

文章编号: 1673-3193(2024)06-0772-11

高过载下引信二次电源电路参数漂移分析

张旭东¹, 韩晶¹, 李禄刚², 闫思锐²

(1. 中北大学机电工程学院, 山西太原 030051; 2. 湖北三江航天红林探控有限公司, 湖北孝感 432000)

摘要: 在高过载环境下引信无法使用物理和化学电源, 需备用二次电源。现有研究集中于元器件的结构失效, 本文主要研究高过载环境中二次电源参数漂移对其性能的影响。首先, 采用霍普金森压杆实验分析了在110 000 g, 125 000 g, 140 000 g, 160 000 g和180 000 g环境下电容值的漂移。然后, 通过与仿真结果对比验证了仿真模型的可靠性。通过仿真的方式分析了侵入环境下二次电源输出电流和电压的漂移情况。结果显示, 侵入峰值过载为45 133 g, 过载时长为480 μ s时, 输出电压漂移0.14%的持续时间为190 μ s, 电流漂移0.13%的持续时间为790 μ s。侵入峰值过载为99 103 g, 过载时长为280 μ s时, 输出电压漂移1.34%的持续时间为140 μ s, 电流漂移6.71%的持续时间为170 μ s。分析发现, 侵入过程中相同的峰值过载导致的输出电流漂移量大于电压漂移, 且高过载持续的时间越长, 二次电源输出电流和电压发生漂移的时间越长。

关键词: 二次电源; 多层陶瓷电容; 霍普金森压杆; 冲击过载

中图分类号: TJ430.2 **文献标识码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1673-3193.2024.06.006

引用格式: 张旭东, 韩晶, 李禄刚, 等. 高过载下引信二次电源电路参数漂移分析[J]. 中北大学学报(自然科学版), 2024, 45(6): 772-782.

ZHANG Xudong, HAN Jing, LI Lugang, et al. Parameter drift analysis of fuze secondary power supply circuit under high overload[J]. Journal of North University of China(Natural Science Edition), 2024, 45(6): 772-782.

Parameter Drift Analysis of Fuze Secondary Power Supply Circuit Under High Overload

ZHANG Xudong¹, HAN Jing¹, LI Lugang², YAN Sirui²

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China;

2. Hubei Sanjiang Aerospace Honglin Exploration and Control Co., Ltd., Xiaogan 432000, China)

Abstract: In high overload environments, the fuze cannot use physical and chemical power sources, and a backup secondary power supply is required. The existing research mainly focused on the failure analysis of the component structure, and this paper mainly studied the influence of parameter drift on performance of the secondary power supply in a high overload environment. Firstly, the drift of capacitance values in the environments of 110 000 g, 125 000 g, 140 000 g, 160 000 g, and 180 000 g was analyzed by Hopkinson pressure bar experiment. Then, the reliability of the simulation model was verified by comparing it with the simulation results. The drift of the output current and voltage of the secondary power supply in the penetrating environment was analyzed by simulation. The results show that the penetration peak overload is 45 133 g, and when the overload lasts for 480 μ s, the output voltage drifts by 0.14% for 190 μ s, and the current drifts by 0.13% for 790 μ s. The penetration peak overload is 99 103 g, and when the

收稿日期: 2024-01-26

作者简介: 张旭东(1997-), 男, 硕士生, 主要从事引信可靠性仿真方面的研究。

通信作者: 韩晶(1980-), 男, 教授, 博士, 主要从事弹道环境建模与仿真方面的研究。E-mail: ajingcool@tom.com。

overload lasts for 280 μ s, the output voltage drifts by 1.34% for 140 μ s and the current drifts by 6.71% for 170 μ s. The analysis shows that the same peak overload causes the output current to drift more than the voltage during the penetration process, and the longer the high overload lasts, the longer the output current and voltage of the secondary power supply drift.

Key words: secondary power supply; multi layer ceramic capacitor; hopkins pressure bar; impact overload

0 引言

当弹体高速侵彻硬目标时,会承受极高的过载^[1]。在这种情况下,常规的化学储能电源和物理电源往往无法正常工作,因此通常需要采用二次电源来进行供电。二次电源主要通过控制多个并联的储能电容在适当时机放电,并利用整流和稳压技术来保证对负载的稳定供电^[2-5]。由此可见,储能电容作为引信二次电源的一个重要组成部分,其在高过载条件下的响应特性对于二次电源能否正常工作至关重要。

