

氦/氙混合比例对布雷顿循环系统 动态特性的影响分析

刘涛, 张岩, 冷宇洋, 宋美慧, 陈伟雄

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 针对空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统运行过程中,因工质泄漏或充气不均匀引发的工质混合比例偏离设计值,进而影响系统的安全性以及稳定性的问题,基于 Simulink 平台,搭建了涵盖气冷堆堆芯、透平、压缩机、回热器、冷却器以及散热器的空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统动态模型,通过设定不同的氦气与氙气混合工质的摩尔质量(50 ± 5) g/mol,模拟了外部反应性阶跃扰动下循环系统关键参数的动态响应特性。结果表明:当工质摩尔质量偏离至 45 g/mol 时,系统循环效率下降 1.4%,堆内平均对流换热系数提高 12.9%,面临反应性阶跃,系统的响应时间相较于设计混合比下缩短 6.8%;而工质摩尔质量偏离至 55 g/mol 时,循环效率上升了 0.78%,堆内平均对流换热系数下降 16.8%,系统的响应时间延长了 4.9%。研究结果可为空间核动力系统的运行安全以及控制策略提供参考。

关键词: 空间气冷堆;布雷顿循环;动态特性

中图分类号: TM613 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202509021 **文章编号:** 0253-987X(2025)09-0220-13

Analysis of the Impact of Helium-Xenon Mixture Ratio on the Dynamic Characteristics of the Brayton Cycle Systems

LIU Tao, ZHANG Yan, LENG Yuyang, SONG Meihui, CHEN Weixiong

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

Abstract: To address the issue of deviation from the design value of the working fluid mixture ratio due to leakage or uneven charging during the operation of a space gas-cooled reactor coupled with a helium-xenon Brayton cycle system, which in turn affects the safety and stability of the system, this study establishes a dynamic model of the space gas-cooled reactor-coupled helium-xenon Brayton cycle system based on the Simulink platform. This model includes the reactor core, turbine, compressor, regenerator, cooler, and radiator. By setting different molar masses of the helium-xenon mixed working fluid (50 ± 5) g/mol, the model simulates the dynamic response characteristics of key parameters of the cycle system under external reactive step disturbances. The results show that when the working fluid's molar mass deviates to 45 g/mol, the system's cycle efficiency decreases by 1.4%, the average convective heat transfer coefficient within the reactor increases by 12.9%, and the system's response time is shortened by 6.8% compared to the designed mixture ratio under reactive steps. Conversely, when the working

收稿日期: 2025-01-12。 作者简介: 刘涛(2002—),男,硕士生;陈伟雄(通信作者),男,教授,博士生导师。 基金项

目: 中核集团领创科研资助项目。

网络出版时间: 2025-04-09

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20250409.1444.004>

fluid's molar mass deviates to 55 g/mol, the cycle efficiency increases by 0.78%, the average convective heat transfer coefficient within the reactor decreases by 16.8%, and the system's response time is extended by 4.9%. The findings can provide references for the safe operation and control strategies of space nuclear power systems.

Keywords: space gas-cooled reactor; Brayton cycle; dynamic characteristics

相较于传统能源,小型模块化反应堆因其能量密度高、所占空间体积小以及运行维护量少等优点,在深空探索领域展现出了极大的优势^[1-2]。以氦气和氙气的混合气体这类惰性气体作为循环工质的布雷顿循环,具有化学性质稳定、抗腐蚀能力强等优点,是小型模块化反应堆的能量转换系统的理想选择^[3-4]。在空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统中,氦气、氙气混合气体既作为气冷堆的冷却剂,同时又是布雷顿循环做功的工质,可充分利用反应堆出口的高温^[5]。系统高度耦合,具有循环效率高、结构简单、质量和体积小的优点^[6]。区别于陆基布雷顿循环,空间堆的能量转换系统除了需要考虑效率,还需要兼顾系统的质量和体积。氦气具有难压缩的特性,而在纯氦气体中参入部分氙气有助于改善气体压缩性,减少叶轮机械的级数和尺寸^[7-9],这推动了空间核电源向小型化发展。美国国家航天局的“普罗米修斯”深空核推进计划,选用氦氙气冷堆系统作为木星轨道器的核电源系统^[10]。

空间堆执行长时间工作任务过程中,可能由于工质泄漏或充气不均匀等原因,影响到氦、氙混合工质的混合比。混合比例会对工质的比热容,导热系数以及动力黏度等产生影响,从而影响工质的传热特性以及气动特性^[11],进而对系统的动态响应特性造成影响。

针对不同的氦气与氙气混合比例,El-Genk 等^[12]在研究中指出,在氦气中加入部分氙气,当混合气体摩尔质量为 40 g/mol 时,工质具有和纯氦气体相等的传热系数,但压缩机的压缩功耗仅为纯氦气体的 10%。有利于优化压缩机的尺寸和质量。杨谢等^[13]研究了物性变化对传热性能的影响,结果表明,15 g/mol 的氦气、氙气混合工质具有最大的对流换热系数。除此之外,余霖^[14]在研究中对气冷堆冷却剂通道进行了建模,对比了不同比例下氦气与氙气混合工质的换热特性,结果表明,对于不同的通道结构,其换热性能最佳的摩尔质量均在 15 g/mol 附近。王浩明等^[15]考虑到系统长期工作状态下,氦气、氙气混合比例发生失调,分析了摩尔质量(30、40、50、60 g/mol)对压气机的喘振裕度的影响规律,

结果表明,当减小工质摩尔质量时,压气机喘振裕度减小,摩尔质量增大,压气机喘振裕度增大。

此外,学者们对不同比例的氦、氙气体循环的动态特性也开展了初步研究。El-Genk 等^[16]建立了以 40 g/mol 氦气、氙气混合气体为工质的多布雷顿循环的 S⁴空间核反应堆系统的仿真模型,并对其启动过程进行了研究。美国桑迪亚实验室^[17]提出了一种以 50 g/mol 氦气与氙气混合气体为工质的气冷堆循环系统,并基于 Simulink 对其进行了仿真模拟。通过堆侧先启动带动布雷顿循环工作的逻辑,对其启动过程的动态响应进行了分析。Ma 等^[18]推导了空间堆布雷顿循环的 3 种功率调节方法,并明确其应用场景。Gallo 等^[19]研究了空间堆布雷顿循环的旋转机械,针对 15 g/mol 和 40 g/mol 两种氦气、氙气混合工质建立了离心式压缩机和向心式透平的分析模型。研究表明,在相同的电功率下,降低工质的分子质量可以获得更低的流量以及更高的循环压力。

综上,现有动态特性研究仅考虑了特定的氦气、氙气混合比例下的启动特性,对不同混合比例对系统动态特性的分析较为匮乏,无法为相关控制策略提供理论支撑。为此,本文基于 Simulink 仿真软件,搭建了空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统模型,分析了工质混合比例偏离设计值时,空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统面临外部反应性阶跃的动态响应特性,相关结果可为空间核动力系统的动态特性研究提供参考。

1 系统综述及建模过程

本文采用的是空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环的系统,如图 1 所示,堆芯采用基体式结构,混合工质在包壳和基体间的环形通道中流通。布雷顿循环采用简单回热闭式循环,其部件包括透平、回热器、压缩机、冷却器和辐射散热器,其中透平、发电机、压缩机采用同轴连接。

氦气与氙气混合工质通过气冷堆加热后进入透平膨胀做功,产生的机械能用于驱动发电机发电以

及压缩机做功,膨胀做功后的混合工质流经回热器与温度较低的工质进行换热,提高循环效率。回热器热端出口的混合工质流经冷却器降低温度后,进入压缩机内提高压力。被压缩的混合工质流经回热器后重新回到反应堆内被加热,形成一个循环。

本文基于 Simulink 软件,对循环系统中各部件的模型进行了模块化搭建,并将各部件进行组合,形成了空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统的动态仿真模型。系统 Simulink 框图如图 2 所示。

