



·高功率微波技术·

空间行波管热子电流的周期性波动^{*}

李延威, 尚新文, 肖 刘, 赵建东, 李 宁

(中国科学院 空天信息创新研究院, 北京 101407)

摘 要: 针对空间行波管阴极预热过程中热子电流周期性波动的故障, 建立热子等效电路估算了热子电流波动范围, 采用激光测振频谱分析的手段测试了热子双螺旋结构的固有频率, 进而完成了问题定位, 对热子电流周期性波动进行了机理分析, 阐明了热子电流发生周期性波动的条件, 并提出了解决措施, 同时从理论上定性分析了热子电流波动对空间行波管可靠性的影响, 并通过试验验证了可靠性影响分析结论的正确性。

关键词: 空间行波管; 热子电流; 周期性波动; 双螺旋结构; 固有频率

中图分类号: TN124

文献标志码: A

doi: 10.11884/HPLPB202335.230181

Periodic fluctuation of heater currents in space traveling wave tubes

Li Yanwei, Shang Xinwen, Xiao Liu, Zhao Jiandong, Li Ning

(Aerospace Information Research Institute, Chinese Academy of Sciences, Beijing 101407, China)

Abstract: During the cathode preheating process of a small amount of space traveling wave tubes(TWTs), there is a fault of periodic fluctuations in the heater current. In response to this problem, the range of fluctuation of heater current is estimated by creating the equivalent circuit of heater, and the natural frequency of heater double-helix structure is measured by using the laser vibration, thereby the localization of the problem is completed, and the mechanism of period fluctuation of heater current is analyzed, and the conditions under which the periodic fluctuation occurs are clarified, and the solutions are put forward. Meanwhile, theoretically, the qualitative analysis is conducted on the influence of heater current on the reliability of the space TWTs, and the correctness of the conclusion of reliability influence analysis is verified through experiments.

Key words: space traveling wave tube, heater current, periodic fluctuation, double-helix structure, natural frequency

空间行波管以大功率、高频率、宽频段、长寿命等优势作为有效载荷广泛应用于通信卫星,其作用是实现微波功率的末级放大^[1-3]。作为行波管的“心脏”,阴极为行波管的场能量交换提供了电子源,其技术水平往往决定着空间行波管的性能和寿命^[4-7]。阴极工作时需要热子通电对其进行加热,热子问题是造成空间行波管故障的常见原因之一,目前精力主要集中在热子开路、短路和欠压问题上^[8-10],对热子电流周期性波动的研究较少,主要原因是前者会立刻造成系统的失效,属于硬故障,而后者不影响系统基本功能的实现,属于软故障^[11]。由于空间行波管发射在轨后,不可维修且不可更换,所以对空间行波管的可靠性要求非常高,有必要对空间行波管热子电流周期性波动这种软故障进行研究。本文对国产空间行波管典型热子电流周期性波动进行了深入研究,为此类软故障的处理提供了理论和试验依据。

1 现象概述

图 1 为 XX 型号国产 Ku 波段空间行波管阴极预热过程中热子电流周期性波动波形,此现象在其他型号空间行波管中也时常出现。该波形有以下特点:(1)热子电流波动发生在热子恒流预热阶段,波动首次发生在加电第 6 s 时,持续时间 600 ms 左右,第二次发生在加电 10 s 后,持续时间约 160 ms;(2)预热电流 1.39 A,热子电流为等幅波动,波动幅度约±30 mA,波动幅度占正常热子电流值 4.3%;(3)波动呈现一定周期性,波动频率第一次约 12 kHz,第

* 收稿日期:2023-06-15; 修订日期:2023-10-12

基金项目:国家重点工程研究项目(2009ZYHD0001)

联系方式:李延威, 191548242@qq.com。

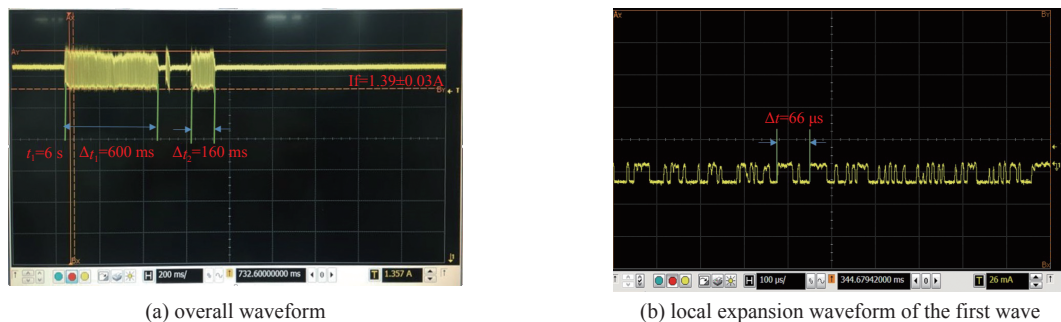


Fig. 1 Waveform of heater current fluctuation

图 1 热子电流波动波形

二次约 5 kHz; (4)波动波形为矩形波; (5)热子电流波动时,人耳便能听见从电子枪发出的尖锐的声音。

2 故障定位

阴极热子组件结构如图 2 所示,主要由阴极、阴极筒、热子双螺旋烧结体、热子引线腿 4 部分组成。热子是含 25% 铼的铼钨合金丝,这种丝与纯钨丝相比,具有延展性好、强度大、再结晶温度高、抗腐蚀性更好等特点^[12]。为了使阴极加热更均匀,热子本体采用双螺旋线结构,如图 3 所示。热子双螺旋尾端部分(图 2 中 A 所在的部位)热容量小,升温速度快;埋在氧化铝粉内的热子部分热容量大,升温速度慢,热子通电时大部分热能会集中在热子双螺旋尾端部分,很容易烧断。实际解决此问题的办法是在热子引线腿上套一段如图 4 所示的钨丝做成的外套螺旋,以此增大热子双螺旋尾部的热容量、减小电阻,并且增大了热子引线腿的机械强度^[13]。热子双螺旋烧结体是由绕制成双螺旋结构的热子和致密的氧化铝粉高温烧结在阴极筒里制作而成,阴极与阴极筒用金属焊料焊接在一起,所以阴极、阴极筒和热子双螺旋烧结体三部分组成一个刚体,而热子引线腿两端固定形成一个弦结构。

