_c 相同时, η 最大值对应的 l_d 与 η_d 最大值对应的 l_d 也相同, 但与 η_d 最大值随 η_c 的增大而增大的现象不同的是, η 最大值随 η_c 的增大先增大后减小, 即存在最佳 η_c 使 η 最大。例如, 当无 POC 时, 使 η 最大的最佳 η_c 为 0.0384, 对应的 η 最大值为 9.049。加入 POC 能提升 VCS 屏蔽漏热的能力, 以 η_c 为 0.0128 为例, 加入 POC 前 η 最大值为 8.62, 加入 POC 后 η 最大值为 10.45, 增大了 21.23%。

图 5 η 随 VCS 位置和 η_c 的变化关系Fig. 5 Variation of η with VCS position and η_c

由图 4 和图 5 可知, POC 的加入能增大 η , 即延长休眠时间并提升 VCS 屏蔽漏热的能力。图 6 更加直观地给出了 POC 加入使 η 即 η_d 增大的幅度, 由于各曲线的 η_c 固定, 根据式 (3) 可得 η 的增幅相同, 可用同一曲线表示。图 6 中 η 的增幅随着 l_d 的增大先增大后减小, 存在一个合适的 l_d 使 η 的增幅最大, 对比可发现该 l_d 与图 4 和图 5 中使 η 最大的 l_d 不同。从图

6 还可以发现, η_c 越小, η 的最大增幅越大, 且对应的 l_d 越小, η 的最大增幅出现在当 $\eta_c = 0.0128$ 且 VCS 位于第 6 层辐射屏 ($l_d = 0.167$) 时, 最大增幅为 22.77%。值得注意的是, 当 l_d 大于最优 l_d 后, η 的增幅均出现快速下降, 且 η_c 越小, η 的增幅随 l_d 增大而减小的速度越快, 尤其当 $l_d > 0.75$ 时, 各个 η_c 下的 η 的增幅均很小, 说明 POC 在 l_d 较大时不能很好地发挥作用。这是由于 l_d 较大的区域为绝热结构的高温区, 而单位质量氢在 POC 过程中所释放的冷量随着氢气温度的升高而降低; 另外, 从绝热结构进入流体域的漏热与绝热结构中靠近冷端区域的温度梯度有关, 而设置在高温区的 VCS 对于此区域温度梯度的下降的影响程度有限。

图 6 加入 POC 使 η 增大的幅度Fig. 6 Increment in η due to the addition of POC

2.2 VCS 质量流量对 η_d 的影响

固定 $\eta_c = 0.0256$, 研究 VCS 质量流量 ($\dot{m}_v$) 对 η_d 的影响, 其中 VCS 开启时刻固定为第 10 000 s, 则关闭时刻随着 $\dot{m}_v$ 的减小而推迟。图 7 给出了 $\dot{m}_v$ 对 η_d 的影响, 可以看出 η_d 随 $\dot{m}_v$ 的增大而先增大后减小, 说明当 VCS 消耗的氢气总量一定时, 并非 $\dot{m}_v$ 越大越好, 因为 $\dot{m}_v$ 的增大会使 VCS 的关闭时间提前, 导致 VCS 的工作时间减少, 因此存在一个最佳流量使 η_d 最大。图 7 还给出了 η_c 固定时 l_d 对 η_d 的影响, 随着 l_d 的增大, η_d 最大值先增大后减小, 由于 η_c 固定, 因此 η 也随 l_d 的增大而先增大后减小, 说明 l_d 过大或过小均不利于 VCS 延长储罐休眠时间, 会削弱其屏蔽漏热的能力。对比图 7(a) 和图 7(b) 可以发现, POC 加入增大了 η_d , 以 $l_d = 0.400$ 为例, 无 POC 时 η_d 最大值为 0.2492, 加入 POC 后 η_d 最大值为 0.2888, 增大了 15.89%。

