

耗氧型惰化反应器操作范围及性能分析

冯诗愚¹, 谢辉辉¹, 彭孝天¹, 任 童¹, 潘 俊², 王洋洋²

(1. 南京航空航天大学 航空学院

飞行器环境控制与生命保障工业和信息化部重点实验室, 南京 210016;

2. 中国航空工业集团有限公司 南京机电液压工程研究中心

航空机电系统综合航空科技重点实验室, 南京 211106)

摘 要: 通过 CFD 方法建立了一个耦合化学反应的多孔介质二维拟均相反应器模型, 利用此模型研究了耗氧型惰化系统不同工况下反应器的操作范围及工作性能。以 RP-3 燃油为研究对象, 采用 Fluent 17.0 软件的多孔介质单温度模型, 通过 UDS(user defined scalar)添加固相能量方程, 通过源项形式添加化学反应热到固相能量方程。研究了不同表观气速、RP-3 摩尔分数时反应器在不飞温状况下的操作范围, 引入耗氧速率作为反应器对惰化系统影响的评价指标, 讨论了进口气体温度对反应器操作范围及性能的影响。结果显示: 反应器有一定的操作范围, 增加反应器进口气体温度会缩小可操作范围; 随着进口表观气速增加耗氧速率趋于不变; RP-3 摩尔分数、进口气体温度增加都会大幅提升耗氧速率。因此在未来设计耗氧型惰化反应器时应充分考虑这些因素。

关 键 词: 催化燃烧; 反应器; 燃油箱; 惰化系统; RP-3 航空煤油

中图分类号: V224⁺.2 **文献标志码:** A

Operating range and performance analysis of oxygen consumption based inerting reactor

FENG Shiyu¹, XIE Huihui¹, PENG Xiaotian¹,
REN Tong¹, PAN Jun², WANG Yangyang²

(1. Key Laboratory of Aircraft Environmental Control and Life Support Industry
and Information Technology, College of Aerospace Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Aviation Key Laboratory of Science and Technology on Aero Electromechanical
System Integration, Nanjing Engineering Institute of Aircraft Systems,

Aviation Industry Corporation of China Limited, Nanjing 211106, China)

Abstract: A two-dimensional pseudo-homogeneous reactor model of porous media coupled with chemical reaction was established by CFD method to research the operating range of the reactor in the oxygen consumption based inerting system as well as the impact on the reactor performance under different working conditions. The single-temperature model of porous media in Fluent 17.0 software was adopted, and the solid phase energy equation was

收稿日期: 2019-07-11

基金项目: 国家自然科学基金委员会-中国民用航空局民航联合研究基金(U1933121);

中央高校基本科研业务费专项资金; 江苏省科研与实践创新计划(KYCX19_0198); 江苏高校优势学科建设工程

作者简介: 冯诗愚(1974—), 男, 副教授、硕士生导师, 博士, 主要从事油箱惰化性和飞机燃油系统方面的研究。

引用格式: 冯诗愚, 谢辉辉, 彭孝天, 等. 耗氧型惰化反应器操作范围及性能分析[J]. 航空动力学报, 2020, 35(2): 318-324. FENG Shiyu, XIE Huihui, PENG Xiaotian, et al. Operating range and performance analysis of oxygen consumption based inerting reactor[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(2): 318-324.

added through UDS (user defined scalar). RP-3 fuel was taken as the object, and the chemical reaction heat was added to the solid phase energy equation in the form of source term. The operating range of the reactor was analyzed under the condition of different superficial gas velocity and different RP-3 mole fraction without temperature runaway, the indicator of oxygen consumption rate was introduced to evaluate the influence of the reactor on the inerting system, and the influence of the inlet gas temperature on the operating range and reactor performance was discussed. Results showed that the reactor had a certain operating range, and increasing the inlet gas temperature would reduce the operating range; the oxygen consumption rate tended to be constant with the increase of inlet gas velocity; the oxygen consumption rate would be greatly increased by RP-3 mole fraction and the temperature rise of the inlet gas. Therefore, these factors should be fully considered in the future design of oxygen consumption based inerting reactor.