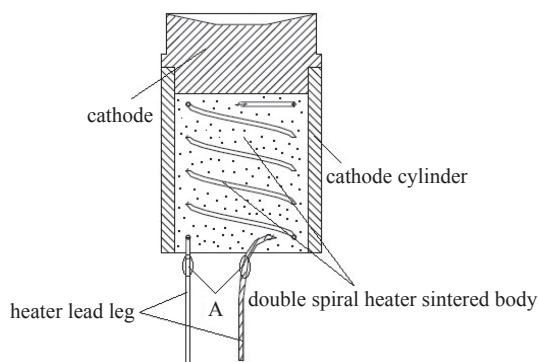


Fig. 2 Sketch map of cathode-heater assembly

图 2 阴极热子组件示意图

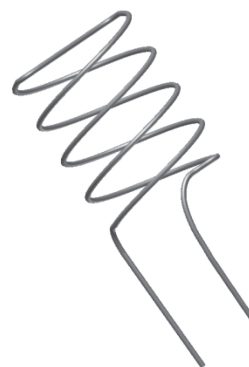


Fig. 3 Heater double-helix substructure

图 3 热子双螺旋结构

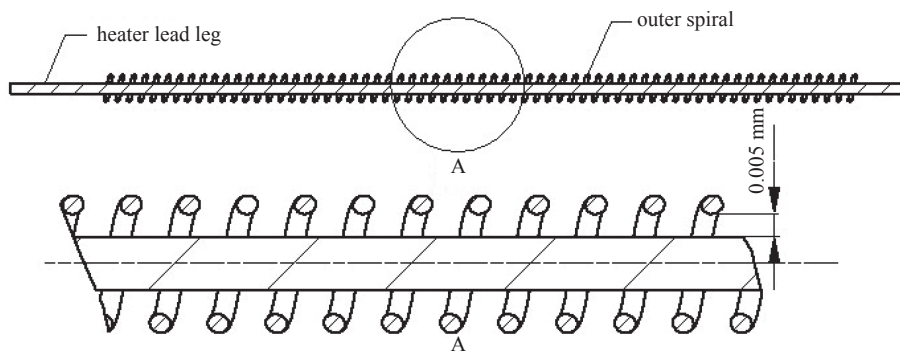


Fig. 4 Sketch map of heater lead leg

图 4 热子引线腿示意图

电路振荡的电流波形一般为正弦波,但此电流波动是矩形波,而且热子电流周期性波动时能听到从电子枪部位发出的尖锐的声音,因此可以排除电流波动来源于热子供电电路振荡的可能,那么此电流波动应来源于热子局

部振动引起的阻抗周期性变化。热子双螺旋烧结体与阴极和阴极筒组成一个刚体, 这部分阻抗很难发生周期性变化。热子引线腿为弦结构, 其结构稳定性相对较弱, 具备周期性振动导致电阻变化的条件。

2.1 热子引线腿与外套螺旋接触变化引起的热子电流波动范围

由热子组件结构可知, 热子引线腿与外套螺旋并联后再与热子双螺旋串联, 则热子组件等效电路如图5所示。

理想状态下, 外套螺旋两端与热子引线腿可靠接触, 其他部位完全分离, 此时热子组件电阻由公式(1)计算。如果外套螺旋一端与热子引线腿完全分离, 热子组件电阻由公式(2)计算。实际外套螺旋与热子引线腿有部分接触甚至分离的可能。此外, 在热子加电过程中, 热子各部分电阻会随着温度的升高而增大。热子组件电阻变化引起热子电流的变化量由公式(3)计算。

$$R_k = R_r + \frac{R_l R_w}{R_l + R_w} \quad (1)$$

式中: R_k 为外套螺旋与热子引线腿可靠接触时热子组件总电阻; R_r 为热子双螺旋电阻; R_l 为热子引线腿电阻; R_w 为外套螺旋电阻。

$$R_d = R_r + R_l \quad (2)$$

式中: R_d 为外套螺旋与热子引线腿断开时热子组件总电阻。

$$\lambda = \left| \frac{I_d}{I_k} - 1 \right| = \left| \frac{U_{ab}/R_d}{U_{ab}/R_k} - 1 \right| = \left| \frac{R_k}{R_d} - 1 \right| \quad (3)$$

式中: λ 为热子电流变化量; I_d 为外套螺旋与热子引线腿断开时的热子电流; I_k 为外套螺旋与热子引线腿可靠接触时的热子电流; U_{ab} 为热子组件两端的电压。

2.1.1 冷态时热子电流变化范围

由测试可知, 在冷态时, 热子双螺旋电阻值 R_r 为 1.64Ω , 热子引线腿电阻值 R_l 为 0.26Ω , 外套螺旋电阻值 R_w 为 0.7Ω 。由公式(1)得外套螺旋与热子引线腿可靠接触时 R_k 为 1.83Ω ; 由公式(2)得外套螺旋与热子引线腿断开时 R_d 为 1.9Ω ; 由公式(3)得冷态时热子引线腿与外套螺旋接触变化引起的热子电流变化范围为 3.7% 。

2.1.2 加电 6 s 时热子电流变化范围

由实际观测可知, 热子加电的初始阶段, 热子引线腿升温最快, 在加电 6 s 时, 热子引线腿部分已完全红热, 而阴极颜色尚未发生改变, 认为此时热子双螺旋的热量可充分传导出来, 其温度上升幅度小, 电阻变化不大。准备两个阴极热子组件, 1#样件带螺旋外套且与热子引线腿可靠接触, 2#样件不带螺旋外套(等效为外套螺旋与热子引线腿断开), 用恒流电源分别给 2 个样件在玻璃管中加电, 电流为 1.4 A , 测试数据如表1所示。

表 1 热子组件加电 6 s 时测试数据

Table 1 Test data of heater assembly when powered on for 6 s

power on time/s	sample 1#			sample 2#		
	U/V	I/A	R/ Ω	U/V	I/A	R/ Ω
0	2.65	1.4	1.84	2.83	1.4	2.02
6	2.88	1.4	2.06	3.07	1.4	2.19

