文章编号:1674-7607(2026)10-0094-06 DOI:10.19805/j.cnki.jcspe.2026.250428

运行参数对丙烷重整制氢的影响

李贤培， 陈玉柱， 朱 斌
(东南大学 能源与环境学院，江苏南京 211189)

摘 要:针对简化丙烷蒸汽重整制氢方法及降低制氢成本的需求,利用 COMSOL 构建管壳换热器重整制氢模型,以反应器入口处热空气的温度与流速作为运行参数展开模拟,分析对丙烷蒸汽重整制氢的影响规律,获取最佳模拟工况条件。结果表明:额定工况条件下,热空气入口温度越高,反应器丙烷蒸汽重整制氢反应越充分,热空气入口温度达到 900 K 时,丙烷完全消耗;热空气入口速度的提升有利于丙烷蒸汽重整反应的正向进行,入口速度达到 1.25 和 1.5 m/s 时,丙烷完全消耗,产物氢气的质量分数均达 0.099;综合考虑能耗和反应效率,系统的最佳工况为热空气入口温度 900 K、入口速度 1.25 m/s。

关键词:丙烷;蒸汽重整;制氢;最佳工况;数值模拟
中图分类号:TQ116.2 **文献标志码**:A **学科分类号**:480.10

Effects of Operating Parameter on Hydrogen Production via Propane Reforming

LI Xianpei， *CHEN Yuzhu*， *ZHU Bin*
(School of Energy and Environment, Southeast University, Nanjing 211189, Jiangsu Province, China)

Abstract: To simplify propane steam reforming process and reduce hydrogen production cost, a shell-and-tube heat exchanger reforming reactor model was constructed using COMSOL. The temperature and velocity of hot air at the reactor inlet were selected as operating parameters. Simulations were conducted to analyze their effects on propane steam reforming and to determine the optimal operating conditions. Results show that under rated conditions, a higher hot-air inlet temperature promotes more complete propane reforming. Propane is fully consumed when the inlet temperature reached 900 K. Increasing the hot-air inlet velocity also favors the forward steam reforming reaction. At inlet velocities of 1.25 m/s and 1.5 m/s, propane is completely converted, with hydrogen mass fractions reaching 0.099 in both cases. Considering both energy consumption and reaction efficiency, the optimal operating condition is 900 K and 1.25 m/s.

Key words: propane; steam reforming; hydrogen production; optimal operating condition; numerical simulation

自氢气首次被发现以来,因其来源丰富、质量轻、能量密度高、绿色低碳以及储存和利用方式多样等优点,被视为未来重要的清洁能源[1-3]。氢能作为我国能源转型的战略重点之一,在推动经济结构转型升级中发挥着关键作用[4-6]。丙烷蒸汽重整制氢是工业制取氢气的重要途径之一,其具有原料来源丰富、产氢

收稿日期:2025-07-04 **修订日期**:2025-08-05
作者简介:李贤培(1999—),男,山西长治人,硕士研究生,研究方向为裂化石油气重整制氢,E-mail: 1051006030@qq.com。

效率高和反应温度较低等优点[7]。研究者们对丙烷蒸汽重整制氢进行了诸多研究。2010 年，Rakib 等[8]首次对丙烷蒸汽重整制氢进行了研究。2011 年，Wang 等[9]对丙烷蒸汽重整制氢进行了热力学分析，将该过程的吉布斯自由能最小化。随着催化剂在制氢过程中作用的提升，2013 年，Lopez Guerra 等[10]提出了使用氧化石墨烯支持的镍催化剂，用于丙烷蒸汽重整。2015 年，Hou 等[11]提出了一种应用于丙烷蒸汽重整制氢中的新型催化剂。2017 年，Jo 等[12]研究了镍、钴、锰离子在三金属催化剂中的协同效应，使丙烷蒸汽重整制氢更加高效。之后，研究人员专注于构建新的催化剂来实现制氢效率的提升，Borges 等[13]、Ramantani 等[14]、Zadesenets[15]等和 Oliveira 等[16]分别在 2021 年、2022 年、2023 年和 2024 年提出了各自的催化剂研究成果。

