

感应式脉冲等离子体推力器高效能量沉积 与转化技术研究综述

车碧轩, 吴建军, 冉媛媛, 李小康, 郭大伟, 张宇

(国防科技大学空天科学学院, 湖南长沙 410073)

摘要: 感应式脉冲等离子体推力器(IPPT)在未来空间核电推进等方向具有良好发展前景。本文围绕IPPT中的高效能量沉积与转化技术,从推力器基本工作原理、推力器性能优化理论、推力器磁场渗透特性研究3个层面开展文献综述研究。首先,按照历史脉络对各型IPPT的性能水平和技术特点进行了对比分析;其次,在此基础上,结合推力器性能差异,进一步总结了Lovberg准则、动态匹配理论和临界比能量原理等各类性能优化理论的作用、局限性和相互关系;最后,通过横向对比不同型号推力器中的磁场分布,明确了磁场渗透特性对于推力器能量沉积与转化的重要影响,并围绕磁场渗透特性在实验和数值仿真研究中所采用的主要方法、重要结论及局限性进行了讨论。

关键词: 感应式脉冲等离子体推力器(IPPT); 能量沉积与转化; 磁场渗透

中图分类号: V 439⁺.4

文献标志码: A

DOI: 10.19328/j.cnki.2096-8655.2025.01.017

引用格式: 车碧轩, 吴建军, 冉媛媛, 等. 感应式脉冲等离子体推力器高效能量沉积与转化技术研究综述[J]. 上海航天(中英文), 2025, 42(1): 157-168.

A Review of High Efficiency Energy Deposition and Conversion Technology for Inductive Pulsed Plasma Thrusters

CHE Bixuan, WU Jianjun, RAN Yuanyuan, LI Xiaokang, GUO Dawei, ZHANG Yu

(College of Aerospace Science and Engineering, National University of Defense Technology,

Changsha 410073, Hunan, China)

Abstract: Inductive pulsed plasma thruster (IPPT) are promising candidates for future space nuclear propulsion. Focusing on the high efficiency energy deposition and conversion technology in IPPTs, this paper carries out a literature review from three aspects: the basic working principle, the thruster performance optimization theory, and the thruster magnetic penetration characteristics. First, the performance and technical characteristics of various types of IPPTs are compared and analyzed. Considering the performance differences of thrusters, the roles, limitations, and interrelationships of different performance optimization theories, e.g., Lovberg criterion, dynamic matching theory, and critical specific energy principle, are summarized. Then, by comparing the magnetic field distributions in different types of thrusters, the influence of magnetic field permeability characteristics on the energy deposition and conversion of thrusters is clarified, and the main methods, important conclusions, and limitations of the magnetic field permeability characteristics used in experimental and numerical studies are discussed.

Key words: inductive pulsed plasma thruster (IPPT); energy deposition and transformation; magnetic field penetration

0 引言

伴随我国航天事业的不断发展,载人登月、火

星探测、星际飞行等任务对新型电推进系统的需求

日益迫切^[1-2]。感应式脉冲等离子体推力器

收稿日期: 2024-08-20; 修回日期: 2024-10-15

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(12305286); 国家自然科学基金创新研究群体资助项目(T2221002)

作者简介: 车碧轩(1990—), 男, 副教授, 博士, 主要研究方向为先进空间推进技术。

通信作者: 吴建军(1967—), 男, 教授, 博士, 主要研究方向为先进空间推进技术、火箭发动机健康监测技术。

(Inductive Pulsed Plasma Thruster, IPPT)是一种通过脉冲感应电磁场电离和加速等离子体从而产生推力的电磁式电推进装置。

相较于目前常用的霍尔、离子推力器^[3], IPPT具有可负荷兆瓦级大功率(等离子体不与推力器直接接触、热载荷低)、工质兼容性好(无须空心阴极、富氧气体或空气均可使用)、长寿命(无电极烧蚀)、推力灵活可变等显著优点,在未来空间核电推进系统、低轨吸气式电推进系统等方面具有良好发展前景^[4-8]。

20世纪60年代初, DAILEY和 LOVBERG等^[9]在等离子体感应电流片研究的基础上,首次提出IPPT的基本概念,并指导TRW公司开展了一系列早期技术探索。TRW公司将其所研发的IPPT类装置命名为脉冲感应推力器(Pulsed Inductive Thruster, PIT),至今共发展了PIT Mark-I~Mark-VII系列7型样机^[7,10-16],各型推力器性能水平及技术特点总结见表1。如图1(a)所示,1993年的PIT Mark-Va在使用NH₃工质时,可在比冲3 000~8 000 s范围内保持50%以上的高推进效率^[14],代

表目前IPPT类推力器的最高水平。PIT Mark-Va采用Marx发生器型的脉冲电路,等效放电电压达到32 kV,放电能量4 000 J。2004年,美国航空航天局(National Aeronautics and Space Administration, NASA)率先启动“先进电推进研究计划”,由Northrop Grumman公司与喷气推进实验室等组成研究小组,在PIT Mark-Va的基础上开展核电脉冲感应推力器(Nu-PIT)的研发工作^[15]。然而,后继型号PIT Mark-VI却难以复现其前代的性能水平^[16],表明当时对于指导IPPT设计优化的理论基础还比较薄弱。PIT系列发展思路为:通过不断提高放电电压,来增强放电能量水平和放电初期的感应电场强度,实现气体工质的高效电离和大电流密度等离子体电流片的快速建立;同时匹配大尺寸的平面型激励线圈,增大等离子体和线圈之间的耦合作用距离。PIT Mark-Va的等效放电电压达到了32 kV,放电能量超过4 000 J,推力器直径1 m,结构质量更是高达数百千克^[14],因结构质量过大、开关与电容寿命不足,目前尚未实现工程应用。

表1 国内外各型IPPT主要性能参数与技术参数对比

Tab.1 Comparison of performance parameters and technical parameters of different IPPTs

年份	型号	激励线圈参数				激励电路参数					性能参数		技术特色
		内径 D_i / m	外径 D_o / m	自感 L_c / nH	解耦 距离 z_0 / cm	寄生电 感 L_0 / nH	放电电 压 V_0 / kV	放电能 量 E_0 / J	峰值电 流 I_m / kA	感应电 场 E_0 / (kV·m ⁻¹)	比冲 I_{sp} /s	效率 η /%	
1971	0.2 m-Accelerator	0.06	0.2	460	2	60	12	280	32	27	1 470	18	并联小电容预电离
											1 200	5	无预电离
1973	0.3m-Accelerator	0.08	0.3	680	3	120	15	675	32	24	1 470	18	反向线圈先导短脉冲预电离
1979	1 m-Accelerator	0.4	1	760	10	120	22	4 840	100	10	1 236	25	大尺寸激励线圈
1987	PIT Mark-I	0.4	1	700	12	60	26	6 760	118	11	1 897	29	轴向双层气体喷嘴
1987	PIT Mark-II	0.4	1	700	12	60	26	6 760	118	11			
1987	PIT Mark-III	0.4	1	700	12	60	26	5 480	105	11			
1988	PITMark-IV	0.28	0.67	520	8	120	20	3 480	98	12	820	15	无钳位振荡模式
							22	3 240	87	12	390	11	二极管钳位模式
1991	PIT Mark-V	0.4	1	680	10	60	30	2 025	42	18	1 700	25	Marx发生器型激励电路
1991	PIT Mark-Va	0.4	1	680	10	60	30	4 050	112	18	>5 000	50	NH ₃ 工质,目前最高性能
2004	PIT Mark-VI	0.4	1	680	10	60	30	4 050	80	18	2 750	19	NH ₃ 工质,水冷线圈,开关故障
2005	PIT Mark-VII						15		21				固体开关阵列
2004	Helicon-FARAD	0.06	0.2	20	2	90	2	78	31	5	<1 000	<5	稳态螺旋波预电离
2007	VIG-FARAD	0.12	0.3	700	3	70	3	45	93	4		<5	脉冲射频预电离
2015	CTPIPPT	0.1	0.27	705	2.8	336	2	20	5.3	2.5		<5	直流辉光预电离

