宽范围输入输出离子电推进屏栅电源的设计

陈昶文,武 荣

(兰州空间技术物理研究所,兰州 730000)

摘 要: 深空探测器离子电推进系统电源处理单元(Power Processing Unit, PPU)需要适应宽范围电压输入、宽范围 电压输出和功率输出,造成PPU的元器件应力增加、体积重量增加和效率降低。针对我国小天体探测器离子电推进PPU中 核心模块屏栅电源输入电压60~110 V、输出电压420~1 260 V、输出电流0.3~2.1 A的指标需求,从功率模块分解、软开 关拓扑选择、单级功率变换器拓扑设计和两级功率变换器拓扑设计方面研究了屏栅电源的设计,提出了在效率、体积和可 靠性方面综合优化的方案,对屏栅单个功率模块的设计开展了实物验证。得出:采用优化的模块分解,将输出电压固定, 能有效降低元器件应力、优化变换器工作点效率以及提高变换器的可靠性;移相全桥和全桥LLC在设计宽范围输入变换器 时存在半导体功率元器件电应力高和磁性元器件加工困难等问题;采用BUCK或BOOST + 全桥LLC的两级拓扑方案,能简 化高压整流电路的应力,同时适应宽范围输入电压,是宽范围输入输出屏栅电源优选的方案。

关键词: 深空探测; 电推进; 电源处理单元; PPU; 屏栅电源

中图分类号: V439+.4 文献标识码: A 文章编号: 2095-7777(2020)04-0407-10 DOI:10.15982/j.issn.2095-7777.2020.20200051

引用格式:陈昶文,武荣.宽范围输入输出离子电推进屏栅电源的设计[J].深空探测学报(中英文),2020,7(4):407-416.

Reference format: CHEN C W, WU R. Design of wide range input and output beam power supply for ion electric propulsion[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2020, 7 (4) : 407-416.

引 言

我国即将开展小天体探测、火星取样返回和木星 探测等深空探测任务。小天体探测的主要目标是近地 小行星和主带彗星^[1],主带小天体分布于火星和木星之 间,距太阳约2~4 AU^[2]。离子电推进由于其高比冲、 工作点宽范围可调的特点,是深空探测器上最具有优 势的推进系统之一^[3]。"黎明号"(Dawn)和"隼鸟号" (Hayabusa)等深空探测器均采用了离子电推进系统

作为其主推进系统,大大节省了发射重量和运行成本^[34]。 主带小天体光强条件与近地小天体相比大幅度减

弱,其光强在3.5 AU时约为地球轨道卫星光强的 0.08倍^[2]。光强和温度的宽范围变化造成太阳能电池阵 输出功率和电压的宽范围变化^[5-6],因此需要电推进系 统实现宽范围多点工作^[7]。兰州空间技术物理研究所为 小天体探测任务开发了300~10 000 W多工作模式的 LIPS-300S和LIPS-400离子推力器^[8-12]。

电源处理单元(Power Processing Unit, PPU)为 离子推力器提供加热、点火和离子加速所需要的各路 电源,是电推进系统稳定工作的核心^[3-4]。其中屏栅电 源为推力器两栅之间建立电场和氙离子加速提供电压

收稿日期: 2020-08-01 修回日期: 2020-08-20

和功率,输出电压需达到1~2 kV,输出功率需达到 0.6~10 kW,处理了PPU 80%以上的功率,是PPU设 计的关键^[13-15]。

深空探测器一般采用非调节母线为电推进PPU供电^[12]。PPU的设计需同时满足宽范围一次母线电压变 化和推力器宽范围供电需求,导致PPU等效功率容量 增加、功率元器件应力增加、体积重量增加以及工作 效率降低。

本文针对宽范围变化的卫星母线及宽范围的供电 需求,论证屏栅电源的设计方案。屏栅电源主要技术 指标如下:

1) 一次母线电压范围: 60~110 V;

2) 屏栅电源输出电压范围: 420~1 260 V,调节 步进为210 V;

3) 屏栅电源输出电流范围: 0.3~2.1 A, 过流保 护点为不小于1.2倍额定电流;

4) 母线和负载调整率: ≤±5%。

1 国外深空探测PPU设计

国外深空探测器采用离子电推进系统的经典案例 有日本的"隼鸟1号"(Hayabusa 1)和"隼鸟2号" (Hayabusa 2) 探测器^[16-20], 美国的"深空1号"(Deep Space 1) 和"黎明号"(Dawn) 探测器^[21-25]。