可以看出，大多数实验研究均涉及从化学角度来提高催化剂的性能，相关数值研究往往局限于反应物和产物的转化率和产率，而不检查流场、温度和速度对反应的影响。本文模拟以管壳换热器作为制氢反应器，以热空气作为热源，在反应器中对丙烷蒸汽进行重整制备氢气。利用 COMSOL 建立管壳换热器模型，对反应器入口热气体的温度和流速进行模拟，研究了其对丙烷蒸汽制氢的影响规律，获得最佳反应工况。

1　模型建立

1.1　反应器 COMSOL 模型建立

为避免污浊流体的堵塞与大流量问题，同时满足紧凑空间与低阻力的需求，采用长度为 15 cm、半径为 2 cm 的管壳换热器作为丙烷蒸汽重整制氢的重整器，其适配小型、复杂流体的换热场景，兼顾了功能、成本与维护便利性。使用 COMSOL 建立重整器模型，其模型图如图 1 所示，主要包括催化床、加热管和绝热夹套三部分。

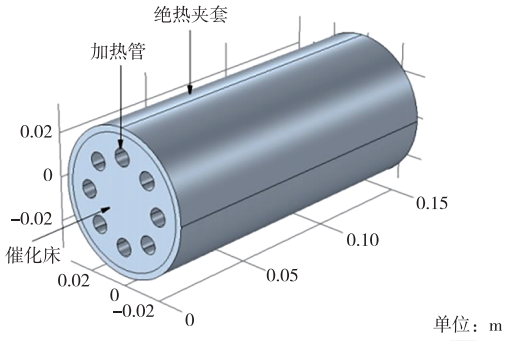


图 1　反应器整体 COMSOL 模型

Fig. 1　Overall COMSOL model of reactor

丙烷蒸汽重整制氢原理如图 2 所示，丙烷蒸汽重整过程发生在催化床内，丙烷和蒸汽的混合物以一定的压力、温度和化学计量值进入重整器，热气体从混合物另一侧的管内流入，为反应提供所需的热量。重整器覆盖隔热涂层，以防止热损失。化学反应的产物为氢气和二氧化碳，热气体从热管另一侧释放出来。考虑模型的对称性，研究采用四分之一模型进行模拟，使用多孔介质填充催化床，因其具有各向同性，所以该流动可以视为是层流且稳定态的。

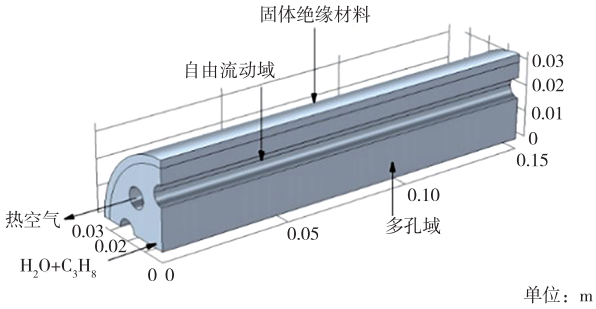


图 2　反应器的四分之一模型及制氢原理

Fig. 2　Quarter-section model of reactor and reforming principle

反应方程如下

$$C_3H_8+6H_2O\longrightarrow 10H_2+3CO_2 \tag{1}$$

1.2　反应器数学模型的建立

在重整器催化床中，流体流动气态物质通过重整器催化床的流动可以用达西定律表示

$$\nabla\cdot\left(\rho\left(-\frac{\kappa}{\mu}\nabla p_r\right)\right)=0 \tag{2}$$

式中：ρ、κ、μ 和 ∇p_r 分别为重整器内部的气体密度、多孔介质的渗透率、黏度和重整器床的压力梯度。

模拟中，达西定律方程通过达西定律接口求解。入口和出口的边界条件分别考虑为入口压力和出口压力，所以在入口和出口之间的压降是明确的。其他的边界均不可渗透，则用以下的边界条件来描述：

$$-\frac{\kappa}{\mu}\nabla p_r\cdot\boldsymbol{n}=0 \tag{3}$$

式中：$\boldsymbol{n}$ 为边界法向单位向量，压力梯度在边界法向上的分量，用来表示压力梯度的法向方向。对于不可渗透的壁面边界，该值为 0，表示垂直于壁面方向没有压力变化，流体无法穿过壁面。