近年来,伴随超低轨道吸气式电推进^[17]、火星大气推进剂原位利用^[18]和航天器空间应急机动^[19]等概念与需求的兴起,IPPT 以其独有的多工质适应性和大推力变比等特点,再次成为研究热点。相关研究重点转变为在较低放电能量水平($<500\text{ J}$)下实现等离子体的高效电离与加速。2004年,POLZIN 等^[20]提出射频辅助放电法拉第加速器概念(Faraday Accelerator with Ratio-frequency Assisted

Discharge, FARAD),如图 1(b)所示:通过射频天线对工质进行预先电离;再由附加磁场将弱电离子气体引导至激励线圈表面;最后通过激励线圈建立感应等离子体电流片实现对工质的加速。FARAD 的放电能量为 78 J ,放电电压约 2 kV ,其实验结果成功验证了预电离技术降低 IPPT 放电电压与放电能量的可行性,但其所获得的性能水平较低,比冲不足 $1\ 000\text{ s}$,效率低于 5% 。

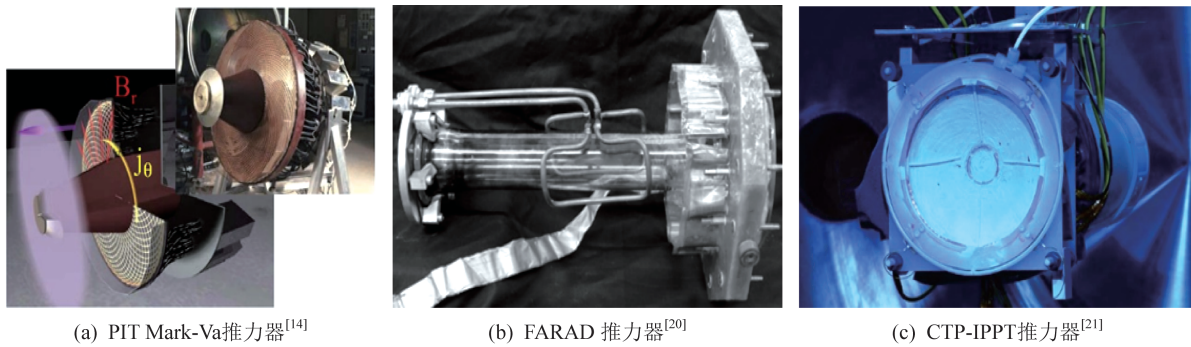


图 1 典型 IPPT 类装置图片及其性能参数

Fig.1 Pictures of typical IPPTs and their performance parameters

在预电离技术的基础上,HALLOCK 和 POLZIN^[21]又提出锥形角箍缩 IPPT 概念(Conical Theta-Pinch IPPT,CTP-IPPT),如图 1(c)所示:采用锥形线圈构型来对等离子体进行压缩,以提高等离子体的电离率、增强其与激励线圈之间的电磁耦合。CTP-IPPT 的放电能量约 500 J ,电压 4 kV ,实验结果显示,CTP-IPPT 的比冲最高可达 $3\ 000\sim 4\ 000\text{ s}$,但效率低于 4% 。日本东海大学 KOIZUMI 等^[22]提出了与 FARAD 类似的感应射频等离子体推力器(Inductive Radiofrequency Plasma Thruster,IRFPT)概念,其实验测量结果表明,感应生成的等离子体电流环获得约 4.5 km/s 的最大轴向速度,折合比冲在 460 s 以下。除以上各类近期探索以外,DAILEY 等^[23]在 IPPT 的发展早期,曾尝试过在主放电电容上并联一个 LC 模块,将一段高频短脉冲叠加至主脉冲波形以提供额外的电压过冲。该复合脉冲电路方案可一定程度降低形成等离子体电流片的放电电压,后因技术路线的改变,未得到进一步深入研究。

可以看出,提高 IPPT 的推进性能目前通常采用 3 种方法:1) 增大放电电压与放电能量,提高放电早期的感应电场强度,缩短等离子体电流片的建立时间;2) 在主放电前对中性气体工质进行预电

离,提高等离子体的电导率,增强电流片建立过程的集肤效应;3) 优化线圈磁场位型,维持等离子体电流片与激励线圈之间长期有效的电磁耦合。除采用第一种方法的 PIT Mark-I ~ Mark-VII 系列以外,其余各型 IPPT 类推力器的性能大多未能达到预期;而前者又存在放电能量过大、性能不够稳定等问题。综上,目前对脉冲感应放电过程内部机理认识的不足,导致推力器的优化设计理论还很匮乏;对于如何在低放电能量水平下实现等离子体的有效加速,尚无较好方法。

为此,本文围绕 IPPT 中的高效能量沉积与转化技术,从推力器基本工作原理、推力器性能优化理论、推力器磁场渗透特性研究 3 个层面逐渐深入,开展系统性的文献综述研究,以期厘清各类性能优化方法之间的关联关系与效果差异,从而为 IPPT 的设计研发和性能提升提供支撑。

1 推力器基本工作原理

IPPT 一般由放电电容、脉冲开关、激励线圈和脉冲供气阀组成。如图 2 所示,工作时,脉冲供气阀先向激励线圈方向喷注一团中性气体工质;当气团在激励线圈表面铺开并满足特定分布条件时,开关发电容器放电,在激励线圈中产生强脉冲电流;

脉冲电流通过激励线圈激发具备角向电场分量和径向磁场分量的强脉冲电磁场;其中的角向电场分量将气体工质击穿、电离并建立起角向的等离子体

电流环;等离子体电流环又在径向磁场分量的作用下,被洛伦兹力沿轴向压缩和加速从而产生推进作用^[6]。

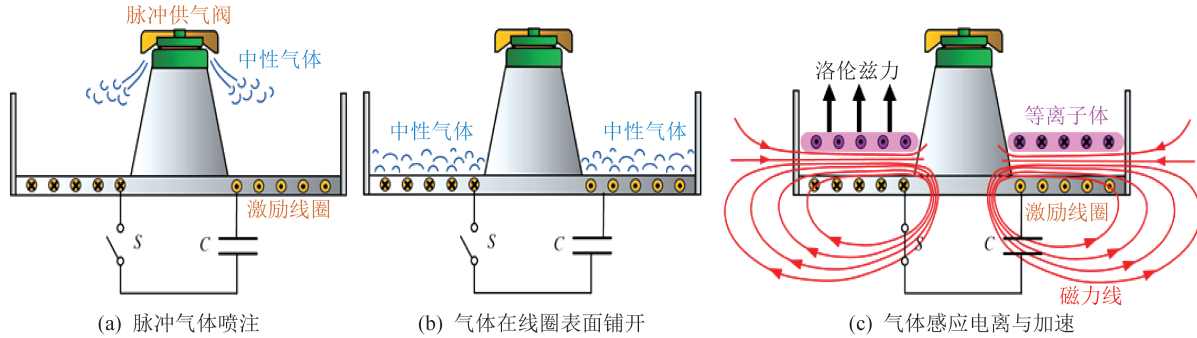


图 2 IPPT 基本工作原理

Fig.2 The basic working principle of IPPTs

从 IPPT 的基本工作原理可以看出,其工作过程具有典型的强瞬态和多物理场强耦合特征。为实现脉冲能量向等离子体宏观定向动能的高效沉积与转化,除了要考虑等离子体结构演化过程中与线圈的电磁耦合关系,合理设计线圈构型,抑制加速过程中的全局磁场渗透,还要考虑等离子体瞬态加速过程与驱动电路脉冲放电过程中动态匹配,合理设计电路的电感、电容以及脉冲气体质量等集总参数。