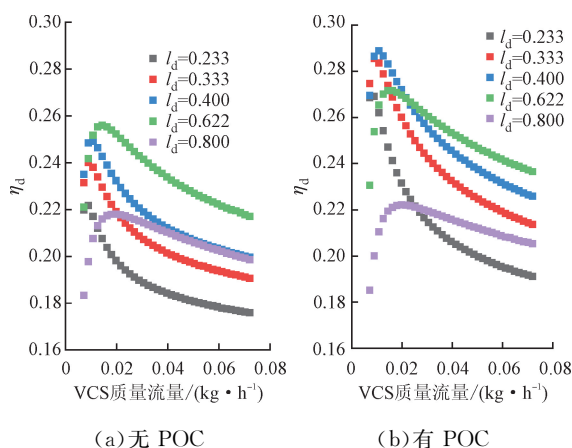
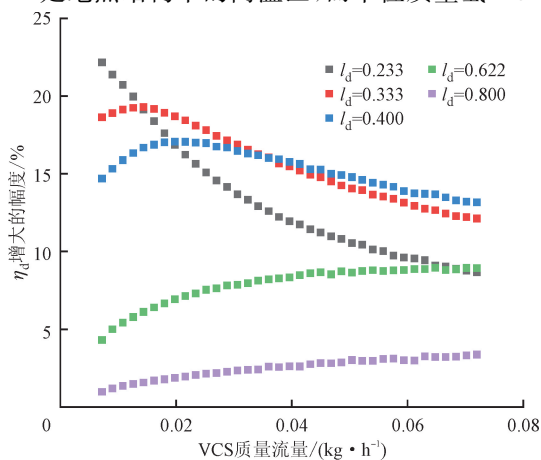
图 7 VCS 质量流量对 η_d 的影响Fig. 7 Effect of VCS mass flowrate on η_d

图 8 为加入 POC 使 η_d 增大的幅度, η_d 的增幅受 VCS 的位置以及 $\dot{m}_v$ 的影响。例如, 当 $\dot{m}_v$ 固定为 $0.0108 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$ 、 $l_d = 0.233$ 时, 加入 POC 能使 η_d 增大 20.7% , 而当 $l_d = 0.800$ 时加入 POC 仅能使 η_d 增大 1.4% , 可见 l_d 会明显影响引入 POC 后的效果。当 l_d 固定时, $\dot{m}_v$ 同样影响 POC 的效果, 当 $l_d = 0.233$ 时, 蒸气流量由 $0.0072 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$ 增加至 $0.072 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$, 对应的 η_d 的增幅由 22.2% 下降至 8.7% , 说明当 VCS 位于该位置时 $\dot{m}_v$ 的增大会削弱 POC 的作用。值得注意的是, η_d 的增幅并非随 $\dot{m}_v$ 的增大而单调递减, 而是视 VCS 所处的位置而定。由图 8 可见, 仅有当 $l_d = 0.233$ 时 η_d 的增幅随流量的增大而单调递减, 随后, 随着 l_d 的增大, η_d 增幅随流量的变化规律变为先增大后减小, 最终变为单调递增。虽然变化规律不同, 但可以确定的是, l_d 越大, $\dot{m}_v$ 对 η_d 增幅的影响越小。原因在于, l_d 为 0.800 是绝热结构中的高温区, 而单位质量氢 POC 过

图 8 加入 POC 对 η_d 增大幅度的影响Fig. 8 Effect of adding POC on the magnitude of the increment in η_d

程吸收的热量随着温度的上升而下降, 因此针对设置在高温区的 VCS 所加入的 POC 对 η_d 的提升程度有限。

由图 8 还可以看出, 当 $l_d = 0.333$ (设置在第 11 层), 流量为 $0.144 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$ 时, 加入 POC 使 η_d 的增幅最大, 达 19.28% 。在这种条件下, 图 9 和图 10 给出了液氢储罐内气相、液相质量以及压力随时间的变化, 可见, 随着储存时间的增加, 气相质量持续增加, 液相质量持续降低, 压力持续升高。但当 VCS 关闭后, 由于热蒸发得到的氢气无法排出, 气相质量的增加速率加快, 储罐内压力上升速度加快, 罐内压力的上升使饱和温度上升, 蒸发量减小, 因而液相质量的降低速率减慢。加入 POC 后, 气相质量在 VCS 开启的时间段内, 相比无 POC 时的上升速度减缓, 同时由于 VCS 开启阶段排出氢气的质量流量恒定, 因此储罐内压力上升的速度同样减缓。VCS 关闭后, 有无 POC 的区别更为明显, POC 加入时, 该阶段气