对于重整器催化床的能量传递，由于多孔介质是均质且各向同性的，故用于描述催化床中的热交换和温度测定的能量方程为

$$\nabla\cdot(-k_r\nabla T_r)+(\rho c_p)_f\boldsymbol{u}\cdot\nabla T_r=0 \tag{4}$$

式中：k_r、c_p、$\boldsymbol{u}$ 和 ΔT_r 分别为导热系数、比定压热

容、流体速度和重整器床的温度梯度。

由该反应引起的热源 Q 可以用下式计算：

$$Q=\Delta H_r \cdot R \tag{5}$$

r_1 根据式(1)可表示为

$$r_1=kc_{C_3H_8} \tag{6}$$

$$k=A\exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \tag{7}$$

式中：R、c、k 和 ΔH_r 分别为反应速率、浓度、平衡常数和反应焓；A 为频率因子，取 $7\times10^5\ s^{-1}$；E 为活化能，取 83.14 kJ/mol；R 为理想气体常数。

式(4)还分析了绝热夹套中的传导传热。由于在该域中没有发生反应，因此描述可以简化为

$$\nabla\cdot(-k_i\nabla T)=0 \tag{8}$$

式中：k_i 为绝缘材料的导热系数。

丙烷蒸汽混合物在一定的温度下进入重整器。在出口处，假设边界条件如下(以对流传热为主)：

$$\boldsymbol{n}\cdot(-k_r\nabla T_r)=0 \tag{9}$$

用于表示催化床与加热管之间热交换量 q_1 的公式为

$$q_1=h_{ht}(T_r-T) \tag{10}$$

式中：h_{ht} 和 T 分别为传热系数和加热管的温度。

绝热夹套与周围环境之间的热交换 q_2 用下式表示

$$q_2=-h_c(T_r-T_{amb}) \tag{11}$$

式中：h_c 和 T_{amb} 分别为绝热夹套的传热系数和环境温度。

对于重整器催化床的质量传递，浓物质传递接口给出了质量传递的方程。模型的质量平衡方程为稳态麦克斯韦-斯特凡扩散和对流方程。

$$\nabla\left(\rho w_i\boldsymbol{u}-\rho w_i\sum_{j=1}^{n}\widetilde{D}_{ij}\left[\nabla x_j+(x_j-w_i)\frac{\nabla p}{p}\right]-D_i^T\frac{\nabla T}{T}\right)=R_i \tag{12}$$

式中：w_i、x_j、$\widetilde{D}_{ij}$、D_i^T 和 R_i 分别为物质 i 的质量分数、物质 j 的摩尔分数、有效多组分菲克扩散系数、有效的广义热扩散系数和反应速率；p 为压力。

在入口，混合物以一定的质量分数进入重整器催化床。在出口，对流通量条件如下

$$\boldsymbol{n}\cdot\left(\rho w_i\sum_{j=1}^{n}\widetilde{D}_{ij}\left[\nabla x_j+(x_j-w_i)\frac{\nabla p}{p}\right]-D_i^T\frac{\nabla T}{T}\right)=0 \tag{13}$$

所有其他边界使用绝缘或对称条件。

对于加热管的流体流动，管内加热气体的流动由稳态弱可压缩纳维-斯托克斯方程描述

$$\nabla\cdot(\rho\boldsymbol{u})=0 \tag{14}$$

$$\rho\boldsymbol{u}\cdot(\nabla\boldsymbol{u})=\nabla\cdot\left[-p\boldsymbol{I}+\mu(\nabla\boldsymbol{u}+(\nabla\boldsymbol{u})^T)-\frac{2}{3}\mu(\nabla\boldsymbol{u})\cdot\boldsymbol{I}\right] \tag{15}$$