2 推力器性能优化理论

伴随推力器开发经验的不断积累,以及对推力器工作机理研究的不断深入,研究人员先后总结了不同的推力器性能优化准则,用于指导推力器的设计和工作参数的选择。各类性能优化理论在对脉冲感应推力器具体设计的指导上,满足层次关系如图 3 所示。1) Lovberg 准则提出了对推力器激励电路设计的一般性要求,即尽可能减小系统的寄生电感、寄生电阻等参数;2) 动态匹配理论约束了激励电路电气参数与推力器工作参数的具体搭配,主要是线圈自感和脉冲供气质量;3) 临界比能量原理要求针对不同的脉冲气体质量和工质类型,搭配合适的放电能量;4) 推进剂分布的优化则要求提高放电前一刻中性气体工质在线圈表面的径向均匀性及轴向压缩性。在充分考虑以上 4 条内容的基础上,为保证能达到设计性能指标,还要对放电过程中的磁场渗透进行有效抑制,基本思路是通过提高感应电场强度或引入预电离手段来提高放电

初期的电离度。本文对其内容及原理进行简要综述。

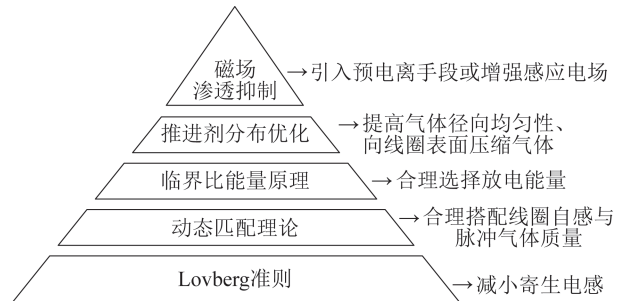


图 3 脉冲感应推力器性能影响因素

Fig.3 Factors affecting the performance of pulse induction thrusters

2.1 Lovberg 准则

在放电初始时刻,等离子体紧贴激励线圈表面产生,线圈与等离子体的互感 M 约等于线圈自感 L_c ,此时系统的等效总电感 L_t 约等于 L_0 ;伴随等离子体被加速远离激励线圈, M 逐渐减小并最终趋近于 0,此时 L_t 约等于 $L_0 + L_c$ 。因此,对于单个脉冲放电过程,可以近似地认为 L_t 发生的变化大小 ΔL 约等于 L_c 。定义电感系数 L^* 等于 L_c/L_0 ,该系数本质上反映了激励电路产生的总磁场能量中,可与等离子体发生耦合的那部分与无法与等离子体发生耦合的那部分之间的比值。对于脉冲感应推力器,尽可能地提高 L^* 是保证其等离子体加速效率的前提条件,这便是“Lovberg 准则”的主要内容^[23]。

“Lovberg 准则”对于脉冲感应类的加速装置均可适用,其对推力器设计的具体指导是:尽可能减

小 L_0 、增大 L_c 。将表 1 中处于较低性能水平的 PIT Mark-IV 和 FARAD 系列推力器与其他脉冲感应推力器的参数、性能水平进行对比可知, L^* 过低是导致以上两型推力器性能水平低下的主要原因。

2.2 动态匹配理论

在满足 Lovberg 准则的条件下, 推力器的性能还受具体设计、工作参数的影响。以脉冲气团质量 m_{bit} 为例, 如果 m_{bit} 过大, 等离子体电流片运动过慢, 其有可能在放电电流反向之后被重新“拉回”激励线圈表面, 导致大部分能量沉积为等离子体内能, 最终通过辐射耗散; 如果 m_{bit} 过低, 等离子体电流片运动过快, 大部分磁场还来不及转移至等离子体, 等离子体便与激励线圈解耦, 这些能量又最终被激励电路 R_0 耗散。当激励电路电流波形的时间周期与等离子体运动过程的时间尺度相匹配时, 推力器具有最大的推进效率, 这一状态被称作最佳“动态匹配”状态。POLZIN^[7-8] 采用无量纲化的一维机电模型对“动态匹配”问题进行系统研究, 其研究结果表明当动态阻抗系数 α 取值在 1~10 时, 推力器能获得较高的推进效率。对 α 定义式进行展开可以发现, α 实际上反映了激励电路的放电周期与等离子体电流片的运动过程时间尺度的比例关系。

2.3 临界比能量现象

定义比能量 ϵ_0 为推力器单脉冲放电能量 E_0 与脉冲气体质量 m_{bit} 之比为

$$\epsilon_0 = \frac{E_0}{m_{bit}} \quad (1)$$

研究人员在 PIT Mark V 及 PIT Mark Va 的实验研究中发现, 推力器的推进性能与 ϵ_0 具有较强的相关性: 当 ϵ_0 低于某一临界值 ϵ_0^* 时, 推力器的效率 η 会随 ϵ_0 的增大而增大; 当 ϵ_0 高于 ϵ_0^* 之后, η 反而会随 ϵ_0 的增大而降低, 且降低的幅度远大于前述动态匹配理论的预测结果^[7]。相同现象在 MACH2 的数值仿真中也得到了验证^[24]。进一步研究发现, 这一现象与工质的电离过程相关, 该临界值 ϵ_0^* 近似地等于工质的第一电离能 Q_1 与分子质量 M 之比:

$$\epsilon_0^* = \frac{Q_1}{M} \quad (2)$$

当 ϵ_0 低于 ϵ_0^* 时, 伴随 ϵ_0 的增大, 其电离度将持续增长直到接近 1, 相应的等离子体电导率也不断增大, 电流片对线圈磁场的阻塞作用不断增强, 最终

导致 η 不断提高; 当 ϵ_0 高于 ϵ_0^* 时, 其电离度将不再伴随 ϵ_0 的增大显著增长, 电导率的增长速度也变得比较缓慢, 更多的能量被用于加热等离子体, 从而导致 η 降低。因此, 为保证等离子体能被高效加速, 要求 ϵ_0 近似或略低于 ϵ_0^* 。He、Ar、NH₃ 等几类常见工质的 ϵ_0^* 分别为 593、10 000、1 800 J/mg^[7]。

2.4 激励线圈电磁场构型

为保证良好的加速效果, 激励线圈的磁场构型需满足以下条件: 1) 在放电初始时刻产生足够强的周向感应电场 E_θ , 以实现工质的充分电离和高质量电流片的迅速建立; 2) 径向感应磁场 B_r 具备良好的角向及径向均匀性, 以维持电流片的平整性, 保证其对线圈磁场的有效阻塞; 3) 具备足够远的激励线圈电磁解耦距离 z_0 , 实现对感生电流片的长时间持续加速。