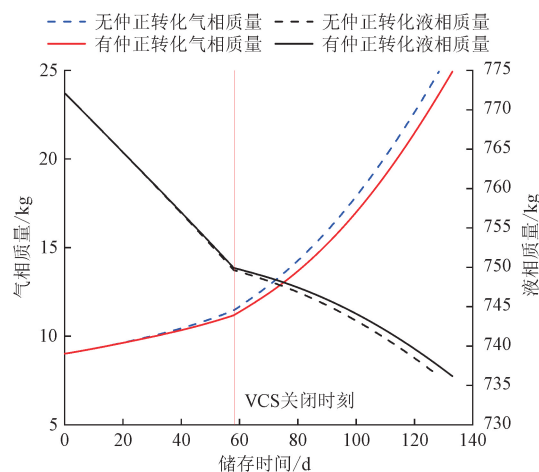


图 9 有无正转化时气相液相质量变化

Fig. 9 Gas and liquid mass variation with and without POC

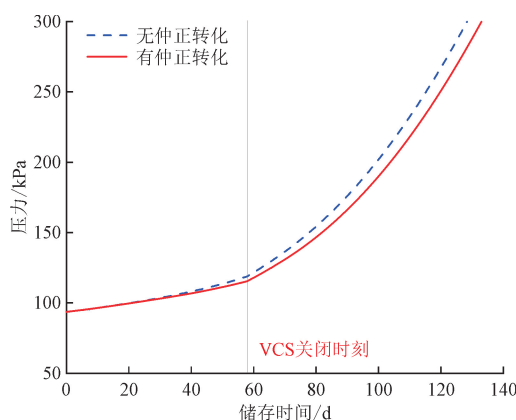


图 10 有无正转化时储罐内的压力变化

Fig. 10 Pressure variation in the tank under conditions with and without POC

相质量和储罐内压力明显低于无 POC 时,储罐压力到达 300 kPa 的时长大于未加入 POC 时,且同时刻下液相质量较大,说明 POC 的加入能够延长储罐休眠时间,减小罐内液氢的蒸发量。

2.3 VCS 的开启时刻对 η_d 的影响

固定 VCS 开启时长为 4 000 000 s,分别固定蒸气消耗因子 η_c 为 0.025 6(蒸气的消耗量为 20 kg)、0.038 4、0.051 2 和 0.064 0,研究 VCS 开启时刻对 η_d 的影响。图 11(a)(b) 表明,存在最佳 VCS 开启时刻使 η_d 最大,图 11(a) 中,当 l_d 分别为 0.233、0.333、0.400、0.622 和 0.800 时,最佳开启时刻分别为第 46.30、34.72、28.94、5.79、5.79 d, η_d 最大值分别为 0.229、0.243、0.251、0.255 和 0.215,给出的几组数据中, η_d 最大值出现的无量纲位置 $l_d = 0.622$ 。从图 11(a) 中可知,当 l_d 为 0.233、0.333、0.400 时,随着开启时刻的延后, η_d 先增大后减小,这主要是由于 VCS 开启时刻越早,抽取的氢气温度越低,因此能扩大 VMLI 内的低温区域,屏蔽更多的漏热,但抽取更多的低温氢气意味着更多的冷能损失,因此当 VCS 开启时刻较早时 η_d 较小;随着 VCS 开启时刻的延迟,抽取到 VCS 中的氢气温度逐渐升高,导致冷能损失较小,当开启时刻延迟到一定程度后,抽取的氢气温度适中,造成的冷能损失相对较低,因此 η_d 达到最大;当开启时刻继续延迟,进入 VCS 的氢气温度继续升高,降低了 VCS 在绝热结构内扩大低温区域的能力,使 VMLI 屏蔽漏热的能力下降,导致 η_d 的减小。当 $l_d = 0.622, 0.800$ 时,随着 VCS 开启时刻的延迟, η_d 持续减小;这主要是由于此时 VCS 靠近热端,处于 VMLI 的高温区域, VCS 能够吸收的热量大于在低温区域吸收的热量,但随着 VCS 开启时刻的延迟,进入 VCS 的氢气温度升高,即 VCS 的入口温度升高,使其能够吸收的热量减小,虽然储罐内冷量损失减小,但 VCS 的绝热性能下降更为明显,因此 η_d 持续下降。比较图 11(a) ~ (h) 可以发现,在 l_d 不变的情况下, η_c 会改变 η_d 随 VCS 开启时刻变化的规律;以 $l_d = 0.622$ 的情况为例,当 $\eta_c = 0.025 6$ 时, η_d 随 VCS 开启时刻的延后持续降低,当 η_c 逐渐增大, η_d 随 VCS 开启时刻的变化规律变为先增大后减小,使 η_d 最大化的最佳 VCS 开启时刻延后。