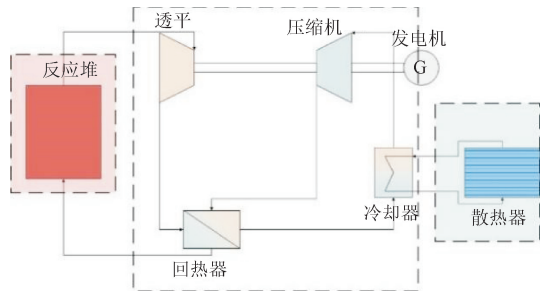


图 1 空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统
Fig.1 Space gas cooled reactor coupled helium-xenon
Brayton cycle system

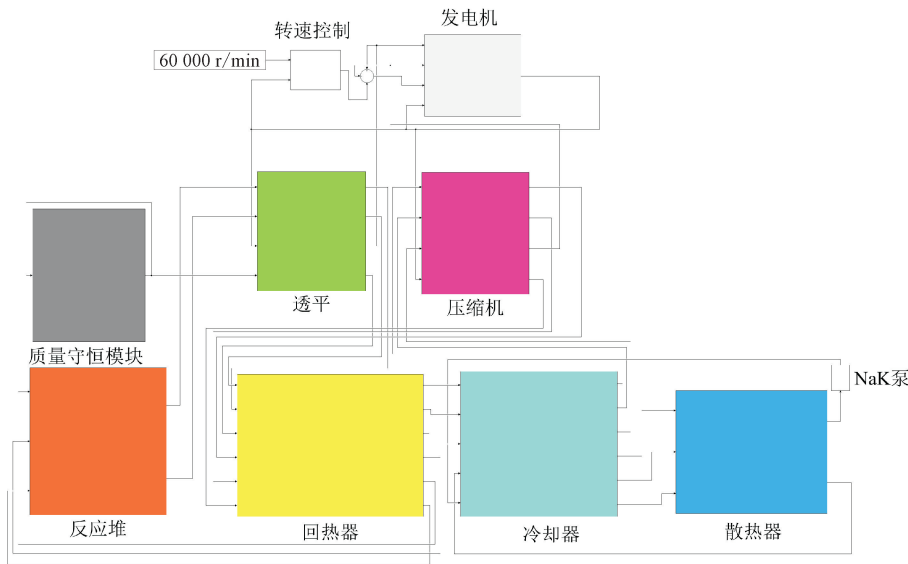


图 2 空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统 Simulink 框图
Fig. 2 Simulink block diagram of space gas cooled reactor coupled helium-xenon Brayton cycle system

1.1 核反应堆模型

堆芯参考桑迪亚实验室的 RPCSIM (reactor power and control simulator)^[17] 方案,采用基体式结构,混合气体在包壳和基体间形成的环形通道内流通。气冷堆堆芯共有 313 根燃料棒,燃料元件由燃料芯块、气隙、内衬、包壳组成,堆芯结构如图 3 所示。

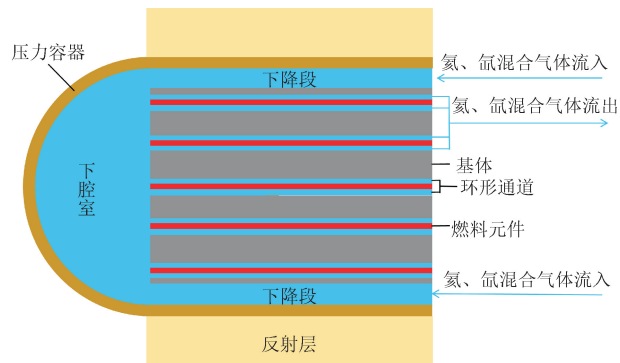


图 3 空间气冷堆堆芯截面示意图

Fig. 3 Core section of space gas cooled reactor

自回热器流出的温度相对较低的工质,通过基体与压力容器之间的下降段流入,并在下腔室内汇集。随后,工质沿着每根燃料棒(自左向右)流过堆芯区域,与燃料元件进行对流换热,将堆芯所产生的热量带出。

反应堆模型主要包括中子动力学模型、反应性反馈模型、热工水力模型。

1.1.1 中子动力学模型

空间气冷堆体积以及功率较小,因此中子动力学模型采用具有 6 组缓发中子的点堆方程^[20]

$$\frac{dP_F(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \sum_{i=1}^6 \beta_i}{\Lambda} P_F(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) \quad (1)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} P_F(t) - \lambda_i C_i(t), \quad i = 1, 2, \dots, 6 \quad (2)$$

式中: P_F 为堆芯裂变功率; t 为时间; ρ 为总反应性; β_i 为第 i 组缓发中子的份额; Λ 为中子代时间; λ_i 为

第 i 组缓发中子的衰变常数; C_i 为第 i 组缓发中子先驱核浓度。

1.1.2 反应性反馈模型

反应堆的功率水平由各项反应性控制,除了外部引入的反应性,还应考虑系统自身的反应性反馈,表达式如下

$$\rho(t) = \rho_{\text{ex}}(t) + \sum \rho_i(t) \quad (3)$$

式中: ρ_{ex} 为外部引入反应性; ρ_i 为系统内部各项反应性反馈。

反馈效应主要由堆芯内温度的变化引起,在空间气冷堆中,主要考虑的反馈包括燃料、包壳、堆芯基体、压力容器、反射层以及冷却剂的温度变化,表达式如下

$$\rho_i(t) = \alpha_i(T_{i,\text{ave}}(t) - T_{i,\text{ref}}) \quad (4)$$

式中: α_i 为各材料的温度反馈系数; $T_{i,\text{ave}}$ 为各材料的平均温度; $T_{i,\text{ref}}$ 为材料的参考温度。

1.1.3 热工水力模型

本文采用控制体积法,将堆芯沿轴向划分10个节点,沿径向划分5个分区。每个分区内由工作条件相似的燃料元件组成。对于单个燃料元件,从燃料芯块到基体,对每层材料的温度进行了计算。燃料元件结构示意图如图4所示^[21]。

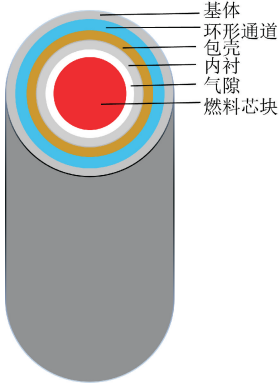


图4 空间气冷堆基体式堆芯燃料元件示意图

Fig. 4 Diagram of matrix-type core fuel element for space gas cooled reactor

对于燃料芯块,其和内衬隔着气隙进行了换热,主要考虑了辐射和导热过程。

燃料芯块控制方程

$$M_U c_{p,U} \frac{\partial T_U}{\partial t} = \left[\frac{\lambda_G}{\delta_G} (T_G - T_U) + \epsilon_{UL} \sigma (T_U^4 - T_L^4) \right] A_U + q_V \quad (5)$$

式中: M_U 为燃料芯块质量; $c_{p,U}$ 为燃料芯块比定压热容; T_U 为燃料芯块温度; T_G 为气隙温度; λ_G 为气隙导热系数; δ_G 为气隙宽度; ϵ_{UL} 为系统发射率; σ 为玻尔兹曼常数; T_L 为内衬温度; A_U 是燃料芯块外表面积; q_V 是单位体积释热率。

内衬控制方程

$$M_L c_{p,L} \frac{\partial T_L}{\partial t} = A_L \frac{\lambda_G}{\delta_G} (T_U - T_L) + A_U \epsilon_{UL} \sigma (T_U^4 - T_L^4) - A_{Cl} \left[(T_L - T_C) / \left(\frac{\delta_L}{2\lambda_L} + \frac{\delta_C}{2\lambda_C} \right) \right] \quad (6)$$

