

催化剂填充板翅式换热器的流动换热与 正仲转化性能研究

朱顺¹, 文键¹, 万汶灵², 徐攀¹, 李科¹, 王斯民³

(1. 西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安; 2. 中国石油长庆油田分公司伴生气综合利用项目部, 710021, 西安; 3. 西安交通大学化学工程与技术学院, 710049, 西安)

摘要: 为实现氢液化过程中正仲氢的连续高效转化, 针对正仲氢催化剂填充板翅式换热器 (CFPFHE), 采用实验测试与数值模拟相结合的方法, 系统研究了其流动阻力、换热性能及正仲氢催化转化特性。基于搭建的 CFPFHE 低温实验测试平台, 在良好绝热条件下开展了不同雷诺数工况的流动换热与正仲转化实验, 并采用热平衡法计算了填料通道 (热侧) 出口仲氢的体积分数。此外, 建立了 CFPFHE 的三维数值模型, 对 CFPFHE 流动换热与正仲氢转化过程进行了模拟, 并通过实验对模型进行了验证。研究表明: 随着雷诺数的增加, 热侧与冷侧摩擦阻力因子均逐渐降低; 热侧换热因子先增大后减小, 在热侧雷诺数约为 213 时达到峰值, 而冷侧换热因子随冷侧雷诺数单调下降; 出口仲氢体积分数随热侧雷诺数先升高后略有下降。数值模拟结果与实验数据吻合良好, 摩擦阻力因子、换热因子及出口仲氢体积分数的平均相对偏差均小于 7.15%。该研究结果验证了所建数值模型的可靠性, 可为 CFPFHE 在大型氢液化装置中的工程应用提供参考。

关键词: 正仲氢催化转化; 板翅式换热器; 填料通道; 流动换热; 数值模拟

中图分类号: TK91 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202610015 **文章编号:** 0253-987X(2026)10-0173-11

Investigation on Flow, Heat Transfer, and Ortho-Para Hydrogen Conversion Performance of a Catalyst-Filled Plate-Fin Heat Exchanger

ZHU Shun¹, WEN Jian¹, WAN Wenling², XU Pan¹, LI Ke¹, WANG Simin³

(1. School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. Associated Gas Comprehensive Utilization Project Department, PetroChina Changqing Oilfield Company, Xi'an 710021, China;
3. School of Chemical Engineering and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To achieve continuous and efficient ortho-para hydrogen conversion during the hydrogen liquefaction process, the flow resistance, heat transfer performance, and ortho-para hydrogen catalytic conversion characteristics of a catalyst-filled plate-fin heat exchanger (CFPFHE) were systematically investigated using a combined experimental and numerical approach. Based on the established cryogenic experimental test platform for the CFPFHE, experiments on flow, heat transfer, and ortho-para hydrogen conversion were conducted under well-insulated conditions at various Reynolds numbers. Furthermore, the para-hydrogen volume fraction at the outlet of the packed channel (hot side) was calculated using the heat balance method. Additionally, a three-

收稿日期: 2025-12-30。 作者简介: 朱顺(2000—), 男, 博士生; 王斯民(通信作者), 男, 教授, 博士生导师。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52506030)。

网络出版时间: 2026-04-15

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20260415.1030.002>

dimensional numerical model of the CFPFHE was established to simulate the flow, heat transfer, and ortho-para hydrogen conversion processes, and the model was validated by the experimental results. The results indicate that with an increase in the Reynolds number, the friction factors on both the hot and cold sides decrease gradually; the heat transfer factor on the hot side increases first and then decreases, reaching a peak at a hot-side Reynolds number of approximately 213, while the heat transfer factor on the cold side decreases monotonically with the cold-side Reynolds number; and the outlet para-hydrogen volume fraction increases first and then decreases slightly with an increase in the hot-side Reynolds number. The numerical simulation results are found to be in good agreement with the experimental data, and the average relative deviations of the friction factor, heat transfer factor, and outlet para-hydrogen volume fraction are all less than 7.15%. The reliability of the established numerical model is verified by the research results, and a reference is provided for the engineering application of the CFPFHE in large-scale hydrogen liquefaction plants.

Keywords: ortho-para hydrogen catalytic conversion; plate-fin heat exchanger; filled channel; flow and heat transfer; numerical simulation

氢能作为一种清洁高效的二次能源,被普遍认为是实现低碳能源转型和“双碳”目标的重要技术途径^[1]。其中,低温液氢因具有高储氢密度、可低压存储的高安全性和优异的长距离运输效益,逐渐成为大中型氢存储和运输的主流选择^[2]。然而,氢的液化能耗超过了 $13.3 \text{ kW} \cdot \text{h} \cdot \text{kg}^{-1}$,是制约氢能大规模应用的主要阻力之一^[3]。此外,由于氢存在正氢和仲氢这两种同分异构体,且二者的平衡体积分数与温度有关。室温下,平衡氢由 75% 的正氢和 25% 的仲氢组成,称为正常氢^[4]。当氢气温度降低时,正氢自发向仲氢转化,并产生转化热^[5]。因此,为减少正仲氢转化热引起的液氢蒸发损失,通常在氢液化流程中加入正仲转化器^[6],用以获得仲氢质量分数为 95% 以上的液氢产品。

近年来,催化剂填充板翅式换热器(CFPFHE)^[7-9]因其能够在换热过程中实现连续正仲氢催化转化,被认为是正仲转化技术的重要发展方向之一。CFPFHE 通过在换热器流道内填充正仲转化催化剂,使氢气在高效换热的同时,完成正仲转化。与传统分步式换热与转化工艺相比,CFPFHE 可显著简化液化流程,降低焓损失,并兼顾较好的热工水力性能^[10],在氢液化流程集成与优化中展现出广阔的应用前景。

围绕正仲氢的催化转化与流动换热耦合过程,国内外学者已取得了一些有价值的研究成果。在实验研究方面,Kim 等^[11]通过改进铁基催化剂的表面形貌显著改善了其流动性能。孙崇正等^[12]研究了海上绕管式换热器中,填充催化剂通道内的氢气流动换热与正仲转化特性。该结果表明:填充催化剂后,通道

压降显著,仲氢含量明显增加,且在横摇角度分别为 9° 和 12° 的模拟海况下,传热与正仲转化特性较水平静止工况变化较小。Zhou 等^[13]和范质等^[14]系统研究了催化剂活化条件、粒径及流量对正仲转化性能的影响。刁希文等^[15]设计了一种多功能低温测试装置,并利用预反应与可拆卸转化器实现了等温、绝热、连续多种转化方式的性能测试。Weitzel 等^[16]设计了等温实验测试装置,可进行 23.4~85.6 K 等多个温区内的等温转化实验。在此基础上,Hutchinson^[17]和 Wakao 等^[18]丰富了正仲氢催化转化的实验内容,增加了液氮温区内 0.21~6.96 MPa 压力范围内的等温实验。

