基于热动电全耦合分析的自由活塞斯特林发电机三阶动态模型研究

张泽秦　徐东东　张 恺　王成龙　郭凯伦　田文喜　秋穗正

（西安交通大学 核科学与技术学院　西安 710049）

摘要　自由活塞斯特林发电机（Free-Piston Stirling Generator，FPSG）以其密封性好、寿命长、振动小的特点，在空间核电等小型紧凑能量转换系统中具有重要应用前景。针对FPSG的数值模拟分析难点，本文基于热-动-电多物理场相互作用机理，构建了描述FPSG整机运行特性的三阶动态全耦合模型。在模型中，构建了基于准一维非定常流动假设气体热力循环控制方程，结合了基于刚体力学分析的机械动力学方程，并耦合了基于非线性电磁参数的电磁动态方程，采用高阶数值积分算法实现了热力、机械与电磁子系统的统一耦合求解，开发了适用于FPSG的三阶动态特性分析程序。基于100 W级FPSG参考数据开展了模型验证，获得的*P-V*（压力-体积）指示图及输出功率计算结果与文献参考值符合较好，相对偏差约7.5%，表明本文建立的三阶耦合模型及分析程序能有效预测FPSG的动态响应与能量转换特性。在此基础上，进一步分析了100 W级FPSG的活塞运动特性、工质循环流动特性，以及发电机电输出特性。本研究对FPSG的系统设计、性能预测及优化分析具有参考意义。

关键词　自由活塞斯特林，三阶模型，热动电耦合，数值仿真

中图分类号　TL333

DOI: 10.3724/j.0253-3219.2026.hjs.49.250449

CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2026.49.250449

Third-order dynamic model for a free-piston Stirling generator based on thermodynamic, mechanical, and electromagnetic coupling

ZHANG Zeqin　XU Dongdong　ZHANG Kai　WANG Chenglong
GUO Kailun　TIAN Wenxi　QIU Suizheng

(*School of Nuclear Science and Technology*, *Xi'an Jiaotong University*, *Xi'an 710049*, *China*)

Abstract　**[Background]** The Free-Piston Stirling Generator (FPSG) is regarded as a key enabling technology for deep space exploration, owing to its high efficiency, extended lifespan, and superior reliability. However, owing to the absence of rigid mechanical constraints, the FPSG operates as a self-excited oscillation system governed by intricate non-linear interactions among gas dynamics, mechanical inertia, and electromagnetic forces. Consequently, numerical simulation of its performance is complicated, where a trade-off between computational efficiency and the precision required to resolve transient coupling effects is rarely achieved by existing methods. **[Purpose]** This study aims to develop a high-fidelity analytical framework for FPSGs to resolve existing deficiencies in transient

陕西省杰出青年科学基金(No.2025JC-JCQN-069)、核技术研发科研项目(No.HNKF202303-42)资助

第一作者：张泽秦，男，1997年出生，2020年毕业于西安交通大学，现为博士研究生，研究领域为先进反应堆设计及安全分析

通信作者：王成龙，E-mail：chlwang@mail.xjtu.edu.cn

收稿日期：2025-12-09，修回日期：2026-02-04

Supported by Shaanxi Provincial Outstanding Youth Science Fund (No. 2025JC-JCQN-069), the Nuclear Technology R&D Program (No. HNKF202303-42)

First author: ZHANG Zeqin, male, born in 1997, graduated from Xi'an Jiaotong University in 2020, doctoral student, focusing on advanced reactor design and safety analysis

Corresponding author: WANG Chenglong, E-mail: chlwang@mail.xjtu.edu.cn

Received date: 2025-12-09, revised date: 2026-02-04

performance prediction and clarify the thermal-dynamic-electric coupling mechanism. **[Methods]** Firstly, governing equations based on quasi-one-dimensional unsteady flow assumptions were utilized to resolve mass, momentum, and energy conservation within the thermodynamic cycle. Then, mechanical dynamics were derived via rigid body kinetics, while the electromagnetic subsystem was modeled incorporating non-linear parameters. Subsequently, solution of this stiff, high-dimensional system was executed using a high-order Runge-Kutta-Fehlberg (RK45) numerical integration algorithm. Finally, model validity was substantiated through comparison with a 100 W-class prototype to obtain *P*-*V* (Pressure-Volume) indicator diagram and output power. **[Results]** Simulation and verification results indicate the agreement between the calculated *P*-*V* indicator diagrams and reference data was indicated by the simulation results. Specifically, an indicated power of 142.42 W is reported against a reference of 132.48 W, representing a relative deviation of approximately 7.5%. With the system frequency maintained at 29.4 Hz, a phase angle of 77.3° is observed between the displacer and power piston. Additionally, complex cyclic behaviors, including working fluid compressibility, transient pressure wave propagation, and non-linear electromagnetic damping, are effectively captured. **[Conclusions]** The complex transient response and energy conversion characteristics of the FPSG are effectively predicted by the developed third-order dynamic model proposed in this study. Through the rigorous resolution of multi-physics coupling, a robust theoretical framework is provided for the design, performance prediction, and optimization of nuclear power conversion systems intended for deep space exploration.

Key words Free-piston Stirling engine, Third-order model, Thermal-dynamic-electric coupling, Numerical simulation

随着人类太空探索的深入，深空探测任务的边界已扩展至外太阳系星体。高暗、高寒、高危的深空环境使得传统的太阳能、化学能系统难以满足长期稳定的供能要求。相比之下，核能电源凭借其高能量密度、超长寿命及环境适应性强等优势，成为深空探测的理想电源方案[1]。过去数十年间，深空探测器主要依赖放射性同位素热电转换器（Radioisotope Thermoelectric Generator，RTG）供能[2]，然而其极低的能量转换效率（5%~7%）严重限制了单次探测任务的载荷与周期。

为突破深空任务对高效核能转换技术的迫切需求，美国国家航空航天局（National Aeronautics and Space Administration，NASA）自2010年起将先进斯特林换能器（Advanced Stirling Convertor，ASC）确定为深空核电的核心技术路线之一[3]，其关键是开发高效的自由活塞斯特林发电机（Free-Piston Stirling Generator，FPSG）。作为一种外源闭式活塞发动机，FPSG与各类小型核能装置均有优异的适配性[4]，其热电转换效率可超25%，在百瓦级功率区间甚至可达40%[5]，被认为是未来高功率、长寿命深空探测任务（如天王星轨道器或土卫六探测器）的关键使能技术[6]。2018年，NASA在KRUSTY（Kilopower Reactor Using Stirling TechnologY）地面带核测试中成功应用了两台ASC-E2型FPSG[7]，进一步验证了其工程可行性。

FPSG采用全密封、无磨损件的非接触式运行架构，理论上具备极高的可靠性[8]。NASA对ASC所属系统的设计准则之一即是在无人干预的情况下，能够连续、稳定地运行超过14 a[9]。因此，为避免地面测试中未能捕捉到的潜在不稳定性导致后期任务失败，精确模拟FPSG的热力循环和动态性能具有重要的工程意义。

与传统曲轴连杆式斯特林热机不同，FPSG模拟的难点源于系统的强非线性特征。由于去除了曲轴连杆的刚性约束，FPSG的空间状态不再由简单的几何关系决定，而转为一个自激振荡系统的动态平衡过程，其运行是热力循环、机械运动和电磁转换这三个物理过程瞬态耦合的结果。目前，通过对物理过程描述的精细度进行区分，主流的模拟方法被广泛划分为一阶、二阶和三阶分析模型[10−12]。一阶模型主要基于施密特循环理论，只描述斯特林循环的平均热力效率，不包含动力学特性，用于估算指示功、效率和循环特征。二阶模型依赖准稳态热力学模型，进行简化的理想等温或理想绝热循环分析，在此基础上考虑部分流损热损、再生器非理想性、死容、泄漏的影响，结合给定的活塞运动方程可预测更真实的动态特性。三阶模型则通过节点划分，对FPSG内部的瞬态质量、动量与能量方程进行离散求解，实现更高分辨率的动态特性捕捉。采用三维精细计算流体力学建模方法开展的计算也被称为四阶模型，在捕捉真实气体与微观效应[13−15]方面有较多应用。但由于三维全尺寸模型对网格和时间步长的苛刻要求[15]，尚难以用于FPSG的长周期运行模拟及工程评估。此外，深度学习方法近年来在流动传热过程