式中: M_L 为内衬质量; $c_{p,L}$ 为内衬比定压热容; A_L 为内衬内表面积; A_{Cl} 为包壳内表面积; T_C 为包壳温度; δ_L 为内衬厚度; λ_L 为内衬导热系数; δ_C 为包壳厚度; λ_C 为包壳导热系数。

包壳控制方程

$$M_C c_{p,C} \frac{\partial T_C}{\partial t} = A_{Cl} \left[(T_L - T_C) / \left(\frac{\delta_L}{2\lambda_L} + \frac{\delta_C}{2\lambda_C} \right) \right] - A_{CO} \epsilon_{CB} \delta (T_C^4 - T_B^4) - A_{CO} h_{Cg} (T_C - T_g) \quad (7)$$

式中: M_C 为包壳质量; $c_{p,C}$ 为包壳比定压热容; A_{CO} 为包壳外表面积; ϵ_{CB} 为包壳和基体的系统发射率; T_B 为基体温度; h_{Cg} 为包壳和工质之间的对流换热系数; T_g 为环形通道工质平均温度。

对于环形通道混合气体冷却剂

$$m_g c_{p,g} (T_{\text{out}} - T_{\text{in}}) = h_{Cg} (T_C - T_g) \Pi_{CO} L + h_{gB} (T_B - T_g) \Pi_B L \quad (8)$$

式中: m_g 为工质质量流量; $c_{p,g}$ 为工质比定压热容; T_{out} 为节点出口工质温度; T_{in} 为节点入口工质温度; L 为节点长度; h_{gB} 为工质和基体之间的对流换热系数; T_B 为基体温度; Π_B 为基体内表面周长。

基体控制方程

$$M_B c_{p,B} \frac{\partial T_B}{\partial t} = h_{Bd} (T_d - T_B) A_{B,\text{out}} + h_{gB} (T_g - T_B) A_B N_{\text{fuel}} \quad (9)$$

式中: M_B 为基体质量; $c_{p,B}$ 为基体比定压热容; h_{Bd} 为基体和下降段工质之间的对流换热系数; T_d 为下降段工质平均温度; A_B 是基体内表面积; $A_{B,\text{out}}$ 是基体外表面积; N_{fuel} 为燃料棒根数。

对于下降段混合气体冷却剂

$$m_d c_{p,d} (T_{d,\text{out}} - T_{d,\text{in}}) = h_{Bd} (T_B - T_d) A_{B,\text{out}} + h_{Vd} (T_V - T_d) A_V \quad (10)$$

式中: m_d 为下降段工质质量流量; $c_{p,d}$ 为下降段工质比定压热容; $T_{d,\text{out}}$ 为节点出口下降段工质温度; $T_{d,\text{in}}$ 为节点入口下降段工质温度; h_{Vd} 为压力容器和下降段工质之间的对流换热系数; T_V 为压力容器温

度; A_V 为压力容器内表面积。

压力容器控制方程

$$M_V c_{p,V} \frac{\partial T_V}{\partial t} = h_{Vd}(T_d - T_V)A_V - [(T_V - T_R)/(\frac{\delta_V}{2\lambda_V} + \frac{\delta_R}{2\lambda_R})]A_{V,out} \quad (11)$$

式中: M_V 为压力容器质量; $c_{p,V}$ 为压力容器比定压热容; T_R 为侧反射层温度; δ_V 为压力容器厚度; λ_V 为压力容器导热系数; δ_R 为侧反射层厚度; λ_R 为侧反射层导热系数; $A_{V,out}$ 为压力容器外表面积。

侧反射层控制方程

$$M_R c_{p,R} \frac{\partial T_R}{\partial t} = -A_{R,out} \epsilon_R \sigma (T_{R,out}^4 - T_{sp}^4) + A_{V,out} [(T_V - T_R)/(\frac{\delta_V}{2\lambda_V} + \frac{\delta_R}{2\lambda_R})] \quad (12)$$

式中: M_R 为侧反射层质量; $c_{p,R}$ 为侧反射层比定压热容; $A_{R,out}$ 、 $T_{R,out}$ 为侧反射层外表面积、温度; ϵ_R 为侧反射层发射率; T_{sp} 为外太空温度。

堆内的对流换热系数采用 Dittus-Boelter 公式进行计算

$$h = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \lambda / D_h \quad (13)$$

式中: h 为工质对流换热系数; Re 为雷诺数; Pr 为普朗特数; λ 为工质导热系数; D_h 为水力直径。

堆内压降采用桑迪亚报告中提供的计算方式

$$f = \max\left(\frac{16}{Re}, \frac{0.0791}{Re^{0.25}}\right) \quad (14)$$

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho_{gas} v^2 \frac{4}{D_h} L f \quad (15)$$

式中: f 为摩擦系数; ρ_{gas} 为工质密度; v 为工质流速; L 为单个节点长度; Δp 为单个节点压降。

由式(5)~(15)可计算得到每个节点内各层材料的温度,进而计算各材料温度变化对系统引起的负反馈。

1.2 布雷顿循环模型

氦氘布雷顿循环采用简单回热循环构型,循环部件包括透平、压缩机、发电机、回热器、冷却器与散热器。

1.2.1 透平与压缩机模型

透平与压缩机采用特性曲线进行计算如下

$$\frac{p_{o2}}{p_{o1}} = f_{prC}(T_{o1}, p_{o1}, m, N_{rpm}) \quad (16)$$

$$\frac{p_{o4}}{p_{o5}} = f_{prT}(T_{o4}, p_{o4}, m, N_{rpm}) \quad (17)$$

$$\frac{T_{o2}}{T_{o1}} = f_{TrC}(T_{o1}, p_{o1}, m, N_{rpm}) \quad (18)$$

$$\frac{T_{o4}}{T_{o5}} = f_{TrT}(T_{o4}, p_{o4}, m, N_{rpm}) \quad (19)$$

式中: p_{o2} 为压缩机出口压力; p_{o1} 为压缩机入口压力; T_{o2} 为压缩机出口温度; T_{o1} 为压缩机入口温度; p_{o4} 为透平入口压力; p_{o5} 为透平出口压力; T_{o4} 为透平入口温度; T_{o5} 为透平出口温度; m 为工质质量流量; N_{rpm} 为透平和压缩机转速; f_{prC} 、 f_{prT} 为压缩机、透平压力比函数; f_{TrC} 、 f_{TrT} 分压缩机、透平温度比函数。

透平入口压力以及温度由堆芯计算得到,出口压力根据全系统的质量守恒约束计算得到,进而求得压比,根据特性曲线反推循环系统流量。压缩机则根据转速、质量流量以及入口温度和压力,利用特性曲线得到压比、温比,从而求出出口压力和出口温度,进而求出压缩机的效率和功率。

透平和压缩机转速由下列公式求得

$$\frac{dN_{shaft}}{dt} = \frac{P_{shaft}}{IN_{shaft} 4\pi^2} \quad (20)$$

$$P_{shaft} = P_{tur} - P_{com} - P_{load} \quad (21)$$

$$P_{com} = mc_p g (T_{o2} - T_{o1}) \quad (22)$$

$$P_{tur} = mc_p g (T_{o5} - T_{o4}) \quad (23)$$

式中: N_{shaft} 为转轴转速; P_{shaft} 为转轴功率; I 为转轴转动惯量; P_{com} 为压缩机功率; P_{tur} 为透平功率; P_{load} 为负载。