"隼鸟2号"继承"隼鸟1号"的电推进系统设计, PPU的母线电压范围为70~120 V,屏栅电源输出电压 范围为900~1 100 V,屏栅电流范围为0.2~0.6 A,最 大输出功率660 W。屏栅电源占整个PPCU(Power Processing and Control Unit)总功率的70%,占体积的 40%,为了达到整机效率高于85%,屏栅电源效率不 能低于90%。

为提高屏栅电源变换器工作频率和效率,降低 PPU体积、重量和热耗,屏栅电源采用2个移相全桥变 换器串联输出,原理如图1所示,变换器可工作在恒压 和恒流2种输出模式。由于高压二极管反向恢复时间的 限制,开关频率设置为40 kHz。

"黎明号"电推进系统继承和改进"深空1号"探测器的设计。PPU母线电压范围为80~140 V, PPU输出功

率范围为500~2 300 W, 屏栅电压范围为650~1 100 V, 屏栅电流范围为0.5~1.8 A。由于屏栅电源处理了PPU 80%以上的功率, 屏栅电源的效率对PPU整机性能影 响巨大,屏栅电源在输出功率、输出电压和输入电压 方面的宽范围变化,给屏栅电源的高性能设计带来了 重大挑战。

为解决单模块设计带来的效率低、元器件应力大和可靠性低等缺点,美国国家航空航天局(National Aeronautics and Space Administration, NASA)采用了多模块串联的设计方案,将功率分配至4个屏栅电源模块,每个电源模块输出300 V/600 W,每个模块采用脉冲宽度调制(Pulse Width Modulation, PWM)控制的移相全桥变换器。虽然增加了元器件数量,但是降低了元器件应力,分散了元器件热耗,提高了变换器在低电压输出下的效率,提高了产品的可靠性,原理如图2所示。



图 1 "隼鸟号"PPU屏栅电源方案 Fig. 1 Beam power supply scheme of Hayabusa PPU





NASA为4个屏栅模块设计了优化的控制策略。各模块根据指令输入和输出电压反馈调整输出脉宽,当

第一个脉宽增加到100%以后,按顺序增加后面模块的 输出脉宽,直到达到所需的输出电压。在最大功率输 出时,前3个模块工作于最大占空比,以最高效率运 行,第4个模块工作于较小的脉宽状态。为减小输入和 输出纹波及滤波器的体积,4个模块之间存在固定的相 位偏移。当其中一个模块失效时,通过输出端旁路, 功率由冗余模块提供,几乎不影响屏栅电源的功能。

从国外技术方案途径来看,屏栅电源为了降低元 器件应力,一般采用多模块串联的设计方案;屏栅电 源单模块的设计一般采用软开关技术,以提高PPU整 机的效率;为了实现系统体积、重量和效率的优化, 采用了优化的控制策略,如尽可能让变换器工作于满 占空比以获得最高的变换效率,以及模块之间固定相 移以抵消输入和输出纹波等。

实际PPU产品的开发除了考虑电路方案,还受限 于功率半导体和集成电路等器件的可获得性,以及高压 绝缘等工艺技术的支撑,需要结合具体情况进行设计。

2 小天体探测器PPU屏栅电源

本项目中屏栅电源输出分420、630、840、1050 和1260 V共5档可调,额定负载电流在0.3~2.1 A之 间,过流保护点在最大额定输出电流的1.2倍,即2.52 A, 屏栅电源额定输出功率为2646 W,最大输出功率为 3175 W。

屏栅电源的设计需要保证在最小输入电压下输出 最高电压和最大功率,同时在最高输入电压下工作时 元器件满足电压应力降额。输入输出同时变化,造成 变换器功率容量大大增加。母线输入60 V时母线电流 最大为56.9 A(转换效率估计为93%),同时所有元器 件需要满足110 V下工作时的电压应力。得到屏栅电源 的最大功率容量需达到6 259 W,约为实际最大输出功 率的2倍,如图3所示。