此外,数值仿真是揭示填料层内流动换热与正仲催化转化特性的另一个重要途径。Park 等^[19]采用多孔介质模型建立了低温氢气在填充正仲氢催化剂的平直翅片通道内,流动换热的数学模型,分析了催化剂颗粒和翅片结构参数对其流动换热特性的影响。李启铭等^[20]验证了板翅式换热器内,填充催化剂实现催化换热一体化的可行性。徐攀等^[21]对板翅式换热器内,正仲转化与流动换热耦合机理进行了系统分析,同时验证了 Elovich 动力学模型的准确性,该模型的平均相对偏差仅为 1.8%,是现有的最佳正仲转化动力学模型。Wilhelmsen 等^[22]和 Donaubauer 等^[23]进一步从焓损和入口参数等方面完善了 CFPFHE 的理论研究。Zhu 等^[24]对比了局部热平衡模型和局部非热平衡模型对 CFPFHE 的适用性,发现局部热平衡模型具有更高的计算精度。Teng 等^[25]对不同类型板翅式换热器进行了性能对比,指出雷诺数是影响 CFPFHE 热工水力性能和转化效率的关键参数。

以上讨论表明,尽管 CFPFHE 在正仲氢连续催化转化领域已取得一定研究进展,但其在低温工况下,正仲转化性能的系统实验数据仍较为匮乏,且现有数值模型的准确性仍有待进一步验证。基于此,本文采用实验测试和数值仿真相结合的方法,搭建了 CFPFHE 实验测试平台,建立了 CFPFHE 数值仿真模型,开展了 CFPFHE 流动换热与正仲转化性能测试,通过热平衡法计算了催化剂填料侧出口处的仲氢体积分数,完善了 CFPFHE 的实验数据并验证了数值模型的准确性。研究为连续正仲氢催化转化技术在大型氢液化装置的应用提供理论依据和技术支持。

1 实验与数值模拟方法

1.1 实验测试

1.1.1 实验测试平台

CFPFHE 实验测试平台的工作原理如图 1 所

示,该实验系统主要由气源系统、液氮预冷器、测试试件及气体管路等组成。气源系统用于提供实验所需的高纯氢气和氮气;液氮预冷器提供实验所需的低温环境;测试部分是实验测试平台的核心,用于测试 CFPFHE 的流动换热和正仲催化转化性能。对于测试试件,定义有催化剂填料的一侧为热侧,无催化剂填料的一侧为冷侧。实验测试平台工作原理如下:首先,热侧气体从气瓶流出,经流量计测量流量后,一部分气体经过液氮预冷器预冷成低温气体,另一部分气体从旁路绕过预冷器;然后,通过调整两部分气体的流量比,进而调整进入热侧通道的气体温度;随后,气体进入试件中填充了正仲氢催化剂的翅片通道,即热侧;最后,经高空排放系统进行安全排放。同样地,冷侧气体从气瓶流出后,先经流量计测量流量,然后经液氮预冷器预冷后进入试件的冷侧通道,最后经高空排放系统进行安全排放。

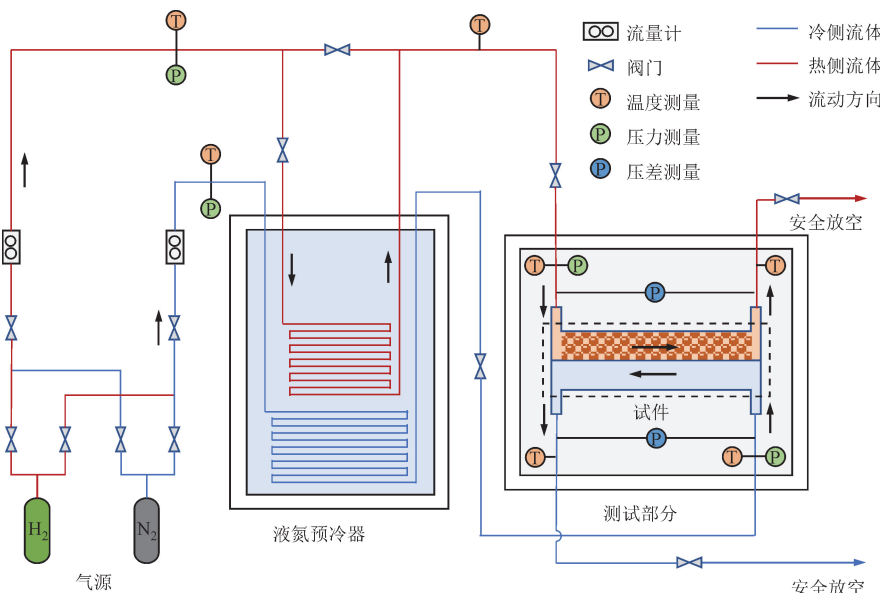


图 1 CFPFHE 实验测试平台原理图

Fig. 1 Schematic diagram of the CFPFHE experimental test platform

测试试件的物理结构及温度测点的布置如图 2 所示。图中, $T_{h,in}$ 、 $T_{h,out}$ 分别表示热侧进、出口温

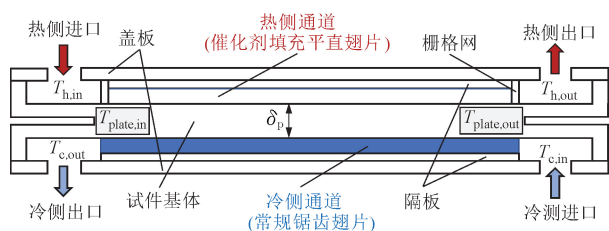


图 2 测试试件结构及温度测点布置

Fig. 2 Test specimen structure and temperature measurement point layout

度; $T_{c,in}$ 、 $T_{c,out}$ 分别表示冷侧进、出口温度; $T_{plate,in}$ 、 $T_{plate,out}$ 分别表示两端隔板温度; δ_p 为隔板厚度。由图可知,热侧与冷侧流体均采用逆流换热布置。热侧为填充正仲氢催化剂的平直翅片通道,主要由平直翅片、正仲氢催化剂、格栅网、隔板及盖板组成,盖板上设置有流体的进出口。通过格栅网、隔板与盖板的组合结构,实现了对翅片及正仲氢催化剂的有效封装,其中,格栅网和隔板的设置便于催化剂的固定。冷侧为常规锯齿翅片通道,由锯齿翅片、隔板和盖板构成,冷侧隔板的设计主要是保证冷热侧换热结构的一致性。试件的整体长度为 266 mm,宽度为

25 mm,高度为 39 mm;热侧通道长度为 200 mm,宽度为 15 mm;冷侧通道长度为 206 mm,宽度为 15 mm。

热侧与冷侧翅片尺寸参数如表 1 所示,其中, h 为翅片高度; s 为翅片间距; δ_f 为翅片厚度; l_s 为间断长度。

表 1 热侧与冷侧翅片尺寸参数

Table 1 Fin parameters on the hot and cold sides

位置	翅片	h/mm	δ_f/mm	s/mm	l_s/mm	δ_p/mm
热侧	平直	6.0	0.3	2.10		10
冷侧	锯齿	6.0	0.3	1.85	9.5	10