式中：$\boldsymbol{I}$ 为单位矩阵，代表压力是各向同性的标量，作用在所有方向上大小相同。

边界条件表示如下

在入口处

$$\boldsymbol{u}\cdot\boldsymbol{n}=\boldsymbol{u}_0 \tag{16}$$

出口处

$$p=p_{ref} \tag{17}$$

式中：p_{ref} 代表系统的参考压力是仿真中预先定义的基准压力参数，用于弱可压缩流动、热力学物性计算中的压力基准设置，避免绝对压力波动带来的数值计算误差。

在壁上

$$\boldsymbol{u}=0 \tag{18}$$

对于加热管的能量传递，加热管的能量方程表示为

$$\nabla\cdot(-k_{ht}\nabla T)+(\rho c_p)\boldsymbol{u}\cdot\nabla T=0 \tag{19}$$

式中：k_{ht} 为加热气体的热导率，可设置入口处的气体温度。

这种能量传递通过“流体传热”接口进行建模。在加热管入口处，热空气在 750～900 K 的温度下被注入到管中。在出口处，假设边界条件以对流传热为主，则有

$$\boldsymbol{n}\cdot(-k_{ht}\nabla T)=0 \tag{20}$$

因此，描述催化床与加热管之间的热量交换公式如下

$$q_3=-h_{ht}(T_{amb}-T) \tag{21}$$

1.3 网格独立性验证

任何数值模拟的核心之一都是根据网格的质量和数量来选择正确的网格。由于蒸汽重整器几何形状的性质，选取了正方形和三角形 2 种不同类型的网格。反应器表面采用正方形网格，圆形区域采用三角形网格。催化床内部采用了更加精细的三角形网格，边界层网格也更加精细。设定热空气入口温度为 900 K，热空气入口速度为 1.25 m/s，以网格数量较少的网格 G1 的氢气质量分数为参照，对网格数量逐渐增加的 G2、G3 与 G4 的氢气质量分数进行误差计算，误差计算方式为

$$x=\frac{w_x-w_{x-1}}{w_{x-1}} \tag{22}$$

式中：w_x 和 w_{x-1} 分别为 x 和 $x-1$ 网格所对应的氢气质量分数。

表 1 给出了模拟使用的网格数量以及所获得的

氢气质量分数及误差。由表 1 可以看出，误差最小的第四个网格可以被视为最终网格。

表 1　网格独立性验证

Tab. 1　Grid independence verification

网格	网格数量	氢气质量分数	误差/%
G1	11 308	0.096 87	0
G2	24 561	0.098 04	1.208
G3	43 651	0.098 58	0.551
G4	51 463	0.098 62	0.041

2　模拟结果与分析

2.1　热空气入口温度对丙烷重整制氢的影响

在利用蒸汽重整器进行丙烷重整制氢的过程中，热空气入口温度以及入口速度是重要的影响参数，在不同入口温度和入口速度条件下，丙烷的制氢效率存在显著差异。水碳比（H/C）表示反应物中 H_2O 和 C 的物质的量比值，其数值的变动会对重整体系的反应产物分布产生影响，设定额定工况下水碳比为 3，计算得到输入参数 C_3H_8 的质量分数为 0.2。热空气出口温度需高于丙烷蒸汽催化床入口温度，故设定丙烷蒸汽催化床入口温度为 700 K、压差为 50 Pa；变工况参数范围：热空气入口温度为 750～900 K，热空气入口速度为 0.5 ～1.5 m/s。

图 3 给出了热空气入口温度为 750 K 时不同热空气入口速度下得到的丙烷质量分数。由图 3 可以看出，随着热空气入口速度的加快，丙烷质量分数降低，丙烷转化率更高，重整过程更加充分，然而即使热空气入口速度到达 1.5 m/s，在反应器催化床出口处，丙烷仍未完全消耗，故考虑继续增大温度，直至丙烷完全消耗。

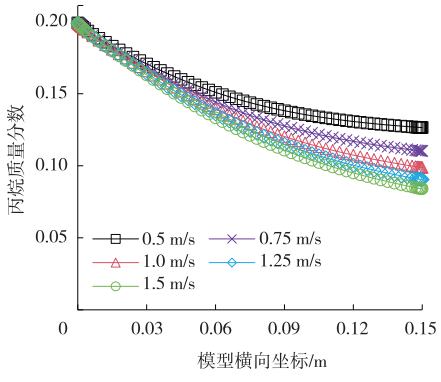


图 3　入口温度为 750 K 时，入口速度对丙烷质量分数的影响

Fig. 3　Effect of inlet velocity on propane mass fraction at an inlet temperature of 750 K