中的参数预测方面展现出潜力[16-17]，为FPSG的复杂多物理场响应捕捉提供了新思路。

综合考虑计算精度与求解效率，三阶模型仍是FPSG动态特性分析的首选方案。现有研究中，Chen等[18]建立了热动力学耦合的三阶模型，揭示了关键参数对相位角的影响机制，但其模型基于简化的等温假设和相量法求解，忽略了瞬态压力梯度效应，且将电磁效应简化为线性阻尼。Yang等[19]通过一维三阶模型实现了FPSG的动态特性预测，但仍沿用了均匀压力假设，未能充分反映流体惯性与压降。de la Bat等[20]建立了相对完整的三阶热-动-电全耦合模型，并开展了详细的电磁学分析[21]，然而受限于完全显式时间积分和低阶差分格式，计算速度受到较大限制。Wu等[22]在三阶模型的基础上引入半隐式方法处理动量方程，有效解决了准稳态流模型与压力降效应间的数值不兼容性并显著提升了计算效率，但其对电磁特性的处理仍较为简化。总体来看，现有研究尚缺乏一个能够高效求解热力循环、活塞动力学与直线电机电磁特性的深度全耦合三阶动态模型。

为此，本研究在前期理论实验工作[23]及热流固耦合动力学研究[24-25]的基础上，建立了一个热-动-电全耦合的三阶动态模型，实现了温度场、力学场与电磁场的统一求解。通过数值仿真与计算验证，系统分析了模型的动态响应特性与能量转换规律，为自由活塞斯特林发电系统的性能预测、参数优化及空间核动力应用提供理论参考与技术支持。

1　数学物理模型

本文研究以典型的β型单端FPSG为对象，其结构如图1所示。在工作过程中，工质在腔间往复流动并换热，形成交变压力场；置换活塞的运动与工质压力波相互耦合，维持稳定的自激振荡；压力波驱动动力活塞克服阻尼做功，并带动直线电机动子通过电磁感应将机械能转化为电能输出。

1.1　模型划分方式及基本假设

根据FPSG结构特点，将全机划分为如图2所示的耦合模型，采用分布参数法建立热力系统方程，并与动力学、电磁方程实现全耦合求解。针对加热器、回热器和冷却器采用控制容积法建立交错网格，在相邻界面之间定义控制体节点。每一个网格代表一个控制容积，气体的温度、压力、密度、质量及物性参数均存储在实线网格中心的节点上；质量流量与速度则定义在控制体两端的界面位置上。膨胀腔（i=1）、压缩腔（i=N+1）和缓冲腔（i=N+2）视为上述区域首尾的附加节点。模型基本假设如下：

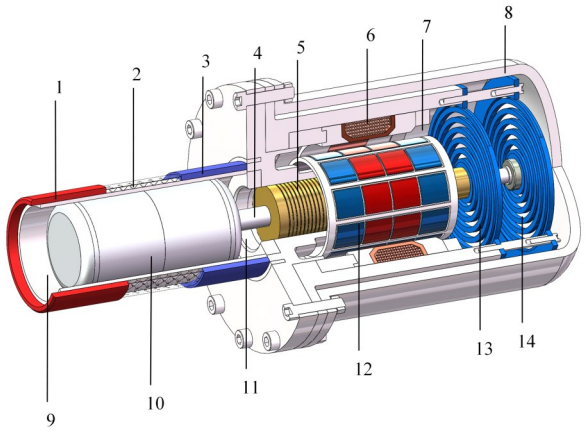


图1　β型单端FPSG结构示意图（彩图见网络版）
1–加热器；2–回热器；3–冷却器；4–连杆；5–动力活塞；6–电机定子；7–缓冲腔；8–外壳体；9–膨胀腔；10–置换活塞；11–压缩腔；12–电机动子；13–动力弹簧；14–置换弹簧

Fig.1　Schematic diagram of a single-unit β-type FPSG (color online)
1–heater; 2–regenerator; 3–cooler; 4–connecting rod; 5–power piston; 6–motor stator; 7–buffer chamber; 8–outer casing; 9–expansion space; 10–displacer; 11–compression space; 12–motor mover; 13–power spring; 14–displacer spring

1）工质（氦气）视为理想气体[26]，满足理想气体状态方程，且忽略其重力势能及宏观动能的变化；

2）工质视为一维非定常流动且马赫数极低（Ma≪0.1）[12]，忽略动量方程中的非线性对流项；

3）加热器和冷却器壁面温度均匀恒定，回热器温度通过能量方程计算求解；

4）压缩腔向缓冲腔的泄露对缓冲腔的影响极小，缓冲腔采用绝热模型；

5）置换活塞与动力活塞均为刚体，板弹簧具有线性的力-位移关系；

6）忽略电枢反应对气隙主磁场分布的影响；

7）在行程范围内，磁路处于非饱和状态。

1.2　气体流动换热控制方程

为了在保证计算精度的同时提升数值求解效率，本研究采用基于压力修正的准一维节点分析法构建气体流动换热控制方程组。该方法通过直接求解压力与质量流率的时间导数来规避对流项非线性带来的数值振荡风险，增强刚性方程组的数值稳定性，能以较低的计算成本精确捕捉FPSG中微秒时间尺度下的压力波传播与瞬态热响应。具体的控制方程组如下：

1）质量方程

$$\frac{\mathrm{d}m_i}{\mathrm{d}t}=\dot{m}_i-\dot{m}_{i+1}=\rho_i u_i A_i-\rho_{i+1}u_{i+1}A_{i+1} \tag{1}$$

式中：下标i代表控制体编号；t为时间；m为质量流量；$\dot{m}$为质量流率；ρ为密度；A为截面积；u为流速，

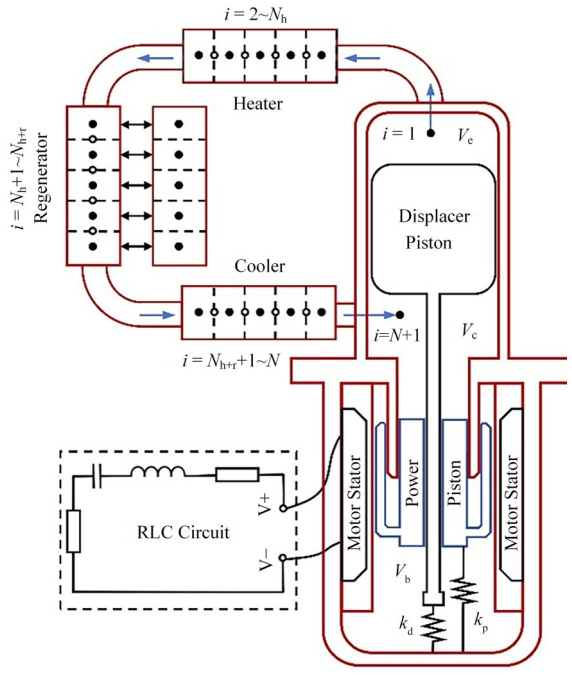


图2 FPSG热-机-电耦合模型示意图
Fig.2 Schematic of the FPSG thermal-mechanical-electrical coupled model

采用一阶迎风差分。

2)动量方程

$$I_i\frac{\mathrm{d}\dot{m}_i}{\mathrm{d}t}=(P_i-P_{i+1})-\frac{1}{2}C_f\rho u|u| \tag{2}$$