温度的准确测量是获得 CFPFHE 换热和正仲转化性能的关键。考虑到 H_2 实验的安全性和低温温度测量的可行性,在试件表面均布置了温度测点。

1.1.2 性能评价指标

热侧和冷侧通道换热量通过进出口焓差进行计算,其计算式为

$$Q_h = m_h [\varphi_{p-\text{H}_2, \text{in}} H_{p-\text{H}_2, \text{in}} + (1 - \varphi_{p-\text{H}_2, \text{in}}) H_{o-\text{H}_2, \text{in}}] - m_h [\varphi_{p-\text{H}_2, \text{out}} H_{p-\text{H}_2, \text{out}} + (1 - \varphi_{p-\text{H}_2, \text{out}}) H_{o-\text{H}_2, \text{out}}] \quad (1)$$

$$Q_c = m_c (H_{c, \text{out}} - H_{c, \text{in}}) \quad (2)$$

$$Q_{\text{ave}} = \frac{Q_h + Q_c}{2} \quad (3)$$

式中: Q_h 、 Q_c 分别为热侧、冷侧通道换热量, W; Q_{ave} 为平均换热量, W; m_h 、 m_c 分别为热侧、冷侧的质量流量, $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$; $H_{p-\text{H}_2, \text{in}}$ 和 $H_{p-\text{H}_2, \text{out}}$ 分别为热侧仲氢进、出口焓, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$; $H_{o-\text{H}_2, \text{in}}$ 和 $H_{o-\text{H}_2, \text{out}}$ 分别为热侧正氢进、出口焓, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$; $H_{c, \text{in}}$ 和 $H_{c, \text{out}}$ 分别为冷侧进、出口焓, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$; $\varphi_{p-\text{H}_2, \text{in}}$ 和 $\varphi_{p-\text{H}_2, \text{out}}$ 分别为热侧进、出口仲氢的体积分数。

试样热侧入口的氢气为正常氢气,即 $\varphi_{p-\text{H}_2, \text{in}} = 0.25$ 。在严格绝热条件下, $Q_h = Q_c$ 则 $\varphi_{p-\text{H}_2, \text{out}}$ 可表示为

$$\varphi_{p-\text{H}_2, \text{out}} = \frac{(\varphi_{p-\text{H}_2, \text{in}} H_{p-\text{H}_2, \text{in}} + (1 - \varphi_{p-\text{H}_2, \text{in}}) H_{o-\text{H}_2, \text{in}}) - H_{o-\text{H}_2, \text{out}} - (Q_c/m_h)}{H_{p-\text{H}_2, \text{out}} - H_{o-\text{H}_2, \text{out}}} \quad (4)$$

根据牛顿冷却定律,翅片通道的平均换热系数 α_0 的计算式为

$$\alpha_0 = \frac{Q}{(A_1 + A_2) \Delta T} \quad (5)$$

式中: A_1 为翅片通道的一次换热面积, m^2 ; A_2 为翅片通道的二次换热面积, m^2 ; ΔT 为翅片通道的传热温差, K; Q 为总换热量, W。由于热侧氢气的换热量

包括显热和正仲氢催化转化反应热两部分,计算过程比较复杂且准确性低,因此这里采用冷侧换热量作为换热过程的总换热量,即 $Q = Q_c$ 。

传热过程中,翅片通道的平均换热系数 α_0 和表面换热系数 α_h 的关系可描述为

$$\frac{1}{(A_1 + A_2) \alpha_0} = \frac{\delta_p}{2A_{\text{plate}} \lambda_s} + \frac{1}{\eta_0 (A_1 + A_2) \alpha_h} \quad (6)$$

式中: A_{plate} 为翅片通道隔板面积, m^2 ; λ_s 为隔板导热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; η_0 为翅片表面效率,其计算过程为

$$\eta_0 = \frac{A_1 + \eta_{\text{fin}} A_2}{A_1 + A_2} \quad (7)$$

$$\eta_{\text{fin}} = \tanh(1/2 \sqrt{\frac{2\alpha_h}{\lambda_s \delta_f}} h) / \left(1/2 \sqrt{\frac{2\alpha_h}{\lambda_s \delta_f}} h \right) \quad (8)$$

其中, η_{fin} 为翅片效率。

通过迭代式(6)~(8)可获得翅片通道的表面换热系数 α_h 。

在此基础上,翅片通道流动换热性能采用 Colburn 换热因子 j 、Fanning 摩擦阻力因子 f 来定量评估,其表达式为

$$j = \frac{Nu}{Re Pr^{1/3}} \quad (9)$$

$$f = \frac{\rho D_h \Delta P_{\text{fin}}}{2G_A^2 L_f} \quad (10)$$

式中: Re 为通道雷诺数; Nu 为努塞尔数; Pr 为普朗特数; ρ 为流体密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; ΔP_{fin} 为芯体压降, Pa; G_A 为通道质量通量, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$; L_f 为翅片通道流动长度, m; D_h 为翅片通道的当量直径, m, 采用以下形式计算

$$D_h = \frac{2(h - \delta_f)(s - \delta_f)}{h + s - 2\delta_f} \quad (11)$$

1.1.3 试件绝热性能

测试试件采用了多层次联合绝热方案:一是在测试腔体外围包裹 10 cm 厚的保温棉;二是对测试腔体抽真空,真空度在 10^{-4} Pa 量级;三是在试件表面包裹 20~30 层的真空多层绝热材料^[26-27]。

实验操作过程中,为减小残余冷量对测试结果的影响,采用先小流量,后大流量的阶梯式工况进行实验,以 N_2 工况的连续实验为例,其降温曲线如图 3 所示。图 3 中 N20-N30 表示热侧 N_2 流量为 $20 \text{ L} \cdot \text{min}^{-1}$,冷侧 N_2 流量为 $30 \text{ L} \cdot \text{min}^{-1}$ 。可以看出,在实验开始后的前 120 min 内,冷侧和热侧的温度迅速降低,而在 120 min 后,温度降低幅度十分微小。由此可以认为,在实验进行至 180 min 后,冷侧换热热量基本保持稳定,系统传热过程可近似视

为达到稳态。当流量增大后,冷侧和热侧的温度均逐渐降低,达到平衡态的时间也有所减少。

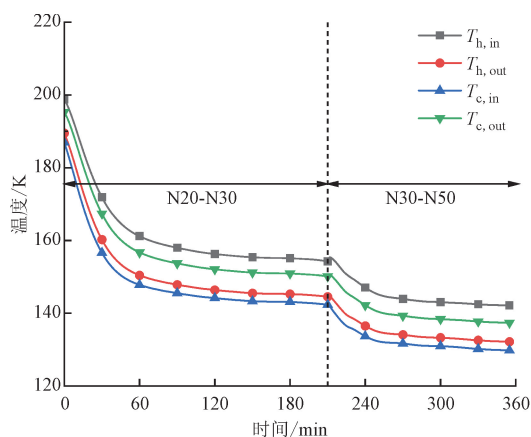


图 3 N_2 工况的连续降温曲线

Fig. 3 Continuous cooling curve under N_2 conditions

在 N_2 实验的基础上,又进行了 H_2 工况下的实验,实验结果如图 4 所示。图中 H_2-N_2 表示热侧通入 H_2 ,冷侧通入 N_2 ; N_2-N_2 表示热侧和冷侧均通入 N_2 。由图 4 可知,实验工况范围内的漏热率均小于 $\pm 5\%$,尤其是当 $Q > 6.5 \text{ W}$ 后,漏热率小于 1.65% ,表现出较好的绝热性能,由此证明了本文获得的换热性能数据的可靠性和准确性。