分析可知, E_θ 正比于激励线圈中的电流变化率 dI/dt , dI/dt 在放电初始时刻达到最大。由于放电初始时刻等离子体电流片还未完全建立, 其对电路的影响可以忽略, 考虑简单的电阻-电感-电容 (Resistance-Inductance-Capacitance, RLC) 串联电路, dI/dt 可以通过理论公式直接计算^[25-27]; 进一步地根据激励线圈几何构型, 可以计算得到 E_θ ^[28]。本文根据文献[27]给出的数据, 计算了已有各型脉冲感应推力器激励线圈内外径中线处、距离激励下圈表面 5 mm 位置处, 在 $t=0$ 时刻的 E_θ 大小, 并将其记录在表 1 中。结合文献[27]中对这些推力器性能及其中电流片结构特征的描述, 本文总结得出, 满足第一项条件对 E_θ 的具体要求为 $E_\theta \geq 10$ kV。

B_r 的径向分布情况与激励线圈的导线组数及螺旋线的几何构型有关。显然, 导线组数越多, B_r 的径向均匀性越好。大部分脉冲感应推力器, 其激励线圈均采用等速螺旋线构型, 螺旋形导线上的电流在激励线圈面板圆周方向的投影几乎为常数。采用该构型的激励线圈, B_r 在线圈表面的大部分区域均匀分布; 但在接近激励线圈内外径处, 由于边缘效应的影响, B_r 将会减小。为了补偿激励线圈内外径附近的磁通损失, 1972 年的 0.3 m 加速器^[9] 和 1979 年的 1 m 直径加速器^[10], 采用变速螺旋线对内外径处进行了局部加密。值得注意的是, 目前尚无相关研究证明这一方法对等离子体加速效果的影响, 在后续 PIT 系列推力器中, 均采用传统的等速螺旋线形导线。

激励线圈解耦距离 z_0 的定义如下:假设在激励线圈前方布置一个与激励线圈内外径相同的金属薄板,当其紧贴激励线圈时,两者的互感 M 将等于激励线圈自感 L_c ;逐渐沿轴向移出该金属薄板, M 将随轴向距离 z 的增大而逐渐减小, M 与 z 满足指数衰减关系为

$$M = L_c \exp\left(-\frac{z}{2z_0}\right) \quad (3)$$

式中: z_0 被定义为激励线圈的解耦距离,当 $z=2z_0$ 时, $M=0.37L_c$ 。 z_0 越大,等离子体电流片的加速冲程越长,获得的加速效果越好。 z_0 同样可以根据激励线圈构型通过理论计算得到,各型脉冲感应推力器的 z_0 也被记录在表 1 中。纵观各类脉冲感应推力器性能参数可以发现, z_0 越大的推力器推进性能也越高;特别地,对比线圈几何参数可以发现,尺寸越大的激励线圈,其 z_0 也越大。

2.5 推进剂分布构型

脉冲感应推力器中的推进剂通过快速脉冲阀释放,经喷嘴加速后喷射至激励线圈表面,推进剂在主放电触发时刻的分布构型会影响中性气体的电离及等离子体电流片的建立和演化等过程,从而影响推力器的推进性能。

早期开发的几型脉冲感应加速器,其激励线圈面板外径处未设置任何阻挡气体流动的结构,导致

大量的推进剂在放电过程中从径向扩散损失;其后续实验研究表明,通过设置一圈与激励线圈解耦距离 z_0 等高的环形围坝即可实现对推进剂的有效约束,从而显著改善电流片质量,提高推力器性能。

DAILEY 和 LOVBERG^[10] 采用径向喷注方案 a 如图 4(a) 所示,对比了多种不同喷嘴构型下的推力器性能,其研究表明,尽可能地让推进剂紧贴激励线圈表面能够有效改善推进性能。通过对比减速通道内的轴向洛伦兹力 ($j_0 B_r$) 分布及推进剂 ρ 分布后发现, ρ 分布较高的区域其洛伦兹力密度同样较高。由于径向喷注会在围坝附近累积大量气体,由此带来的洛伦兹力分布不均匀导致电流片结构较早地发生变形,最终损害加速效果。

为了提高推进剂 ρ 的径向分布均匀性,DAILEY 和 LOVBERG^[10] 将喷注器改进为轴向喷注方案 b 如图 4(b) 所示,该方案同时还对推进剂进行了轴向压缩,使其与激励线圈的耦合进一步加强^[12],所获得的推进性能相较于方案 a 有显著提高。在 TRW 开发的 PIT Mark-I 中,又采用了轴向喷注双喷管方案 c 如图 4(c) 所示,进一步地提升了推进剂分布构型的径向均匀性。方案 b 的推进剂分布构型虽然在径向均匀性上略差于方案 c,但其结构相对简单,质量较轻,得到的推进性能差异并不显著,因此成为后来 PIT 系列的主流方案。

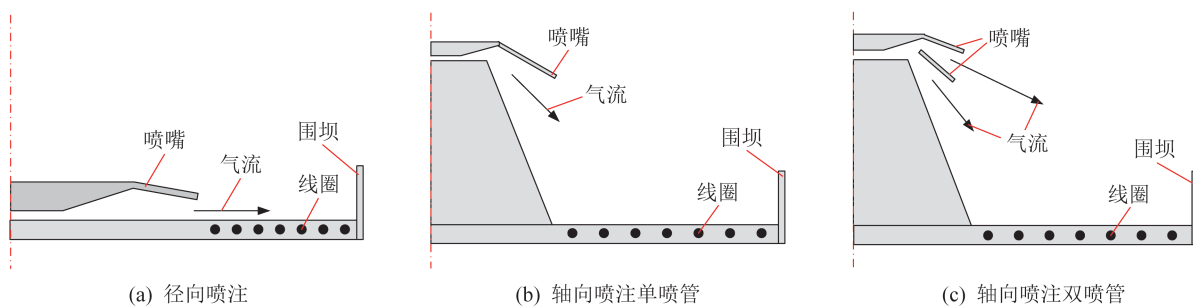


图 4 不同类型的气体喷注方案

Fig.4 Different types of gas injection schemes

3 推力器磁场渗透特性研究现状

相关研究表明,在不同磁场渗透状态下,等离子体的能量沉积过程存在“扩散沉积”和“雪耙沉积”2种模式:在“扩散沉积”模式下,激励线圈电磁场渗透至气体工质内部较深区域,形成相对均匀的大范围等离子体,放电能量大部分沉积至等离子体

内能,如图 5(a) 所示;在“雪耙沉积”模式下,等离子体电流受集肤效应影响集中在激励线圈附近,形成高电离度的电流片结构,电流片在向前推进的过程中像“雪耙”一样不断扫过并带走下游的中性气体,如图 5(b) 所示^[29-30]。