由表1数据可知, 加电 6 s 时, 热子引线腿与外套螺旋可靠接触时的电阻 R_k 为 2.06Ω , 外套螺旋与热子引线腿断开时 R_d 为 2.19Ω , 由公式(3)得加电 6 s 时热子引线腿与外套螺旋接触变化引起的热子电流变化范围为 5.9% 。

综上两种状态可知: 由热子引线腿与外套螺旋接触变化引起的热子电流变化范围约为 $3.7\% \sim 5.9\%$, 此范围根据具体管子的工艺状态会有略微差别, 图1中热子电流波动幅度占正常热子电流值 4.3% , 二者基本吻合。由此可以确定, 热子电流周期性波动是由热子引线腿与外套螺旋接触周期性变化引起的。

2.2 阴极热子组件振动特性分析

由于热子引线腿一端埋在氧化铝粉烧结体里, 一端由热子绝缘瓷固定, 所以整个热子引线腿为弦结构, 因此热

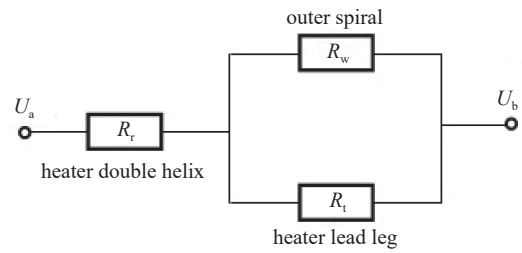


Fig. 5 Equivalent circuit of heater assembly

图 5 热子组件等效电路

子引线腿与外套螺旋接触周期性变化很可能是由热子引线腿周期性振动引起的,现在需要分析阴极热子组件的振动特性。

2.2.1 热子引线腿的振动特性

如果热子引线腿作为起振源产生 12 kHz 的周期性振动,需要外力驱动。热子引线腿为弦结构,弦振动的频率与张力之间的关系为^[14-15]

$$f = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{T}{\rho_l}} = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{T}{\rho \pi r^2}} \quad (4)$$

式中: f 为弦振动的基频,Hz; n 为谐音序数, $n=1、2、3、\dots$; L 为弦的长度,m; T 为弦上的张力,N; ρ_l 为弦的线密度,kg/m; ρ 为弦的体密度,kg/m³; r 为弦的半径,m。

由于热子引线腿为铼钨丝,柔顺性较差,所以 n 取1;由热子电流波动频率可知弦振动的频率 f 约为 12.0×10^3 Hz;热子悬臂长度 L 为 6.1×10^{-3} m;热子材料体密度 ρ 为 1.977×10^4 kg/m³;热子半径 r 为 6.0×10^{-5} m。改写公式(4)得

$$T = (2Lf)^2 \rho \pi r^2 \approx 4.8 \text{ N} \quad (5)$$

公式(5)表明如果热子引线腿作为起振源产生 12 kHz 的周期性振动,则需要 4.8 N 的外力驱动,这显然是不可能的。

排除了热子引线腿是起振源的可能后,其振动只能为受迫振动。根据热子电流波动的幅度和频率可知,其驱动力频率为 12 kHz;根据热子组件结构,使热子引线腿做受迫振动的驱动力只能来源于热子双螺旋烧结体。换言之,是热子双螺旋烧结体做 12 kHz 频率的振动,带动热子引线腿做相应频率的受迫振动。

2.2.2 热子双螺旋烧结体振动特性分析

热子双螺旋结构和氧化铝粉烧结在一起形成热子双螺旋烧结体,这是一个刚体结构,其固有频率可以达到 12 kHz,而在整个热子组件中,也只有热子双螺旋烧结体固有频率可以达到 12 kHz。虽然加电时阴极热子组件没有受到外力作用,但存在内部条件激励的可能,如热应力、电磁感应力等。如果内部激励产生的应力变化频率等于热子双螺旋烧结体的固有频率,则热子双螺旋烧结体会产生共振,带动热子引线腿振动,导致热子电流周期性波动。因此,需要确定热子双螺旋烧结体的固有频率。

用激光测振仪测量阴极热子组件的振动频谱,测试框图如图 6 所示。用信号发生器在热子两端加交流信号,信号频率由低到高可以调节,幅度固定在 ± 30 mA;用激光测振仪测试阴极热子组件的振动数据;通过数据分析仪处理振动数据,输出振动频谱曲线,得到阴极热子组件的固有频率点。

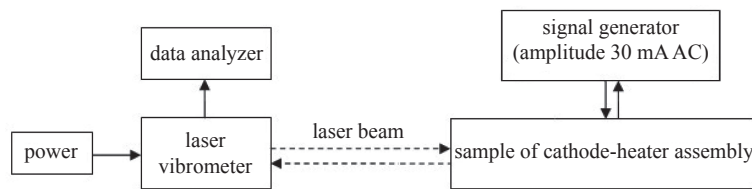


Fig. 6 Block diagram of natural frequency for cathode-heater assembly

图 6 阴极热子组件固有频率测试框图

准备了 7 件阴极热子组件样品,如图 7 所示,其中 5#样品为国内某单位研制,其他 6 件样品由中国科学院空天院研制,各组件工艺状态如下:1#、2#一致,为完整的阴极热子组件,阴极通过支持筒与阴极底座联接,阴极底座用镍皮点焊在法兰电极上;3#、5#一致,为部分阴极热子组件,无阴极支持筒和阴极底座,阴极本体通过镍皮与法兰电极焊接,引线腿有螺旋外套,通过外径 0.6 mm 的金属丝与法兰电极焊接;4#为部分阴极热子组件,无热子引线腿及外套螺旋,热子通过 0.6 mm 的金属丝与法兰电极焊接;6#为部分热子组件,双螺旋结构用氧化铝粉电泳,未经过高温烧结,2 个热子引线腿均有螺旋外套,通过外径 0.6 mm 的金属丝与法兰电极焊接;7#为部分热子组件,双螺旋结构未电泳,未经过高温烧结,2 个热子引线腿均有螺旋外套,通过外径 0.6 mm 的金属丝与法兰电极焊接。

以 1#和 7#样品为例,振动频谱曲线如图 8 所示,各样品固有频率数据见表 2。表 2 的测试数据表明:在 ± 30 mA 的电流变化作用下,在 10~13 kHz 的频率范围内阴极热子组件容易起振;不管阴极热子组件外界支撑如何, ± 30 mA 的电流变化可以引起热子双螺旋结构的振动;在整个阴极热子组件内,振源是热子双螺旋结构;在 0~16 kHz 频率范围内,完整的阴极热子组件有 6~7 个固有频率。