式中:P为压力;C_f为阻力系数;I为流体惯性,考虑了界面两侧半控制体的几何贡献,定义为:

$$I_i=\frac{l_i}{2A_i}+\frac{l_{i+1}}{2A_{i+1}} \tag{3}$$

式中:l为控制体长度。

3)能量方程

$$\frac{\mathrm{d}P_i}{\mathrm{d}t}=\frac{\gamma P_i}{V_i}\left[-\frac{\mathrm{d}V_i}{\mathrm{d}t}+\frac{R_g}{C_pP_i}\left(\dot{Q}_{wall}+\dot{Q}_{cond}+\dot{Q}_{loss}+(h\dot{m})_i-(h\dot{m})_{i+1}\right)\right] \tag{4}$$

式中:V为体积;R_g为比气体常数;C_p为定压比热容;γ为比热比;$\dot{Q}_{wall}$为壁面换热功率;$\dot{Q}_{cond}$为轴向导热功率;$\dot{Q}_{loss}$为控制体内的热损耗功率(包含穿梭热损耗和泄露热损耗,详见§1.5);$h\dot{m}$为进出口焓流项。

4)缓冲腔压力方程

$$P_b(t)=P_{b0}\left(\frac{V_{b0}}{V_b(t)}\right)^{\gamma} \tag{5}$$

式中:下标b代表缓冲腔;b0代表缓冲腔初始值。

5)回热器固体能量平衡方程

$$(1-\varepsilon)\rho_{rs}C_{p,rs}V_{r,i}\frac{\mathrm{d}T_{w,i}}{\mathrm{d}t}=\alpha_iA_{eff,i}(T_i-T_{w,i}) \tag{6}$$

式中:下标rs代表回热器固体;r代表回热器;eff代表有效值;w代表壁面;ε为回热器孔隙率;T为温度;α为对流换热系数。

1.3 机械系统动力学控制方程

机械运动系统的核心部件为置换活塞与动力活塞,二者通过工质气体的压力波实现气动热力耦合,并在板弹簧、气体弹簧及电磁力的共同作用下形成一个双自由度自激振动系统。基于牛顿第二运动定律,分别建立两个活塞的动力学控制方程,以描述其在交变气动力、弹性回复力、阻尼力及电磁负载力综合作用下的动力学特性,具体如下。

1)置换活塞运动方程

$$M_d\frac{\mathrm{d}^2x_d}{\mathrm{d}t^2}=P_eA_d-P_c(A_d-A_{sh})-P_bA_{sh}-k_dx_d-C_{k,d}\frac{\mathrm{d}x_d}{\mathrm{d}t}-F_{fric}-M_dg \tag{7}$$

式中:下标d代表置换活塞;e代表膨胀腔;c代表压缩腔;sh代表连杆;M为质量;x为位移;k为弹簧刚度;C_k为黏性阻尼系数;F_{fric}为摩擦力;g为重力加速度。

2)动力活塞运动方程

$$M_p\frac{\mathrm{d}^2x_p}{\mathrm{d}t^2}=(P_c-P_b)A_p-k_px_p-C_{k,p}\frac{\mathrm{d}x_p}{\mathrm{d}t}-F_{mag}-F_{fric}-M_pg \tag{8}$$

式中:下标p代表动力活塞;F_{mag}为电磁反力,通过该项实现与电磁系统的直接耦合。

3)体积演变方程

$$V_e=V_{e0}+A_dx_d \tag{9}$$

$$V_c=V_{c0}-A_px_p \tag{10}$$

式中:下标e0代表膨胀腔初始值;下标c0代表压缩腔初始值。通过对式(9)与式(10)求导即可得到式(4)所需的体积变化率项。

1.4 电磁系统动态控制方程

直线电机的动态特性通过电磁耦合效应直接影响系统的输出性能与运行稳定性。一方面,动力活塞带动动子切割磁感线产生感应电动势,驱动外接负载电路;另一方面,电枢电流产生的电磁力反作用于活塞,构成机械系统的主要阻尼负荷。为了准确描述电磁系统的动态过程,基于等效电路模型,建立描述感应电压、回路电流演化及电磁力反馈的控制方程组,具体如下。

1)电路动态方程

基于Kirchhoff定律建立电阻-电感-电容(Resistance Inductance Capacitance,RLC)回路方程,感应电动势需克服电感、电阻和电容的电压降:

$$L_{\mathrm{alt}}\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}+(R_{\mathrm{alt}}+R_{\mathrm{load}})i+V_{\mathrm{C}}=E_{\mathrm{em}} \tag{11}$$

$$\frac{\mathrm{d}V_{\mathrm{C}}}{\mathrm{d}t}=\frac{i}{C_{\mathrm{t}}} \tag{12}$$

式中：下标alt代表交变电路；load代表负载；L为电感；R为电阻；C_{t}为串联调谐电容；V_{C}为电容两端电压；i为电流；E_{em}为感应电动势。

2）感应电动势方程

$$\begin{aligned}E_{\mathrm{em}}&=-\frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}t}=-\frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}x_p}\cdot\frac{\mathrm{d}x_{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}t}\\&=-\frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}x_{\mathrm{p}}}\cdot v_{\mathrm{p}}=K_{\mathrm{em}}v_{\mathrm{p}}\end{aligned} \tag{13}$$

式中：λ为磁通匝链；K_{em}为反电动势系数，其物理本质对应于磁通匝链随位移的变化率$\mathrm{d}\lambda/\mathrm{d}x_{\mathrm{p}}$。

现有简化模型常将K_{em}视为定值，但这忽略了直线电机定子的端部效应，即磁场边缘效应及磁通泄露。当活塞接近行程终点时，磁力线分布发散导致$K_{\mathrm{em}}(x_{\mathrm{p}})$显著下降，电磁“刹车”效应减弱。因此，在相同的驱动力下，采用非线性函数$K_{\mathrm{em}}(x_{\mathrm{p}})$能够预测出比常数模型更大的活塞冲程。对于FPSG这类对阻尼高度敏感的非线性自激振荡系统，捕捉这一特性对于准确预测过冲风险至关重要。

3）电磁反力方程

在磁路非饱和情况下，电机内的总磁场分布可视为永磁磁场与电枢反应磁场的叠加[27]，进而总电磁力可视为开路磁力与安培力的叠加：

$$F_{\mathrm{mag}}=F_{\mathrm{m}}+F_{\mathrm{amp}} \tag{14}$$

式中：F_{m}为开路磁力；F_{amp}为安培力。

F_{m}不仅包含由齿槽效应和端部效应引起的静态定位力，还包含由磁滞和涡流引起的动态阻力（铁损）。其中，磁滞由历史行程决定，而涡流由动子速度决定。铁损和端部效应的存在使得传统线性解析法较难精确预测大位移情况下直线电机的总电磁力[28]。对此，本文沿用de la Bat等[22]提出的分步解析法：采用商用软件构建发电机的有限元模型进行全行程扫描，首先通过开路仿真获得开路磁力F_{m}随位移及速度变化的特性图谱；再进行闭路仿真，用总力减去第一步得到的定位力，从而分离出安培力特性。分离出的安培力与电流具有如下关系：

$$\frac{F_{\mathrm{amp}}}{i}=Bl_{\mathrm{eff}}=\frac{E_{\mathrm{em}}}{v_{\mathrm{p}}}=K_{\mathrm{em}}(x_{\mathrm{p}}) \tag{15}$$

式中：B为磁感应强度；l_{eff}为有效线圈长度。$K_{\mathrm{em}}(x_{\mathrm{p}})$是仅与发电机结构有关的函数，通过拟合得出，既是反电动势系数，又作为力常数。

1.5 损耗项方程

FPSG的总输入功率共产生如下流向：

$$\dot{Q}_{\mathrm{in}}=\dot{Q}_{\mathrm{heatloss}}+\dot{Q}_{\mathrm{mechloss}}+\dot{Q}_{\mathrm{emloss}}+\dot{Q}_{\mathrm{out}} \tag{16}$$