“雪耙沉积”模式仅对电流片区域的少量工质

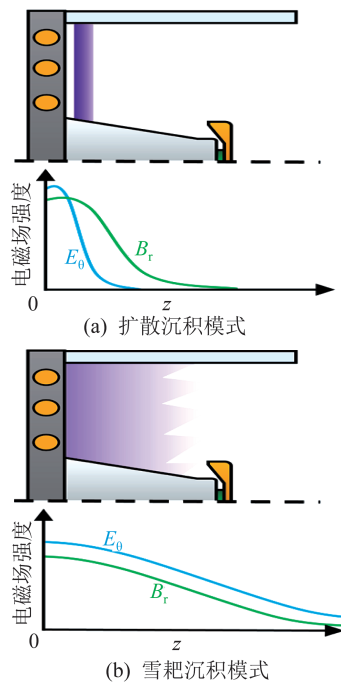


图5 IPPT典型结构及其在不同能量沉积模式下的等离子体加速原理^[30]

Fig.5 Typical structure of IPPTs and its plasma acceleration principles under different energy deposition modes^[30]

进行电离,有利于将大部分放电能量转化为工质定向动能;同时,电流片两侧的大磁压梯度也有利于产生更强的轴向洛伦兹力合力,因此,“雪耙沉积”模式通常能够获得更高的比冲和效率性能。为实现高效的“雪耙沉积”模式,需要对线圈磁场向等离子体内部的渗透过程进行有效抑制,本文对磁场渗透特性及其抑制方法的研究情况进行简要综述。

3.1 磁场渗透特性实验研究

IPPT的技术概念最早来自于对感应电流片结构的研究当中。DAILEY等^[27]采用悬浮电极对型电场探针测量了等离子体内部的角向电场 E_θ 及轴向电场 E_z ,采用B-dot磁场探针测量了径向磁场 B_r 及轴向磁场 B_z ,采用激光散射法测量了电子数密度 n_e ,通过微型Rogowsky线圈测量得到了等离子体角向电流密度 j_θ 。其研究表明:等离子体电流中的离子电流分量几乎可以完全忽略;电子和离子之间的空间电荷分离尺度相对于电流片厚度同样可以忽略;等离子体受其两侧磁场梯度的作用被压缩为片状结构,其内部电子数密度明显高出其他区域

一个量级以上。

为了弄清PIT Mark-I和PIT Mark-IV两型推力器性能巨大差异的原因,LOVBERG等^[27]对激励线圈内外径中线处,不同轴向位置的径向磁场 B_r 进行对比,如图6(a)、图6(b)所示,其研究表明:性能更佳的PIT Mark-I中的磁场渗透性明显弱于PIT Mark-IV;同时,伴随放电过程的进行,电流片会逐渐发生变形和衰减,导致磁场渗透的加剧。LOVBERG等^[27]分析认为,磁场渗透不仅会削弱等离子体所受的电磁力,还会降低工质利用率,产生所谓的“雪耙损失”。因此,快速建立并维持具备“磁不透”特性的高品质等离子体电流片,是工质获得高效加速的先决条件。

脉冲能量4 000 J的PIT Mark-Va^[14](目前性能最佳的IPPT)和脉冲能量78 J的FARAD推力器^[19-20](采用了射频辅助放电技术)的磁场测量结果如图6(c)、图6(d)所示。可以看出,在放电早期的 $t=0\sim 2\ \mu\text{s}$,PIT Mark-Va中的等离子体对线圈磁场起到良好的屏蔽作用,在 $z=5\ \text{cm}$ 位置其磁场强度几乎为0;相比之下,FARAD中磁场沿 z 轴方向的渗透更为明显。此外,POLZIN^[7]在对比不同型号推力器的工作过程与性能特点后指出,低放电能量的IPPT容易出现击穿延迟现象,导致在建立等离子体电流片之前,放电能量被电路电阻和等离子体内阻耗散。

车碧轩^[29]则采用超高速相机对等离子体电流片的建立与演化过程进行了观测,捕捉到放电早期“扩散沉积”模式向放电中期“雪耙沉积”模式的转变过程如图7所示。其中,图7(a)和图7(b)分别表示了放电能量等于780 J和320 J的实验结果。如图7(a)所示,在较高放电能量下,放电早期 $t=1.5\ \mu\text{s}$,渗透磁场引起下游气体的不均匀电离;放电中期 $t=4.5\ \mu\text{s}$,形成致密电流片,转化为“雪耙沉积”模式;放电末期 $t=15\ \mu\text{s}$,生成次生电流片加速残余工质。如图7(b)所示,在较低放电能量下,放电早期 $t=1.5\ \mu\text{s}$,下游气体不均匀电离更为显著;放电中期 $t=4.5\ \mu\text{s}$ 未形成致密电流片,仍为“扩散沉积”模式;放电末期 $t=15\ \mu\text{s}$,主电流片未得到有效加速。其研究结果同时验证了次生电流片对残余工质的加速作用,解释了IPPT采用钳位二极管电路时推进效率显著下降的原因。

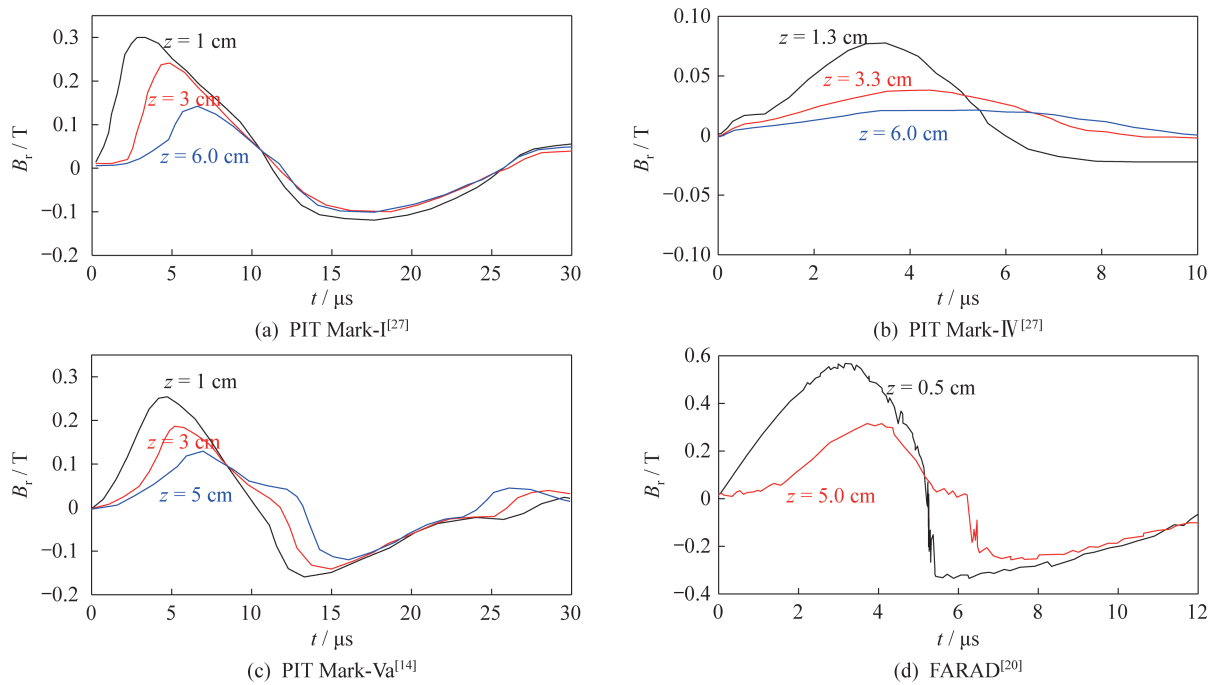


图 6 各型脉冲感应推力器激励线圈内外径中线处不同轴向位置的径向磁场

Fig.6 Radial magnetic fields at different coaxial positions in the middle line of the inner and outer diameters of the excitation coil of each type pulse induction thruster