Key words: catalytic combustion; reactor; fuel tank; inerting system; RP-3 aviation fuel

燃油箱因其上部空间充满燃油蒸气混合物,如何提高燃油箱的防火易爆能力一直以来是航空界致力研究的重点。20 纪 50 年代末美国军方利用飞机携带的氮气与燃油箱上部气相空间的气体进行置换来实现燃油惰化^[1]。该技术的质量大且必须配备复杂后勤保障系统,因此美军开始转向机载油箱惰化系统的研究。利用中空纤维膜分离制取富氮气体是目前应用最为广泛的机载惰化技术^[2-4],但其仍然存在对气源压力要求高、污染物敏感及价格昂贵等缺点。从 2004 年开始,美国 Phyre 公司为空军研发了一种经济、高效、环保的耗氧型燃油箱惰化系统,大致原理是将油箱上部气相空间的气体通过低温可控的催化燃烧降低氧摩尔分数来惰化油箱,该系统无需从发动机引气,系统除低压泵外,无任何运动部件。具有功耗低、结构紧凑,质量的优点。特别是惰化过程中不会排出燃油蒸气,对环境污染小,因此命名为绿色惰化技术(green on-board inert gas generation system, GOBIGGS)^[5-9]。

由于保密原因,目前除 Phyre 公开的少量实验和理论研究外,相关技术资料十分匮乏,有鉴于此,本研究团队在国内率先展开了这种惰化技术的研究。结合国产燃油饱和蒸汽压高于国外燃油,所以油箱上部空间燃油蒸气摩尔分数高的特点,在 Phyre 公司绿色惰化技术的基础上,提出了一种 3CIS 惰化技术(low temperature controllable oxygen consumed catalytic inerting system)。其原理是将油箱上部燃油蒸气混合物以较大质量流量预热后通入反应器,燃油蒸气在反应器中被分解并消耗氧气,氧气摩尔分数低的气体再次被送回油箱上部,从而达到降低燃油箱气体中的氧气摩

尔分数的目的。这一技术优点在于大流量的燃油蒸气混合物提供了自冷却源,反应器出口温度较低,因此对冷却部件的要求不高,大大降低了系统的结构质量。

反应器是 3CIS 惰化系统的核心部件,其性能直接决定了惰化系统的优劣。虽然化工领域有大量对于反应器的仿真及实验研究^[10-11],但是由于用途的特殊性及设备质量限制,3CIS 反应器的设计还有其他要求。例如,3CIS 反应器入口物料的组成和操作压力均有极宽的变化范围,要求的操作弹性比工业用反应器高一个数量级以上。

燃油蒸气摩尔分数受油箱温度与载油量率的影响波动大,反应器在进行催化过程中易因为燃油蒸气的摩尔分数上升而打破反应器内热量平衡造成飞温,而抑制飞温现象是研究中的难点问题之一。反应器实验的周期长,代价大,CFD 仿真成为研究的一种重要方法。本文将采用多孔介质双温度模型来模拟仿真 3CIS 反应器的工作过程,对耗氧型反应器的可操作范围及性能进行研究。

1 仿真模型及参数选取

1.1 双温度模型

CFD 仿真的办法已普遍应用于对工业生产中反应器的研究,但早期的仿真大部分是单温度模型^[12-14],即认为催化床中气固温度一直处于热平衡状态,即气固温度相等,这显然与实际不符。龙回龙等^[15]利用 Fluent 软件分别建立的单温度模型与双温度模型对水气变换反应进行模拟,证明双温度模型仿真结果与实际情况更为接近。Gao 等^[16]对固定床反应器流动行为及 CO 生成

草酸二乙酯的催化反应进行模拟研究,采用了双温度多孔介质模型,并与实验进行对比,预测结果与实验重合度高。

本文研究的反应器的结构如图 1 所示,图中 x 轴代表反应器轴向, y 轴为径向,中间为由 150 mL 催化剂颗粒填充的催化床,燃油蒸气混合物通过加热器后进入反应器在此区域发生化学反应,并释放热量。复杂的催化床由多孔介质模型描述,认为催化床是均匀的。

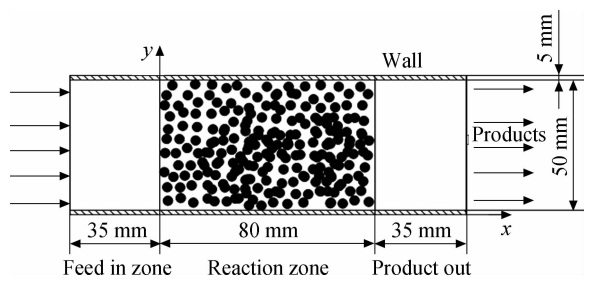


图 1 反应器结构图
Fig. 1 Reactor structure diagram

选取燃油为国产大庆 RP-3,其氢质量分数为 14.46%,分子式可简化为 $C_{7.12}H_{14.46}$,摩尔质量为 141 g/mol,燃烧热值为 43.53 MJ/kg,反应方程为