式中：$\dot{Q}_{\mathrm{in}}$为总输入热功率；$\dot{Q}_{\mathrm{heatloss}}$为热损耗；$\dot{Q}_{\mathrm{mechloss}}$为机械损耗；$\dot{Q}_{\mathrm{emloss}}$为电损耗。

1）热损耗项

热损耗包括穿梭热损耗、活塞轴向导热损耗、泄露热损耗。

穿梭热损耗$\dot{Q}_{\mathrm{shuttle}}$指置换活塞在往复运动过程中，不断将热量从高温端气缸壁搬运到低温端气缸壁造成的热损失，计算如下[12]：

$$\dot{Q}_{\mathrm{shuttle}}=\frac{\pi k_{\mathrm{wf}}X_{\mathrm{d}}^2D_{\mathrm{d}}(T_{\mathrm{e}}-T_{\mathrm{c}})}{2\delta H_{\mathrm{d}}} \tag{17}$$

式中：下标wf代表工质；k为热导率；X为位移幅值；D为活塞直径；δ为活塞与气缸的配合间隙；H为活塞高度。

活塞轴向导热损耗$\dot{Q}_{\mathrm{solid}}$指热量直接通过置换活塞的固体材料从热端传导至冷端的损失，计算如下[12]：

$$\dot{Q}_{\mathrm{solid}}=\frac{A_{\mathrm{d}}k_{\mathrm{d}}(T_{\mathrm{e}}-T_{\mathrm{c}})}{H_{\mathrm{d}}} \tag{18}$$

值得注意的是，活塞轴向导热损耗是通过固体介质直接从热源传递至冷源的寄生热流。在Dirichlet边界条件下，该项不影响气体控制体内部的瞬态压力与温度演化（即不参与式(4)的求解），但需作为额外的热负荷计入系统的总输入热量中，从而修正整机的热电转换效率。

泄露热损耗$\dot{Q}_{\mathrm{leak}}$指由于动力活塞与气缸之间存在微小间隙，高压气体泄漏到背腔（或反之）所带走的焓流。假设泄露流为等温、充分发展的Poiseuille流，计算如下[29]：

$$\dot{Q}_{\mathrm{leak}}=\dot{m}_{\mathrm{leak}}C_{\mathrm{p}}T_{\mathrm{source}}=\frac{\pi D_{\mathrm{p}}\delta^3(P_{\mathrm{c}}^2-P_{\mathrm{b}}^2)}{24\mu R_{\mathrm{g}}T_{\mathrm{source}}H_{\mathrm{p}}}\cdot C_{\mathrm{p}}T_{\mathrm{source}} \tag{19}$$

式中：μ为工质动力黏度；T_{source}为上游温度。

2）机械损耗项

机械损耗包括黏性阻尼损耗和干摩擦损耗。

黏性阻尼损耗$\dot{Q}_{\mathrm{vis}}$指活塞与气缸壁之间的气体轴承会在运动中造成流体剪切效应，产生与运动速度成正比的黏性阻尼力从而造成损耗，计算如下：

$$\dot{Q}_{\mathrm{vis}}=C_{\mathrm{k,p}}v_{\mathrm{p}}^2+C_{\mathrm{k,d}}v_{\mathrm{d}}^2 \tag{20}$$

干摩擦损耗$\dot{Q}_{\mathrm{fric}}$指置换活塞的导向杆与动力活塞的接触面上产生的库伦摩擦所造成的损耗，计算如下：

$$\dot{Q}_{\mathrm{vis}}=F_{\mathrm{fric}}\left|v_{\mathrm{d}}\right|+F_{\mathrm{fric}}\left|v_{\mathrm{p}}\right| \tag{21}$$

3）电损耗项

电损耗包括铁损和铜损。

铁损$\dot{Q}_{\mathrm{core}}$即铁芯损耗，特指直线发电机定子铁

芯中的磁滞损耗和涡流损耗。由于F_m的特性图谱中已经包含了铁损作用，一个周期内的平均铁损功率即为特性图谱的曲线面积乘以振荡频率：

$$\left\langle \dot{Q}_{\text{core}} \right\rangle = f \cdot \oint F_{\text{m}}(x_{\text{p}}, v_{\text{p}})\mathrm{d}x_{\text{p}} \tag{22}$$

式中：f为振荡频率；$\langle\cdot\rangle$表示一个振荡周期内的平均值。

铜损$\dot{Q}_{\text{Cu}}$即线圈内阻产生的焦耳热损耗，由焦耳定律计算：

$$\dot{Q}_{\text{Cu}}(t) = i^2 \cdot R_{\text{alt}} \tag{23}$$

此外，总电功率$\dot{Q}_{\text{em}}$可由感应电动势与瞬时电流计算：

$$\dot{Q}_{\text{em}} = i \cdot K_{\text{em}}(x_{\text{p}}) \cdot v_{\text{p}} \tag{24}$$

由于热动电处于全耦合状态，输出功率$\dot{Q}_{\text{out}}$可直接由总电功率$\dot{Q}_{\text{em}}$减去铜损$\dot{Q}_{\text{Cu}}$求得（由K_{em}计算E_{em}的过程已经自动减去铁损）。

最终，指示效率η定义为：

$$\eta = \frac{< \dot{Q}_{\text{out}} >}{\dot{Q}_{\text{in}}} \tag{25}$$

2　程序设计与模型验证

2.1　耦合求解策略

1）全系统状态空间模型

综合上述气体流动换热、机械动力学及电磁系统模型，FPSG的瞬态运行行为可统一描述为一个高维、非线性的一阶常微分方程组。系统状态演化过程可由下列状态空间表示：

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{Y}}_{\text{th}} = \boldsymbol{f}_{\text{th}}(\boldsymbol{Y}_{\text{th}}, \boldsymbol{X}_{\text{mech}}, t) \\ \dot{\boldsymbol{X}}_{\text{mech}} = \boldsymbol{f}_{\text{mech}}(\boldsymbol{X}_{\text{mech}}, \boldsymbol{Y}_{\text{th}}, \boldsymbol{X}_{\text{elec}}, t) \\ \dot{\boldsymbol{X}}_{\text{elec}} = \boldsymbol{f}_{\text{elec}}(\boldsymbol{X}_{\text{elec}}, \boldsymbol{X}_{\text{mech}}, t) \end{cases} \tag{26}$$

式中：$\boldsymbol{Y}_{\text{th}}$为热力学状态向量，包含各节点气体的质量、压力、界面质量流率及固体壁面温度：$\boldsymbol{Y}_{\text{th}}=[m, P, \dot{m}, T]^T$；$\boldsymbol{X}_{\text{mech}}$为机械状态向量，包含活塞的位移与速度：$\boldsymbol{X}_{\text{mech}}=[x_{\text{d}}, v_{\text{d}}, x_{\text{p}}, \mathrm{v}_{\text{p}}]^T$；$\boldsymbol{X}_{\text{elec}}$为电磁状态向量，包含回路电流与电容电压：$\boldsymbol{X}_{\text{elec}}=[i, V]^T$。

三个子系统在每个时间步内实现强耦合：热力学系统的压力场驱动机械运动，活塞运动改变腔室体积反作用于热力过程并产生感应电动势驱动电路，而电磁力作为阻尼反馈至机械系统。由于该方程组高度非线性且刚性较大，程序采用具有自适应步长控制的RK45（Runge-Kutta-Fehlberg）算法进行时间积分。该算法能在保证计算精度的同时，根据局部截断误差自动调整时间步长，从而高效捕捉系统的瞬态启动特性及稳态周期振荡行为。

2）启动条件

FPSG属于典型的自激振荡系统。为打破初始热力学平衡态并缩短起振时间，模型采用软启动策略，在初始时刻引入数值扰动。基于动力活塞的预估固有频率估算系统的初始速度，从而触发系统的自激振荡。

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k_{\text{p}}}{M_{\text{p}}}} \tag{27}$$

$$\begin{cases} x_{\text{d}}(0) = 0, v_{\text{d}}(0) = \omega_0 X_0 \\ x_{\text{p}}(0) = -X_0, v_{\text{p}}(0) = 0 \end{cases} \tag{28}$$