Fig. 3 Power capacity design of beam power supply

屏栅电源的设计难点和解决思路有:①在功率元 器件选用受限的条件下元器件应力设计问题,解决思 路为将屏栅电源模块分解为多个功率模块,采用串联 的方式降低功率和电压应力;②一次母线电压宽范围 变化,输出电压宽范围变化造成的变换器体积重量增 加和效率降低,解决思路为尽可能固定输出电压,让 变换器的调节只补偿输入的变化,使变换器的电压应 力、频率或占空比都处于合理的范围,以取得较高的 效率、可靠性和合理的重量;③串联结构中直接采样 输出电压引起的控制电路悬浮高压的问题,解决此问 题的思路为直接采样总输出电压后隔离反馈,反馈信 号按次序调节串联的变换器,或者每个功率模块采用 辅助绕组反馈,输出级采用开环策略,通过调整前级 电路来稳定输出电压;④PPU 1%的效率降低会带来 30~40 W的热耗,高热耗会降低产品的寿命和可靠 性,解决思路为采用在大功率变换器上常用的移相全 桥和全桥LLC等软开关技术^[23-24],提高屏栅电源的变换 效率,进而提高PPU整机的效率。

2.1 屏栅电源功率分解

屏栅电源可以设计为2个功率模块串联和3个功率 模块串联来实现。采用2个功率模块串联设计时,单模 块输出电压范围为315~630 V可调节,单模块额定最 大输出功率为1 323 W,如图4所示,主要指标如下:

- 1) 输入电压范围: 60~110 V;
- 2) 输出电压范围: 315~630 V;
- 3) 负载电流范围: 0.3~2.1 A;
- 4) 单模块额定输出功率: 1323 W。

全桥	K	315~630 V 662~1 323 W
全桥	<u>}</u>	315~630 V 662~1 323 W

图 4 采用两个模块设计屏栅电源时输出电压需要可调节输出

Fig. 4 The output voltage needs to be adjustable when two modules are used to design the beam power supply

采用3个功率模块串联设计屏栅电源时,输出电压 可以设计为420 V的2个固定模块和1个210~420 V的可 调模块,每个模块最大输出功率为882 W,如图5所 示。固定输出电压以后,变换器的频率或占空比调节 只需要补偿输入母线的变化,能提高变换器的工作效 率和减小元器件的应力。采用3个模块设计屏栅电源 时,屏栅电源主要指标如下:

- 1) 输入电压范围: 60~110 V;
- 2) 输出电压范围: 420 V或210~420 V;
- 3) 负载电流范围: 0.3~2.1 A;
- 4) 单模块额定输出功率: 882 W。

屏栅C 全桥	Æ	420 V/882 W
屏栅B 全桥	Æ	420 V/882 W
屏栅A 全桥	₩.	210~420 V 441~882 W

图 5 3个屏栅电源模块方案,可以设计为2个固定模块和 一个可调节的模块

Fig. 5 Three beam power supply modules can be designed as two fixed modules and a two-stage adjustment module

2.2 屏栅电源单模块方案

屏栅模块可以采用单级变换和两级变换方案,单 级变换可以实现更高的效率,两级变换可以适应更宽 的调节范围。

单级变换方案有移相全桥和全桥LLC,移相全桥 在变压器初级串联了谐振电感,全桥MOSFET在开关 瞬间其输出电容和谐振电感发生谐振,实现零电压开 关(Zero Voltage Switch, ZVS)。移相全桥变换器的 整体特性仍然符合脉宽调制变换器的规律,输出端采 用LC滤波,高压整流管关断时其等效结电容和变压器 漏感(含谐振电感)产生的振荡在整流管两端产生电 压尖峰,造成金属-氧化物半导体效应晶体管(Metal-Oxide-Semiconductor Field-Effect Transistor, MOSFET)存在开通电流尖峰、严重的电磁干扰,整 流管开关损耗增加以及整流管选型困难等问题,是高 压电源设计中的难题。采用电容和二极管(Capacitors and Dual Diodes, CDD)无损缓冲电路能抑制高压整 流管关断时的振荡尖峰^[28-30]。

全桥LLC变换器由于其优异特性近年来获得了广 泛的研究^[31-33]。全桥LLC属于串并联谐振变换器(Series-Parallel Resonant Converter, SPRC),整流后采用电 容滤波。全桥LLC高压整流管能实现零电流开关 (Zero Current Switching, ZCS),消除了关断后的振 荡尖峰,降低了整流二极管和变压器绕组的电压应 力,在高电压场合应用能降低绝缘防护的成本或提高 单模块的输出电压。