$$C_{7.12}H_{14.46} + 10.74O_2 = 7.12CO_2 + 7.23H_2O \quad (1)$$

化学反应动力学方程由文献[17]中的实验测得,表达式如下:

$$\begin{cases} R_{RP-3} = 6.84 \times 10^8 e^{-\frac{4.95 \times 10^7}{RT}} c_{RP-3} c_{O_2} & x_{O_2} \leq 10\% \\ R_{RP-3} = 1.85 \times 10^6 e^{-\frac{4.95 \times 10^7}{RT}} c_{RP-3} & x_{O_2} > 10\% \end{cases} \quad (2)$$

式中 R_{RP-3} 为 RP-3 的化学反应速率, c_{RP-3} 为 RP-3 的浓度, c_{O_2} 为氧气的浓度, x_{O_2} 为氧气摩尔分数。

化学反应以 UDF(user defined function)源项形式加入多孔介质区域的各组分中以表示化学反应中各组分的生成与消耗,并在多孔介质区域通过 UDS(user defined scalar)加入固相能量方程。由于催化反应发生在催化剂颗粒表面,反应热量大部分由固相吸收,因此将反应热以能量源项形式加入的固相能量方程中,认为化学反应热量全部由固相吸收,通过传热传递给气相。

催化剂颗粒密度 ρ_s 、催化剂比热容 c_s 、导热系数 κ_s 、直径 d_p 、催化床孔隙率 γ 参数见表 1。

1.2 控制方程与边界条件

在多介质区域中,存在气固两相,对其内部的

控制方程由下给出:

表 1 催化床中主要参数
Table 1 Main parameters in catalytic bed

参数	数值
$\rho_s / (\text{kg} / \text{m}^3)$	2800
$c_s / (\text{J} / (\text{kg} \cdot \text{K}))$	600
$\kappa_s / (\text{W} / (\text{m} \cdot \text{K}))$	0.16
d_p / mm	3.5
γ	0.38

气相质量守恒

$$\nabla \cdot (\gamma \rho_g v) = 0 \quad (3)$$

式中 v 为气体速度, ρ_g 为气相密度。

气相动量方程

$$\nabla \cdot \gamma \rho_g v v = -\gamma \nabla p + \nabla \cdot (\gamma \tau) - S \quad (4)$$

式中 τ 为切应力, p 为气相压力, S 为动量源项。

$$S = 150 \frac{150 \mu_g}{d_p^2} \cdot \frac{(1-\gamma)^2}{\gamma^3} v + \frac{1.75 \rho_g}{d_p} \cdot \frac{(1-\gamma) |v|}{\gamma^3} v \quad (5)$$

式中 μ_g 为气体动力黏度。

气相状态方程

$$P = \rho_g R t_g \sum_i^N \frac{w_i}{M_i} \quad (6)$$

式中 w_i 为气相第 i 组分质量分数; M_i 为气相第 i 组分摩尔质量, t_g 为气体温度。

组分运输方程

$$\nabla \cdot (\gamma \rho_g v w_i) = -\gamma \nabla \cdot J_i + R_i, \quad i \in [1, N_r] \quad (7)$$

式中 R_i 为第 i 组分的质量源项,即化学反应中各组分的生成消耗量式中; J_i 为气相第 i 组分的质量扩散。

气相能量方程

$$\gamma (\rho_g c_{p,g}) \frac{\partial t_g}{\partial t} + \nabla \cdot [\gamma v (\rho_g E_g + p)] = \gamma \nabla \cdot [\kappa_g \nabla t_g - (h_i J_i) + (\tau v)] + h_v (t_s - t_g) \quad (8)$$

式中 h_v 气固传热系数, t_s 为固体温度, E_g 为气体能量, κ_s 为气相导热系数; $c_{p,g}$ 为气相比定压热容; h_i 为气相第 i 组分焓变。

由 UDS 添加的固相能量方程为

$$(1-\gamma) (\rho_s c_s) \frac{\partial t_s}{\partial t} = \nabla (1-\gamma) \kappa_s \nabla t_s - h_v (t_s - t_g) + \Phi_r \quad (9)$$