式中：ω_0为预估固有频率；X_0为预估启动幅值，该条件模拟了系统的初始冲击。随后的数值积分过程中，在耦合反馈机制的作用下，振幅逐渐演化并最终收敛至极限环，达到稳态周期振荡。

2.2　求解流程

基于RK45积分器的求解总体流程如图3所示，分为初始化、时域积分主循环与周期后处理三个部分。图右侧虚线框内界定了RK45内部导数算子的功能范畴，在推演时间步的过程中需反复调用包含几何运动、电磁耦合、流体传热、机械动力学及电路动态等方程组来计算系统状态导数。外层主控循环负责驱动时间步进、实时累加积分功，并通过监测活塞过零点来判定工作周期。每当一个周期结束，计算并保存该周期的频率、指示功率及效率等关键性能指标，随后重置状态以开始下一周期的统计，直至仿真达到预设的终止时间。

2.3　模型验证

为验证模型的有效性，本文采用文献[20]中100 W级FPSG的计算数据进行对比。系统的关键参数如表1~3所示，计算控制参数如表4、5所示。在换热与流阻计算方面，本文完全采用了文献[20]中建立的经验关联式体系：其中，加热器与冷却器的翅片管束基于Gnielinski关联式及翅片效率修正；回热器丝网填料基于Gedeon-Wood振荡流模型修正（包含修正Ergun方程及*Nu-Pe*关联式）。鉴于上述公式的具体数学形式及适用范围与文献描述完全一致，为避免篇幅冗余，本文不再重复列出。相比文献，本文采用的数值策略允许计算时间步长扩大一个量级，同时节点规模缩小一个量级，表明本文方法在显著降低计算成本的同时，依然保持了良好的数值稳定性。

此外，开路磁力F_{m}的计算采用如图4所示的位移-速度特性图谱。该图谱是在开路磁力-位移磁滞回线基础上[21]，通过引入位移的时间导数重构速度

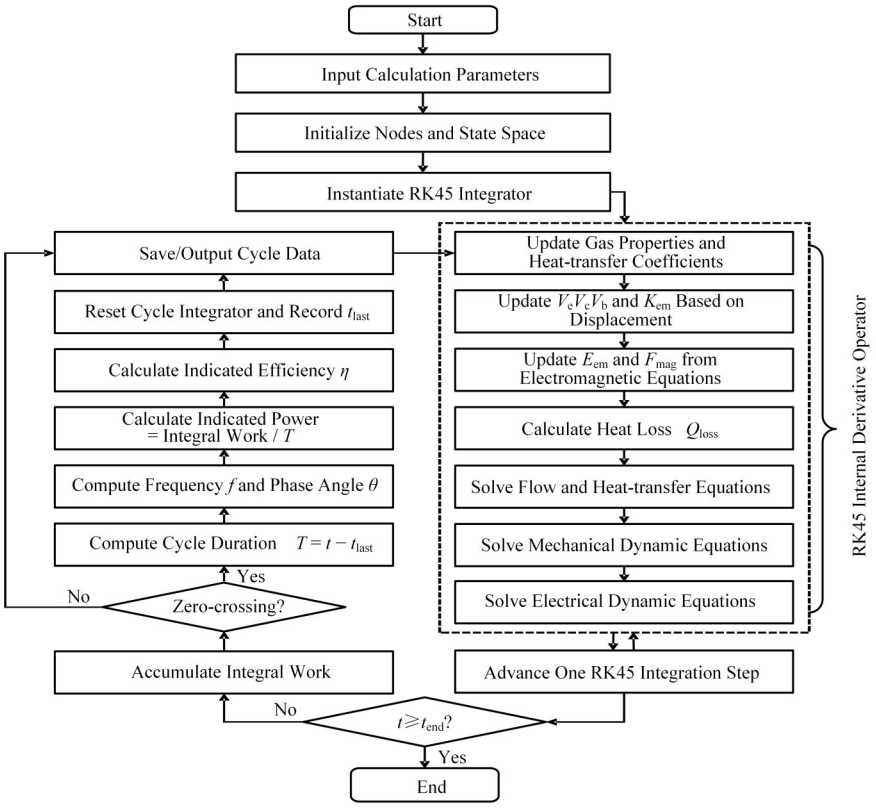


图3 基于RK45积分器的FPSG仿真与周期分析流程图
Fig.3 Flowchart of RK45-based FPSG simulation and cycle analysis

表1 换热器几何与空隙体积参数（整理自文献[20]）
Table 1 Heat-exchanger geometric and void-volume parameters (compiled from Ref.[20])

参数 Parameter	数值 Value
加热器长度 Length of heater / mm	35
回热器长度 Length of regenerator / mm	34.5
冷却器长度 Length of cooler / mm	36
加热器空隙体积 Void volume of heater / cm^3	13.64
回热器空隙体积 Void volume of regenerator / cm^3	16.23
冷却器空隙体积 Void volume of cooler / cm^3	10.52
膨胀腔死容 Dead volume of expansion space / cm^3	11.81
压缩腔死容 Dead volume of compression space / cm^3	7.61
缓冲腔总体积 Total buffer space volume / cm^3	1 970.43

表2 运动部件几何与动力学参数（整理自文献[20]）
Table 2 Motion-component geometry and dynamic parameters (compiled from Ref.[20])

参数 Parameter	数值 Value
置换活塞直径 Displacer diameter / mm	48
置换活塞长度 Displacer length / mm	90
动力活塞直径 Power piston diameter / mm	30
动力活塞长度 Power piston length / mm	98
连杆直径 Connecting rod diameter / mm	10
塞缸密封间隙 Piston–cylinder sealing clearance / μm	30
置换活塞质量 Displacer mass / kg	0.526
动力活塞质量 Power piston mass / kg	0.952
置换弹簧刚度 Displacer spring stiffness / $N \cdot m^{-1}$	20 019
动力弹簧刚度 Power spring stiffness / $N \cdot m^{-1}$	24 610
重力方向 Gravity direction	由压缩腔指向背腔 Compression space →Buffer chamber

维度，将原本呈现多值性的磁滞回线解耦，进而构建的$F_m(x_p, v_p)$二元特性曲面。在数值求解过程中，通过双线性插值获取任意瞬时状态下的F_m。反电动势系数K_{em}采用de la Bat等提出的拟合式[21]，如图5所示。可见，K_{em}呈现出显著的几何端部效应：在行程中心附近，永磁体与定子铁芯重合度最高，磁路磁阻最小，K_{em}保持在峰值平台；随着动子向行程两端位移，由于漏磁增加及有效气隙面积减小，K_{em}呈近似非线性衰减趋势。

计算所得的P-V指示图与计算数据的对比如图6所示。模拟结果与计算数据在整体形态上吻合良好，呈现出斯特林循环典型的椭圆状P-V（压力-体

表3 电磁子系统参数
Table 3 Electromagnetic subsystem parameters

参数 Parameter	数值 Value
发电机内阻 Internal resistance of generator / Ω	0.4
负载总电阻 Total load resistance / Ω	2.6
发电机电感 Generator inductance / mH	50
调谐电容 Tuning capacitor / μF	Not installed

表4 运行工况与边界条件
Table 4 Operating-condition and boundary-condition parameters

参数 Parameter	数值 Value
工质 Working fluid	氦气 Helium
充气压力 Charging pressure / MPa	1.5
冷端温度 Cold-end temperature / K	300
热端温度 Hot-end temperature / K	873

表5 计算控制参数
Table 5 Calculation control parameters

参数 Parameter	数值 Value
加热器节点数 Number of heater nodes	31
回热器节点数 Number of regenerator nodes	31
冷却器节点数 Number of cooler nodes	31
RK45 相对容差 RK45 relative tolerance	1.0×10^{-6}
RK45 绝对容差 RK45 absolute tolerance	1.0×10^{-9}
RK45 初始时间步长 RK45 initial time step / s	1.0×10^{-7}
RK45 最大时间步长 RK45 maximum time step / s	1.0×10^{-4}