两级变换方案有BUCK + 全桥和BOOST + 全桥。 采用BUCK或BOOST提供非隔离调整,采用全桥提供 隔离以及电压变换。由于全桥获得了固定的输入,没 有母线调整的影响,不需要调整频率或脉宽,可以将 全桥设计为开环工作的全桥。

全桥LLC由于始终工作于谐振频率点,MOSFET 和整流管均处于ZVS和ZCS开关状态,具有较高的效 率;同时全桥LLC高压整流滤波电路简单,整流滤波 电路最高电压应力等于输出电压,简化了高压绝缘的 设计。因此将屏栅电源两级方案中开环全桥设计为定 频工作的全桥LLC。

2.3 采用2个模块串联的设计

2.3.1 移相全桥单级变换器

采用单级移相全桥变换器实现315~630 V可调电 源时:变压器匝比达到了1:10.5,高压绕组匝数过多 且电压较高,采用分区绕制后变压器漏感增加以及效 率下降;额定输出的占空比变化范围需要达到0.29~0.9 倍,在低电压输出时效率较低;由于CDD缓冲电路对 输出电感的旁路作用,在小占空比下占空比调节失去 作用,不能达到设计的最低输出电压。综上单级移相 全桥不是合适的方案。

2.3.2 全桥LLC单级变换器

采用单级全桥LLC实现315~630 V可调电源时, 综合输入输出变化,电压增益变化范围需要达到 1~3.14倍,超出了一般LLC变换器的能力范围,不是 合适的方案。

2.3.3 BUCK + 全桥两级变换器

采用BUCK + 全桥LLC方案实现315~630 V可调 电源时,BUCK变换器只能降压。为了实现输出 315~630 V连续可调节,BUCK输出电压设计为 30~60 V。全桥变换器按照1:10.5设计,升压实现输 出315~630 V连续可调节。变换器最恶劣的情况是110 V 输入和满载输出,全桥30 V输入时输出661 W,60 V输 入时输出1 323 W。对主要功率元器件的应力作进行分 析,结果如表1所示。

表 1 BUCK + 全桥设计的315~630 V输出模块的主要参数 Table 1 Main parameters of 315~630 V output module for Buck + full bridge design

0 0	
参数	数值
BUCK工作频率/kHz	100
BUCK电感电流平均值/A	24
BUCK电感电流峰值/A	28.5
BUCK电感值/µH	30
全桥初级电流有效值/A	28.3
全桥初级电流峰值/A	40.0

从以上参数可见,此方案中:元器件的电流应力 大大超出了目前常用宇航MOSFET、整流管的电流降 额范围;MOSFET需要采用3只并联工作,驱动难度 大,电路复杂,可靠性降低;大电流变压器和电感器 的生产工艺性降低,造成PPU整体可靠性降低。因此 方案不可行。

2.3.4 BOOST + 全桥两级变换器

采用BOOST + 全桥方案实现315~630 V可调电源 时,BOOST变换器只能升压,为了满足实现输出 315~630 V连续可调节,BOOST输出电压需要在 110~221 V之间调节,BOOST和全桥电路需要采用耐 压为400 V及以上的大功率MOSFET。由于目前宇航领 域200 V以上的大功率MOSFET选择受限,因此方案不 可行。

2.4 采用3个模块串联的设计

2.4.1 移相全桥单级变换器

采用移相全桥实现输入从60~110 V变化、输出固

定420 V的电源时,由于母线电压变化了1.83倍,整流 管的电压应力会相应变化1.83倍。在420 V输出时,若 采用单个桥式整流,整流管的应力由于最大可用占空 比和二极管振荡尖峰的作用,整流管最小电压应力 约为550 V。母线变化1.83倍后,整流管应力将变为 1 006.5 V。超出了1 200 V高压整流管的降额使用要 求。因此输出420 V需要采用2个整流桥电路串联,将 整流管应力降至约503 V,如图6所示。



图 6 屏栅电源移相全桥变换方案原理示意图 Fig. 6 Schematic diagram of beam power supply phase shifting full bridge transformation scheme

采用上述方案设计屏栅电源时仍然存在的问题 有:①为满足辅助绕组采样带来的负载调整率差的问 题,移相全桥变换器需要满足在0.3 A输出时,输出滤 波电感器仍然保持连续模式,需要两只1.2 mH/2.1 A的 电感器,但电感器的体积和重量难以接受;②由于采 用了2套整流滤波电路及钳位电路,导致高压整流管和 高压电感数量翻倍,增加了绝缘防护的难度和整机重 量。综合来看,移相全桥拓扑并不适合宽范围输入高 压电源的设计。