图 4 给出了热空气入口温度为 800 K 时，不同热空气入口速度下得到的丙烷质量分数变化。由图 4 可以看出，相较于 750 K，热空气入口温度为 800 K 时，丙烷质量分数在反应器催化床出口处更小，丙烷转化率有了一定提升，但并没有被完全消耗，热空入口温度影响丙烷重整过程的效率，温度越高，丙烷转化率越高，重整过程越充分。同时，随着热空气入口速度的增加，反应器催化床前端丙烷质量分数下降更加迅速，这代表丙烷在反应器催化床入口处反应更剧烈。

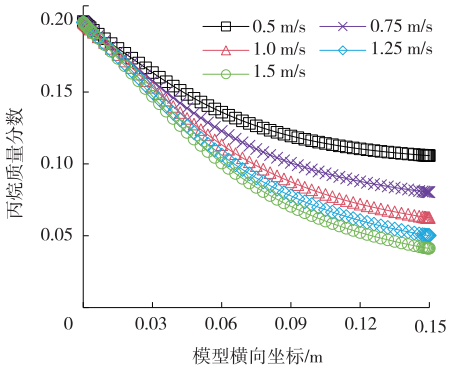


图 4　入口温度为 800 K 时，入口速度对丙烷质量分数的影响

Fig. 4　Effect of inlet velocity on propane mass fraction at an inlet temperature of 800 K

如图 5 所示，继续增加热空气入口温度至 850 K，热空气通过加热管的速度越快，丙烷转化率越高，但在最快速度下，丙烷仍未完全消耗。而在反应器的前端和后端，反应速度有更加显著的区别，前端反应更加剧烈，丙烷质量分数下降迅速，随着丙烷的消耗，在反应器后端反应速度逐渐放缓。

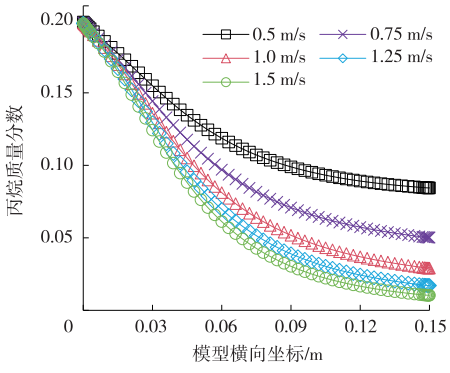


图 5　入口温度为 850 K 时，入口速度对丙烷质量分数的影响

Fig. 5　Effect of inlet velocity on propane mass fraction at an inlet temperature of 850 K

图 6 为将热空气入口温度增加至 900 K 时，不同入口速度下得到的丙烷质量分数变化。由图 6 可以看出，在反应器催化床出口处，当热空气入口速度

为 0.5 和 0.75 m/s 时，丙烷仍未被完全消耗，当热空气入口速度为 1、1.25 和 1.5 m/s 时，丙烷质量分数几乎为零，丙烷完全消耗，所以当热空气入口温度为 900 K 时，1、1.25 和 1.5 m/s 3 个热空气入口速度工况可作为实验选项。

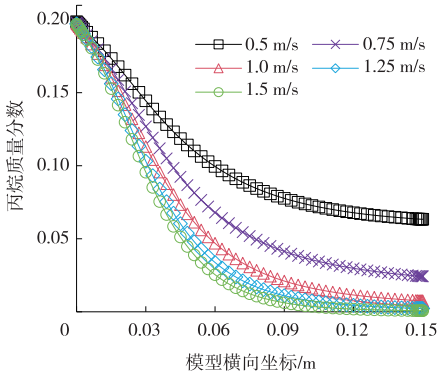


图 6 入口温度为 900 K 时，入口速度对丙烷质量分数的影响

Fig. 6 Effect of inlet velocity on propane mass fraction at an inlet temperature of 900 K