积）闭环。模拟较为准确地预测了系统压力波动范围（1.22~1.82 MPa）及活塞的扫气容积范围（19~55 cm^3）。在能量转换方面，模拟结果略微高估了压力波动幅值，导致模拟的*P-V*环包络范围略大于参考环，使得指示功率高于参考值。这归因于本文模型在处理腔室换热时采用了准稳态近似，未显式包含热滞后效应（即热弹簧效应）。在振荡流中，这种热滞后会产生额外的热弛豫耗散，对压力波起阻尼作用。由于本文模型忽略了这一高阶耗散项，导致系统的总阻尼被略微低估。最终计算所得的指示功率为142.42 W，与参考指示功率132.48 W相差约7.5%，验证了本文计算模型的合理性。

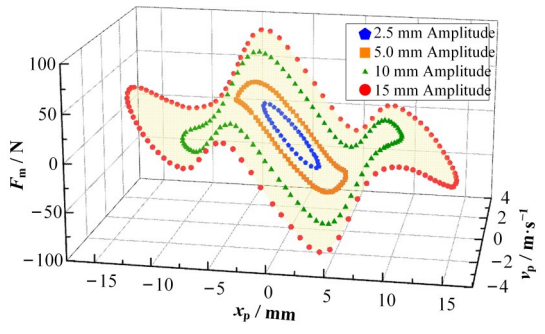


图4 开路磁力的速度-位移插值关系图谱（彩图见网络版）
Fig.4 Force map of open-circuit magnetic force as a function of displacement and velocity (color online)

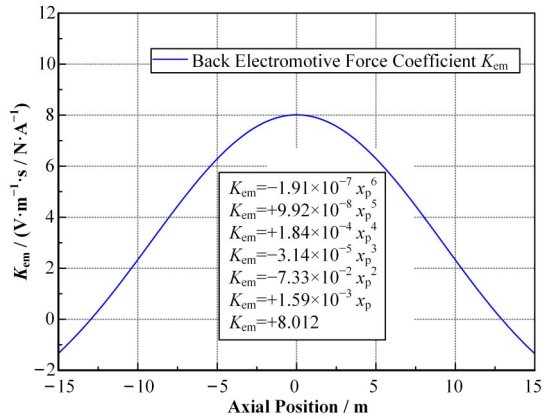


图5 K_{em}的空间分布特性及其多项式拟合公式
Fig.5 Spatial distribution of K_{em} and its polynomial fitting formula

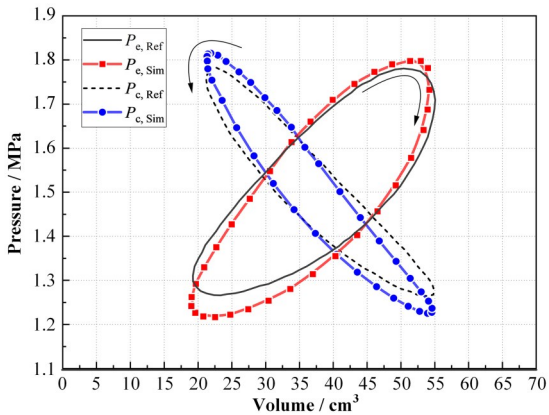


图6 计算所得的*P-V*指示图与参考数据的对比（彩图见网络版）
Fig.6 Comparison of the calculated *P-V* indicator diagram with reference data (color online)

3 计算结果分析

本部分基于100 W级FPSG开展进一步计算分析。主要分析对象为100 W级FPSG的活塞运动特性、工质循环流动特性，以及发电机电输出特性。

3.1 活塞运动特性

置换活塞与动力活塞的位移特性曲线如图7所示。可见，两个活塞均保持稳定的准正弦运动形式，表明系统已达到极限环稳定状态。其中，置换活塞的振幅约为10 mm，动力活塞的振幅约为11 mm。置换活塞的行程曲线略微偏离正弦形式源于F_m的非线性部分。运动相位角θ稳定在77.3°，运行频率为29.4 Hz。计算中未发现明显的零点漂移现象，证明了初始自激条件设立的合理性。

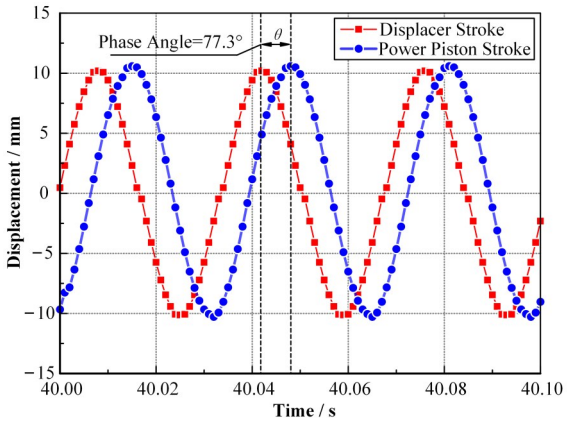


图7 置换活塞与动力活塞的位移-时间特性曲线（彩图见网络版）
Fig.7 Displacement-time characteristic curve of the displacer and power piston (color online)

3.2 循环流动特性

膨胀腔与压缩腔工质的瞬时温度变化如图8所示。膨胀腔（热端）温度维持在800~940 K的高温区间，而压缩腔（冷端）温度则维持在280~320 K的低温区间，两个腔室的温度呈现出与压力波同频的周期性波动。实际循环中的压缩与膨胀过程更接近于多变过程，而非理想等温过程。这种非等温特性导致压缩过程中工质平均温度升高，压缩功耗增加，而膨胀过程中工质平均温度降低，膨胀做功减少，是实际系统效率低于理论卡诺效率限制的关键因素之一。

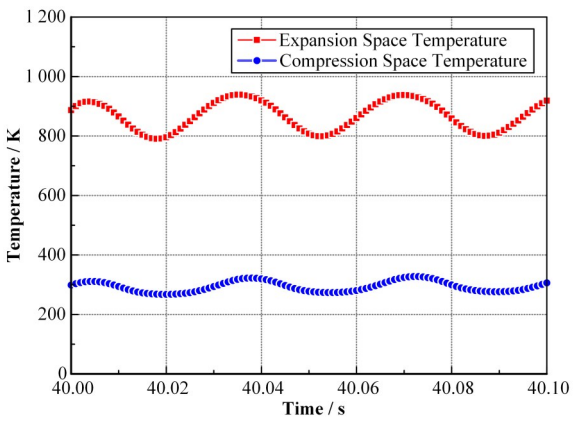


图8 膨胀腔与压缩腔工质瞬时温度变化（彩图见网络版）
Fig.8 Variations of instantaneous working fluid temperatures in expansion and compression spaces (color online)

运行过程中工质平均压力与缓冲腔压力的对比如图9所示。缓冲腔压力保持在初始背压1.5 MPa附近，在小幅度波动情况下有效地发挥了气体弹簧作用。相比之下，工质腔内的平均压力波动振幅约0.6 MPa，压力波的峰值对应压缩过程的结束，谷值对应膨胀过程的结束。

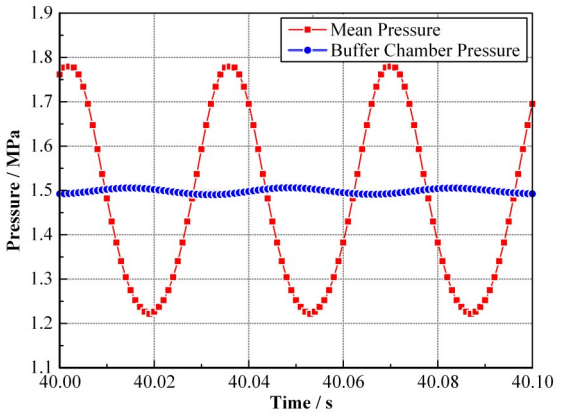


图9 工质平均压力与缓冲腔压力对比（彩图见网络版）
Fig.9 Comparison between average working pressure and buffer pressure (color online)