采用文献[17]所给出的 132 kW 透平压缩机无量纲化特性曲线拟合公式进行计算,利用相似原理对特性曲线进行缩放,获得系统设计工况下的特性曲线。

1.2.2 回热器模型

采用直通道半圆管印刷电路板式回热器,其能很好适应高温高压环境,是布雷顿循环的最佳回热器选择之一[22]。通过一维离散化设计计算,确定回热器的结构参数。所采用的换热公式如下

$$mc_p \frac{dT_{h,o}}{dt} = mc_p (T_{h,i} - T_{h,o}) - h_h A (T_h - T_{str,h}) \quad (24)$$

$$Mc_p \frac{dT_{str,h}}{dt} = h_h A (T_h - T_{str,h}) - \frac{\lambda A}{\delta} (T_{str,h} - T_{str,c}) \quad (25)$$

$$Mc_p \frac{dT_{str,c}}{dt} = \frac{\lambda A}{\delta} (T_{str,h} - T_{str,c}) - h_c A (T_{str,c} - T_c) \quad (26)$$

$$mc_p \frac{dT_{c,o}}{dt} = mc_p (T_{c,o} - T_{c,i}) - h_c A (T_{str,c} - T_c) \quad (27)$$

式中: c_p 为工质的比定压热容;下标 i 为入口、o 为出口、h 为热侧、c 为冷侧、str 为换热器壁面; M 为回热器质量。

为了避免整体换热器内物性变化较大导致的换热系数误差过大问题,沿工质流动方向对换热器进

行节点划分,可以提高模型准确性。

由于混合工质在回热器中为层流流动,雷诺数通常较小,而 Dittus-Boelter 公式的适用范围为雷诺数大于 10 000,因此桑迪亚报告中所采用的 Dittus-Boelter 公式的计算方式并不准确,因此本文中对流换热系数计算进行了相关修正。根据杨夷^[23]等的研究,在印刷电路板式回热器中,对于雷诺数小于4 300 的流动可采用契尔顿-科尔比比拟公式进行计算

$$Nu = StRePr \tag{28}$$

$$St = \frac{8}{RePr^{2/3}} \tag{29}$$

$$h = \frac{Nu\lambda}{D_h} \tag{30}$$

式中: Nu 为工质努塞尔数; St 为斯坦顿数。

回热器的压降与堆芯内部压降计算方式相同。建模过程中,对换热器模型进行了节点数无关性验证,结果如图 5 所示。5 个节点后温度、压力变化趋于稳定,出口温度、压力计算结果与稳态设计结果相比,相对误差在 2% 以内,温度误差在 1% 以内。为了减少计算成本,选取 6 个节点作为回热器计算节点。

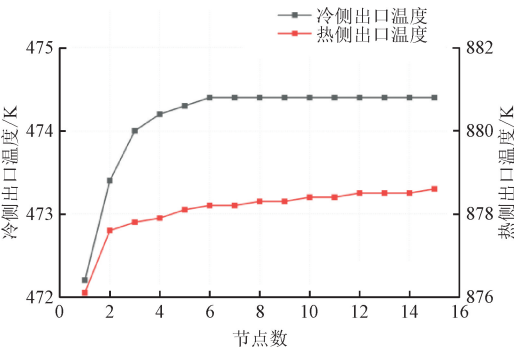


图 5 回热器模型节点数无关性验证

Fig. 5 Verification of node independence of recuperator

1.2.3 冷却器与散热器模型

冷却器与回热器相似,冷却器热侧为氦气、氙气混合工质,冷侧部分采用钠、钾混合液态金属冷却,将废热带到辐射散热器中排至太空。对于辐射散热器,采用集总参数法进行辐射散热。

1.3 物性模型

为了保证计算结果的可靠性,本文对氦气、氙气混合工质的物性计算模型进行了搭建。参考 Tournier 等^[24]的研究,根据实际气体状态方程分别求解氦气和氙气的物性,再进行混合,通过压力、温度、混合比例,计算不同温度、压力下混合气体的密度、比热容、动力黏度和热导率。

对于冷却器使用到的钠钾混合液态金属,同样

需要计算物性,本文参考文献[25]提供的拟合公式,形成 Simulink 模块,实现快速计算。

2 模型验证

本文以桑迪亚实验室的 RPCSIM 模型^[17]为研究对象,针对 50 g/mol 氦气、氙气混合气体为工质的空间气冷堆耦合氦氙布雷顿循环系统进行建模,并将仿真模型计算值与设计值进行对比,如表 1 所示。模型得到的关键参数计算值与设计值间的最大误差为 7.1%,表明本文模型具有较高的精确度。

表 1 模型稳态计算值与设计值的对比

Table 1 Comparison of steady-state calculation results with design values

参数	数值		相对 误差/%
	设计值	计算值	
堆芯功率/kW	400	389.2	2.7
质量流量/(kg·s ⁻¹)	3.1	3.08	0.7
转子转速/(r·min ⁻¹)	60 000	60 000	0.0
输出功率/kW	108	112.2	3.9
透平出口温度/K	908	905	0.3
透平出口压力/MPa	1.5	1.48	1.3
透平效率/%	90	86.57	3.8
堆芯出口温度/K	1 144	1 137.2	0.6
堆芯出口压力/MPa	2.966	2.894	2.4
压气机出口压力/MPa	3	2.958	1.4
压气机出口温度/K	447	453.6	1.5
压气机效率/%	80	78.47	1.9
循环效率/%	26.9	28.8	7.1

桑迪亚实验室利用 RPCSIM 模型,对系统的启动过程进行了模拟,其模型计算结果与实验数据拟合较好。为验证本文模型动态过程的准确性,在相同的启动条件下,对模型进行仿真,并将仿真结果与 RPCSIM 模型的结果进行对比,如图 6、7 所示。

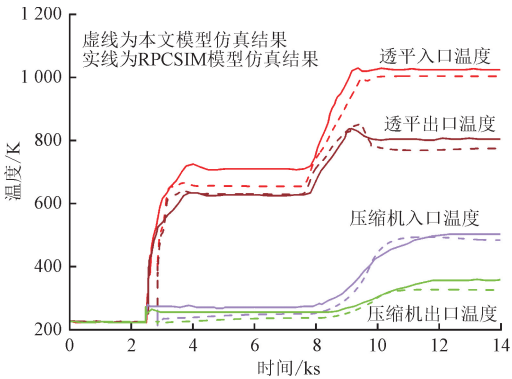


图 6 空间堆启动过程系统各节点温度

Fig. 6 Temperature of each node in the space reactor start-up process

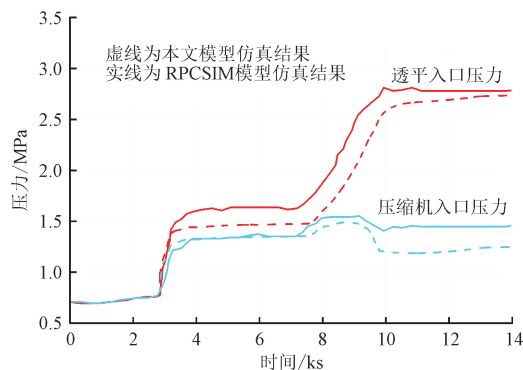


图7 空间堆启动过程透平和压缩机入口压力

Fig. 7 Turbine and compressor inlet pressure in space reactor start-up process

结果表明,本文模型和RPCSIM模型的计算结果比较接近,系统各节点温度与压力变化趋势与RPCSIM模型较为一致,说明本文模型具有一定的可靠性。

3 引入反应性的系统动态响应特性

系统稳定运行时,为了响应负载的变化,往往需要对反应性进行调整。为了模拟研究系统在面临反应性变化时的动态特性,在系统稳定运行至3 000 s时,引入外部反应性的阶跃变化,分析氦气和氙气混合比例偏离设计值时系统的动态响应特性。

3.1 堆侧动态响应特性

系统稳定运行时,面临外部反应性的阶跃变化,堆芯裂变功率迅速升高,引起堆芯内部温度上升。进而在各类负反馈效应的作用下,产生负的反应性,阻止裂变功率继续上升,系统总反应性开始减小,直至重新达到稳定。

图8展示了系统总反应性随时间的变化。可以看出,当面临扰动时,系统总反应性波动受系统工质摩尔质量的影响,工质摩尔质量越大,系统恢复至稳定所需要的时间越长。在设计混合比例下,系统面临反应性阶跃时,需要370 s恢复稳定。工质摩尔质量偏离至45 g/mol时,系统需要345 s恢复稳定,响应时间缩短了6.8%;工质摩尔质量偏离至55 g/mol时,系统则需要389 s恢复稳定,响应时间延长了4.9%。