式中 Φ_r 为反应释放的热量,通过 UDF 添加在固相能量方程中。

气固相传热系数为

$$\begin{aligned} h_v &= Nu_r \kappa_g / d_p^2 \\ Nu_r &= 2 + 1.1 Pr^{\frac{1}{3}} Re^{\frac{3}{5}} \\ Pr &= c_{p,g} \mu_g / \kappa_g \\ Re &= \rho_g |v| D_b \mu_g \end{aligned} \quad (10)$$

式中 D_b 为催化剂管径长度, Re 为雷诺数, Nu_r 为努塞尔数, Pr 为普朗特数。

Gauardo 等^[18] 在 Fluent 6.0 平台上使用 5 种不同的湍流模型: Spalart-Allmaras 模型, $k-\omega$ 模型, 标准 $k-\epsilon$ 模型, realizable $k-\epsilon$ 模型和 RNG (re-normalization group) $k-\epsilon$ 模型来研究湍流模型对固定床壁面传热的影响, 研究表明使用 Spalart-Allmaras(S-A)模型更真实反映气体在复杂的床层间流动情况。因此本文选用湍流方程为, 即

$$\begin{aligned} \rho_g \frac{D\tilde{v}}{Dt} &= G_v + \\ \frac{1}{\sigma_v} \left\{ \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu_g + \rho_g \tilde{v}) \frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} \right] + C_{b2} \rho_g \left(\frac{\partial \tilde{v}}{\partial x_j} \right)^2 \right\} - Y_v \end{aligned} \quad (11)$$

式中 $\tilde{v}$ 为湍流运动黏度, G_v 为湍流黏性产生项, Y_v 为湍流黏度由于壁阻塞与黏性阻尼产生的湍流黏度减小项, σ_v 和 C_{b2} 为常数。

在入口处边界条件为

$$\begin{aligned} u &= u_{in} \\ v &= 0 \\ t &= t_{in} \end{aligned} \quad (12)$$

式中 u_{in} 为反应器入口气体定常初始速度, t_{in} 为入口气体被加热器预热后的温度。

在出口处边界为

$$p = 0 \quad (13)$$

反应器壁面热量损失为

$$q = h_c (t_o - t_w) \quad (14)$$

式中 h_c 为表面传热系数设为 $50 \text{ W}/(\text{m}^2/\text{s})$, t_o 为反应器外界气体温度设置为 50°C , t_w 为反应器壁面温度。

1.3 网格无关性验证

反应器采用轴对称模型, 将三维模型简化为两维。为了证明网格的数量满足仿真要求, 分别采用 50×100 、 75×150 、 125×150 、 150×200 不同数量网格来计算气体通过反应器产生的压降。结果如图 2 所示, 75×150 网格数量已满足要求, 因此采用此套数量网格进行仿真。

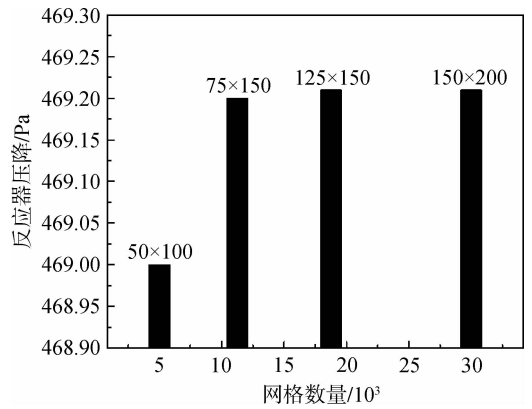


图 2 网格数量与反应器压降关系

Fig. 2 Relationship between the number of grids and reactor pressure drop

2 仿真结果与分析

2.1 耗氧速率说明

论文结果分析涉及 RP-3 转化率以及耗氧速率两个重要的参数。定义 RP-3 转化率如下, 其代表反应器中消耗的 RP-3 物质的量与进口总物质的量之比。

$$\eta = \left(1 - \frac{x_{in,RP-3}}{x_{out,RP-3}} \right) \times 100\% \quad (15)$$

式中 $x_{in,RP-3}$ 为反应器进口处 RP-3 摩尔分数, $x_{out,RP-3}$ 为出口处 RP-3 摩尔分数。定义耗氧速率如下, 其代表反应器单位时间内消耗的氧气质量。

$$\omega = 10.74 \eta x_{in,RP-3} \dot{n} M_{O_2} \quad (16)$$

式中 $\dot{n}$ 为反应器进口处气体摩尔流量, M_{O_2} 氧气摩尔质量。

工业生产中转化率作为评价生产效率的重要指标, 目标产物转化率的高低直接反映了反应器的好坏。但在惰化系统中, 仅使用转化率作为评价标准并不能全面体现反应器的工作性能。由于反应器的目的是消耗氧气, 所以耗氧速率也是一个重要方面。例如, 两个反应器转化率相同时, 只参考转化率无法对其评价, 假定进入反应器的 RP-3 摩尔分数分别为 0.2% 、 0.4% , 其他工况一定, 按照式(16)计算可知, 后者耗氧速率是前者的 2 倍, 油箱中氧气被更快地消耗, 因此耗氧速率可作为在惰化系统评价反应器性能指标的补充。