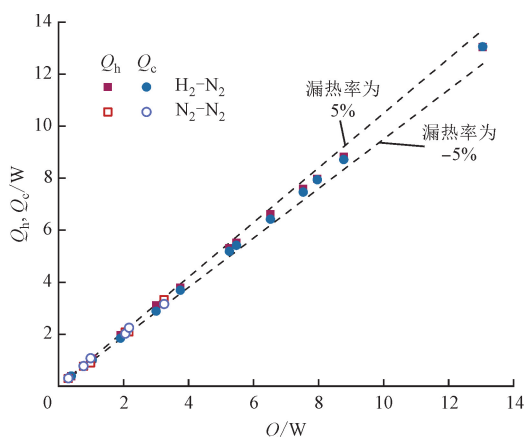


图 4 试件的绝热性能测试

Fig. 4 Thermal insulation performance of the specimen

1.2 数值计算

1.2.1 物理模型

除实验研究外,本文还采用 ANSYS Fluent 对不同工况下,CFPFHE 的流动换热及正仲氢催化转化性能进行了数值模拟研究。由于 CFPFHE 的每层翅片通道的数量众多,进行整体结构的全局模拟时所需的网格数过大,会极大地增加模拟时间。因

此,考虑到 CFPFHE 的翅片通道在几何结构上的周期对称性,数值计算中仅选取单个翅片通道单元作为计算域,其物理模型如图 5 所示。热侧入口采用速度入口,通入低温氢气(含有 75% 的正氢和 25% 的仲氢),然后在填充正仲氢催化剂通道内发生正仲转化。冷侧通入低温氮气,出口均设置成表压 ($p_{h,out}$ 、 $p_{c,out}$) 为 0。

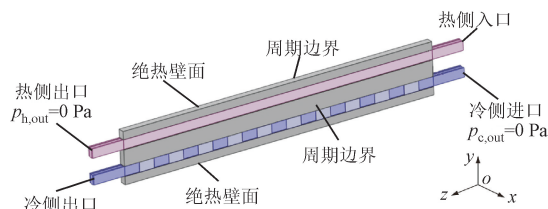


图 5 CFPFHE 的数值计算物理模型

Fig. 5 Physical model for numerical simulation of the CFPFHE

参考 REFPROP 中氢气和氮气的物性数据,采用多项式分别对正氢、仲氢和氮气的密度、比热、导热率、黏度进行拟合,并代入控制方程进行数值计算。

1.2.2 控制方程

在室温下的平衡氢气中,仲氢的体积分数约为 25%,正氢的体积分数约为 75%。在平衡氢气中,仲氢的体积分数是温度的函数^[28],可表示为

$$\varphi_{p-H_2,out}^{eq} = 0.1 \left(\exp\left(\frac{-5.313}{T/T_c}\right) + 0.1 \right)^{-1} - 0.000252 \left(\frac{T}{T_c}\right)^3 + 0.00371 \left(\frac{T}{T_c}\right)^2 - 0.00204 \left(\frac{T}{T_c}\right) - 0.00227 \quad (12)$$

式中: $\varphi_{p-H_2,out}^{eq}$ 为氢气中仲氢的平衡体积分数; T 为温度, K; T_c 为临界温度, 32.937 K。

然而,在常规条件下,正氢和仲氢之间的转化过程十分缓慢,因此需要催化剂来加快反应速度。对于氢的正仲转化反应动力学模型,Wilhelmsen 等^[22]获得的 Elovich 动力学模型在相关研究中表现出较高的预测精度^[21]。因此,本文采用 Elovich 模型作为氢正仲转化反应的动力学模型,其表达式为

$$r = K \ln \left[\left(\frac{\varphi_{p-H_2}}{\varphi_{p-H_2}^{eq}} \right)^n \frac{1 - \varphi_{p-H_2}^{eq}}{1 - \varphi_{p-H_2}} \right] \quad (13)$$

式中: r 为正仲氢转化速率, $\text{mol} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$; φ_{p-H_2} 为仲氢体积分数;上标 eq 表示平衡仲氢; K 为 Elovich 模型的速率常数, $\text{mol} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$; n 为实验拟合指数,取 1.0924。

采用雷诺平均纳维-斯托克斯方程进行求解,对于不可压缩的流动,以下分别为其流动换热的质量、动量、能量守恒的控制方程。

质量守恒方程为

$$\frac{\partial(\epsilon \rho_f \varphi_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\epsilon \rho_f \mathbf{u} \varphi_i) - \nabla \cdot (\epsilon \rho_f D_{m,i} \nabla \varphi_i) = -S_{m,i} \quad (14)$$

$$S_{m,i} = M_i r_i \quad (15)$$

$$\frac{\partial(\epsilon \rho_f)}{\partial t} + \nabla \cdot (\epsilon \rho_f \mathbf{u}) = -S_m \quad (16)$$

$$S_m = \sum_{i=1}^n S_{m,i} \quad (17)$$

式中: i 表示不同组分, $i=1$ 为正氢, $i=2$ 为仲氢; ϵ 为孔隙度; ρ_f 为流体密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; $\mathbf{u}$ 为速度矢量, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; t 为时间, s ; φ_i 为第 i 个组分的体积分数; $D_{m,i}$ 为第 i 个组分的扩散系数, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$; S_m 、 $S_{m,i}$ 分别为质量源项和第 i 个组分的质量源项, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$; r_i 为第 i 个组分的转化速率, $\text{mol} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$; M_i 为第 i 个组分的摩尔质量, $\text{kg} \cdot \text{mol}^{-1}$ 。

动量守恒方程为

$$\frac{\partial(\rho_f \mathbf{u})}{\partial t} + (\rho_f \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \tau + \rho_f \mathbf{g} + \mathbf{S} \quad (18)$$

$$\mathbf{S} = -\left(\mu \frac{\mathbf{u}}{\alpha} + \frac{1}{2} C_1 \rho_f |\mathbf{u}| \mathbf{u}\right) \quad (19)$$

$$\alpha = \frac{d_p^2 \epsilon^3}{150 (1 - \epsilon)^2} \quad (20)$$

$$C_1 = \frac{3.5(1 - \epsilon)}{d_p \epsilon^3} \quad (21)$$

式中: p 为压力, Pa ; τ 为应力张量, Pa ; $\mathbf{g}$ 为惯性力加速度, $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$; $\mathbf{S}$ 为动量源项, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-2}$; μ 为流体黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; α 为渗透率, m^2 ; C_1 为惯性阻力系数, m^{-1} ; d_p 为催化剂颗粒直径, m 。

能量守恒方程为

$$\frac{\partial}{\partial t} (\epsilon \rho_f E_f + (1 - \epsilon) \rho_s E_s) + \nabla \cdot (\mathbf{u} (\epsilon \rho_f E_f)) = \nabla \cdot (\lambda_e \nabla T) + S_e \quad (22)$$

$$S_e = M r \Delta H \quad (23)$$

式中: E_f 为流体的能量, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$; ρ_s 为固体密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; E_s 为固体的能量, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$; λ_e 为催化剂层的有效热导率, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; S_e 为气体能量源项, $\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$; M 为摩尔质量, $\text{kg} \cdot \text{mol}^{-1}$; ΔH 为氢正仲转化热量, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$; r 为转化速率, $\text{mol} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