工质在流经加热器、回热器及冷却器各界面时的瞬时质量流量波形如图10所示。峰值流量出现在压缩腔与冷却器界面，约为0.005 5 kg·s^{-1}。值得注意的是，沿压缩腔至膨胀腔的流动方向，流量波形表现出明显的幅值衰减与相位滞后。主要归因于工质气体的可压缩性以及换热器死容积效应，表明部分工质质量仅在流道内部积聚而未参与完全的整机循环。

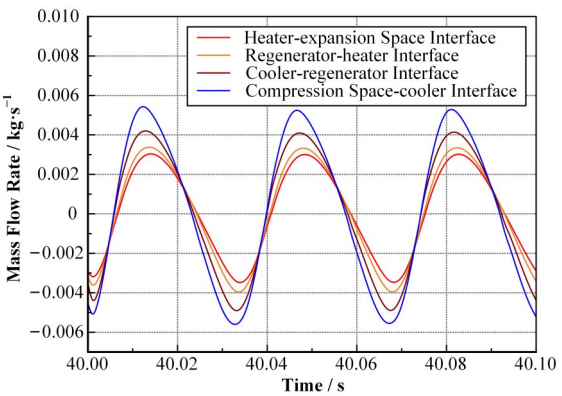


图10 各组件界面处的瞬时质量流量波形（彩图见网络版）
Fig.10 Instantaneous mass flow rate waveforms at component interfaces (color online)

工质在往复流动过程中产生的流道总压降如图11所示。压降峰值约为4.2 kPa，且其波形与质量流量波形保持高度相位一致，表明流阻主要由黏性耗散主导。该压降导致的泵气损失是系统不可逆热力损失的重要组成部分，直接影响发动机的指示效率。

3.3 电输出特性

直线发电机的输出电特性曲线如图12所示。在额定工况下，发电机输出电压峰值U_m约为77.5 V，电流峰值I_m约为7.9 A。电压电流振荡频率与动力活塞一致，电流滞后于电压，电路表现为感

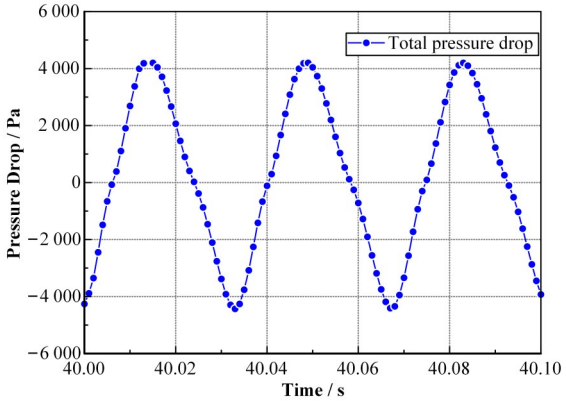


图11 流道总压降变化特性
Fig.11 Dynamic characteristics of total pressure drop across the flow channel

性。根据电路参数可求得感抗$X_L=2\pi fL\approx9.24\ \Omega$，相位角$\varphi=\arctan(X_L/R_{total})\approx72.0°$，与图12中一致。发电机输出的有功功率为$P=U_mI_m\cos(\varphi)/2\approx101.9$ W，机械损耗与铁损约40.4 W。由于缺少调谐电容，当前电路相位角较大。后续研究中可加入电容量为$C_t=1/(2\pi fX_L)\approx586\ \mu$F的调谐电容来抵消感抗，实现理想输出。

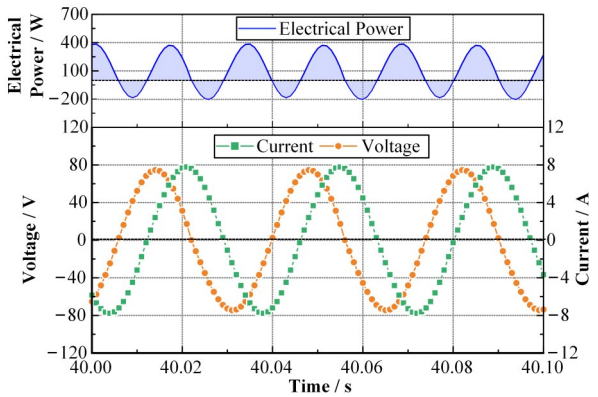


图12 直线发电机输出电特性曲线（彩图见网络版）
Fig.12 Electrical performance curves of the linear alternator (color online)

4 结语

本文基于热动电全耦合分析方法对自由活塞斯特林发电机的复杂动态过程进行建模，建立了包含准一维可压缩流体热力学、刚体机械动力学及直线电机电磁学的整机系统分析模型，采用自适应步长数值积分策略处理多物理场强耦合及刚性问题，实现了热力循环、活塞运动与电磁转换的同步计算，开发了适用于FPSG的整机系统级三阶热工水力与动力学特性分析程序。

基于100 W级FPSG参考数据开展模型验证，对样机的启动过程及稳态周期运行进行了全耦合模拟，结果表明计算得到的*P-V*指示图包络范围、压力波动幅值及输出功率与参考值符合较好，指示功率的相对误差控制在7.5%以内。进一步开展的活塞运动特性、工质循环流动特性，以及发电机电输出特性分析表明了模型在捕捉工质可压缩性、瞬态压力波传播及非线性电磁阻尼效应方面的有效性，说明了本文所建立模型能有效预测FPSG内部机电耦合系统的流动换热与动力学特性。

未来将以本文建立的全耦合模型为基础，进一步开展FPSG在不同负载与热源条件下的变工况特性研究，并针对直线电机调谐电容对功率因数的提升效果持续开展模型完善和优化设计研究。

作者贡献声明 张泽秦负责模型算法建立、仿真程序开发、数据分析及论文初稿撰写；徐东东负责数据整理、结果验证及插图绘制；张恺、郭凯伦负责文献调研、程序测试及模型有效性分析；王成龙负责研究方案指导、稿件审阅；田文喜负责研究思路提出、项目经费支持；秋穗正负责总体方案设计的技术指导、资源支持及论文的最终修订。

参考文献

1 牛厂磊, 罗志福, 雷英俊, 等. 深空探测先进电源技术综述[J]. 深空探测学报, 2020, **7**(1): 24 – 34. DOI: 10.15982/j.issn.2095-7777.2020.20200002.
NIU Changlei, LUO Zhifu, LEI Yingjun, *et al*. Advanced power source technology of deep space exploration[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2020, **7**(1): 24 – 34. DOI: 10.15982/j.issn.2095-7777.2020.20200002.

2 Rinehart G H. Design characteristics and fabrication of radioisotope heat sources for space missions[J]. Progress in Nuclear Energy, 2001, **39**(3 – 4): 305 – 319. DOI: 10.1016/S0149-1970(01)00005-1.

3 Wilson S. Overview of stirling technology research at NASA Glenn research center[C]//13th International Energy Conversion Engineering Conference. July 27-29, 2015, Orlando, FL. Reston, Virginia: AIAA, 2015: 3905. DOI: 10.2514/6.2015-3905.

4 Zhang Z Q, Zhang Z P, Wang C L, *et al*. Heat pipe-cooled reactors: a comprehensive review of evolution, challenges, research status, and outlook[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2025, **213**: 115486. DOI: 10.1016/j.rser.2025.115486.

5 游尔胜, 张廷, 幸奠川, 等. 斯特林动力转换系统性能及应用技术研究[J]. 核动力工程, 2024, **45**(5): 269 – 276. DOI: 10.13832/j.jnpe.2024.05.0269.
YOU Ersheng, ZHANG Ting, XING Dianchuan, *et al*.

Research on system performance and engineering application of stirling power conversion technology[J]. Nuclear Power Engineering, 2024, **45**(5): 269 – 276. DOI: 10.13832/j.jnpe.2024.05.0269.