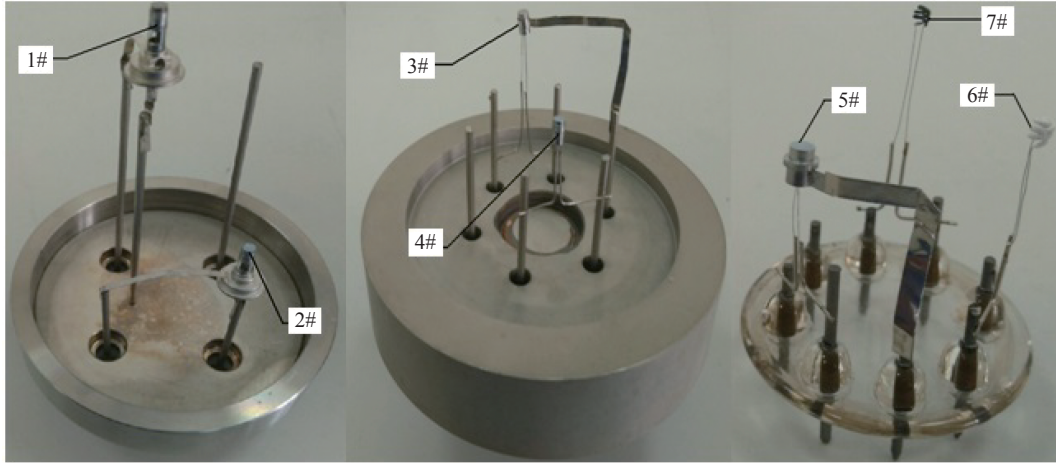


Fig. 7 Samples (1#~7#) of cathode-heater assembly

图7 阴极热子组件样品实物

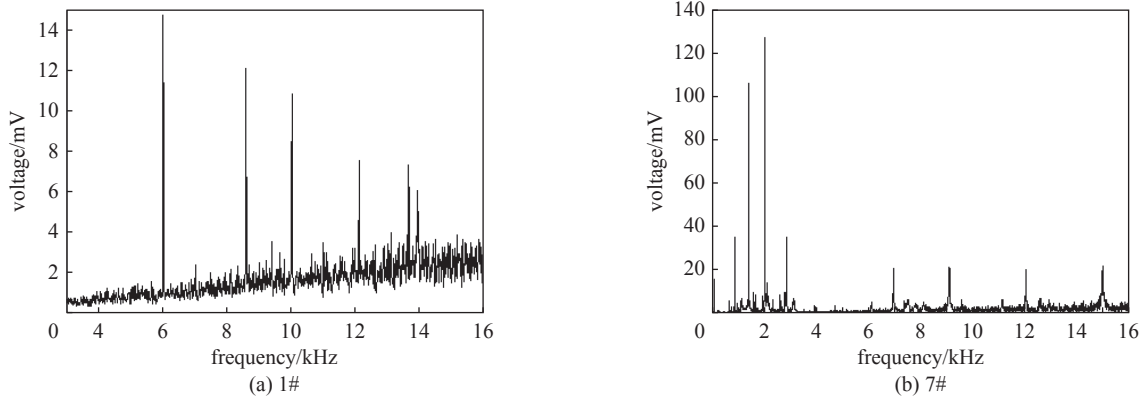


Fig. 8 Vibration spectrum of cathode-heater assembly samples

图8 阴极热子组件振动频谱曲线

表2 阴极热子组件固有频率测试数据

Table 2 Natural frequency test data of cathode-heater assembly samples

number	natural frequency/kHz	number of natural frequency point
1#	6.04/8.63/10.05/12.14/13.69/13.98	6
2#	4.53/6.04/9.70/10.70/13.05/15.39/15.71	7
3#	7.31/12.01/14.11/15.33	4
4#	5.34/10.76/11.70/12.70/13.51/14.91/15.60	7
5#	3.25/5.36/10.16/11.85/13.73/14.83	6
6#	0.78/1.11/1.59/3.13/9.68/12.58/13.89	7
7#	0.08/0.85/1.39/2.02/2.84/6.94/9.09/12.02/14.97	9

3 机理分析

根据上述分析,热子电流周期性波动是由热子双螺旋结构产生共振,带动热子引线腿振动,导致热子组件电阻周期性变化引起的。整个振动过程可以分为以下四步:起振、自激振动、共振、振动停止。

3.1 起振

在实际结构中,热子引线腿上还有外套螺旋体,热子的材料为铌钨,外套螺旋材料为钨,二者热膨胀系数不同,外套螺旋内径略大于热子引线腿的外径,如图4所示。理想状态下,除两端以外外套螺旋其他部分与热子引线腿是分开的,但实际装配时,热子引线腿呈松弛状态,如图9所示,在热子引线腿弯曲的地方很容易与外套螺旋接触。

外套螺旋一端与热子连接后被烧结在氧化铝粉里,另一端与热子连接后被固定在阴极组件外联座上,热子引线腿和外套螺旋为并联,现在需要分析在两个并联电阻间增加接触点对整体电阻的影响。如图10所示,在两个并