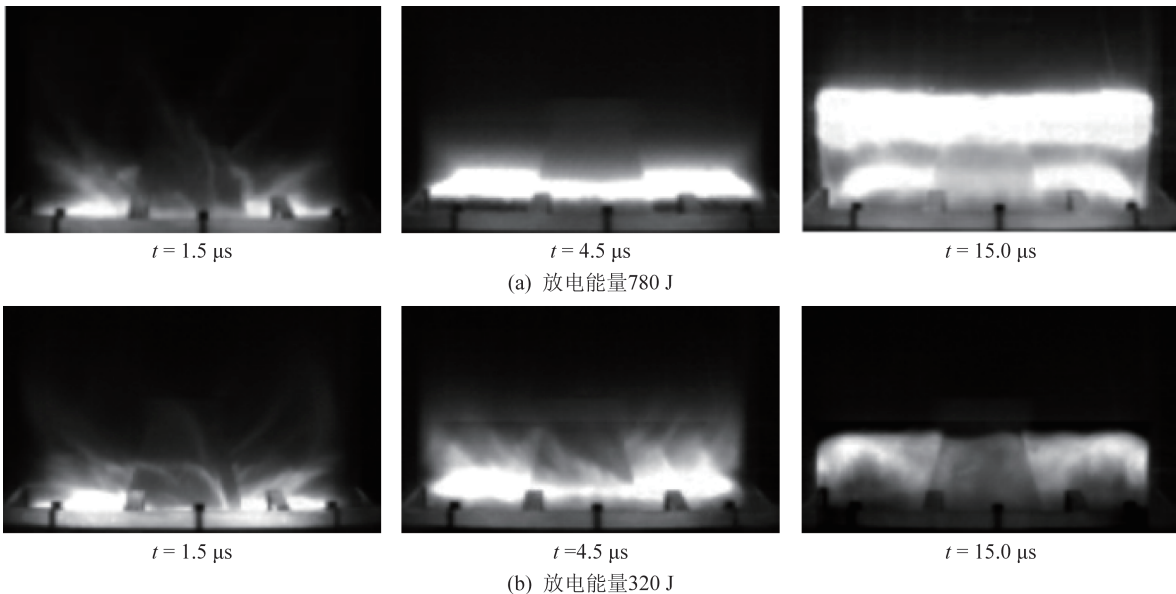


图 7 典型 IPPT 等离子体演化过程高速相机影像^[29]

Fig.7 High-speed camera images of the plasma evolution process of a typical IPPT^[29]

综上,工质的加速过程与等离子体中的磁场渗透现象紧密相关,而磁场渗透特性又受到初始气体分布、等离子体电离特性和放电电路等因素的综合影响,并伴随脉冲放电过程的进行不断变化。尽管目前已经认识到,快速建立和保持具备大电流密度、外形平整致密的等离子体电流片,抑制磁场向

等离子体内部的渗透过程,有利于更好实现“雪耙沉积”模式,获得更佳加速效果。但对于磁场渗透特性与等离子体电离特性的关联关系,以及磁场渗透特性如何具体作用于等离子体的能量沉积模式等关键问题,尚无专门实验研究开展。已有研究对磁场的测量,还仅局限于几个有限测点位置,对于

磁场在整个加速通道区域内的分布情况,缺乏综合全面的认识;对于线圈-等离子体之间的电磁耦合关系,也缺乏全局性的量化评估与分析;对于电子数密度、电子温度、电流密度等关键等离子体特征参数,则尚无专门实验研究开展。

3.2 磁场渗透特性数值仿真研究

数值仿真早期采用集总参数的机电模型:电路-等离子体视作变压器主-次级,等离子体简化为运动的弹丸或“雪耙”,求解电路方程和电流片运动方程。POLZIN 等^[8,31]借助机电模型进行无量纲分析,提出“动态匹配”理论,即电流片远离线圈的加速过程需要与电路放电过程满足特定时间匹配关系,才能获得良好的动能转化效果;NKARA^[32]和 MARTIN 等^[33]通过引入局部热力学平衡(Local Thermal Equilibrium, LTE)等离子体模型,实现了对等离子体状态参数的实时计算。其计算结果表明,电流片中的高价电离过程,对增强电路与等离子体之间的电磁耦合产生重要贡献。近年来, LITTLE 等^[34]通过在机电模型中引入一维磁场渗透方程,实现了对电流片磁场渗透特性的粗略分析,其计算结果表明,等离子体电流片的“磁不透透”状态需要在特定电离度阈值条件下才能实现。机电模型能较好地反映脉冲电路与等离子体间的双向耦合作用,却忽略了等离子体内部的参数分布和磁场结构,在等离子体未被有效压缩的工况下其计算误差较大。

采用磁流体力学(Magnetohydrodynamic, MHD)方法能够有效描述等离子体的流场演化过程: LITTLE 及 MIKELLIDE 等^[34,24]针对 Ar 和 Xe,考虑多级电离反应,采用 MACH2 代码基于二维轴对称单温度 MHD 控制方程组对 PIT Mark Va 的等离子体流场进行分析,如图 8 所示,其计算结果与实验在放电前半周期基本符合。

在早期 MHD 模型中,仅将电路对等离子体的激励作用以瞬态磁场边界条件形式施加,未考虑电路对等离子体动态的反馈效应,计算结果会逐渐偏离实际。针对这一问题, MIKELLIDE 等^[35]通过引入电路微分控制方程组,根据等离子体中的磁通密度分布推导负载端等效电感解析表达式,实现了电路与等离子体的耦合求解。如图 8 所示,耦合外部电路后所得到的磁场随时间变化曲线,相较于未耦合外部电路时更加接近实验测量结果。 MIKELLIDE 等^[24]同时对比了不同放电能量 E_0 与脉冲气体质量

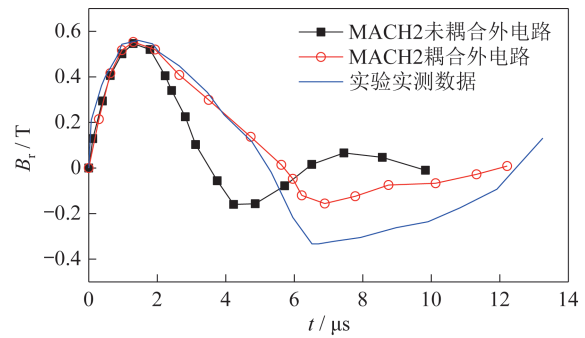


图 8 实验测量所得 PIT Mark-Va 的磁场强度与 MACH2 计算结果对比^[24,35]

Fig.8 Comparison of the PIT Mark-Va magnetic field intensity measured by experiment with that obtained by MACH2 calculation^[24,35]

m_{bit} 组合下的推力器性能,计算结果显示,在不同 E_0 下,只要保持相同的比能量水平(E_0/m_{bit}),推力器的比冲和效率几乎能够保持不变。 MIKELLIDES 及 VILLARREAL 等^[36-37]进一步利用 MACH2 代码计算了较低放电能量下(100 J)的等离子体脉冲感应加速过程如图 9 所示。计算结果表明,通过利用电路脉冲电流的后半周期加速残余工质,并提高计算的初始电离度,在较低能量下也有可实现良好的磁场渗透抑制效果和等离子体加速效果。