6 Arridge C S, Achilleos N, Agarwal J, *et al*. The science case for an orbital mission to Uranus: Exploring the origins and evolution of ice giant planets[J]. Planetary and Space Science, 2014, **104**: 122 – 140. DOI: 10.1016/j.pss.2014.08.009.

7 吴攀, 欧阳泽宇, 朱煜, 等. 基于KRUSTY带核实验的热管冷却反应堆瞬态分析程序验证[J]. 核技术, 2023, **46**(11): 110603. DOI: 10.11889/j. 0253-3219.2023. hjs. 46. 110603.
WU Pan, OUYANG Zeyu, ZHU Yu, *et al*. Validation of an in-house system analysis code for heat pipe cooled reactor[J]. Nuclear Techniques, 2023, **46**(11): 110603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.110603.

8 冶文莲, 孙述泽, 陈鹏帆, 等. 空间自由活塞斯特林发动机研究进展[J]. 真空与低温, 2021, **27**(5): 457 – 466. DOI: 10.3969/j.issn.1006-7086.2021.05.008.
YE Wenlian, SUN Shuze, CHEN Pengfan, *et al*. Research progress of free piston stirling engine for space application [J]. Vacuum and Cryogenics, 2021, **27**(5): 457 – 466. DOI: 10.3969/j.issn.1006-7086.2021.05.008.

9 Richardson R, Chan J. Advanced Stirling radioisotope generator development[C]//First Annual NASA Science Technology Conference, Maryland, USA, 2007.

10 Martini W R. Stirling engine design manual[R]. NASA CR-168088. Cleveland, USA: NASA Lewis Research Center, 1983.

11 Organ A J. Thermodynamics and gas dynamics of the Stirling cycle machine[M]. Cambridge, New York: Cambridge University Press, 1992.

12 Urieli I, Berchowitz D M. Stirling cycle engine analysis [M]. Bristol: Adam Hilger, 1984.

13 Chen W L, Wong K L, Chang Y F. A computational fluid dynamics study on the heat transfer characteristics of the working cycle of a low-temperature-differential γ -type Stirling engine[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2014, **75**: 145 – 155. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.03.055.

14 Li Z G, Haramura Y, Kato Y, *et al*. Analysis of a high performance model Stirling engine with compact porous-sheets heat exchangers[J]. Energy, 2014, **64**: 31 – 43. DOI: 10.1016/j.energy.2013.11.041.

15 Wang H T, Chen Y Y, Luo E C, *et al*. Study on the influence of real gas compressibility on the performance of free-piston Stirling engines[J]. Applied Thermal Engineering, 2025, **280**: 128441. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2025.128441.

16 赵梓炎, 赵鹏程, 刘紫静, 等. 基于组合神经网络模型的快堆堆芯瞬态热工水力参数预测方法研究[J]. 核技术, 2025, **48**(4): 040601. DOI: 10.11889/j. 0253-3219.2025. hjs. 48.230421. CSTR: 32193.14. hjs. CN31-1342/TL. 2025.48.230421.
ZHAO Ziyan, ZHAO Pengcheng, LIU Zijing, *et al*. Combined neural network-based transient thermal hydraulic parameter prediction method for fast reactor core[J]. Nuclear Techniques, 2025, **48**(4): 040601. DOI: 10.11889/j. 0253-3219.2025. hjs. 48.230421. CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025.48.230421.

17 孔德祥, 马翊超, 章静, 等. 基于物理信息机器学习算法的核反应堆换热系数预测[J]. 核技术, 2025, **48**(1): 010601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2025.hjs.48.240285.
KONG Dexiang, MA Yichao, ZHANG Jing, *et al*. Prediction of heat transfer parameters of nuclear reactor based on physical information machine learning algorithm [J]. Nuclear Techniques, 2025, **48**(1): 010601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2025.hjs.48.240285.

18 Chen P F, Yang P, Liu L, *et al*. Parametric investigation of the phase characteristics of a beta-type free piston Stirling engine based on a thermodynamic-dynamic coupled model[J]. Energy, 2021, **219**: 119658. DOI: 10.1016/j.energy.2020.119658.

19 Yang H S. Numerical model for predicting the performance and transient behavior of a gamma-type free piston Stirling engine[J]. Applied Thermal Engineering, 2021, **185**: 116375. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2020.116375.

20 de la Bat B J G, Harms T M, Dobson R T, *et al*. Derivation and numerical case study of a one-dimensional, compressible-flow model of a novel free-piston Stirling engine[J]. Energy, 2020, **199**: 117404. DOI: 10.1016/j.energy.2020.117404.

21 de la Bat B J G, Dobson R T, Harms T M, *et al*. Simulation, manufacture and experimental validation of a novel single-acting free-piston Stirling engine electric generator[J]. Applied Energy, 2020, **263**: 114585. DOI: 10.1016/j.apenergy.2020.114585.

22 Wu Z Y, Lyu Y F, Guo C Q, *et al*. A new one-dimensional model of free-piston Stirling engine based on quasi-steady flow approximation and Simi-implicit numerical method

[J]. Applied Thermal Engineering, 2024, **248**: 123251. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2024.123251.

23 徐东东, 李潘潇, 王成龙, 等. 小型双端对置斯特林热电转换装置运行特性研究[J]. 原子能科学技术, 2025, **59**(10): 2281–2288. DOI: 10.7538/yzk.2024.youxian.0855.
XU Dongdong, LI Panxiao, WANG Chenglong, *et al*. Research on operating characteristic of small double-ended opposed stirling thermoelectric conversion transducer[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2025, **59**(10): 2281 – 2288. DOI: 10.7538/yzk. 2024. youxian.0855.

24 丁育哲, 李伟, 任全耀, 等. 多跨弹性支撑燃料棒振动特性分析方法[J]. 核技术, 2025, **48**(4): 040609. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2025.hjs.48.240440. CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025.48.240440.
DING Yuzhe, LI Wei, REN Quanyao, *et al*. Analysis method for vibration characteristics of multi-span elastically supported fuel rods[J]. Nuclear Techniques, 2025, **48**(4): 040609. DOI: 10.11889/j. 0253-3219.2025. hjs.48.240440. CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025. 48.240440.

25 纪谢天, 郭宏建, 章静, 等. 基于大涡模拟的铅铋堆7棒束绕丝燃料流致振动特性分析[J]. 核技术, 2025, **48**(7): 070016. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2025.hjs.48.250064. CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025.48.250064.
JI Xietian, GUO Hongjian, ZHANG Jing, *et al*. Large eddy simulation-based analysis of flow-induced vibration characteristics in a wire-wrapped seven-rod fuel assembly for lead-bismuth reactors[J]. Nuclear Techniques, 2025, **48**(7): 070016. DOI: 10.11889/j. 0253-3219.2025. hjs. 48. 250064. CSTR: 32193.14. hjs. CN31-1342/TL. 2025.48. 250064.

26 Taleb A I, Sapin P, Barfuß C, *et al*. CFD analysis of thermally induced thermodynamic losses in the reciprocating compression and expansion of real gases [C]//Journal of Physics: Conference Series. IOP Publishing, 2017, **821**(1): 012016. DOI: 10.1088/1742-6596/821/1/012016.

27 Amara Y, Barakat G. Analytical modeling of magnetic field in surface mounted permanent-magnet tubular linear machines[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2010, **46**(11): 3870–3884. DOI: 10.1109/TMAG.2010.2053850.

28 Li Z K, Wu L Z, Li Y X, *et al*. Hybrid analytical model of permanent magnet linear motor considering iron saturation and end effect[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2024, **39**(3): 2008 – 2017. DOI: 10.1109/TEC.2024.3354488.

29 Grinnell S K. Flow of a compressible fluid in a thin passage[J]. Journal of Fluids Engineering, 1956, **78**(4): 765–770. DOI: 10.1115/1.4013808.