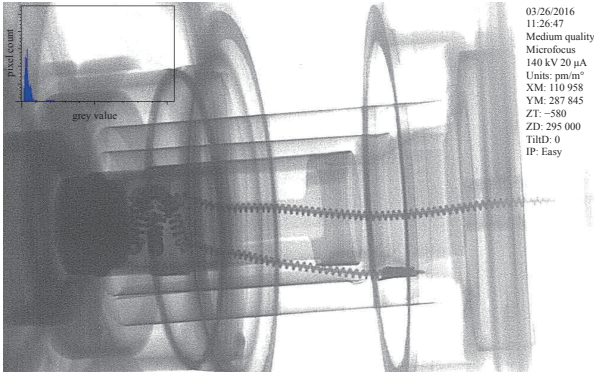


Fig. 9 X-ray photo of cathode-heater assembly

图 9 阴极热子组件 X 光实物照片

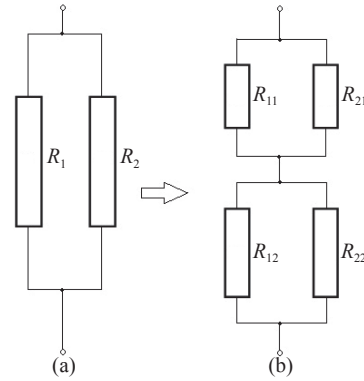


Fig. 10 Parallel equivalent circuit after adding a contact point

图 10 增加一个接触点的并联等效电路

联电阻 R_1 、 R_2 之间增加一个接触点, 电阻 R_1 被分割成 R_{11} 和 R_{12} 两个电阻, 电阻 R_2 被分割成 R_{21} 和 R_{22} 两个电阻, 电路由 (a) 变换到 (b)。令 $R_{11}/R_1=k_1$, $R_{21}/R_2=k_2$, $0 < k_1 < 1$, $0 < k_2 < 1$, 则 $R_{12}=(1-k_1)R_1$, $R_{22}=(1-k_2)R_2$, 容易求得原总电阻 R 和增加一个接触点后的总电阻 R' 分别为

$$R = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \quad (6)$$

$$R' = \frac{k_1 R_1 \times k_2 R_2}{k_1 R_1 + k_2 R_2} + \frac{(1-k_1)R_1 \times (1-k_2)R_2}{(1-k_1)R_1 + (1-k_2)R_2} = \frac{k_1(1-k_1)R_1 + k_2(1-k_2)R_2}{(k_1 R_1 + k_2 R_2)[(1-k_1)R_1 + (1-k_2)R_2]} R_1 R_2 \quad (7)$$

$$R' - R = \frac{-(k_1 - k_2)^2 R_1^2 R_2^2}{(R_1 + R_2)(k_1 R_1 + k_2 R_2)[(1-k_1)R_1 + (1-k_2)R_2]} \leq 0 \quad (8)$$

公式(8)中, 当且仅当 $k_1=k_2$ 时取“=”, 否则 $R' < R$ 。由此可见, 在两个并联电阻 R_1 、 R_2 之间增加一个接触点时, 若 $R_{11}/R_1=R_{21}/R_2$, 则总阻值不变; 若 $R_{11}/R_1 \neq R_{21}/R_2$, 则总阻值变小。以此类推, 如果原来并联的两个电阻之间有 $n-1$ 个接触点, 要使得总阻值不变, 必须满足公式(9), 否则总阻值变小, 且 n 越大, 总阻值越小。

$$R_{a1}/R_a = R_{b1}/R_b, R_{a2}/R_a = R_{b2}/R_b, \dots, R_{an}/R_a = R_{bn}/R_b \quad (9)$$

式中: R_a 、 R_b 为并联的两个电阻各自的电阻值; R_{a1} , R_{a2} , \dots , R_{an} 分别是电阻 R_a 被 $n-1$ 个接触点分割成的第 1 段, 第 2 段, \dots , 第 n 段的电阻值; R_{b1} , R_{b2} , \dots , R_{bn} 分别是电阻 R_b 被 $n-1$ 个接触点分割成的第 1 段, 第 2 段, \dots , 第 n 段的电阻值; R_{a1} 与 R_{b1} 并联, R_{a2} 与 R_{b2} 并联, \dots , R_{an} 与 R_{bn} 并联。

因此, 两个并联电阻间接触点数量变化时, 如果各个被接触点分割形成的新电阻占原电阻的比例一一对应相等, 那么总阻值不变; 否则, 总阻值变化, 接触点减少, 总阻值变大, 接触点增多, 总阻值变小。

由图 9 可知, 实际装配时热子引线腿和外套螺旋均有不同程度的弯曲, 外套螺旋弯曲后其螺距分布不均匀, 这造成了当热子引线腿和外套螺旋的接触点变化时, 外套螺旋被接触点分割成的每个电阻占整个外套螺旋电阻的比例与热子引线腿被接触点分割成的每个电阻占整个热子引线腿电阻的比例不能一一对应相等。因此, 当热子引线腿和外套螺旋的接触点增多时, 热子电阻变小; 接触点减少时, 热子电阻变大。

通电后的热子周围会产生感应磁场, 热子会受到电磁感应力, 如图 11 所示, 电磁感应力主要来自热子双螺旋和热子引线腿两部分, 具体如下: ①热子本体为双螺旋结构, 通电螺线相邻两匝导线中电流方向相反。根据右手螺旋定则, 突变电流在两匝导线间产生的磁场方向是相同的, 相邻两根导线相互排斥, 对单匝螺线, 同时受到相邻两匝螺线等大反向的电磁感应力, 其受到的合力为 0, 整个热子双螺旋结构仅顶端和尾端两匝的热丝受到的电磁感应力不为 0, 如图 11 中的 F_1 、 F_2 、 F_3 、 F_4 。②热子引线腿 f 和 kf 中的电流方向也相反, 其近似看作平行直导线, 其受到的安培力相互排斥, 如图 11 中的 F_{kf} 和 F_f 。 F_1 、 F_2 、 F_3 、 F_4 从内部作用于热子双螺旋自身, F_{kf} 和 F_f 通过热子引线腿传递从外部也会作用于热子双螺旋。虽然通过外套螺旋增大了热子引线腿的热容量, 但其散热方式只能为热辐射, 同时由于热子双螺旋体烧结在氧化铝粉里, 氧化铝粉烧结体又靠着阴极, 热子热量可以更快地传导到氧化铝粉烧结体和阴极。热子加电的初始阶段, 热子引线腿温度上升最快, 热膨胀使得热子引线腿会更加弯曲而靠近外套螺旋内壁。热子引线腿的热膨胀和热子引线腿间的排斥力共同作用使得热子引线腿与外套螺旋接触, 热子引线腿与外套螺旋接触点变多, 热子电阻突然变小, 热子电流突然变大(虽然为恒流供电, 但电阻突变在前, 电源响应相

对滞后),使得热子电流产生的磁场突然变强,进而热子受到的电磁感应力变大。至此,热子电流产生了波动,热子双螺旋结构所受的应力发生变化,产生了起振的条件。该起振条件与热子引线腿和外套螺旋的装配及预热电流有关,热子引线腿和外套螺旋间隙装配越小,热子引线腿与外套螺旋越容易接触,越容易起振;预热电流越大,热子引线腿膨胀量越大,热子引线腿间的排斥力也越大,热子引线腿与外套螺旋越容易接触,越容易起振。