2.2 热空气入口速度对丙烷重整制氢的影响

选择热空气入口温度 900 K 为最佳工况后，得到 5 个不同热空气入口速度下的氢气质量分数，如图 7 所示。其中，热空气入口速度为 0.5 和 0.75 m/s 时，丙烷反应不完全，产氢率较低，氢气质量分数较低，热空气入口速度为 1、1.25 和 1.5 m/s 时，氢气质量分数分别为 0.095、0.099 和 0.099，1.25 m/s 与 1.5 m/s 时均能得到最高产氢率，热空气入口速度越小，反应器所需能量越少，故选取 1.25 m/s 为最佳速度工况。

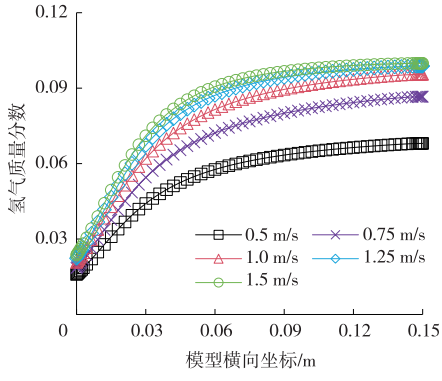


图 7 入口温度 900 K 时，入口速度对氢气质量分数的影响

Fig. 7 Effect of inlet velocity on hydrogen mass fraction at an inlet temperature of 900 K

2.3 最佳工况下丙烷重整制氢反应过程分析

在热空气入口温度设置为 900 K，热空气入口速度设置为 1.25 m/s 的最佳工况下，得到丙烷质量分数分布与反应器温度分布，如图 8 所示。其中，丙烷质量分数分布以反应器上的渐变色表示，在催化床入口处丙烷质量分数为 0.2，催化床出口处丙烷质量分数接近 0，说明在该工况下丙烷已被完全消耗。在图 8 中，温度以等值线表示，由于绝热夹套的存在，反应器外部温度变化不大，反应器的热损失较低。在反应器内部，900 K 的热空气流经加热管于加热管出口处温度稍稍降低，使热空气出口与催化床入口形成温差，为丙烷重整提供能量。温度自催化床入口处的 700 K 不断升高，至催化床出口处反应完全时，温度接近热空气入口温度 900 K。

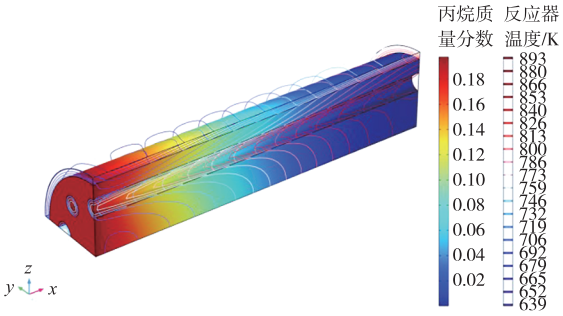


图 8 最佳工况下丙烷质量分数分布与反应器温度分布

Fig. 8 Propane mass fraction distribution and reactor temperature distribution under optimal condition

同样可得在热空气入口温度为 900 K，热空气入口速度为 1.25 m/s 的工况下，反应器内各气体组分分布，如图 9 所示，其中，横坐标为反应器 x 方向坐标，纵坐标为各气体组分质量分数。由于采用的水碳比为 3，在工业中可有效抑制积碳反应，故不考虑 CO 对反应进程的影响，图中 CO 质量分数始终为 0。催化床入口处丙烷与水蒸气开始反应，同时二氧化碳与氢气开始在反应器内生成，至催化床出口处，丙烷被完全消耗，质量分数为 0，重整反应完成，反应产物二氧化碳和氢气的质量分数分别接近 0.6 和 0.1，与未参与反应的水蒸气一起从催化床出口处流出。

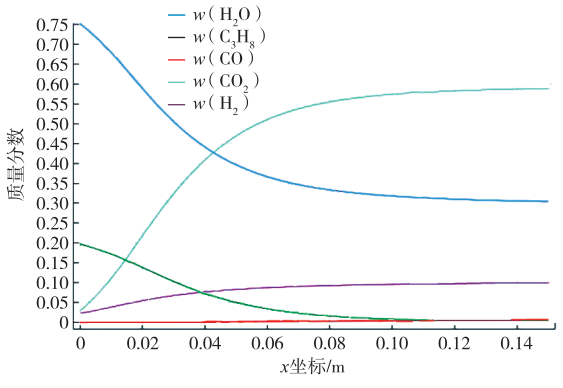


图 9 最佳工况下反应器内各气体组分分布

Fig. 9 Species concentration distributions within the reactor under optimal condition