湍流模型选择 SST $k-\omega$ 模型^[8,21,25]进行求解,每个方程式使用二阶迎风离散格式。计算收敛标准

是能量方程的残差小于 1.0×10^{-8} , 而其他方程的残差小于 1.0×10^{-6} 。

1.2.3 网格无关性验证

CFPFHE 的流体域和固体域均采用六面体网格进行划分。在流体域与固体域的交界处划分边界层网格, 第一层边界层网格厚度取为 0.02 mm 。采用不同网格尺寸进行网格划分, 计算结果如图 6 所示。可以看到, 当网格数大于 181×10^4 时, 热侧和冷侧出口温度变化幅度分别小于 0.01% 和 0.13% ; 热侧出口仲氢的体积分数变化幅度小于 0.01% 。因此, 为保证计算精度并提高计算效率, 本文模拟计算时选用 181×10^4 的网格数。

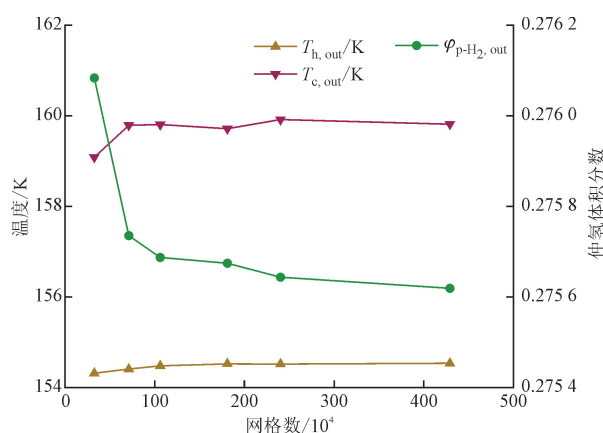


图6 网格无关性验证结果

Fig. 6 Mesh independence verification

2 结果与讨论

2.1 填料式板翅式换热器流动性能

为分析 CFPFHE 在不同工况下的流动特性, 采用与实验条件相同的工况进行数值模拟研究, 得到不同雷诺数下, 热侧填料通道和冷侧锯齿翅片通道的流动性能数据, 结果如图 7 和图 8 所示。由图 7 可知: 随着热侧雷诺数 Re_h 的增大, 热侧摩擦阻力因子 f_h 逐渐降低; 当 Re_h 由 41 增大至 1 047 时, f_h 的实验值由 125.32 降低至 12.45, f_h 的模拟值由 133.69 降低至 9.03。在整个工况范围内, 模拟结果与实验结果的变化趋势一致。与实验结果相比, 模拟结果的平均相对偏差为 -7.07% , 这表明所建立的数值模型能够准确反映热侧通道的流动阻力特性。从图 8 可以看出, 冷侧摩擦阻力因子 f_c 随着冷侧雷诺数 Re_c 的增大而逐渐降低, 模拟结果与实验结果变化趋势一致。然而, 需要注意的是, 当 $Re_c \leq 1 041$ 时, f_c 的模拟值对实验值有一定程度的高估, 尤其是当

$Re_c = 232$ 时,此时相对偏差最大,为 14.92%;当 $Re_c > 1\,041$ 时, f_c 的模拟值略低于实验值。整体而言, f_c 的数值模拟与实验结果的平均相对偏差为 1.18%,从而验证了模型对冷侧流动阻力预测的可靠性。综合对比热侧和冷侧通道在不同雷诺数下的实验和模拟结果,一方面验证了本文所构建的数值模型的正确性,另一方面补充了填料式板翅式换热器的流动阻力性能数据。

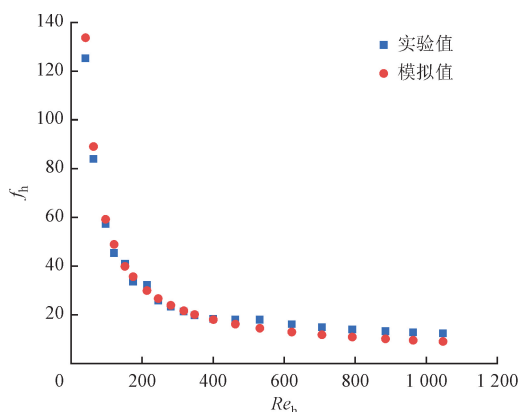


图 7 热侧不同雷诺数下摩擦阻力因子的实验与模拟结果对比

Fig. 7 Comparison of experimental and simulation results of friction drag factor under different Reynolds numbers on hot side

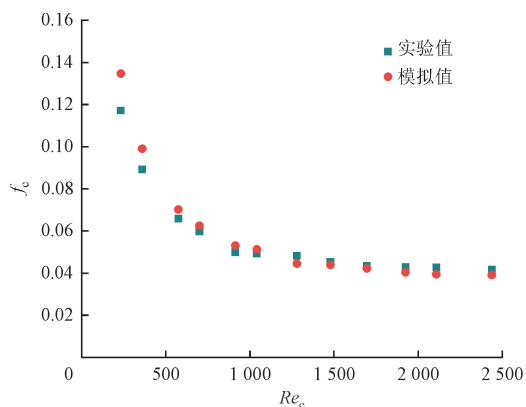


图 8 冷侧不同雷诺数下摩擦阻力因子的实验与模拟结果对比

Fig. 8 Comparison of experimental and simulation results of friction drag factor at different Reynolds numbers on cold side

为进一步分析 CFPFHE 热侧和冷侧通道的流动特性,模拟得到了热侧和冷侧通道局部速度云图和流线图,如图 9 所示。由图 9(a)和 9(b)可知,热侧通道内,流体速度分布较为均匀,未出现明显的局部高速或低速区域,流线基本呈平行且规整的水平分布,这表明热侧通道的流动状态稳定,流场均匀性

较好。相比之下,图 9(c)和 9(d)显示的冷侧通道,存在显著的速度差异,锯齿翅片对流体的连续切割作用导致流线在翅片处出现明显的弯曲、汇聚和分散现象,这些局部流动扰动能够增强冷侧通道的湍流程度,从而提高换热效率。