2.2 反应器的飞温现象

燃油催化反应是一个强放热的化学反应, 当反应器进口气体流速较低或催化床温度过高时, 化学反应放热远大于反应器的热量散失, 热量就

会在催化床内堆积,催化床温度越来越高,而催化床温度升高又促进化学反应放热,造成反应器温度失控,也就是飞温现象。图 3 给出了反应器在气体进口温度 t_i 为 $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、RP-3 摩尔分数为 0.3% 、表观气速 v_f 分别为 0.5 m/s 和 1.5 m/s 下,反应器出口气体温度的变化。从图中可见, 0.5 m/s 工况下出口气体温度随时间增加然后趋于平衡,而 1.5 m/s 工况下出口温度随时间剧烈增加,失去控制。将反应器出口温度达到平衡视为不飞温,而出口气体温度失去平衡、剧烈增加视为飞温。

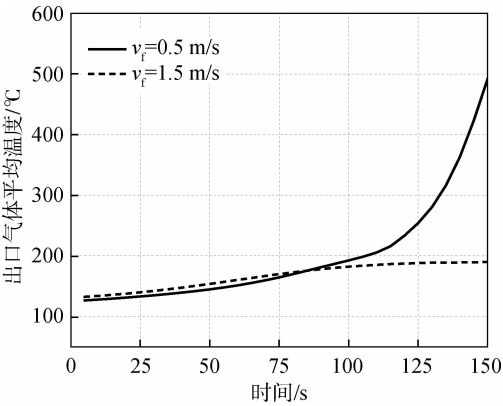


图 3 反应器轴向气体温度随时间变化
Fig. 3 Variation of reactor axial gas temperature with time

2.3 反应器操作范围确定及性能分析

固定反应器进口氧气摩尔分数为 21% ,进口气体温度为 $140\text{ }^{\circ}\text{C}$,假设催化床被完全预热,改变反应器进口的表观气速以及 RP-3 摩尔分数得到了反应器在不飞温状态下的操作范围,如图 4 所示。从图中可以看出反应器存在一个明显操作界限,在操作界限下方的工况表现为飞温。例如在 RP-3 摩尔分数在 0.2% 的工况下,操作界限上的表观气速为 0.8 m/s 左右,当反应器进口表观气速小于该值时,反应器产生飞温。图中标出了 0.03 kg/h 耗氧速率以及 5% RP-3 转化率的界限,从转化率界限来看,当固定了反应器进口的气速工况,增加 RP-3 摩尔分数对转化率有所提高,但对耗氧速率的提高更加显著。图 5 给出了 RP-3 转化率在 5% 工况下的耗氧速率变化,从图 5 可看出虽然在此工况线上,RP-3 转化率始终为 5% ,参照转化率不能直观评价反应器,但是随着 RP-3 摩尔分数的增加,耗氧速率一直增大,从此处可证明补充耗氧速率这个指标的意义。

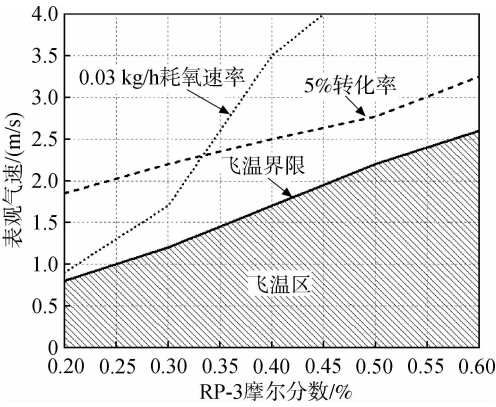


图 4 进口气体温度为 $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时反应器的操作范围
Fig. 4 Operating range of reactor under inlet gas temperature of $140\text{ }^{\circ}\text{C}$