在反应器的最佳工况下，丙烷重整制氢反应完全，反应产物易分离收集，能有效降低二氧化碳排放，同时有较高的产氢效率，对简化丙烷蒸汽制氢方法以及降低制氢成本有正向作用。

3　结论

（1）额定工况下，热空气入口温度在丙烷重整制氢过程中起着关键作用，入口温度越高，反应器加热管出口与催化床入口处温差越大，丙烷反应越迅速，整体反应越充分。热空气入口温度达到 900 K 时，丙烷完全消耗。

（2）热空气入口温度为 900 K 时，热空气入口速度增加有利于丙烷蒸汽重整反应的正向进行，入口速度达到 1.25 和 1.5 m/s 时，丙烷完全消耗，产物氢气质量分数均达到 0.099。

（3）入口速度达到 1.25 和 1.5 m/s 时系统反应效率相同，综合能耗考虑可得，热空气入口温度 900 K、入口速度 1.25 m/s 为最佳工况。

参考文献：

[1] 曹军文，覃祥富，耿嘎，等. 氢气储运技术的发展现状与展望[J]. 石油学报(石油加工)，2021，37(6)：1461-1478.
CAO Junwen，QIN Xiangfu，GENG Ga，et al. Current status and prospects of hydrogen storage and transportation technology[J]. Acta Petrolei Sinica (Petroleum Processing Section)，2021，37(6)：1461-1478.

[2] LEY M B，MEGGOUH M，MOURY R，et al. Development of hydrogen storage tank systems based on complex metal hydrides[J]. Materials，2015，8(9)：5891-5921.

[3] 赵燕春，任衍伦，王堃，等. 甲烷和甲醇双燃料重整制氢 Pt 基双金属结构催化剂的优化[J]. 动力工程学报，2024，44(7)：1093-1100.
ZHAO Yanchun，REN Yanlun，WANG Kun，et al. Optimization of Pt-based bimetallic structured catalysts for hydrogen production from methane and methanol dual fuel reforming[J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering，2024，44(7)：1093-1100.

[4] 邱玥，周苏洋，顾伟，等. “碳达峰、碳中和”目标下混氢天然气技术应用前景分析[J]. 中国电机工程学报，2022，42(4)：1301-1320.
QIU Yue，ZHOU Suyang，GU Wei，et al. Application prospect analysis of hydrogen enriched compressed natural gas technologies under the target of carbon emission peak and carbon neutrality[J]. Proceedings of the CSEE，2022，42(4)：1301-1320.

[5] 凌文，李全生，张凯. 我国氢能产业发展战略研究[J]. 中国工程科学，2022，24(3)：80-88.
LING Wen，LI Quansheng，ZHANG Kai. Development strategy of hydrogen energy industry in China[J]. Strategic Study of CAE，2022，24(3)：80-88.

[6] 李政，张东杰，潘玲颖，等. “双碳”目标下我国能源低碳转型路径及建议[J]. 动力工程学报，2021，41(11)：905-909，971.
LI Zheng，ZHANG Dongjie，PAN Lingying，et al. Low-carbon transition of China's energy sector and suggestions with the 'carbon-peak and carbon-neutrality' target[J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering，2021，41(11)：905-909，971.

[7] SILBEROVA B，VENVIK H J，HOLMEN A. Production of hydrogen by short contact time partial oxidation and oxidative steam reforming of propane[J]. Catalysis Today，2005，99(1/2)：69-76.

[8] RAKIB M A，GRACE J R，LIM C J，et al. Steam reforming of propane in a fluidized bed membrane reactor for hydrogen production[J]. International Journal of Hydrogen Energy，2010，35(12)：6276-6290.

[9] WANG Xiaodong，WANGNa，WANG Liang. Hydrogen production by sorption enhanced steam reforming of propane：a thermodynamic investigation[J]. International Journal of Hydrogen Energy，2011，36(1)：466-472.