2.4.2 全桥LLC单级变换器

全桥LLC电路采用变频控制,高压输出电路采用 电容滤波,不需要高压差模电感,整流二极管工作于 ZCS状态,整流管和变压器绕组的最大电压应力等于 输出电压,解决了移相全桥上存在的问题,原理图如 图7所示。





采用全桥LLC实现420 V电源时,由于母线变化 1~1.83倍,全桥LLC需要提供1.83倍的增益。为了减 小磁性件的体积,一般将开关频率限制在0.5~1倍谐 振频率之间。设计全桥LLC变换器参数,对工作参数 开展仿真验证,结果如图8所示,图8中V_{out}为输出电 压,*I*_o为输出电流,*I*_C为谐振电容电流。



图 8 全桥LLC变换器仿真结果 Fig. 8 Simulation results of full bridge LLC converter

通过仿真结果,单级全桥LLC变换器的变压器初 级电流峰值达到了29.8 A,对于200 V电压的MOSFET 来讲电流应力过大;其次,全桥LLC在50~100 kHz的 范围变频工作,采用辅助绕组采样时,辅助绕组电压 不能线性跟随输出电压,造成负载调整率和母线调整 率得不到满足,单级全桥LLC拓扑不能满足屏栅电源 的要求。

2.4.3 BUCK + 全桥LLC两级变换器

采用BUCK + 全桥LLC实现420 V输出的电源时, BUCK变换器只能降压,按照最大占空比为0.97设计, BUCK输出电压为58 V。BUCK + 全桥中,由于全桥输 入电压变低,可以选用电压等级更低,漏源电流更大 的MOSFET,原理图如图9所示。



BUCK + 全桥电路的设计参数如表2所示, 仿真验证结果如图10所示。得到全桥MOSFET电流峰值为26.5 A, 有效值为18.74 A。由于全桥输入电压最高限制为60 V, 可以选用100 V电压等级的功率MOSFET,

其漏源电流相比200 V电压等级的MOSFET更大,解决 了电流应力问题。BUCK + 全桥变换器各项参数均在 可接受的范围之内,是一种可行的方案。

表 2 880 W BUCK + 全桥屏栅模块设计参数 Table 2 Design parameters of 880 W buck + full bridge grid module

strage gira mounte	
参数	数值
BUCK工作频率/kHz	100
BUCK电感/µH	40
BUCK电感电流均值/A	15.8
BUCK电感电流峰峰值/A	6.8
全桥变压器匝比/	1:7.3
全桥谐振电容/μF	1.36
全桥谐振电感/μH	1.86
全桥工作频率/kHz	100
全桥初级电流有效值/A	18.9





2.4.4 BOOST + 全桥LLC两级变换器

采用BUCK + 全桥LLC实现420 V电源时, BOOST变换器只能升压,BOOST输出电压选择为最大 输入电压,即110 V,变换器原理图如图11所示。



图 11 BOOST + 全桥方案原理图 Fig. 11 Schematic diagram of boost + full bridge scheme BOOST + 全桥电路的设计参数如表3所示, 仿真 验证结果如图12所示。由图12可知, 得到全桥 MOSFET电流峰值为13.55 A, 有效值为9.58 A。由于 全桥输入电压最高限制为110 V,可以选用200 V电压 等级的功率MOSFET, 其漏源电压和电流均满足一级 降额。因此BOOST + 全桥变换器各项参数均在可接受 的范围之内, 是一种可行的方案。

表 3 880 W BOOST + 全桥屏栅模块设计参数 Table 3 Design parameters of 880 W boost +

full bridge grid module			
参数	数值		
BUCK工作频率/kHz	100		
BUCK电感/µH	40		
BUCK电感电流均值/A	15.8		
BUCK电感电流峰峰值/A	6.8		
全桥变压器匝比/	1:7.3		
全桥谐振电容/μF	1.36		
全桥谐振电感/μH	1.86		
全桥工作频率/kHz	100		
全桥初级电流有效值/A	18.9		