对比图 11(a) 和图 11(b) 可知,当加入 POC 后, η_d 随 VCS 开启时刻以及 l_d 变化的规律与无 POC 时基本一致,但 η_d 在数值上明显增大。例如,加入 POC 后, $l_d = 0.622$ 时 η_d 的最大值由无 POC 时的 0.255 增大至 0.270,增大了 5.88%。同时,加入 POC 也影

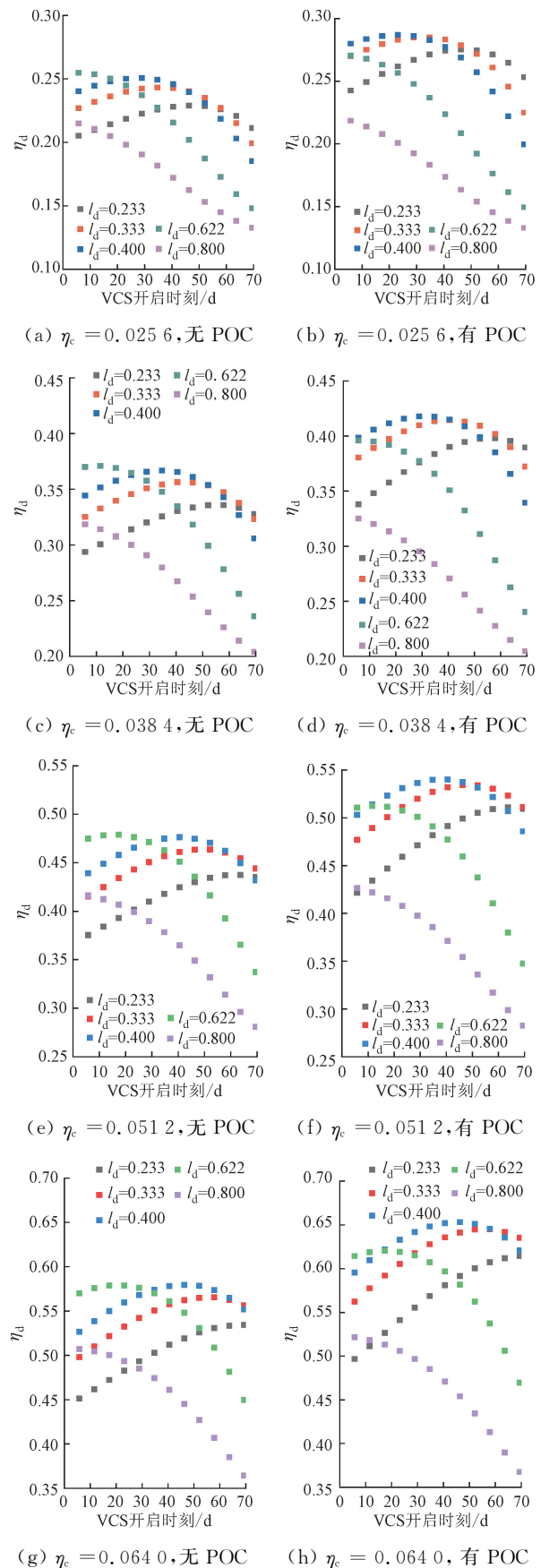


图 11 VCS 开启时刻对 η_d 的影响

Fig. 11 Effect of opening moment of VCS on η_d

响使 η_d 最大化的最佳 VCS 开启时刻。例如,当 $l_d = 0.400$ 时,无 POC 时的最佳 VCS 开启时刻为第 28.94 d,加入 POC 后的最佳 VCS 开启时刻提前为第 23.15 d,这是由于 POC 冷能的利用足以抵消因 VCS 开启时刻提前而造成的冷能损失。