[10] LÓPEZ GUERRA E，SHANMUGHARAJ A M，CHOI W S，et al. Thermally reduced graphene oxide-supported nickel catalyst for hydrogen production by propane steam reforming[J]. Applied Catalysis A：General，2013，468：467-474.

[11] HOU Tengfei，YU Bo，ZHANG Shaoyin，et al. Hydrogen production from propane steam reforming over $Ir/Ce_{0.75}Zr_{0.25}O_2$ catalyst[J]. Applied Catalysis B：Environmental，2015，168-169：524-530.

[12] JO S W，IM Y，DO J Y，et al. Synergies between Ni，Co，and Mn ions in trimetallic $Ni1\text{-}xCoxMnO_4$ catalysts for effective hydrogen production from propane steam reforming[J]. Renewable Energy，2017，113：248-256.

[13] BORGES R P，MOURA L G，KANITKAR S，et al. Hydrogen production by steam reforming of propane using supported nickel over ceria-silica catalysts[J]. Catalysis Today，2021，381：3-12.

[14] RAMANTANI T，EVANGELIOU V，KORMENTZAS G，et al. Hydrogen production by steam refor -

（下转第 137 页）

2021，41(1)：120-127.
WU Yan，WANG Wei，WU Xuezhi，et al. Two-layer double-time scale real-time control strategy of microgrid for tracking scheduling plan[J]. Electric Power Automation Equipment，2021，41(1)：120-127.

[16] 孙培锋，陆王琳，白鹏，等. 锂电池和超级电容混合储能辅助火电调频技术发展现状和趋势[J]. 动力工程学报，2024，44(3)：418-429.
SUN Peifeng，LU Wanglin，BAI Peng，et al. Development status and trends of lithium battery and supercapacitor hybrid energy storage assisted thermal power frequency regulation technology[J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering，2024，44(3)：418-429.

[17] 陈彪，王玮，高嵩，等. 计及灵活经济环保运行的火电-飞轮储能系统容量配置与调频参数协同优化[J]. 动力工程学报，2024，44(3)：376-384.
CHEN Biao，WANG Wei，GAO Song，et al. Co-optimization of capacity allocation and frequency control parameters for thermal power-flywheel energy storage system considering flexible，economical and environment friendly operation[J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering，2024，44(3)：376-384.

[18] 王荔妍，陈启鑫，何冠楠，等. 考虑电池储能寿命模型的发电计划优化[J]. 电力系统自动化，2019，43(8)：93-100.
WANG Liyan，CHEN Qixin，HE Guannan，et al. Optimization of generation scheduling considering battery energy storage life model[J]. Automation of Electric Power Systems，2019，43(8)：93-100.

[19] 丁佳欣，罗日忠，何毅，等. 基于电池储能系统寿命的 SOC 反馈的自适应电厂调频策略[J]. 动力工程学报，2025，45(3)：391-398，419.
DING Jiaxin，LUO Rizhong，HE Yi，et al. Adaptive frequency modulation strategy of power plant based on SOC feedback of battery energy storage system life[J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering，2025，45(3)：391-398，419.

[20] DONG Ze，ZHAO Xinxin，HUANG Jianan，et al. Prediction of SO_2 concentration at desulfurization outlet of thermal power units based on reliefF-SC and ISAO-ARELM[J]. Measurement Science and Technology，2025，36(1)：016217.

（上接第 99 页）

ming of propane and LPG over supported metal catalysts[J]. Applied Catalysis B：Environmental，2022，306：121129.

[15] ZADESENETS A V，GARKUL I A，FILATOV E Y，et al. Double oxalates of Rh(Ⅲ) with Ni(Ⅱ) and Co(Ⅱ)-effective precursors of nanoalloys for hydrocarbons steam reforming[J]. International Journal of Hydrogen Energy，2023，48(59)：22428-22438.

[16] OLIVEIRA A C P，SANTOS D B L，MOURA L G，et al. Sorption-enhanced steam reforming of propane using bifunctional Ni/CaO，Ni/CaO-$CaZrO_3$，and Ni/CaO-Ca_2SiO_4 catalysts[J]. Fuel，2024，358：130170.