2.5 屏栅电源的整体设计

BUCK + 全桥和BOOST + 全桥从性能指标、元器 件应力和元器件选型方面均能满足屏栅电源模块的设 计要求。由于BOOST + 全桥, 全桥输入电压更高, 变 换效率更高,因此针对2个420 V固定输出的模块采用 BOOST + 全桥LLC的方案,以提高整个变换器的效 率。BOOST + 全桥变换器方案不能实现输出电压连续 调节,针对1个模块210~420 V可调的需求,将其设计 为BUCK + 全桥LLC方案, BUCK输出及全桥输入电压





为30~58 V,全桥输出电压为210~420 V。综上,屏 栅电源方案如图13所示。

3 屏栅电源设计验证

针对屏栅电源模块的两种备选方案,BUCK + 全桥和BOOST + 全桥,按照前文设计参数,搭建了实物电路。对方案可行性和关键指标开展验证。工作波形如图14和图15所示, I_1 为BUCK或BOOST电感电流;





V_O为BUCK或BOOST输出电压; *I*_P为全桥LLC变压器初 级电流波形。工作波形表明BUCK+全桥LLC或BOOST+ 全桥LLC模块实现了设计的功能,电路工作稳定。



图 15 BOOST + 全桥变换器工作波形 (BOOST输出110 V,全桥输出420 V/2.1 A)





图 16 1 kW BOOST + 全桥LLC和BUCK + 全桥效率曲线对比 Fig. 16 Comparison of efficiency curves of 1 kW boost + full bridge LLC and buck + full bridge

屏栅电源模块按照420 V/2.1 A额定状态输出时, BUCK + 全桥和BOOST + 全桥模块的效率曲线对比如 图16所示。结果表明BOOST + 全桥模块在效率方面具 有约1.5%的优势,能减少PPU热耗30~46 W,能有效 缓解热设计的压力。因此整机采取的2个BOOST + 全 桥固定模块和1个BUCK + 全桥可调模块的方案兼顾了 效率和性能,配置合理。

4 结 论

针对小天体探测离子电推进PPU宽范围输入和宽 范围输出屏栅电源的方案设计论证和实验结果,得出 以下结论:

1)采用优化的模块分解,将输出电压固定,使变换器的脉宽或频率的调节只补偿输入电压的变化,能有效降低元器件应力,优化变换器工作点效率,提高变换器的可靠性;

2)移相全桥和全桥LLC在设计宽范围输入变换器 时存在功率元器件电压或电流应力高的问题,导致功 率半导体器件选型困难、磁性元器件加工困难以及变 换器可靠性降低;

3)采用BUCK或BOOST + 全桥的两级拓扑方案, 且全桥采用开环LLC,能简化高压整流电路的应力, 同时适应宽范围输入和输出,在元器件应力、变换效 率和可靠性应用方面取得了较好的折衷,是宽范围输 入输出屏栅电源的优选方案。

参考文献

 叶培建,彭兢. 深空探测与我国深空探测展望[J]. 中国工程科学, 2006,8(10):13-18.

YE P J, PENG J. Deep space exploration and its prospect in China[J]. Engineering Science, 2006, 8(10): 13-18.

- [2] 雷英俊,朱立颖,张文佳. 我国深空探测任务电源系统发展需求[J].
 深空探测学报,2020,7(1):35-40,46.
 LEI Y J,ZHU L Y,ZHANG W J. Research on power system development of Chinese deep space exploration[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2020, 7(1):35-40,46.
- [3] 汤海滨,刘宇.深空探测主推进——电推进选择及其关键技术 [C]//2002年深空探测技术与应用科学国际会议论文集.北京:中国 宇航学会,中国科学院,2002.
- [4] 杭观荣,康小录.电推进在深空探测主推进中的应用及发展趋势[J].
 火箭推进,2012,38(4):1-8+48.

HANG R G, KANG X L. Application and development trends of electric propulsion in deep-space primary propulsion[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2012, 38(4): 1-8+48.

[5] 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.

NIU C L, LUO Z F, LEI Y J, et al. Advanced power source technology of deep space exploration[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2020,

7(1):24-34.