国内方面,孙新锋等^[38]采用机电模型对比了不同等离子体电导率模型的影响,其结果显示,等离子体电导率会显著影响电路向等离子体的能量沉积份额;成玉国等^[39-42]采用高分辨率的 ASUMPW+格式求解单流体 MHD 方程组,分析了加速效果与线圈尺寸的关系,其计算结果表明,线圈尺寸越大,电流片维持平整结构的距离越远,加速效果越突出;车碧轩等^[43-44]采用 COMSOL 软件实现了电路-等离子体双向耦合的 MHD 过程求解,计算所得空间磁场分布与文献数据取得较好一致,其计算结果表明,放电前中性气体压力分布的不均匀性,以及放电中后期出现的电流片扭曲、破裂等现象,都会导致显著的磁场渗透。

MHD 模型能够较好地描述等离子体中的电离、流动和磁场演化过程,采用适当的算法将 MHD 过程与脉冲电路放电过程进行耦合计算,其计算结果能够较准确地预测推力器的推进性能,是分析等离子体脉冲感应加速参数特性与内部机理的有效手段。然而,以上几类 MHD 模型所采用的电路-等离子体耦合算法,并不适用于诸如锥形和变速螺旋

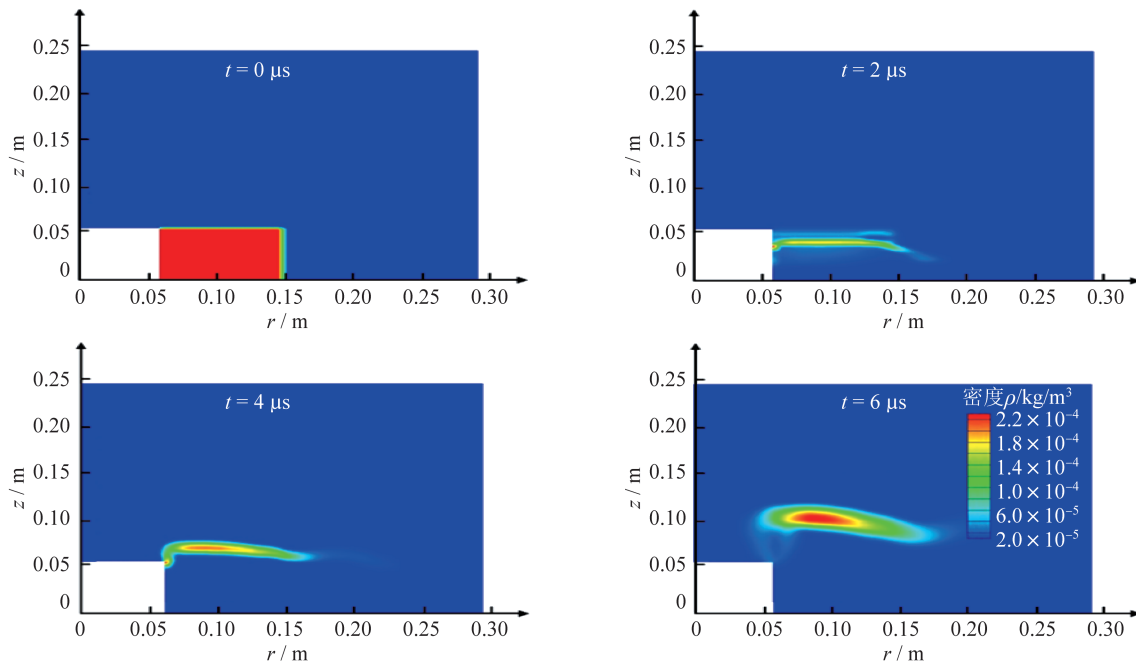


图 9 MACH2 计算所得 100 J 级 IPPT 中的等离子体密度分布演化情况^[37]

Fig.9 Evolution of the plasma density distribution in class 100 J IPPT obtained by MACH2 calculation

线等更加复杂的激励线圈构型。已有的各类数值仿真研究大多集中在对推进性能的计算方面,对于等离子体的磁场渗透机制、等离子体的内部受力状态,以及等离子体与电路之间的电磁耦合强度等基本物理过程,缺乏进一步的深入分析。需要指出的是,MHD 模型均需假设在 $t=0$ 时刻等离子体已经产生,暂时无法考虑放电初始阶段中性气体的感应击穿过程。

4 现有研究的不足与展望

目前,关于 Lovberg 准则、临界比能量原理、推进剂分布对于推力器设计指导的思路已比较明确,但对于磁场分布特性和等离子体加速过程的关系还不是特别清晰,相关研究目前存以下问题尚未解决。

1) 等离子体结构演化特征与磁场渗透特性的相互作用关系认识不清。没有综合分析等离子体电子数密度、电子温度、电流密度等电离特性参数以及等离子体的宏观结构等因素对磁场渗透效果的作用机制,尚未明确形成“磁不渗透”电流片的物理机制。

2) 磁场渗透特性对等离子体能量沉积模式的具体影响机制认识不清。没有综合分析不同磁场渗透状态下的等离子体受力分布情况,缺乏对电路-

等离子体之间电磁耦合强度的定性评估,尚不明确等离子体中的能量沉积与转化机制,无法确定实现高效“雪耙沉积”模式的具体条件。

3) 缺乏在较低放电能量下抑制磁场渗透、提升加速效果的有效方法。当前采用的高电压、高放电能量方法对实现 IPPT 的长寿命和工程化十分不利,探索中的其他各类磁场渗透抑制措施尚未达到预期目标,各类方法对磁场渗透和等离子体加速过程的影响,缺乏同等条件下的综合性对比研究。

针对现有研究的不足,为进一步提高 IPPT 的性能,加速其工程应用进程,本文给出了以下发展建议。

1) 深化磁场渗透特性与等离子体结构演化特性的基础性研究。通过揭示磁场时空分布和电离参数时空分布的相关关系,厘清建立“磁不渗透”电流片的物理机制,明确有效实现“雪耙沉积”模式的具体条件。

2) 加强工作参数与放电参数相互作用关系的综合性研究。通过对比提高气体初始电离度、增大感应电场强度、优化线圈磁场位型等途径对放电各个阶段磁场渗透特性的影响,总结提出有效抑制磁场渗透的综合性方法。