氦是元素周期表中第一周期的元素,原子半径极小,氙是第五周期的元素,原子半径相较于氦较大。在空间气冷堆中,较小的氦原子更容易通过一些微小的孔隙,相较于氙气更容易发生泄漏。当氦气泄漏时,系统中混合工质的摩尔质量会逐渐增大,

系统的稳定性变差。

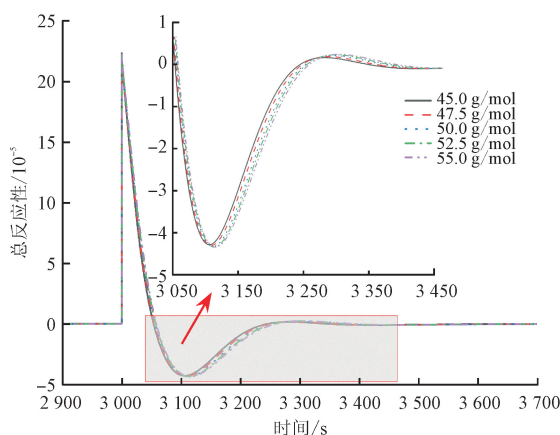


图8 空间气冷堆总反应性

Fig. 8 Total reactivity of space gas cooled reactor

随着工质摩尔质量的逐步增加,工质在堆芯内部的平均对流换热系数逐渐减小。就堆芯内部的对流换热情况而言,如图9所示,摩尔质量为45 g/mol的工质展现出最强的换热能力,相同的温差条件下,能够带走更多的热量。

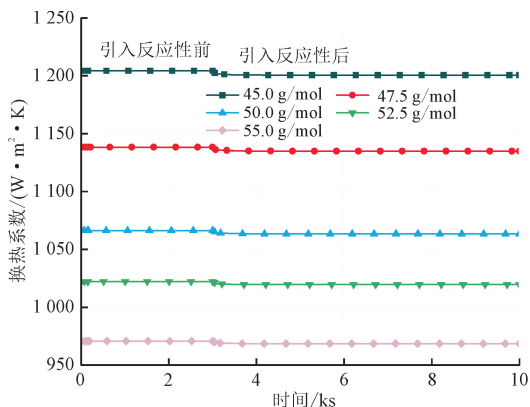


图9 空间气冷堆的堆内平均对流换热系数

Fig. 9 Average convective heat transfer coefficient in space gas cooled reactor

由于堆芯自身具备的各种负反馈效应,在温度降低时会产生正的反应性,使得堆芯功率上升,直至堆芯功率与换热功率持平,温度不再下降。因此,当混合工质中氦气所占比例增加时,换热能力增强,堆芯具备更大的功率。如图10所示,当系统工质摩尔质量偏离至45 g/mol时,堆芯功率在引入反应性前达到了438 kW,相较于设计工况,上升了11.2%。当工质摩尔质量偏离至55 g/mol时,堆芯功率在引入反应性前仅为358 kW,相较于设计工况,下降了8.1%。

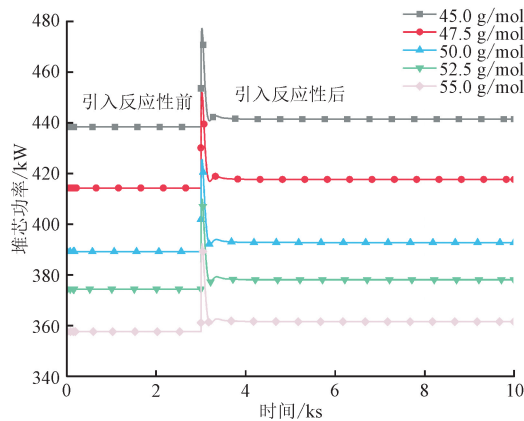


图 10 空间气冷堆的堆芯功率

Fig. 10 Space gas cooled reactor core power

表 2 为堆芯功率变化幅度,从中能够看出,随着混合工质的摩尔质量的逐步增大,外部引入反应性对堆芯功率的影响越显著。当系统中工质摩尔质量达到 55 g/mol 时,堆芯功率的峰值突变幅度达到了 9.7%。

表 2 不同混合比例下空间气冷堆堆芯功率变化幅度
Table 2 Variation amplitude of space gas cooled reactor core power under different mixing ratio

工质摩尔 质量/(g·mol ⁻¹)	引入反应性前 的功率/kW	峰值功率/ kW	峰值突变 幅度/%
45.0	438.3	477.2	8.9
47.5	414.2	451.9	9.1
50.0	389.2	425.5	9.3
52.5	374.3	409.9	9.5
55.0	357.6	392.2	9.7

鉴于空间核电源运行过程中的安全因素的考虑,堆芯功率的波动将直接作用于燃料芯块与工质的温度,燃料芯块的温度波动会影响气冷堆内的安全性。自堆内换热后流出的混合工质随后将径直进入透平设备膨胀做功,进而影响布雷顿循环的安全性和稳定性,故燃料芯块以及堆芯出口工质的温度对于整个系统的安全性及稳定性是至关重要的。

对突变过程中芯块的最高温度进行监测,结果如图 11 所示。受堆芯功率影响,在引入外部反应性前,系统工质摩尔质量为 45 g/mol 时,燃料芯块温度最高。因反应堆换热功率变化滞后于裂变功率,引入反应性阶跃之后,裂变功率大于换热功率将导致燃料芯块最高温度骤升,随后由于负反馈的影响,抑制了裂变功率的继续升高,温度由峰值小幅度下降,并最后稳定。

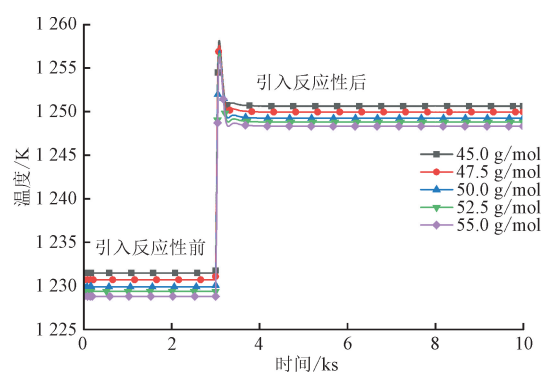


图 11 空间气冷堆燃料芯块最高温度

Fig. 11 Space gas cooled reactor fuel pellet maximum temperature

表 3 展示了不同混合比例下燃料芯块温度峰值的变化情况。当系统工质中氦气所占比例减小,工质的对流换热系数逐渐下降,致使工质的冷却能力欠佳,故在突变过程中,其峰值幅度变大。

表 3 不同混合比例下燃料芯块最高温度变化幅度
Table 3 Maximum temperature variation amplitude of fuel pellet under different mixing ratio

工质摩尔 质量/(g·mol ⁻¹)	引入反应性前 的温度/K	峰值温度/ K	峰值突变 幅度/%
45.0	1 231.478	1 258.137	2.165
47.5	1 230.698	1 257.575	2.206
50.0	1 229.867	1 256.992	2.235
52.5	1 229.366	1 256.648	2.219
55.0	1 228.786	1 256.251	2.235

综上,堆内动态响应受到工质混合比例的影响较为显著。随着工质中氦气所占比例下降,换热效率降低,无法及时有效地导出堆内的热量,造成堆芯功率以及芯块最高温度的波动峰值幅度增大,对反应堆的稳定性和安全性产生影响。

考虑到工质混合比例偏离设计值时,工质的 Re 数发生改变,导致工质在堆芯内的压力损失发生变化,影响透平入口压力。对堆芯内部的压力损失进行检测,结果如图 12 所示。