- [6] 王文强,杨洪东,杨广,等.太阳电池阵深空探测适应性设计概论[J]. 深空探测学报,2020,7(1):41-46.
 WANG W Q, YANG H D, YANG G, et al. Solar cell array design for deep space exploration missons[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2020,7(1):41-46.
- [7] 李宗良,高俊,刘国西,等. 小行星探测电推进系统方案研究[J]. 深空 探测学报,2018,5(4):347-353.
 LI Z L, GAO J, LIU G X, et al. Study on the electric propulsion system for asteroid detection[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2018, 5(4):347-353.
- [8] 杨福全,赵以德,李娟,等. 主带小行星采样返回任务中的离子电推 进应用方案[J]. 深空探测报,2015,5(2):168-173.
 YANG F Q, ZHAO Y D, LI J, et al. Application scheme of ion electric propulsion system for main-belt asteroid sample and return mission[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2015, 5(2):168-173.
- [9] 孙小菁,张兴民,田立成,等.小行星探测及采样返回任务电推进系统方案设计[J].真空,2018,55(1):40-45.
 SUN X J, ZHANG X M, TIAN L C, et al. Scheme design of electric propulsion system for asteroid sample and return mission[J]. Vacuum, 2018,55(1):40-45.
- [10] 郑茂繁, 耿海, 梁凯, 等. 用于小行星探测的离子推力器技术研究[J].
 深空探测学报, 2015, 2(3): 236-240.
 ZHENG M F, GENG H, LIANG K, et al. Research on ion thruster technology for asteroid exploration[J]. Journal of Deep Space Exploration, 2015, 2(3): 236-240.
- [11] 赵以德,张天平,黄永杰,等. 40 cm离子推力器功率宽范围工作实验研究[J]. 推进技术,2018,39(4):942-947.
 ZHAO Y D,ZHANG T P,HUANG Y J, et al. Experimental study of 40 cm ion thruster over a wide range of input power[J]. Journal of Propulsion Technology,2018,39(4):942-947.
- [12] 朱立颖,刘治钢,张晓峰. 国外小天体探测器电源系统设计分析[J]. 航天器工程,2018,27(1):130-136.
 ZHULY,LIUZG,ZHANGXF. Analysis on power system design of probe for small celestial body[J]. Spacecraft Engineering, 2018, 27(1): 130-136.
- [13] GOLLOR M, BOSS M, HERTY F, et al. Generic High Voltage Power Supplies (HVPS) with optimum efficiency and multi-range[C]//30th International Electric Propulsion Conference. Florence, Italy: [s. n.], 2007.
- [14] PINTÓ F, PALENCIA J. Airbus defence and space power processing units: new HET and GIT PPU developments qualification status[C]// The 35th International Electric Propulsion Conference. USA: [s. n.], 2017.
- [15] BOURGUIGNON E, FRASELLE S, SCALAIS T, et al. Defise. Power processing unit activities at Thales Alenia Space Belgium (ETCA) [C]//The 34th International Electric Propulsion Conference. Hyogo-Kobe, Japan: International Electric Propulsion Conference, 2015.
- [16] KOMURASAKI K. Overview of electric propulsion activities in Japan[C]//43rd AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. Cincinnati. Ohio, USA, American: AIAA, 2007.
- [17] KUNINAKA H, PAKHOMOV A V. Microwave discharge ion engines onboard Hayabusa asteroid explorer[J]. Aeronautical & Space Sciences Japan, 2008, 997: 572-581.
- [18] KUNINAKA H, FINK W, KAWAGUCHI J. Deep space flight of

Hayabusa asteroid explorer[J]. Proceedings of SPIE —the International Society for Optical Engineering, 2008, 6960: 696002.

- [19] NAKAYAMA Y, FUNAKI I, KUNINAKA H, et al. Experimental evaluation of miniaturized ion thruster with microwave discharge[J]. Journal of the Japan Society for Aeronautical & Spaceences, 2005, 53(621):461-466.
- [20] KENICHIKA H, OSUGA H, TERUKINA I, et al. Development status of high voltage power supply for a 20 mN class ion thruster: IEPC-2011-183[R]. [S.I.]: IEPC, 2011.
- [21] POLK J, KAKUDA R, ANDERSON J, et al. Validation of the NSTAR ion propulsion system on the Deep Space Onse mission - overview and initial results[C]//Joint Propulsion Conference & Exhibit. Los Angeles, California, USA: AIAA, 1999.
- [22] RAWLIN V, SOVEY J, HAMLEY J, et al. An ion propulsion system for NASA's Deep Space missions[C]// Space Technology Conference & Exposition. San Diego, California, USA: AIAA, 2013.
- [23] BOND T A, BENSON G, CARDWELL G I, et al. NSTAR Ion engine power processor unit performance: ground test and flight experience[C]//37th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reno, Nevada, USA: AIAA, 1999.
- [24] BROPHY J. The Dawn ion propulsion system[J]. Space Science Reviews, 2011, 163(1-4): 251-261.
- [25] BROPHY J R, MARCUCCI M G, GANAPATHI G B, et al. The ion propulsion system for Dawn[C]//41st AIAA Aerospace Sciences Meeting. Reno, Nevada, USA: AIAA, 2003.
- [26] 阮新波. 脉宽调制DC/DC全桥变换器的软开关技术[M]. 北京:科学 出版社,2013.
- [27] YANG B, LEE F C, ZHANG A J, et al. LLC resonant converter for front end DC/DC conversion[C]// APEC. Seventeenth Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition. [S.I.]: IEEE,