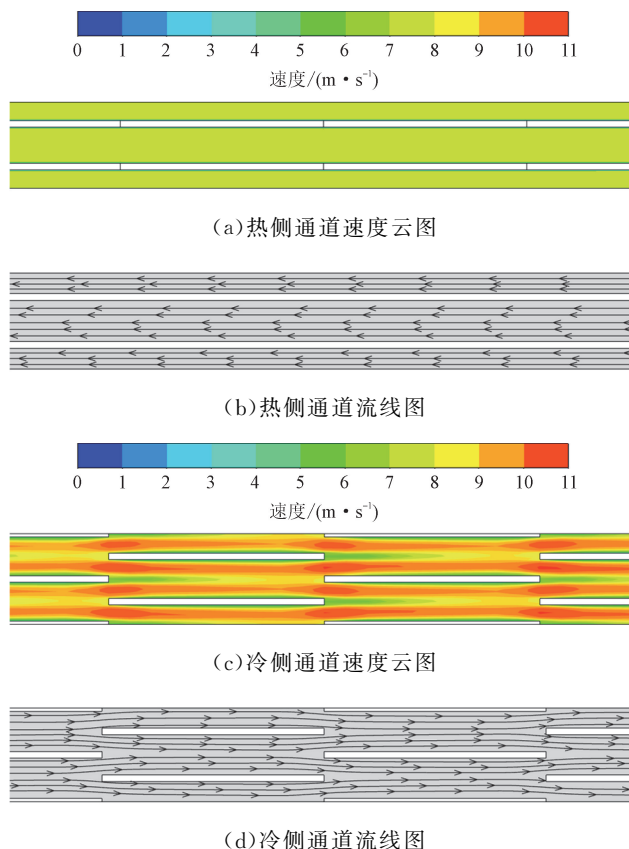


图 9 热侧和冷侧通道局部速度云图和流线图

Fig. 9 Local velocity contours and streamlines in the hot-side and cold-side channels

2.2 填料式板翅式换热器换热性能

不同雷诺数下,热侧通道的换热性能如图 10 所示。由图可知,随着 Re_h 的增大,热侧换热因子 j_h 呈现先增大后降低,最后趋于平稳的趋势。具体而言,当 Re_h 从 41 增大到 213 时, j_h 的实验值由 0.025 9 增大至 0.045 3, j_h 的模拟值由 0.023 3 增大至 0.043 5;随着 Re_h 继续增大至 531, j_h 的实验值降低至 0.029 0,模拟值降低至 0.026 6;随后,当 Re_h 继续增大至 1 047 时, j_h 的实验值和模拟值分别在 0.027 3 和 0.025 1 附近缓慢降低。这表明,热侧通道在不同 Re_h 工况下的换热效率存在明显非线性特征。可能原因在于,热侧填充的正仲氢催化剂颗粒较小(平均约为 0.35 mm),导致填充催化剂平直翅片通道内,流态转变的临界 Re_h 较低。在低 Re_h 范围内,随着 Re_h 的增加,流体流态由层流逐渐向过渡流

或湍流转变,催化剂颗粒增强了局部的扰动,使得热侧通道内,流体的混合和对流换热能力显著提升,从而使 j_h 在 Re_h 为213的附近达到峰值。当 Re_h 继续增大时,虽然会在一定程度上强化对流换热,但此时催化剂通道已处于湍流状态,使对流换热增幅相较于低 Re_h 时的流态转变阶段明显减小。根据式(9)中 j 因子的定义,此时热侧努塞尔数 Nu_h 的增大低于 Re_h 的增长带来的影响,从而导致 j_h 出现下降趋势,并在较高的 Re_h 区间逐渐趋于稳定。此外,值得注意的是,在整个雷诺数范围内, j_h 的实验值与模拟值的变化趋势几乎完全一致,模拟结果也准确捕捉到了 j_h 的峰值。与实验结果相比,模拟结果的平均相对偏差为-6.97%。这一结果不仅明确了热侧通道的换热特性,也验证了数值模拟在热侧换热性能预测中的准确性。

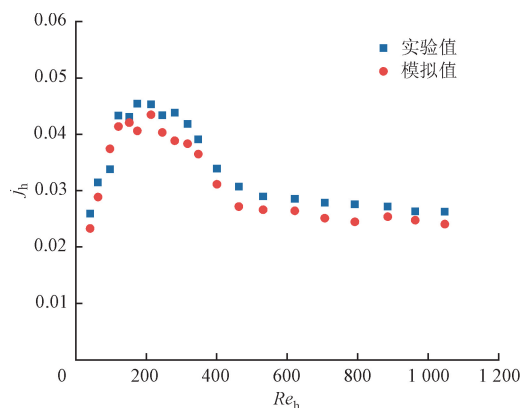


图 10 热侧不同雷诺数下换热因子的实验与模拟结果对比

Fig. 10 Comparison of experimental and simulation results of heat transfer factor at different Reynolds numbers on hot side

不同雷诺数下,冷侧通道的换热性能如图 11 所示。可以看到,随着 Re_c 的增大,冷侧换热因子 j_c 的实验值和模拟值均逐渐降低,但 j_c 实验值的降低幅度低于模拟值。具体而言,当 Re_c 由232增大至2438时, j_c 的实验值由0.0138降低至0.0101, j_c 的模拟值由0.0152降低至0.0088。与热侧通道 j_h 呈现先增大后下降的非线性变化不同,冷侧 j_c 随 Re_c 单调降低。原因主要在于,冷侧采用锯齿翅片通道,流体受翅片切割产生扰动,但扰动强度有限,并且冷侧没有填充催化剂,不存在热侧那样的增强换热效应。在整个实验工况范围内,与实验结果相比,模拟结果的平均相对偏差为-7.15%,这表明数值模拟对冷侧换热性能的预测同样可靠。

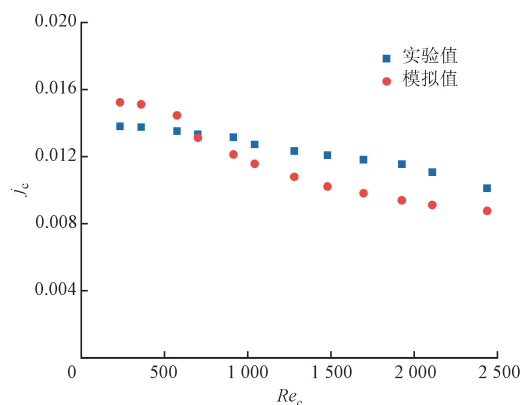


图 11 冷侧不同雷诺数下换热因子的实验与模拟结果对比

Fig. 11 Comparison of experimental and simulation results of heat transfer factor at different Reynolds numbers on cold side

图 12 展示了 CFPFHE 不同截面的温度云图。其中,图 12(a)和 12(b)所示的是,在图 5 所示的坐标系上, yz 截面和不同位置(不同 z 处)的 xy 截面。由图 12(a)可知,热侧通道填充了正仲氢催化剂,氢气在流动过程中,不断释放正氢向仲氢的转化热,然后热量迅速被冷侧的低温氮气带走,使得热侧通道温度沿流动方向逐渐降低。进一步观察图 12(b)可以发现,热侧通道的温度分布相比冷侧更加均匀。这是由于正仲氢催化剂增加了热侧通道内的流动扰动,使热侧通道内,氢气混合更为均匀,从而减小局部温差,提高温度场的均匀性。