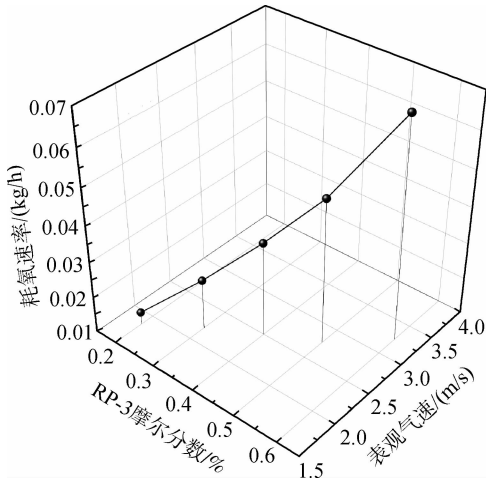


图 5 耗氧速率在 5% RP-3 转化率下的变化
Fig. 5 Variation in oxygen consumption rate at 5% RP-3 conversion rate

为了具体探讨在不飞温操作范围内反应器的性能,图 6 给出了 RP-3 摩尔分数在 0.2% 工况下反应器达到平衡后的耗氧速率、催化床温度、以及对 RP-3 的转化率。从图可发现,RP-3 的最大转化率出现在表观气速接近临界值处,且 RP-3 转化率随着表观气速的增大而减小。这是因为主要影响化学反应转化率的 3 个因素为反应物摩尔分数、反应温度、反应物在催化剂中停留时间。当固定反应物摩尔分数后,增加气体表观气速使得停留时间减少,反应温度变化值较小,因此 RP-3 转化率表现得与气体表观气速成反比。同样耗氧速率最大值也出现在表观气速接近临界值处,但是耗氧速率随着表观气速衰减不大,当远离表观气速临界值后变化平缓,与催化床平均温度变化趋势一致。由式(16)耗氧速率表达式可看出,虽然增加表观气速导致 RP-3 转化率下降,但是增加

表观气速也增大了进口气体摩尔流量。假设表观气速接近无限大时,由于入口气体温度始终保持在 140 ℃,催化床平均温度最低为 140 ℃,耗氧速率理论上将减小到一定值后保持不变。

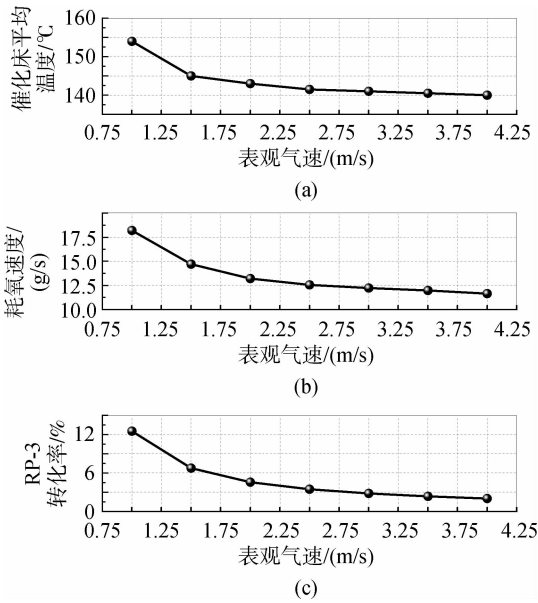


图 6 各参数随表观气速的变化关系

Fig. 6 Relationship between parameters and apparent gas velocity

图 7 给出了表观气速在 3 m/s 下,RP-3 转化率与与耗氧速率在不同 RP-3 摩尔分数下的变化关系。显然 RP-3 转化率与耗氧速率均随 RP-3 摩尔分数的增加而增加。RP-3 转化率在由 RP-3 摩尔分数从 0.2%变化到 0.6%时增加了接近 1 倍,但是耗氧速率增加了几乎 8 倍,RP-3 摩尔分数对惰化系统的影响是巨大的。

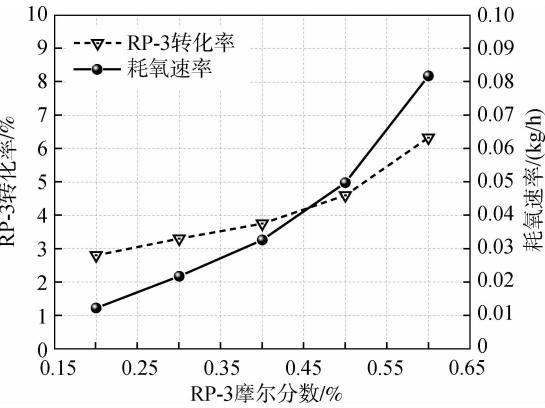


图 7 RP-3 转化率与耗氧速率随 RP-3 摩尔分数变化关系

Fig. 7 Relationship between RP-3 conversion rate and oxygen consumption rate with RP-3 mole fraction