在不同 η_c 下,POC 加入使 η_d 增大幅度的变化如图 12 所示。由于每次研究增幅时,固定了 η_c ,因此这里 η_d 的增幅即 η 的增幅。可见,VCS 开启时刻对 η 的增幅影响很大,例如当 η_c 固定为 0.025 6 且 $l_d = 0.400$ 时,当 VCS 开启时刻由 5.79 d 延后至 69.45 d 时, η 的增幅分别为 16.53%、7.71%,说明 VCS 开启时刻的延后削弱了 POC 的作用。此外,当 η_c 与 VCS 开启时刻固定时, l_d 对 POC 的效果也有很大影响,例如当开启时刻均为 40.5 d 时, l_d 为 0.233 和 0.800 时, η 的增幅分别为 20.32% 和 0.91%,两者相差巨大。尽管增幅受到 VCS 开启时刻的影响,但总体来看只有当 $l_d < 0.4$ 方可较大限度地发挥 POC 的效果。

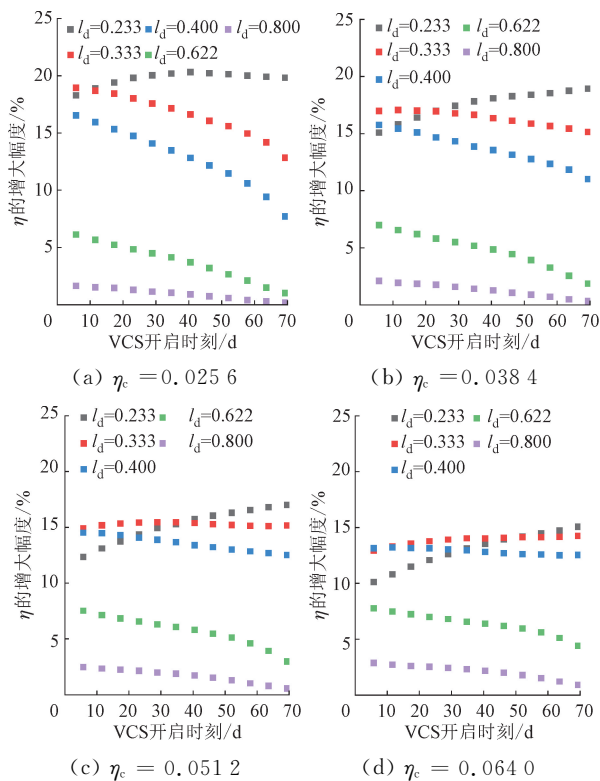


图 12 加入 POC 导致的 η 的增幅

Fig. 12 Increment in η due to the addition of POC

从图 12 可以发现,当 $l_d \leq 0.4$ 时, η 的最大增幅随 η_c 的增大而减小;当 $l_d \geq 0.622$ 时, η 的最大增幅随 η_c 的增大而增大。可见当 l_d 较小时, η_c 的增大将削弱 POC 的作用;当 l_d 较大时, η_c 的增大将增强 POC

的作用。当 $\eta_c = 0.025 6$ 、 $l_d = 0.233$ 、开启时刻为 40.51 d 时, η 由于 POC 而产生的增幅最大,可达到 22.32%。

3 结 论

本文构建了低温液氢储罐内流体域的传热传质模型和集成氢中正催化转化(POC)的 VMLI 和 VCS 耦合模型,研究了 POC 对液氢储罐内自增压过程的影响,主要结论如下。

(1)当 VCS 开启时刻和开启时长不变时, η_d 和 η 随着 l_d 的增大而先增大后减小。加入 POC 后 η_d 和 η 均得到提升,最大增幅出现在 $\eta_c = 0.012 8$;当 VCS 位于第 6 层辐射屏($l_d = 0.167$)时, η 最大增幅为 22.77%。当 l_d 较小时, η_d 和 η 由于引入 POC 的增幅较明显,当超过最优 l_d 后, η_d 和 η 的增幅会迅速下降。