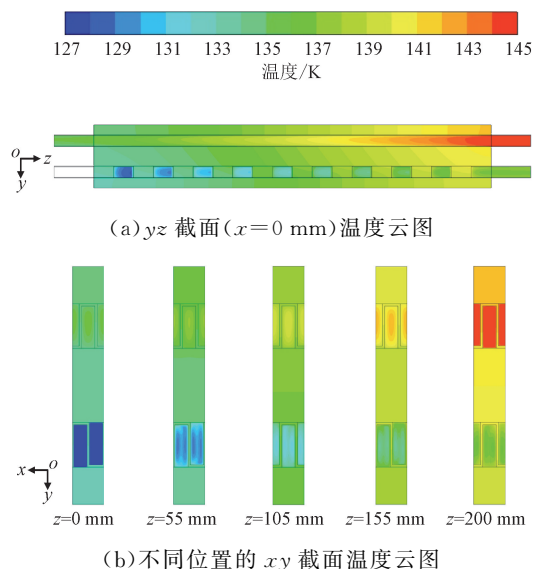


图 12 CFPFHE 不同截面温度云图

Fig. 12 Temperature contours at different cross-sections of the CFPFHE

同时,相比于冷侧通道,正仲氢催化剂使热侧通道的换热能力得到了极大的提升。此时,翅片和隔板的温度更接近热侧通道的温度,这表明传热过程的主要阻力在冷侧,图 10 中的 j_h 显著大于图 11 中的 j_c 也能有效印证这一点。

2.3 填料式板翅式换热器正仲氢催化转化性能

不同工况下,出口仲氢体积分数的实验和模拟结果如图 13 所示。由图可知,模拟结果与实验结果具有较好的一致性。对于实验结果,随着 Re_h 的增加, $\varphi_{p-H_2,out}$ 先增加后降低。具体来说,当 Re_h 从 531 增加到 885 时, $\varphi_{p-H_2,out}$ 从 0.271 6 增加到 0.295 2;而当 Re_h 继续增加到 1047 时, $\varphi_{p-H_2,out}$ 从 0.295 2 下降到 0.291 1。其原因在于,当 Re_h 较低时,流量较小,热侧氢气在通道内停留时间较长,正氢向仲氢的转化接近平衡;随着 Re_h 的增加,管道沿程的热损失相对减少,热侧入口温度下降,使出口仲氢的平衡体积分数升高,因此 $\varphi_{p-H_2,out}$ 随 Re_h 的增加而上升。然而,随着 Re_h 的进一步增大,流体在热侧通道内的停留时间缩短,与催化剂的接触时间减小,导致正氢转化不充分,从而出现仲氢体积分数的轻微下降。对于模拟结果,趋势与实验数据相似,当 Re_h 小于等于 885 时, $\varphi_{p-H_2,out}$ 随 Re_h 的增加而增加,然而,随着 Re_h 的持续增加, $\varphi_{p-H_2,out}$ 在 0.29 左右波动。总体而言,模拟结果与实验结果吻合良好,最大相对误差为 1.27%,进一步表明了本文建立的 CFPFHE 数学模型能够准确预测正仲氢催化转化性能。

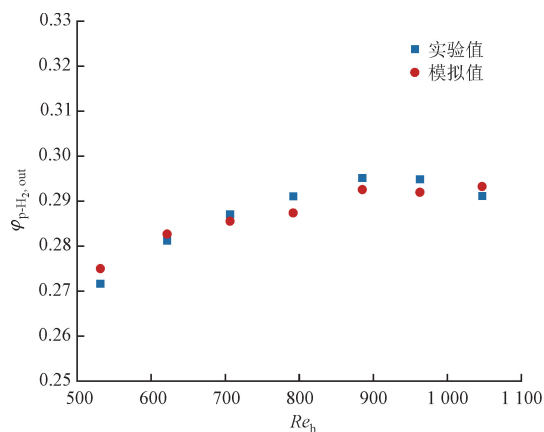


图 13 出口仲氢体积分数的实验和模拟对比

Fig. 13 Comparison of experimental and simulated para-hydrogen concentration at the outlet

不同雷诺数下,热侧通道内的仲氢体积分数云图如图 14 所示。由图可知,沿热侧通道流动方向,正氢在正仲氢催化剂作用下持续向仲氢转化,仲氢的体积分数逐渐升高,这表明催化转化过程在通道

内沿程不断进行。此外,随着 Re_h 的增大,通道出口处,仲氢的体积分数不断增大,这一现象与图 13 中出口仲氢体积分数随 Re_h 的变化规律一致,进一步说明了雷诺数对正仲氢催化转化过程具有显著的影响。

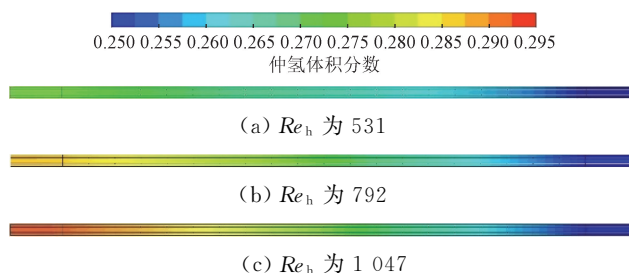


图 14 仲氢体积分数云图

Fig. 14 Para-hydrogen concentration contours

3 结 论

本文针对正仲氢催化剂填料式板翅式换热器,采用实验测试与数值模拟相结合的方法,系统研究了其在低温工况下的流动阻力、换热性能及正仲氢催化转化特性,得到以下主要结论。

(1)实验结果表明,在实验工况范围内试件漏热率均小于 $\pm 5\%$,实验系统具有良好的绝热性能,保障了热平衡法计算仲氢体积分数的可靠性。在实验工况范围内, f_h 、 f_c 、 j_h 、 j_c 、 $\varphi_{p-H_2,out}$ 的模拟与实验结果的平均相对偏差分别为 -7.07% 、 1.18% 、 -6.97% 、 -7.15% 、 1.27% ,从而验证了所建数值模型的可靠性和预测能力。

(2)对于流动性能,热侧与冷侧通道的摩擦阻力因子均随雷诺数的增加而逐渐降低,填充正仲氢催化剂通道(热侧)流场分布较为均匀,而锯齿翅片通道(冷侧)内流动扰动明显。

(3)对于换热性能, j_h 随 Re_h 先增大后减小,并在 Re_h 为 213 附近达到峰值 0.045 3,这说明催化剂填料在低雷诺数工况下,具有显著的换热强化作用; j_c 随 Re_c 单调下降,传热热阻主要集中在冷侧通道。

(4)对于正仲氢催化转化性能,随着 Re_h 的增加,出口仲氢的体积分数呈现先升高后略有下降的变化趋势,这表明在较高 Re_h 工况下,转化反应受限于氢气在催化层内的停留时间。

参考文献:

- [1] 俞和胜,祁海鹰,谭忠超.“双碳”背景下传统化石能源脱碳制氢增值化利用技术[J].清华大学学报(自然科学版),2023,63(8):1226-1235.
- Yu Hesheng, Qi Haiying, Tan Zhongchao. Decarbon-