2002.

- [28] SONG T T, HUANG N C, IOINOVICI A. A family of Zero-Voltage and Zero-Current-Switching (ZVZCS) three-level DC-DC converters with secondary-assisted regenerative passive snubber[J]. IEEE Transactions on Circuits and Systems, 2005, 52: 2473-2481.
- [29] KIM E S, KIMY H. A ZVZCS PWM FB DC/DC converter using a modified energy-recovery snubber[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2002, 49: 1120-1127.
- [30] CHO J G, BAEK J W, JEONG C Y, et al. Novel zero-voltage and zerocurrent-switching full-bridge PWM converter using a simple auxiliary circuit[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 1999, 35: 15-20.
- [31] CHOI H S. Design consideration of half-bridge LLC resonant converter[J]. Journal of power electronics, 2007, 7(1): 13-20.
- [32] 吴中民,刘威,吕征宇. LLC全范围满载软开关优化设计[J]. 浙江大 学学报(工学版),2014,48(12):2223-2229.
 WU Z M,LIU W,LV Z Y. Optimal design of zero voltage switch of LLC in full range and full load[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science),2014,48(12):2223-2229.
- [33] 钟运平,程小华,张勇,等. 半桥LLC谐振变换器参数优化设计[J]. 磁 性材料及器件,2014(2):53-57.

ZHONG Y P, CHENG X H, ZHANG Y, et al. Optimal design of parameters of half-bridge LLC resonant converter[J]. Journal of Magnetic Materials and Devices, 2014(2): 53-57.

作者简介:

陈昶文(1991-),男,工程师,主要研究方向:航天器二次电源及电推 进电源处理单元。 通讯地址:兰州市飞雁街100号二次电源事业部(730000) 电话:(0931)4585313 E-mail:xbwenwen@qq.com

Design of Wide Range Input and Output Beam Power Supply for Ion Electric Propulsion

CHEN Changwen, WU Rong

(Lanzhou Institute of Space Technology Physics, Lanzhou 730000, China)

Abstract: The power processing unit (PPU) of ion electric propulsion system on the deep space detector needs to adapt to wide range voltage input, wide range voltage output and wide range power output, which results in the increase of component stress, volume and weight and decrease of efficiency of PPU. According to the requirements of grid power supply for ion electric propulsion PPU of small objects detector in China, the input voltage is $60 \sim 110$ V, the output voltage is $420 \sim 1260$ V, and the output current is $0.3 \sim 2.1$ A. In this paper, the design of grid power supply is studied from the aspects of power module decomposition, soft switching topology selection, single-stage power converter topology design and two-stage power converter topology design of single power module of grid power supply is carried out. The results show that the optimized module decomposition and fixed output voltage can effectively reduce the component stress, optimize the efficiency of the converter working point and improve the reliability of the converter; when using the single-stage phase shifted full bridge and full bridge LLC to design wide range input converters, there are still some problems, such as high stress of semiconductor power components, high capacitance stress, and difficult processing of magnetic components; the buck / boost + full bridge LLC two-stage topology scheme can simplify the stress of high-voltage rectifier circuit and adapt to wide range input. It is a preferred scheme for wide range input and output Beam power supply.

Keywords: deep space explorer; electric propulsion; power processing unit; PPU; beam power supply

Highlights:

- The technical difficulties of ion electric propulsion beam power supply for deep space detector are analyzed.
- The shortcomings of traditional single-stage converter in wide range input and output design are compared and analyzed.
- A kind of optimal design scheme of BUCK / BOOST + full bridge combination design is given.

[责任编辑: 宋宏, 英文审校: 朱恬]