随着混合工质摩尔质量的减少,堆芯压降呈现出增大的趋势。当系统工质摩尔质量偏离至 45 g/mol 时,堆芯内部压降在引入反应性前达到了 0.056 MPa,相较于设计比例下的 0.050 MPa,增加了 12%。而当系统工质摩尔质量偏离至 55 g/mol 时,堆芯内部压降则为 0.046 MPa,相较于设计比例,减少了 8%。

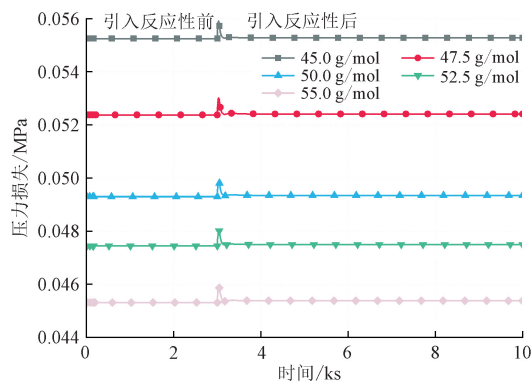


图 12 空间气冷堆的堆芯压力损失

Fig. 12 Core pressure loss of space gas cooled reactor

3.2 布雷顿循环动态响应特性

除了芯块最高温度之外,堆芯出口的工质温度亦会受堆芯功率的影响而产生相应的上升。

如图 13 所示,在引入反应性之前、突变达到峰值以及重新稳定之后的 3 个阶段中,堆芯出口处的工质温度均随工质摩尔质量增加呈现出升高的趋势。当系统工质摩尔质量偏离至 55 g/mol 时,堆芯出口工质温度峰值达到了 1 163 K,相较于设计混合比例下堆芯出口工质温度的峰值,上升了 2 K;当系统工质摩尔质量偏离至 45 g/mol 时,堆芯出口工质温度峰值仅为 1 159 K,相较于设计混合比例下堆芯出口工质温度的峰值,减少了 2 K。

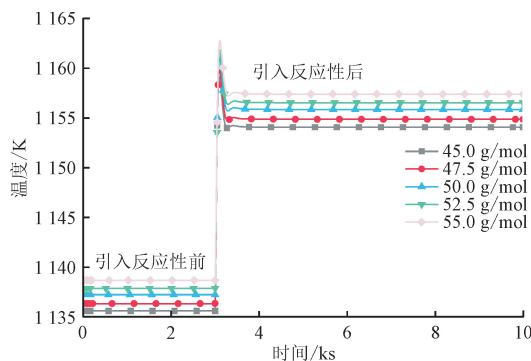
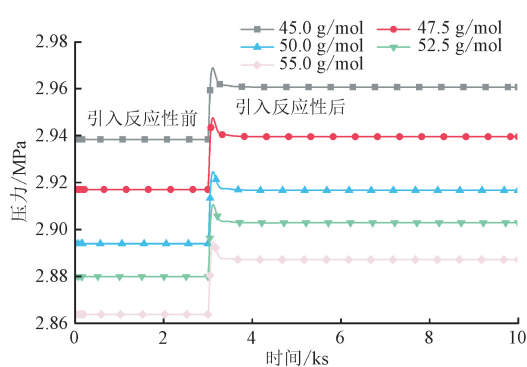


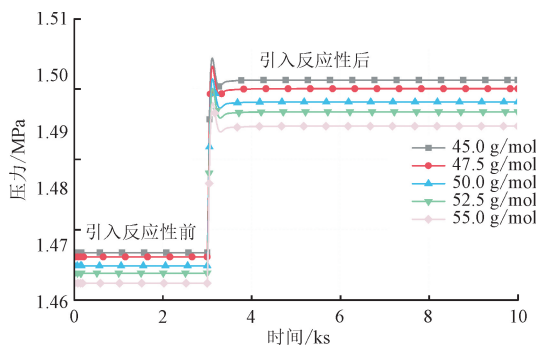
图 13 空间气冷堆出口工质温度

Fig. 13 Temperature of working medium at the outlet of space gas cooled reactor

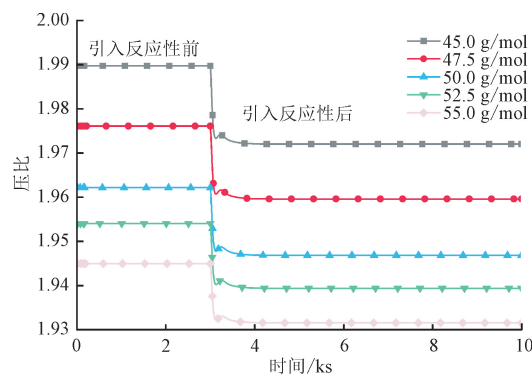
循环系统的质量流量根据透平的特性曲线计算得到。鉴于闭式布雷顿回路系统内部冷却剂的总量处于恒定水平,当系统引入外部反应性阶跃之后,工质的温度升高,系统压力相应地增大。在此情形下,透平进出口压力均呈上升趋势,对于透平的压比相较于引入外部反应性阶跃之前有所减小,如图 14 所示。



(a) 透平入口压力



(b) 透平出口压力



(c) 透平压比

图 14 引入反应性后透平压力的变化

Fig. 14 Turbine pressure parameters changes of reactivity introduction

在透平转速维持在 60 000 r/min 的条件下,进、出口压比变小,循环系统的质量流量相应地呈现一定程度的下降趋势,如图 15 所示。

系统质量流量的变化幅度汇总如表 4 所示。当系统工质中氦气成分所占比例增加,系统循环流量相较于设计混合比例下有所升高。当面临反应性阶跃时,系统质量流量的变化幅度增大。

当工质摩尔质量偏离至 45 g/mol 时,系统循环流量在引入反应性阶跃前相较于设计混合比例下增

加了 1.01%;工质摩尔质量偏离至 55 g/mol 时,系统循环流量在引入反应性阶跃前相较于设计混合比例下减少了 0.68%。

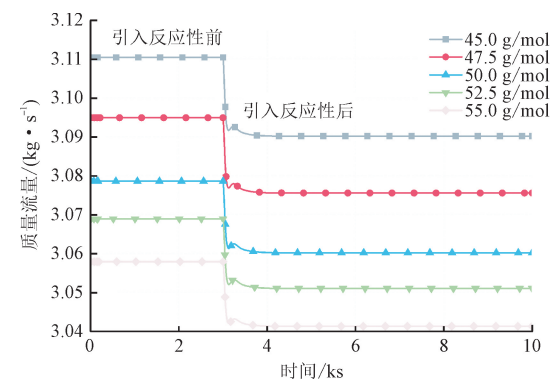


图 15 空间堆工质质量流量

Fig. 15 Mass flow of working medium in space reactor

表 4 不同气体混合比例下系统的质量流量的变化
Table 4 Variation amplitude of mass flow under different gas mixing ratio

摩尔质量/ (g · mol ⁻¹)	质量流量/(kg · s ⁻¹)		变化幅度/%
	引入阶跃前	重新稳定后	
45.0	3.110	3.090	-0.65
47.5	3.095	3.076	-0.63
50.0	3.079	3.060	-0.60
52.5	3.069	3.051	-0.58
55.0	3.058	3.041	-0.54

引入反应性阶跃之后,透平入口工质温度有所升高,有利于膨胀做功,但系统循环质量流量下降,在两种因素的综合作用之下,透平的输出功率出现略微下降,如图 16 所示。

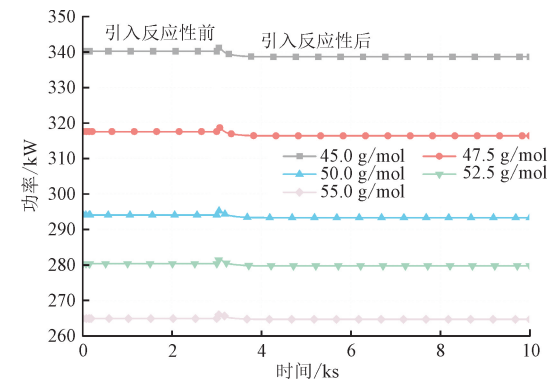


图 16 引入反应性后透平输出功率的变化

Fig. 16 Turbine power changes of reactivity introduction

相较于透平功率的变化情况,压缩机功率的变化表现得较为显著。压缩机的进出口压力随着引入外部反应性均呈上升趋势,而压缩机的压比则相较于引入反应性前有所减小,如图 17、图 18 所示。