2.4 气体进口温度对操作范围及性能的影响

改变反应器进口气体温度,假定反应器被完全预热至同等温度,得到反应器在不同进口气体温度下的飞温界限,如图 8。当进口气体温度升高时,让反应器飞温的临界表观气速增大,飞温线在图中往上移动,即反应器可操作范围随进口气体温度增加而减少。且进口气体温度增加越多,反应器可操作范围越小。不难理解这是由于温度促进了化学反应的进行,使得反应器更容易飞温。

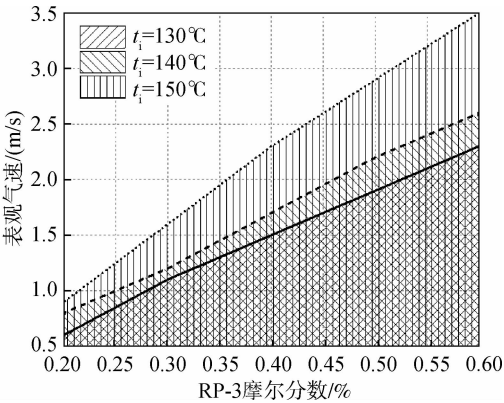


图 8 飞温界限随进口气体温度变化

Fig. 8 Variation of temperature runaway limit with the temperature of the inlet gas

图 9 给出了 RP-3 摩尔分数在 0.2%工况下,不同进口气体温度下,耗氧速率与表观气速的变化关系。由于临近飞温界限,表观气速为 1 m/s、进口气体温度为 150 ℃工况下的耗氧速率异常大。除此以外可发现,由于进口气体温度的提高,使得反应器达到稳态后的反应温度升高,耗氧速率随进口气体温度升高显著增加。

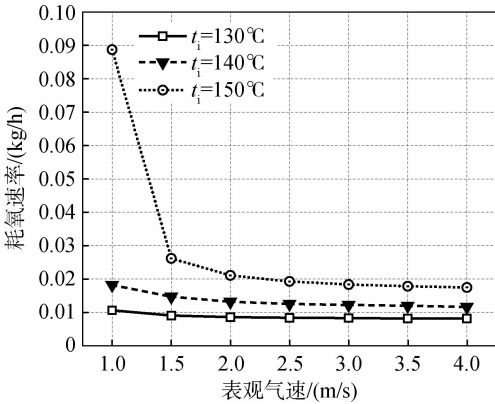


图 9 不同进口气体温度下耗氧速率与表观气速关系

Fig. 9 Relationship between oxygen consumption rate and apparent gas velocity at different inlet gas temperatures

3 结 论

利用 CFD 方法建立了一个耦合化学反应的多孔介质二维拟均相反应器模型,通过此模型研究了耗氧型惰化系统中反应器的操作范围及在不同工况下对反应器性能的影响。并引出耗氧速率的概念来评价反应器对惰化系统的影响,得出以下结论:

1) 反应器存在一定的操作范围,气体进口温度增加缩小了反应器的操作范围,使得反应器更容易飞温,但是提高了耗氧速率,越靠近飞温界限的工况,耗氧速率越高;

2) RP-3 摩尔分数的增加均促使 PP-3 转化率及耗氧速率增加,对耗氧速率的增益巨大。

3) 增加气体流速使 RP-3 转化率、耗氧速率降低,当表观气速高于一定值耗氧速率趋于不变。

此外,本文研究仅单独研究了反应器,来探讨反应器对惰化系统的影响,反应器进口参数皆考虑定常,后续研究应当考虑系统惰化过程中氧摩尔分数、RP-3 摩尔分数的变化,为燃油箱惰化系统的设计提高丰富了理论基础。

参考文献:

[1] 刘卫华 冯诗愚. 飞机燃油箱惰化技术[M]. 北京: 科学出版社, 2018: 2-3.