3.2 自激振动

热子电流波动周期为 12 kHz, 单个周期时间不到 0.1 ms, 忽略单个周期内温度对热子性能的影响。热子电流突然增大后,不能维持这一状态,会很快下降,主要原因有三点:①热子双螺旋导体自身存在的电感会阻碍电流继续增大;②热子为恒流预热,热子电流增大后电源输出电压会降低,将热子电流往下拉;③在电源作用下热子电流减小后,热子引线腿之间的斥力 F_{kf} 、 F_f 会减小,引线腿会向外套螺旋中心靠拢,引线腿与外套螺旋的接触点变少,热子电阻突然增大,导致热子电流突然减小。热子电流减小,造成热子产生的电磁感应力变小,导致热子双螺旋结构所受的应力变小。上述过程

中,开始时电源输出电压为正常预热电流对应的初始电压,热子电流突然增大后电源输出电压会调整至初始电压以下,加之热子电阻突然增大,热子电流突变后比正常预热电流值更小。电流小于正常预热电流值后,又会重新上涨,原因同样有三点:①热子双螺旋导体自身存在的电感会阻碍电流继续减小;②热子电流降低后电源输出电压会升高,将热子电流往上拉;③在电源作用下热子电流增大后,热子引线腿之间的斥力 F_{kf} 、 F_f 会增大,引线腿会向外套螺旋内壁靠拢,引线腿与外套螺旋的接触点变多,热子电阻突然降低,导致热子电流突然增大。热子电流再次增大,造成热子产生的电磁感应力再次变大,导致热子双螺旋结构所受的应力再次变大。以上过程如此反复,热子电流周期性波动,产生了周期性电磁感应力并作用于热子双螺旋结构,产生了自激振动。热子产生的电磁感应力的频率即为自激振动的频率。由于热子双螺旋结构通过氧化铝粉烧结后与阴极、阴极筒固定在一起,而且随着预热时间的增加,热子引线腿的温度逐渐升高直至稳定,其硬度逐渐降低,热子引线腿与外套螺旋的接触会变得稳定,热子电流变化量也会逐渐减小直至消失,所以一般情况下,整个自激振动是有阻尼的,不会持续进行下去,而是会很快消失。

3.3 共振

当自激振动的频率恰好等于热子双螺旋结构的固有频率时,就会产生共振。共振产生后,热子双螺旋烧结体带动热子引线腿做周期性振动,使得热子引线腿和钨螺旋外套局部产生接触-分离-接触的反反复复过程,从而使得热子组件电阻发生周期性变化,导致热子电流发生周期性波动,并且可以维持一定时间,即出现了图 1 所示的热子电流周期性波动的现象。

3.4 振动停止

在给热子加电过程中,热子引线腿热得比热子双螺旋要快,随着二者温度进一步升高直至稳定,热子双螺旋结构的固有振动频率会降低,同时热子引线腿与外套螺旋在红热状态下接触稳定,从而使电流变化停止,进而整个振动停止,热子电流呈现稳定状态。

4 整管可靠性影响分析

热子电流周期性波动对整管可靠性影响主要从以下三个方面考虑:

(1)对整管电性能的影响。从图 1 可以看出,热子电流波动只出现在阴极预热阶段,持续时间不足 1 s,预热持续时间为 3 min,阴极预热完成时波动已经停止,行波管加高压正常工作时热子电流正常,所以不影响整管电性能。

(2)对阴极热子组件的影响。整个阴极热子组件受力来源于热子双螺旋线圈之间和热子引线腿之间产生的电磁感应力。将热子双螺旋相邻线圈均近似成平行导线,则热子双螺旋结构顶端和尾端每匝热丝产生的电磁感应

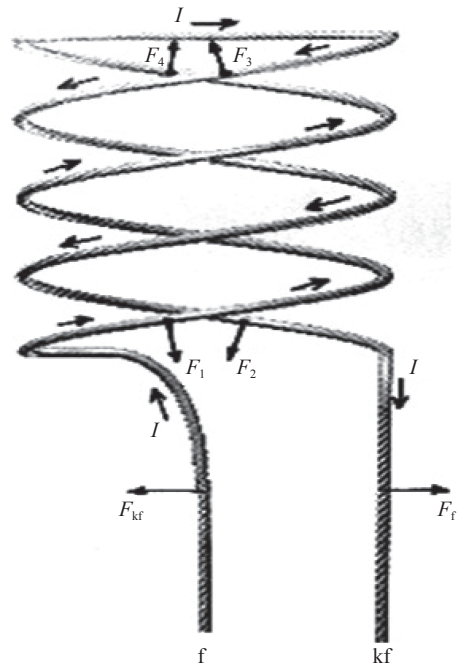


Fig. 11 Schematic diagram of the electromagnetic induction force of heater

图 11 热子电磁感应力示意图

力 F 最大值估算为

$$F_{\max} \approx BI_1L \approx \frac{\mu_0 I_2}{2\pi d} I_1 \pi R = \frac{\mu_0 R I^2}{2d} = 4.7 \times 10^{-6} \text{ N} \quad (10)$$

式中: B 是热子双螺旋线圈最大电流产生的磁场强度; I_1 、 I_2 是热子双螺旋相邻两线圈的最大电流, $I_1=I_2=I=1.42 \text{ A}$; L 是热子双螺旋线圈半匝长度, 近似成半圆; d 是热子双螺旋螺距, 为 0.16 mm ; R 是热子双螺旋半径, 等于 0.6 mm ; μ_0 是真空磁导率, 等于 $4\pi \times 10^{-7} \text{ N/A}^2$ 。

将两热子引线腿 k_f 、 f 均近似成平行直导线, 两热子引线腿产生的电磁感应力最大值 F_{k_f} 、 F_f 估算为

$$F_{f\max} = -F_{k_f\max} \approx BI_1L \approx \frac{\mu_0 I_2}{2\pi d} I_1 L = \frac{\mu_0 I^2 L}{2\pi d} = 2 \times 10^{-6} \text{ N} \quad (11)$$