- ization, hydrogen production, and value-added utilization of conventional fossil fuels under the background of “double-carbon” [J]. *Journal of Tsinghua University (Science and Technology)*, 2023, 63(8): 1226-1235.
- [2] 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.
- [3] Krasae-In S, Stang J H, Neksa P. Development of large-scale hydrogen liquefaction processes from 1898 to 2009 [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2010, 35(10): 4524-4533.
- [4] 卓红英, 赵忠正, 沈铮, 等. 正-仲氢催化转化研究进展 [J]. *化工学报*, 2024, 75(11): 3883-3895.
- Zhuo Hongying, Zhao Zhongzheng, Shen Zheng, et al. Research progress on the catalytic conversion of ortho-to para-hydrogen [J]. *CIESC Journal*, 2024, 75(11): 3883-3895.
- [5] 陈晓露, 刘小敏, 王娟, 等. 液氢储运技术及标准化 [J]. *化工进展*, 2021, 40(9): 4806-4814.
- Chen Xiaolu, Liu Xiaomin, Wang Juan, et al. Technology and standardization of liquid hydrogen storage and transportation [J]. *Chemical Industry and Engineering Progress*, 2021, 40(9): 4806-4814.
- [6] Sadaghiani M S, Mehrpooya M. Introducing and energy analysis of a novel cryogenic hydrogen liquefaction process configuration [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2017, 42(9): 6033-6050.
- [7] 魏欣宇, 方松, 滕钧杰, 等. 连续转化式低温氢气换热器换热与催化匹配特性研究 [J]. *工程热物学报*, 2025, 46(3): 703-713.
- Wei Xinyu, Fang Song, Teng Junjie, et al. Investigation into the heat exchange and catalytic matching characteristics in continuous conversion cryogenic hydrogen gas heat exchangers [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2025, 46(3): 703-713.
- [8] Xu Pan, Wen Jian, Li Ke, et al. Structural improvement of catalyst filled channel of continuous ortho-para hydrogen conversion technology [J]. *Thermal Science and Engineering Progress*, 2023, 43: 101974.
- [9] 李科, 朱顺, 文键, 等. 入口流动不均对耦合氢正仲催化转化板翅式换热器性能的影响 [J]. *化工进展*, 2025, 44(10): 5640-5651.
- Li Ke, Zhu Shun, Wen Jian, et al. Effect of inlet flow maldistribution on performance of plate fin heat exchanger coupled with hydrogen ortho-para catalytic conversion [J]. *Chemical Industry and Engineering Progress*, 2025, 44(10): 5640-5651.
- [10] Asadnia M, Mehrpooya M. A novel hydrogen liquefaction process configuration with combined mixed refrigerant systems [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2017, 42(23): 15564-15585.
- [11] Kim J H, Kang S W, Nah I W, et al. Synthesis and characterization of Fe-modified zeolite for spin conversion of hydrogen at cryogenic temperature [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2015, 40(45): 15529-15533.
- [12] 孙崇正, 樊欣, 李玉星, 等. 海上多孔介质通道内氢气换热与正仲氢转化的耦合特性 [J]. *化工进展*, 2023, 42(3): 1281-1290.
- Sun Chongzheng, Fan Xin, Li Yuxing, et al. Coupling characteristics of hydrogen heat transfer and normal-parahydrogen conversion in offshore porous media channels [J]. *Chemical Industry and Engineering Progress*, 2023, 42(3): 1281-1290.
- [13] Zhou Han, Li Zhengyu, Li Mengshi, et al. Study of activation methods for ortho-para hydrogen catalysts in a small isothermal converter based on gas chromatography at LN₂ temperature [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 55: 55-64.
- [14] 范质, 吴俊哲, 杨昌乐, 等. 正仲氢转化催化剂性能实验研究 [J]. *低温工程*, 2025(1): 65-69.
- Fan Zhi, Wu Junzhe, Yang Changle, et al. Experimental study of performance of ortho-parahydrogen conversion catalyst [J]. *Cryogenics*, 2025(1): 65-69.
- [15] 刁希文, 滕越, 赵骞, 等. 正仲氢催化转化性能低温测试装置设计 [J]. *低温与超导*, 2022, 50(2): 84-88.
- Diao Xiwen, Teng Yue, Zhao Qian, et al. Design of cryogenic test device for catalytic conversion performance of ortho-parahydrogen [J]. *Cryogenics & Superconductivity*, 2022, 50(2): 84-88.
- [16] Weitzel D H, Van Valin C C, Draper J W. Design data for ortho-parahydrogen converters [C]//Advances in Cryogenic Engineering. Boston, MA, USA: Springer US, 1960: 73-84.
- [17] Hutchinson H L. Analysis of catalytic ortho-parahydrogen reaction mechanisms [D]. Boulder, CO, USA: University of Colorado Boulder, 1966: 58-122.
- [18] Wakao N, Selwood P W, Smith J M. Low temperature ortho-para hydrogen conversion-kinetic studies [J]. *AIChE Journal*, 1962, 8(4): 478-481.
- [19] Park J, Lim H, Rhee G H, et al. Catalyst filled heat exchanger for hydrogen liquefaction [J]. *International*

- Journal of Heat and Mass Transfer, 2021, 170: 121007.
- [20] 李启铭, 张磊, 徐攀, 等. 氢液化流程中催化换热一体化可行性研究 [J]. 化学工程, 2021, 49(7): 26-30.
Li Qiming, Zhang Lei, Xu Pan, et al. Feasibility on integration of catalysis and heat transfer in hydrogen liquefaction process [J]. Chemical Engineering, 2021, 49(7): 26-30.
- [21] 徐攀, 文键, 厉彦忠, 等. 氢正仲转化耦合流动换热板翅式换热器研究 [J]. 西安交通大学学报, 2021, 55(12): 16-24.
Xu Pan, Wen Jian, Li Yanzhong, et al. Study on hydrogen ortho-para conversion coupled with flow and heat transfer of the plate fin heat exchanger [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2021, 55(12): 16-24.
- [22] Wilhelmsen Ø, Berstad D, Aasen A, et al. Reducing the exergy destruction in the cryogenic heat exchangers of hydrogen liquefaction processes [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2018, 43 (10): 5033-5047.
- [23] Donaubaue P J, Cardella U, Decker L, et al. Kinetics and heat exchanger design for catalytic ortho-para hydrogen conversion during liquefaction [J]. Chemical Engineering & Technology, 2019, 42(11): 2476-2476.
- [24] Zhu Shaolong, Teng Junjie, Zhi Xiaoqin, et al. Numerical study on comprehensive performance of flow and heat transfer coupled with ortho-para hydrogen conversion [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2023, 201(Part 2): 123653.
- [25] Teng Junjie, Zhu Shaolong, Wei Xinyu, et al. Roles of catalysts' porous media feature and catalytic conversion effect on the performance of plate-fin heat exchangers in hydrogen liquefaction [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2024, 218: 124761.
- [26] 李科, 朱顺, 文键. 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 [J]. 西安交通大学学报, 2025, 59(7): 170-181.
Li Ke, Zhu Shun, Wen Jian. Effects of vapor-cooled shields integrated with para-ortho hydrogen catalytic conversion on self-pressurization of liquid hydrogen storage tanks [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2025, 59(7): 170-181.
- [27] Li Ke, Zhu Shun, Wen Jian, et al. Study on self-pressurization liquid hydrogen tank with multi-layer insulation considering effect of thermodynamic vent system integrated with vapor-cooled shield based on transient-state modeling [J]. Energy, 2025, 332: 137250.
- [28] Li Ke, Wen Jian, Xin Biping, et al. Multi-parameter optimization of multiple vapor-cooled shields integrated with para-to-ortho catalytic conversion based on self-pressurization model of liquid hydrogen tank and MOGA [J]. Applied Thermal Engineering, 2025, 263: 125348.
- (编辑 刘懿莹)