(2)当 VCS 开启时刻和 η_c 固定时,随着 VCS 质量流量的减小, η_d 和 η 均先增大后减小,加入 POC 后,该变化规律不变,但 η_d 和 η 均得到提升,同样存在使得 η_d 和 η 最大化的 VCS 流量。在实际情况中,当固定 VCS 消耗的氢气总量时,可以利用此模型计算一个最优的 VCS 质量流量。

(3)当 VCS 开启时长和 η_c 固定时,在大部分 l_d 条件下, η_d 和 η 随着 VCS 开启时刻的推迟而先增大后减小。引入 POC 前后, η_d 随 VCS 开启时刻以及 l_d 变化规律非常相似,但是引入 POC 后 η_d 明显增大,而且 POC 的引入会使得 VCS 最佳开启时刻提前。另外,VCS 的开启时刻对由于引入 POC 所导致的 η_d 即 η 的增幅影响很大。当 $\eta_c = 0.025 6$ 、 $l_d = 0.233$ 、 η_d 即 η 由于 POC 而产生的增幅随着开启时刻的推迟先增大后减小,开启时刻为第 40.51 d 时,得到最大增幅 22.32%。这里得到的最佳开启时刻可为耦合 VCS 的 VMLI 优化提供理论指导。

参考文献:

- [1] 张悦,马原,王云龙,等. 网幕通道式液体获取装置水平出流性能研究 [J]. 西安交通大学学报, 2024, 58(11): 196-204.
ZHANG Yue, MA Yuan, WANG Yunlong, et al. Research on horizontal outflow performance of screen channel liquid acquisition devices [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2024, 58(11): 196-204.
- [2] CAMPÍÑEZ-ROMERO S, COLMENAR-SANTOS A, PÉREZ-MOLINA C, et al. A hydrogen refuelling stations infrastructure deployment for cities supported on fuel cell taxi roll-out [J]. Energy, 2018, 148:

- 1018-1031.
- [3] 蒲亮, 余海帅, 代明昊, 等. 氢的高压与液化储运研究及应用进展 [J]. 科学通报, 2022, 67(19): 2172-2191.
- PU Liang, YU Haishuai, DAI Minghao, et al. Research progress and application of high-pressure hydrogen and liquid hydrogen in storage and transportation [J]. Chinese Science Bulletin, 2022, 67(19): 2172-2191.
- [4] MORADI R, GROTH K M. Hydrogen storage and delivery: review of the state of the art technologies and risk and reliability analysis [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2019, 44(23): 12254-12269.
- [5] HASTINGS L J, HEDAYAT A, BROWN T M. Analytical modeling and test correlation of variable density multilayer insulation for cryogenic storage [EB/OL]. (2004-05-01)[2024-10-17]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/20040121015>.
- [6] 高云飞, 王博, 王浩任, 等. 液氢温区真空多层绝热材料研究进展 [J]. 低温工程, 2021(6): 12-21.
- GAO Yunfei, WANG Bo, WANG Haoren, et al. Progress of vacuum multilayer insulation materials at liquid hydrogen temperatures [J]. Cryogenics, 2021(6): 12-21.
- [7] SCOTT R B. Thermal design of large storage vessels for liquid hydrogen and helium [J]. Journal of Research of the National Bureau of Standards, 1957, 58(6): 317-325.
- [8] 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.
- HUANG Yining, LIANG Jiajia, ZHOU Zhenjun, et al. Thermal insulation performance prediction of integrated composite insulation combining VCS with para-ortho hydrogen conversion for liquid hydrogen tank [J]. Vacuum and Cryogenics, 2023, 29(5): 459-468.
- [9] 黄奕宁, 王磊, 马原, 等. 多层材料/气冷屏传热二维模型与绝热性能 [J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2024, 52(7): 119-125.
- HUANG Yining, WANG Lei, MA Yuan, et al. Two-dimensional modeling and thermal insulation performance of multilayer insulation/vapor-cooled shield [J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2024, 52(7): 119-125.
- [10] 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.
- [11] JIANG Wenbing, ZUO Zhongqi, SUN Peijie, et al. Thermal analysis of coupled vapor-cooling-shield insulation for liquid hydrogen-oxygen pair storage [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2022, 47(12): 8000-8014.
- [12] 赵拓, 陈叔平, 李延娜, 等. 气冷屏复合绝热结构传热分析及屏位优化 [J]. 低温与超导, 2016, 44(5): 17-22.
- ZHAO Tuo, CHEN Shuping, LI Yanna, et al. Heat transfer analysis of vapor cooled shield compounded insulation and optimization of shield's position [J]. Cryogenics & Superconductivity, 2016, 44(5): 17-22.
- [13] SUN Zhaoran, LI Mingjie, QU Zhiguo, et al. A quasi-2D thermodynamic model for performance analysis and optimization of liquid hydrogen storage system with multilayer insulation and vapor-cooled shield [J]. Journal of Energy Storage, 2023, 73(Part D): 109128.
- [14] LIGGETT M W. Space-based LH₂ propellant storage system: subscale ground testing results [J]. Cryogenics, 1993, 33(4): 438-442.
- [15] 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.
- XIN Bipeng, WEN Jian, LI Ke, et al. Performance analysis of multi-layer insulation for vapor-cooled shield of liquid hydrogen storage tanks [J]. Chemical Engineering(China), 2023, 51(10): 42-47.
- [16] 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.
- MENG Chuiju, ZHANG Liang, HUANG Yonghua. Analysis of cooling effect of para-ortho hydrogen conversion in vapor cooling shield [J]. Vacuum and Cryogenics, 2022, 28(3): 279-284.
- [17] 梁佳佳, 李翠, 马原, 等. 在轨环境液氢贮箱高效复合绝热方案性能研究 [J]. 化工学报, 2024, 75(12): 4749-4760.
- LIANG Jiajia, LI Cui, MA Yuan, et al. Research on the performance of high-efficiency composite insulation scheme for liquid hydrogen tank in orbit environment [J]. CIESC Journal, 2024, 75(12): 4749-4760.
- [18] MENG Chuiju, QIN Xujin, JIANG Wenbing, 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.
- [19] SHI Chaoyue, ZHU Shaolong, WAN Chuancong, 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.
- [20] LIU Zhan, LI Yanzhong, JIN Yonghua. Pressurization performance and temperature stratification in cryogenic final stage propellant tank [J]. Applied Thermal Engineering, 2016, 106: 211-220.
- [21] LIU Zhan, LI Yanzhong, ZHOU Guoqing. Study on thermal stratification in liquid hydrogen tank under different gravity levels [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2018, 43(19): 9369-9378.
- [22] KOCIJEL L, MRZLJAK V, GLAŽAR V. Numerical analysis of geometrical and process parameters influence on temperature stratification in a large volumetric heat storage tank [J]. Energy, 2020, 194: 116878.
- [23] JIANG Wenbing, ZUO Zhongqi, HUANG Yonghua, et al. Analysis on thermal design concern of vapor cooled shield for cryogenic tanks [C]//ASME 2019 Heat Transfer Summer Conference collocated with the ASME 2019 13th International Conference on Energy Sustainability. New York, USA: ASME, 2019: V001T11A002.
- [24] YIN Liang, JU Yonglin. Process optimization and analysis of a novel hydrogen liquefaction cycle [J]. International Journal of Refrigeration, 2020, 110: 219-230.
- [25] PENG J K, AHLUWALIA R K. Enhanced dormancy due to para-to-ortho hydrogen conversion in insulated cryogenic pressure vessels for automotive applications [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2013, 38(31): 13664-13672.
- [26] LI Ke, LI Chaolong, WEN Jian, et al. Study on multi-stream plate fin heat exchanger coupled with ortho-para hydrogen conversion based on distributed parameter model [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2023, 48(85): 33315-33334.
- [27] SHAMPINE L F, REICHEL T M W. The MATLAB ODE suite [J]. SIAM Journal on Scientific Computing, 1997, 18(1): 1-22.
- [28] HASTINGS L J, FLACHBART R H, MARTIN J J, et al. Spray bar zero-gravity vent system for on-orbit liquid hydrogen storage [EB/OL]. (2003-10-01)[2024-10-01]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/20040000092>.
- [29] MARTIN J J, HASTINGS L. Large-scale liquid hydrogen testing of variable density multilayer insulation with a foam substrate [EB/OL]. (2001-06-01)[2024-10-01]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/20010063699>.
- (编辑 亢列梅)