3) 探索各类电离增强与预电离技术手段。综合运用辉光放电预电离、复合脉冲放电电路和双截锥形激励线圈相结合等多种技术手段,降低“磁不

渗透”电流片的建立难度,实现低放电能量下的等离子体高效加速。

参考文献

- [1] 于达仁,乔磊,蒋文嘉,等.中国电推进技术发展及展望[J].推进技术,2020,41(1):1-12.
- [2] 康小录,张岩.空间电推进技术应用现状与发展趋势[J].上海航天,2019,36(6):24-34.
- [3] 张天平,耿海,张雪儿,等.离子电推进技术的发展现状与未来[J].上海航天,2019,36(6):88-96
- [4] POLZIN K A, MARTIN A K, LITTLE J M, et al. State-of-the-art and advancement paths for inductive pulsed plasma thrusters[J].Aerospace, 2020, 7(8):105.
- [5] BATHGATE S N. Electrodeless plasma thrusters for spacecraft [J]. Plasma Science and Technology, 2017, 19(1):083001.
- [6] MIKE M, LES J, BRYAN P, et al. In-Space propulsion systems roadmap:2012-217641[R].NASA/TM, 2012.
- [7] POLZIN K A. Comprehensive review of planar pulsed inductive plasma thruster research and technology [J]. Journal of Propulsion and Power, 2011, 27(3):513-531.
- [8] POLZIN K A. Scaling and systems considerations in pulsed inductive plasma thrusters [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2008, 36(5):2189-2198.
- [9] DAILEY C L, LOVBERG R H. Current sheet structure in an inductive -impulsive plasma accelerator [J]. AIAA Journal, 1972, 10(2):125.
- [10] DAILEY C L, LOVBERG R H. Large diameter inductive plasma thruster[C]//14th International Electric Propulsion Conference. Princeton, New Jersey, 1979.
- [11] DAILEY C L, LOVBERG R H. Large diameter inductive plasma thruster [C]//Princeton/AIAA/DGLR 14th international electric propulsion conference, Princeton, New Jersey, 1979; AIAA 79-2093.
- [12] LOVBERG R H, DAILEY C L. Large inductive thruster performance measurement [J]. AIAA Journal, 1982, 20(7):971-977.
- [13] LOVBERG R H, DAILEY C L. A light weight efficient argon electric thruster [C]//16th AIAA/JSASS/DGLR International Electric Propulsion Conference. New Orleans, LA, 1982.
- [14] DAILEY C L, LOVBERG R H. The PIT MkV pulsed inductive thruster[R]. Redondo Beach, CA: TRW Systems Group, 1993.
- [15] ROBERT H F, MIKELLIDES P G. The nuclear-electric pulsed inductive thruster (NuPIT): mission analysis for prometheus [C]//41st AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit. Tucson, Arizona, 2005.
- [16] RUSSELL D, DAILEY C L, GOLDSTEIN W, et al. The PIT Mark VI pulsed inductive thruster [C]//Space Conference & Exhibit. Redondo Beach, California, 2013.
- [17] ZHENG P, WU J J, ZHANG Y, et al. A comprehensive review of atmosphere-breathing electric propulsion systems [J]. International Journal of Aerospace Engineering, 2020, 19(8):1012.
- [18] KANG H, LEE J, KIM K, et al. Conceptual demonstration of martian atmosphere-breathing electrical supersonic thruster with CO₂-based rotating gliding arc [J]. Acta Astronautica, 2022, 200:196-200.
- [19] 黄文博,江振宇,张为华,等.空间应急飞行器姿态快速机动控制研究[J].国防科技大学学报,2012(4):49-53.
- [20] POLZIN K A. Faraday accelerator with radio-frequency assisted discharge (FARAD) [D]. New Jersey: Princeton University, 2006.
- [21] HALLOCK A K, POLZIN K A. Single and repetitive pulse conical theta-pinch inductive pulsed plasma thruster performance [J]. IEEE Transaction on plasma science, 2015, 43(1):433-443.
- [22] KOIZUMI H, SEKINE H. Azimuthal induced current formation and ion acceleration in an inductive radiofrequency plasma thruster [C]//36th International Electric Propulsion Conference. University of Vienna, Austria Vienna, 2019.
- [23] DAILEY C L. Pulsed electromagnetic thruster: AFRPLTR-71-107[R]. Redondo Beach, CA, 1971.
- [24] MIKELLIDES P G, RATNAYAKE N. Modeling of the pulsed inductive thruster operating with ammonia propellant [J]. Journal of Propulsion & Power, 2005, 23(4):854-862.
- [25] LOVBERG R H, HAYWORTH B R, GOODING T. The use of a coaxial plasma gun for plasma propulsion: TR AE62-0678[R]. Convair/General Dynamics, San Diego, CA, 1962.
- [26] DAILEY C L, LOVBERG R H. PIT clamped discharge evolution: AFOSR-TR-89-0130[R]. Redondo Beach, CA, 1988.
- [27] LOVBERG R H, DAILEY C L. Current sheet development in a pulsed inductive thruster [C]//AIAA/ASME/SAE/ASEE 25th Joint Propulsion Conference, Monterey, CA, 1989.
- [28] 陈景亮,姚学玲,孙伟.脉冲电流技术[M].西安:西安交通大学出版社,2008:1-51.
- [29] 车碧轩.脉冲感应推力器工作机理研究[D].长沙:国防科技大学,2019.
- [30] LI X K, CHE B X, CHENG M S, et al. Investigation on

- plasma structure evolution and discharge characteristics of a single-stage planar-pulsed-inductive accelerator under ambient fill condition[J]. Chinese Physics B, 2020, 29(11): 398-405.
- [31] POLZIN K A, CHOUEIRI E Y. Performance optimization criteria for pulsed inductive plasma acceleration[J]. IEEE transactions on plasma science, 2006, 34(3): 945-953.
- [32] POLZIN K A, SANKARA K, RITCHIE A G, et al. Inductive pulsed plasma thruster model with time evolution of energy and state properties[J]. Journal of Physics: D Applied Physics, 2013, 46(47): 475201-475214.
- [33] MARTIN A K. Performance scaling of inductive pulsed plasma thrusters with coil angle and pulse rate [J]. Journal of Physics: D Applied Physics, 2016, 49(2): 1.
- [34] LITTLE M J, GORDON I M, MARSH C, et al. Ionization and current sheet formation in inductive pulsed plasma thrusters[J]. Journal of Applied Physics, 2022, 132(9): 093301.
- [35] MIKELLIDES P G. Modeling and performance analysis of the pulsed inductive thruster[J]. Journal of Propulsion and Power, 2007, 23(1): 51-51.
- [36] MIKELLIDES P G, VILLARREAL J. Numerical modeling of a low energy pulsed inductive thruster[C]// 44th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. Massachusetts Hartford, 2008.
- [37] VILLARREAL J. Numerical modeling of a high efficiency low energy pulsed inductive thruster for space applications [C]// AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum & Aerospace Exposition. Orlando, Florida, 2013.
- [38] SUN X F, JIA Y H, ZHANG T P, et al. Effects of three typical resistivity models on pulsed inductive plasma acceleration modeling[J]. Chinese Physics Letters, 2017, 34(12): 50-54.
- [39] 成玉国, 夏广庆. 感应式脉冲推力器中等离子体加速数值研究[J]. 物理学报, 2017, 66(7): 389-400.
- [40] 成玉国, 夏广庆. 脉冲感应式电推进中平面型线圈激励等离子体的流动特征分析[J]. 推进技术, 2019, 40(10): 2373-2382.
- [41] 成玉国, 夏广庆. 长短期记忆网络驱动的脉冲感应式推力器放电特征研究[J]. 推进技术, 2022, 43(12): 436-445.
- [42] CHENG Y G, XIA G Q. Simulation of plasma behavior for medium propellant mass and pulsed energy of small scale pulsed inductive thruster [J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2020, 33(1): 176-190.
- [43] CHE B X, LI X K, CHENG M S, et al. A magnetohydrodynamic numerical model with external circuit coupled for pulsed inductive thruster[J]. Acta Phys. Sin., 2018, 67(1): 015201.
- [44] CHE B X, CHENG M S, LI X K, et al. Physical mechanisms and factors influencing inductive pulsed plasma thruster performance: a numerical study using an extended magnetohydrodynamic model [J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2018, 51(36): 365202.