式中: “-”表示 F_{k_f} 与 F_f 方向相反; B 是热子引线腿最大电流产生的磁场强度; I_1 、 I_2 是热子引线腿中的最大电流, $I_1=I_2=I=1.42 \text{ A}$; L 是热子引线腿长度, 等于 5 mm ; d 是热子引线腿 f 和 k_f 的距离, 等于 1 mm ; μ_0 是真空磁导率, 等于 $4\pi \times 10^{-7} \text{ N/A}^2$ 。

由此可见, 热子电流周期性波动时热子受到的最大应力很小, 量级仅为 10^{-6} N 。同时, 热子双螺旋结构经过电泳、高温烧结, 与氧化铝粉形成致密的烧结体, 通过阴极筒固定牢固, 热子引线腿为铼钨丝, 有一定韧性且装配松弛, 二者可以承受此量级的应力。

(3) 热子电流波动时, 人耳便能听见从电子枪部位发出的尖锐的响声, 所以热子电流波动会使行波管产生较大的噪声, 与电磁噪声和热噪声不同, 此噪声是由热子双螺旋共振带动热子引线腿振动产生的, 属机械噪声。

综上分析, 热子电流周期性波动虽然不影响整管电性能和阴极热子组件的可靠性, 但会使行波管产生机械噪声, 属软故障。除此之外, 热子电流周期性波动会使行波管电源高频率调整输出电压, 增加电源负荷, 会影响到整管的可靠性。因此, 相比无异常现象的合格行波管, 具有热子电流周期性波动现象的行波管仍属于故障管。

5 热子电磁感应力验证试验

通过以下两个试验验证电流周期性波动时热子对电磁感应力的承受能力:

(1) 热子电流通断试验。对 1 支有热子电流周期性波动故障的管子进行热子电流通断试验, 如图 12 所示, 720 s 一个周期, 其中恒压 4.17 V 预热 30 s , 工作电压 4.95 V 持续 150 s , 关断冷却 540 s , 完成 1 100 个周期后, 热子冷阻、热子电流波动频率和幅度均没有发生变化。

(2) 热子加交流信号持续振动试验。对 2 支没有热子电流周期性波动故障的行波管热子用加 $\pm 30 \text{ mA}$ 交流信号扫频后声音的方法进行了测试, 发现在信号频率分别为 11.51 kHz 和 10.37 kHz 时, 能听到从电子枪部位发出的尖锐的响声, 说明 11.51 kHz 和 10.37 kHz 分别为这两支行波管的一个固有频率点。将信号频率固定在固有频率点, 电流幅度为 $\pm 30 \text{ mA}$, 持续工作 48 h 后, 热子冷阻和热子固有频率均没有变化。由图 1 可知, 整个热子电流波动持续时间不到 1 s , 此试验相当于进行了 17.2 万次预热时热子电流周期性波动试验。

以上两个试验证明了热子组件能够承受此幅度电流变化产生的应力, 因此可以忽略此电流波动对阴极热子组件可靠性的影响。

6 采取措施

由于热子电流周期性波动会使行波管产生机械噪声, 还会影响到行波管电源, 所以应该采取措施消除这种软故障。通过分析, 形成热子电流周期性波动需要三个条件: 一是初始热子预热电流足够大, 热子引线腿膨胀量足够大, 两热子引线腿间排斥力够大, 热子引线腿与外套螺旋的接触点增多; 二是外套螺旋螺距不均匀, 与热子引线腿的接触状态变化会影响到热子组件电阻; 三是自激振动频率与热子双螺旋结构固有频率一致。其中, 自激振动频

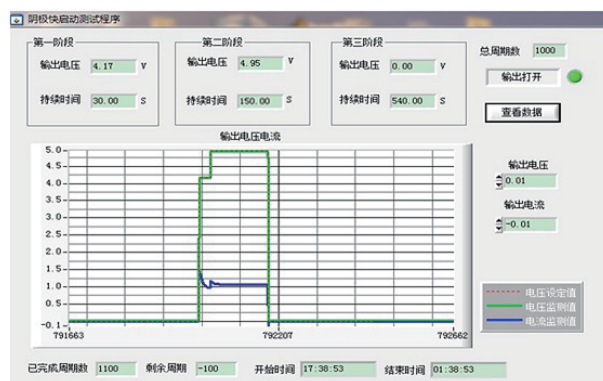


Fig. 12 Control interface of heater current on/off test software

图 12 热子电流通断试验软件控制界面

率与热子引线腿装配的松紧、热子引线腿与外套螺旋的间隙、热子双螺旋的结构相关, 有很大的不确定性; 热子双螺旋结构的固有频率是其固有属性, 由其结构决定, 不同的管子阴极热子组件固有频率会有一些差异。

目前行波管广泛使用双螺旋结构的热子, 具有机械强度高、易于加工、电阻率大、对阴极加热均匀等优点, 如果改变其结构, 很可能会带来其他问题, 且任意结构的热子, 都有其对应的固有频率, 加之自激振动频率的不确定性, 不便通过调整热子结构避开共振。

可以通过以下措施减小出现热子电流周期性波动故障的概率: (1) 热子预热电流不能过大, 但预热电流过小会影响到阴极预热效果, 热子预热电流控制在工作电流的 1.1~1.2 倍即可; (2) 由于加电后热子引线腿是膨胀变长的, 装配时可以适当减小热子引线腿的过盈量, 以此减小热子引线腿的弯曲度; (3) 外套螺旋内径不能过小, 热子引线腿与外套螺旋间隙保证在 0.005~0.01 mm, 以此尽量减少热子引线腿和外套螺旋的接触点; (4) 外套螺旋采用密绕, 使得外套螺旋受热后各线圈基本挨靠在一起, 其螺距基本呈均匀分布, 将外套螺旋对热子组件电阻的影响降到最低, 经过试验, 外套螺旋螺距为 0.08 mm 最佳; (5) 通过给行波管热子加交流信号听声音的方式, 可以确定热子双螺旋结构的固有频率, 配置行波管电源时, 电源热子供电频率要避开热子双螺旋结构的固有频率。