[2] 刘小芳, 刘卫华, 钱国诚, 等. 机载中空纤维膜富氮性能实验[J]. 航空动力学报, 2012, 27(6): 975-980.
LIU Xiaofang, LIU Weihua, QIAN Guocheng, et al. Experimentation on nitrogen-enriched characteristics of on-board hollow fiber membrane[J]. Journal of Aerospace Power, 2012, 27(6): 975-980. (in Chinese)

[3] 冯诗愚, 卢吉, 刘卫华, 等. 机载制氮系统中空纤维膜分离特性[J]. 航空动力学报, 2012, 27(6): 1332-1339.
FENG Shiyu, LU Ji, LIU Weihua, et al. Separation performance of hollow fiber membrane for on-board inerting gas generating system[J]. Journal of Aerospace Power, 2012, 27(6): 1332-1339. (in Chinese)

[4] 邵垒, 刘卫华, 孙兵, 等. 中空纤维膜分离性能实验与预测[J]. 航空动力学报, 2015, 30(4): 800-806.
SHAO Lei, LIU Weihua, SUN Bing, et al. Experiment and prediction of separation performance of hollow fiber membrane[J]. Journal of Aerospace Power, 2015, 30(4): 800-806. (in Chinese)

[5] 王明波, 邵垒, 潘俊, 等. 耗氧型燃油箱惰化技术历史和现状[J]. 航空科学技术, 2016, 27(7): 1-7.
WANG Mingbo, SHAO Lei, PAN Jun, et al. History and current status of oxygen consumption based fuel tank inerting technology[J]. Aeronautical Science and Technology, 2016, 27(7): 1-7. (in Chinese)

[6] JOHNSON R W, ZAKI R, YATES S F. Advanced carbon dioxide fuel tank inerting system: US20080128048[P]. 2008-

01-28.

[7] LIMAYE S, KOENIG D. Catalytic reactive component reduction system and methods for the use thereof: US2008199376A1[P]. 2008-08-21.

[8] LIMAYE S Y, ROBERTSON S, KOENIG D, et al. Reactive component reduction system and methods for the use thereof: US7896292[P]. 2011-01-13.

[9] WALKER S, JUNG W, ROBERTSON S. Demonstration of a novel catalyst based green on board inert gas generation system (GOBIGGS™) for fuel tank inerting[R]. Phoenix, Arizona: American Helicopter Society 69th Annual Forum, 2013.

[10] 高娟, 贾志刚, 张照. 流向变换催化燃烧反应器操作范围的模拟研究[J]. 计算机与应用化学, 2014, 31(4): 411-415.
GAO Juan, JIA Zhigang, ZHANG Zhao. The numerical simulation of the operating region for catalytic flow reversal reactor[J]. Computer and Applied Chemistry, 2014, 31(4): 411-415. (in Chinese)

[11] SMITH R J B, MURUGANANDAM L, SHEKHAR S M. CFD analysis of low temperature water gas shift reactor[J]. Computer and Chemical Engineering, 2011, 35(12): 2646-2652.

[12] LU Jianfeng, CHEN Yuan, DING Jing, et al. High temperature energy storage performances of methane reforming with carbon dioxide in a tubular packed reactor[J]. Applied Energy, 2016, 162(15): 1473-1482.

[13] BENEDETTO A D, LANDI G, SARLI V D, et al. Methane catalytic combustion under pressure[J]. Catalyst Today, 2012, 197(1): 206-213.

[14] HUANG Kai, WANG Lianguang, LIN Sheng, et al. Comparison of random and monolithic fixed-bed reactors for the oxidative dehydrogenation of butene to butadiene[J]. Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers, 2016, 63(10): 61-70.

[15] 龙回龙, 许明杰, 于东华, 等. 基于 FLUENT 水气变换反应在多孔介质内的两温度模型[J]. 计算机与应用化学, 2012, 29(8): 981-985.
LONG Huilong, XU Mingjie, YU Donghua, et al. Two-temperature model of water gas shift reaction in porous media based on FLUENT[J]. Computer and Applied Chemistry, 2012, 29(8): 987-985. (in Chinese)

[16] GAO X, ZHU Y P, LUO Z H. CFD modeling of gas flow in porous medium and catalytic coupling reaction from carbon monoxide to diethyl oxalate in fixed-bed reactors[J]. Chemical Engineering Science, 2011, 66(23): 6028-6038.

[17] 谢辉辉, 冯诗愚, 彭孝天, 等. 耗氧型惰化系统反应器性能理论研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(11): 2312-2319.
XIE Huihui, FENG Shiyu, PENG Xiaotian, et al. Theoretical research on reactor performance in oxygen consumption based inerting system[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(11): 2312-2319. (in Chinese)

[18] GAUARDO A, COUSSIRAT M, LARRAYOZ M, et al. CFD flow and heat transfer in nonregular packings for fixed bed equipment design[J]. Industrial and Engineering Chemistry Research, 2004, 43(22): 7049-7056.