压缩机的耗功受到循环系统质量流量以及压缩机压比的双重影响,尤其当系统工质的摩尔质量较小时,系统面临扰动,压缩机耗功的变化幅度更为剧烈。

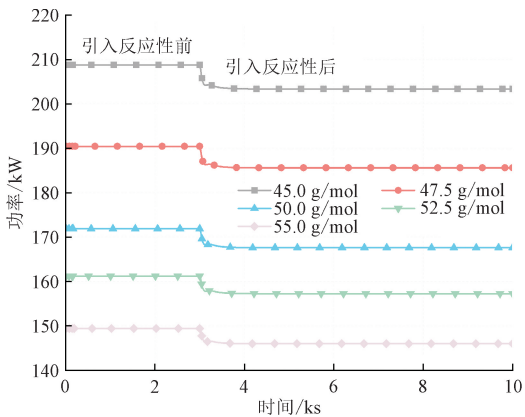
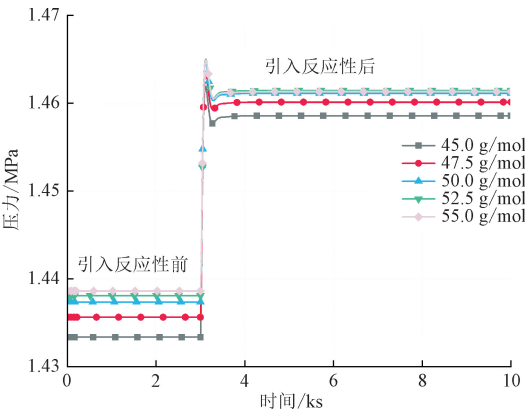
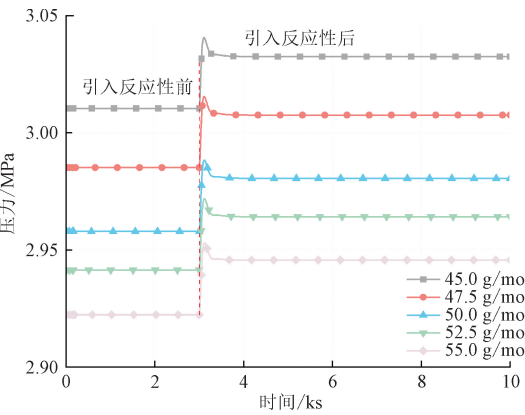


图 17 引入反应性后压缩机功率的变化

Fig. 17 Compressor power changes of reactivity introduction



(a) 压缩机入口压力



(b) 压缩机出口压力

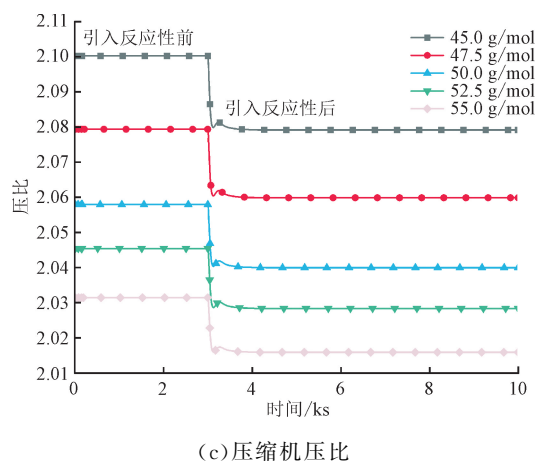


图 18 引入反应性后压缩机压力的变化

Fig. 18 Compressor pressure parameters changes of reactivity introduction

引入反应性前、后,系统净输出功率呈现出先上升,随后略微下降并最后稳定的变化趋势,如图 19 所示。随着工质摩尔质量逐步增大,净输出功率逐渐减小。当系统工质摩尔质量偏离至 45 g/mol 时,净输出功率在引入扰动前达到了 120.9 kW,相较于设计混合比例下上升了 7.6%;当系统工质摩尔质量偏离至 55 g/mol 时,净输出功率在引入扰动前降为 106.2 kW,相较于设计混合比例下减少了 5.6%。

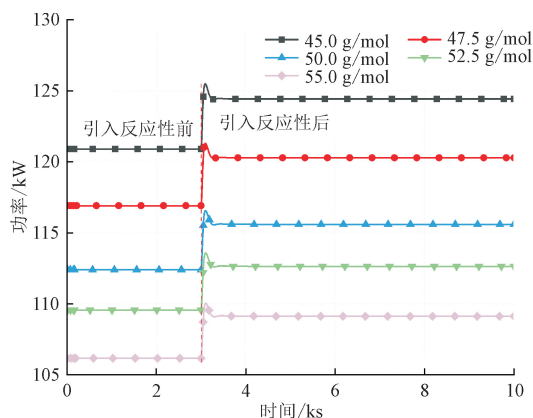


图 19 反应性引入后空间堆系统净输出功率的变化

Fig. 19 Net output power of space reactor system changes of reactivity introduction

图 20 展示了循环效率随时间的变化,由于反应堆的热惯性,循环效率呈现一个急剧下降随后上升的趋势。

随着系统工质中氦气成分占比的增加,系统的循环效率呈现出逐渐下降的趋势。当循环工质摩尔质量偏离至 45 g/mol 时,系统循环效率为 27.5%,

相较于设计混合比例下系统效率,下降了 1.4%;而循环工质摩尔质量偏离至 55 g/mol 时,系统循环效率为 29.7%,相较于设计混合比例,上升了 0.8%。

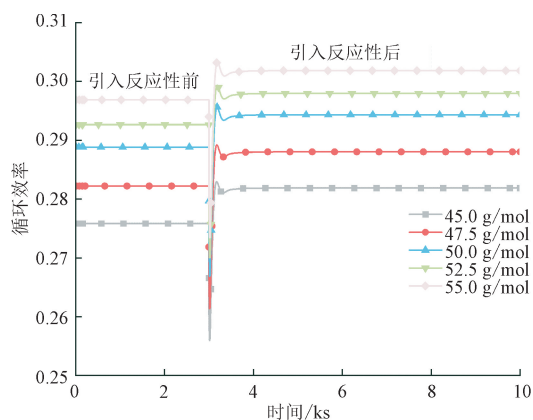


图 20 反应性引入后空间堆系统循环效率的变化

Fig. 20 Cycle efficiency of space reactor system changes of reactivity introduction

4 结 论

本文搭建了空间气冷堆耦合氦氘布雷顿循环系统的动态仿真模型。通过改变工质组分,对比了采用不同氦气、氘气混合比例的工质时,系统的动态响应特性,得到如下结论。

(1) 引入相同的外部反应性,当工质摩尔质量低于设计值时,系统堆芯功率的上升幅度减小,透平功率和压缩机功率的下降幅度增大,系统净输出功率上升幅度增大。反之,当工质摩尔质量高于设计值时,系统堆芯功率的上升幅度增大,透平功率和压缩机功率的下降幅度减小,净输出功率上升幅度减小。

(2) 在设计混合比例下,系统的循环效率为 28.9%,堆内平均对流换热系数为 $1\,166\text{ W}\cdot\text{m}^2\cdot\text{K}^{-1}$ 。循环工质中氦气成分所占比例减小时,系统的循环效率略有升高,但工质的传热性能有所下降。当循环工质摩尔质量偏离至 55 g/mol 时,循环效率上升了 0.8%,同时堆内平均对流换热系数下降 16.8%。工质换热能力的下降导致动态过程中堆内参数波动幅度增大。面临反应性阶跃,系统的响应时间相较于设计混合比下延长了 4.9%。