7 结 论

对空间行波管阴极预热时热子电流周期性波动的软故障进行了研究, 热子电流产生周期性波动的两个关键因素是: (1) 外套螺旋螺距不均匀, 热子引线腿和外套螺旋接触变化能够引起热子组件电阻的变化; (2) 电阻周期性变化引起热子电流周期性变化, 导致热子双螺旋受到周期性电磁感应力的作用而产生自激振动, 自激振动的频率与热子双螺旋结构的固有频率一致, 产生共振。热子电流波动持续时间不足 1 s, 行波管加电工作时波动已经停止, 不会影响整管电性能; 电流波动时热子受到的最大电磁感应力量级为 10^{-6} N, 通过试验证实热子可以承受该应力; 热子电流周期性波动使行波管产生机械噪声。可以通过合理设置热子预热电流范围、控制热子引线腿过盈量、控制外套螺旋内径、密绕外套螺旋等措施解决热子电流波动问题。

参考文献:

- [1] 易红霞, 袁广江, 金锋, 等. Ku 波段 150 W 空间行波管的设计和研制[J]. 真空电子技术, 2014(3): 24-28,43. (Yi Hongxia, Yuan Guangjiang, Jin Feng, et al. Development of Ku-band 150 W space TWT[J]. Vacuum Electronics, 2014(3): 24-28,43)
- [2] 张晶晶, 李晋忠, 王改丽. 空间行波管脉间噪声测试[J]. 真空电子技术, 2020(4): 59-62. (Zhang Jingjing, Li Jinzhong, Wang Gaili. Interpulse noise test of space TWTs[J]. Vacuum Electronics, 2020(4): 59-62)
- [3] 刘宇荣, 刘斌, 王大明. 大功率行波管两级降压收集极的设计[J]. 强激光与粒子束, 2017, 29: 103002. (Liu Yurong, Liu Bin, Wang Daming. Design of two stage depressed collector for high-power traveling wave tube[J]. High Power Laser and Particle Beams, 2017, 29: 103002)
- [4] 王小宁, 苏小保, 俞世吉, 等. 基于 Wiener-Arrhenius 模型的行波管阴极可靠性分析[J]. 真空电子技术, 2020(6): 28-34. (Wang Xiaoning, Su Xiaobao, Yu Shiji, et al. Cathode reliability analysis of TWTs based on Wiener-Arrhenius model[J]. Vacuum Electronics, 2020(6): 28-34)
- [5] 程诚, 李季, 于志强, 等. 空间行波管阴极寿命试验[J]. 真空电子技术, 2010(5): 37-43. (Cheng Cheng, Li Ji, Yu Zhiqiang, et al. M type cathode life tests for space TWTs[J]. Vacuum Electronics, 2010(5): 37-43)
- [6] 孟鸣凤, 俞世吉, 徐振英, 等. 行波管阴极热子组件结构的热分析[J]. 真空科学与技术学报, 2009, 29(5): 513-516. (Meng Mingfeng, Yu Shiji, Xu Zhenying, et al. Thermal analysis of differently-structured cathode-heater assemblies in traveling wave tube[J]. Chinese Journal of Vacuum Science and Technology, 2009, 29(5): 513-516)
- [7] 宋芳芳, 张国兴, 何小琦, 等. 行波管阴极组件动态热耗散分析及优化设计[J]. 真空科学与技术学报, 2006, 26(2): 118-122. (Song Fangfang, Zhang Guoxing, He Xiaoqi, et al. Dynamic thermal dissipation of cathode module in electron gun of traveling wave tube[J]. Chinese Journal of Vacuum Science and Technology, 2006, 26(2): 118-122)
- [8] 祝颂东, 孙宇楠, 梁田. 行波管故障现象分析及可靠性提升研究[J]. 电子器件, 2021, 44(6): 1346-1352. (Zhu Songdong, Sun Yunan, Liang Tian. The analysis of TWT fault symptom and the improvement of TWT reliability[J]. Chinese Journal of Electron Devices, 2021, 44(6): 1346-1352)
- [9] 刘波, 程鹤. 行波管打火机理及其外围电路防护方法[J]. 雷达与对抗, 2017, 37(2): 60-63. (Liu Bo, Cheng Ge. Sparking mechanism of TWT and its peripheral circuit protection methods[J]. Radar & ECM, 2017, 37(2): 60-63)
- [10] 宋芳芳, 恩云飞, 李斌, 等. 行波管热丝引出结构的耐随机振动量级分析[J]. 机械设计与制造, 2019(11): 216-220. (Song Fangfang, En Yunfei, Li Bin, et al. Anti-random vibration magnitude analysis of the heat-lead-out structure of traveling wave tube[J]. Machinery Design & Manufacture, 2019(11): 216-220)
- [11] 王勇, 冯西贤, 范培云. 国产化空间行波管故障模式统计分析[J]. 真空电子技术, 2020(6): 17-19. (Wang Yong, Feng Xixian, Fan Peiyun. Failure mode analysis of domestic space TWTs[J]. Vacuum Electronics, 2020(6): 17-19)
- [12] 刘燕文, 刘胜英, 田宏, 等. 用于空间行波管的高效率覆膜阴极组件的研究[J]. 真空科学与技术学报, 2006, 26(3): 240-242. (Liu Yanwen, Liu Shengying, Tian Hong, et al. Fabrication of high efficiency M-type cathode assembly used in space traveling-wave tube[J]. Chinese Journal of Vacuum Science and Technology, 2006, 26(3): 240-242)

- [13] 廖复疆. 真空电子技术: 信息化武器装备的心脏[M]. 2 版. 北京: 国防工业出版社, 2008: 181. (Liao Fujiang. Vacuum Electronics: the heart of information weapons and equipment[M]. 2nd ed. Beijing: National Defense Industry Press, 2008: 181)
- [14] 张承忠, 叶邦彦, 梁立东, 等. 基于高速摄影实验的小提琴琴弦三维振动特性研究[J]. 振动与冲击, 2015, 34(9): 177-181,195. (Zhang Chengzhong, Ye Bangyan, Liang Lidong, et al. Video photography experiment on string vibration of violin[J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(9): 177-181,195)
- [15] 郑伟伟, 李俊科, 杨丽娜, 等. 弦振动实验的改进[J]. 物理实验, 2011, 31(2): 43-46. (Zheng Weiwei, Li Junke, Yang Lina, et al. Improvement on string vibration experiment[J]. Physics Experimentation, 2011, 31(2): 43-46)