(3) 循环工质中氦气成分所占比例增大时,系统的循环效率受到影响有所下降,同时工质的传热性能有所提高。当循环工质摩尔质量偏离至 45 g/mol 时,系统循环效率下降了 1.4%,堆内对流换热系数提高了 12.9%,系统的响应时间缩短了 6.8%。

参考文献:

- [1] 连军伟, 贺雷, 林蓬成, 等. 10 kWe 空间堆闭式布雷顿系统驱动单元设计 [J]. 火箭推进, 2024, 50(4): 140-148.
- LIAN Junwei, HE Lei, LIN Pengcheng, et al. Design of drive unit in closed Brayton system for 10 kWe space reactor [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2024, 50(4): 140-148.
- [2] 马骞, 孙培伟, 魏新宇. 空间堆线性变参数模型预测控制方法 [J]. 西安交通大学学报, 2024, 58(11): 164-175.
- MA Qian, SUN Peiwei, WEI Xinyu. Predictive control method based on linear varying parameter model for space nuclear reactors [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2024, 58(11): 164-175.
- [3] BIONDI A, TORO C. Closed Brayton cycles for power generation in space: modeling, simulation and exergy analysis [J]. Energy, 2019, 181: 793-802.
- [4] QIN Hao, WANG Chenglong, TIAN Wenxi, et al. Experimental investigation on flow and heat transfer characteristics of He-Xe gas mixture [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2022, 192: 122942.
- [5] MA Wenkui, YANG Xiaoyong, WANG Jie. Thermodynamic performance and optimization of the helium-xenon Brayton cycle for gas-cooled micro-reactors [J]. Applied Thermal Engineering, 2025, 267: 125804.
- [6] 陈伟雄, 梁铁波, 姜超, 等. 空间堆氦氙布雷顿循环研究进展 [J]. 西安交通大学学报, 2023, 57(11): 46-57.
- CHEN Weixiong, LIANG Tiebo, JIANG Chao, et al. Advances in the study of He-Xe Brayton cycle in space reactors [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2023, 57(11): 46-57.
- [7] EL-GENK M S, TOURNIER J M. Noble gas binary mixtures for gas-cooled reactor power plants [J]. Nuclear Engineering and Design, 2008, 238(6): 1353-1372.
- [8] 王辉, 刘海旭, 张春梅, 等. 氦氙混合工质离心压气机气动设计与性能研究 [J/OL]. 哈尔滨工程大学学报. (2025-02-18) [2025-02-20]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1390.U.20250218.0913.004.html>.
- WANG Hui, LIU Haixu, ZHANG Chunmei, et al. Aerodynamic design and performance study of centrifugal compressor based on helium-xenon working fluid [J/OL]. Journal of Harbin Engineering University. (2025-02-18) [2025-02-20]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1390.U.20250218.0913.004.html>.
- [9] MA Wenkui, YE Ping, GAO Yue, et al. Optimization of thermodynamic performance and mass evaluation for MW-class space nuclear reactor coupled with noble gas binary mixtures Brayton cycle [J]. Energy, 2024, 293: 130498.
- [10] 廖浩仰, 明杨, 陈宝文, 等. 氦氙气冷反应堆系统无保护控制事故安全分析 [J]. 原子能科学技术, 2024, 58(8): 1750-1759.
- LIAO Haoyang, MING Yang, CHEN Baowen, et al. Accident safety analysis of helium-xenon gas cooled reactor system under unprotected control [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2024, 58(8): 1750-1759.
- [11] 黄笛, 李仲春, 余霖, 等. 氦氙混合比例对堆内通道流动换热特性影响 [J]. 哈尔滨工程大学学报, 2021, 42(5): 745-750.
- HUANG Di, LI Zhongchun, YU Lin, et al. Influence of helium-xenon mixing ratio on flow heat transfer characteristics of reactor channels [J]. Journal of Harbin Engineering University, 2021, 42(5): 745-750.
- [12] EL-GENK M S, TOURNIER J M. Selection of noble gas binary mixtures for Brayton space nuclear power systems [C]//4th International Energy Conversion Engineering Conference and Exhibit (IECEC). Reston, VA, USA: AIAA, 2006: AIAA 2006-4168.
- [13] 杨谢, 石磊. 氦-氙混合气体物性对布雷顿循环影响分析 [J]. 原子能科学技术, 2018, 52(8): 1407-1414.
- YANG Xie, SHI Lei. Analysis of helium-xenon mixture property influence on Brayton cycle [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2018, 52(8): 1407-1414.
- [14] 余霖. 氦氙混合比例对堆内通道流动换热特性影响研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2020.
- [15] 王浩明, 陈金利, 王园丁, 等. 基于运行状态的氦氙布雷顿循环气体组分分析 [J]. 火箭推进, 2023, 49(3): 76-82.
- WANG Haoming, CHEN Jinli, WANG Yuanding, et al. Gas composition analysis of helium-xenon Brayton cycle based on operating status [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2023, 49(3): 76-82.
- [16] EL-GENK M S, TOURNIER J M P, GALLO B M. Dynamic simulation of a space reactor system with closed Brayton cycle loops [J]. Journal of Propulsion and Power, 2010, 26(3): 394-406.
- [17] WRIGHT S A, LIPINSKI R J, VERNON M E, et al. Closed Brayton cycle power conversion systems for nuclear reactors [EB/OL]. (2006-04-01) [2025-01-12]. <https://www.osti.gov/biblio/1177051>.

- [18] MA Wenkui, YANG Xiaoyong, WANG Jie. Power regulation methods and regulation characteristics of the space reactor direct Brayton cycle with helium-xenon working fluid [J]. *Energy*, 2024, 313: 134012.
- [19] GALLO B M, EL-GENK M S. Brayton rotating units for space reactor power systems [J]. *Energy Conversion and Management*, 2009, 50(9): 2210-2232.
- [20] 邱磊磊, 范遂, 魏新宇, 等. 气冷微堆动态特性分析与稳态运行方案设计 [J]. *核动力工程*, 2024, 45(1): 139-144.
- QIU Leilei, FAN Sui, WEI Xinyu, et al. Dynamic characteristics analysis and steady-state operation scheme design of gas-cooled microreactor [J]. *Nuclear Power Engineering*, 2024, 45(1): 139-144.
- [21] WANG Chenglong, ZHANG Ran, GUO Kailun, et al. Dynamic simulation of a space gas-cooled reactor power system with a closed Brayton cycle [J]. *Frontiers in Energy*, 2021, 15(4): 916-929.
- [22] 陈力勤, 霍红磊, 谢仁尧, 等. 印刷电路板式换热器子通道程序开发及多目标优化方法研究 [J]. *原子能科学技术*, 2024, 58(12): 2505-2514.
- CHEN Liqin, HUO Honglei, XIE Renyao, et al. Development of sub-channel program and multi-objective optimization method research for printed circuit heat exchanger [J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2024, 58(12): 2505-2514.
- [23] 杨夷, 霍红磊. 高温氦氙气体微通道回热器的传热流动特性分析 [J]. *原子能科学技术*, 2018, 52(12): 2156-2163.
- YANG Yi, HUO Honglei. Analysis of heat transfer and flow characteristic for high temperature helium-xenon gas microchannel regenerator [J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2018, 52(12): 2156-2163.
- [24] TOURNIER J M, EL-GENK M S, GALLO B. Best estimates of binary gas mixtures properties for closed Brayton cycle space applications [C]//4th International Energy Conversion Engineering Conference and Exhibit (IECEC). Reston, VA, USA: AIAA, 2006: AIAA 2006-4154.
- [25] International Atomic Energy Agency. Thermophysical properties of materials for nuclear engineering: a tutorial and collection of data [M]. Vienna, Austria: International Atomic Energy Agency, 2008.

(编辑 杜秀杰)