多层陶瓷电容(Multi Layer Ceramic Capacitor, MLCC)因其具有电极面积大、介电层薄、介电常数高、体积小、容值大等优点常被用作储能电容^[6-9]。材料的性能一般受电场、机械应力及温度变化的影响。在许多情况下,机械应力、电应力和热应力是相互耦合的,这种耦合作用常常导致电容器的失效。Prume 等^[10]开发了一个综合电场、机械和热因素的多层陶瓷电容(MLCC)有限元模拟模型,通过有无电载荷的焊接弯曲模拟试验,发现电载荷虽然不会影响焊接装置在弯曲试验中的断裂概率,但会在电容内部产生微裂纹,从而导致电容失效。Saito 等^[11]分析了在电场作用及单轴压缩应力下的 X5R 型 MLCC 的响应特性,结果表明电容的电容值与器件的应力状态密切相关。黄义隆等^[12]利用红外热像技术定位了电容的失效点,并通过仿真分析研究了基板变形后电容本体的应变分布,同时,通过板弯曲试验成功复现了电容故障,进一步验证了其研究结果。刘欣等^[13]详细介绍了 MLCC 的 3 种主要失效模式,包括开路、短路和电参数漂移,以及 5 种主要的失效机理,包括介质层内的空洞形成和电极结瘤、介质层的分层、由热应力和机械应力引起的介质层裂纹,以及其他微观机理。这些研究可以为理解和预防 MLCC 的失效提供参考。

另外,研究 MLCC 在高过载侵彻下的失效机理对保证设备的正常工作至关重要。张旭辉等^[14]对电

容在高过载下的应力进行了计算,并将其简化为常规体力条件下的二维弹性力学问题,通过理论计算和仿真分析,发现最先出现破坏的位置是焊锡与铜箔的连接处。何荣华等^[15]设计了多层陶瓷电容在高过载条件下的动态测试方案,实验中观察到电容引线出现了脆性断裂的失效现象,这一发现对于理解和预防高过载环境下的电容器失效具有重要意义。

以往关于 MLCC 在高加速度冲击下的可靠性研究主要聚焦于结构失效,而对其功能影响的分析相对较少。同时,对电路与器件研究往往各自独立,未能有效结合器件与电路的功能。实际上,器件参数的漂移也可导致电路失效。因此,本文针对高过载环境中 MLCC 的参数漂移进行了研究,并分析了此类环境对二次电源电路输出参数的影响特征。

1 引信二次电源原理分析

引信二次电源通常由储能和稳压两部分电路组成,具体如图 1 所示。存储电路中电容用于存储能量,稳压电路中 C1、C2 用于滤波,稳压芯片用于将输入的电压维持在某恒定值。

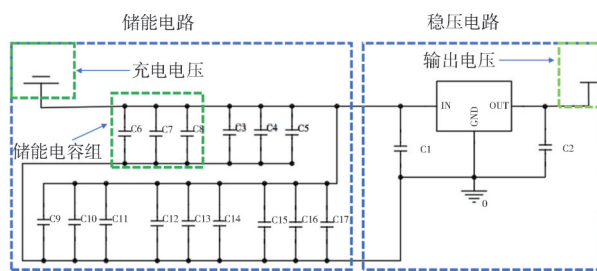


图 1 二次电源原理图

Fig. 1 Schematic diagram of the secondary power supply

引信二次电源需要为微控制器、放大器等器件提供 5 V, 3 mA 的能量,且要求输出参数的漂移量 $\leq 4\%$,持续供电时间 ≥ 300 ms。高过载环境下,储能电容一旦发生参数漂移,会影响到二次电源的输出特性。

二次电源电路中,一般采用 X7R/X5R 型号的储能电容,该类电容值的漂移量为 15%。为了分析电容值的漂移对二次电源电路输出的影响,将

仿真电路中电容值的容差设置为15%，然后对输出电压和电流进行抽样分析，300 ms时，电路输出电压和电流的分布情况如图2和图3所示。

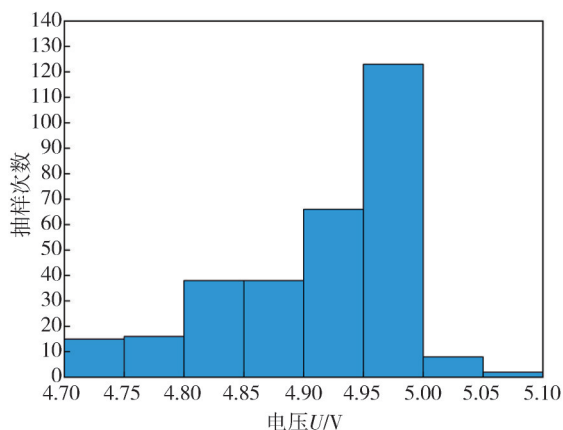


图2 输出电压的直方图

Fig. 2 Histogram of the output voltage

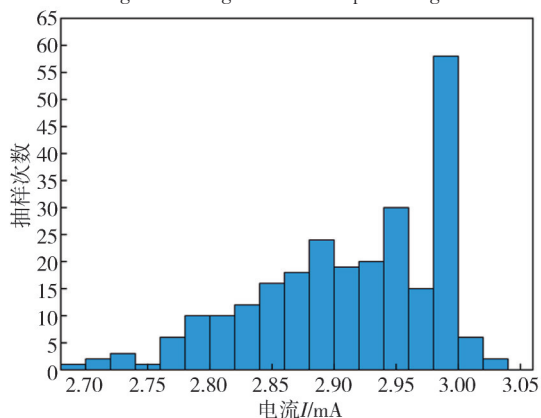


图3 输出电流的直方图

Fig. 3 Histogram of the output current

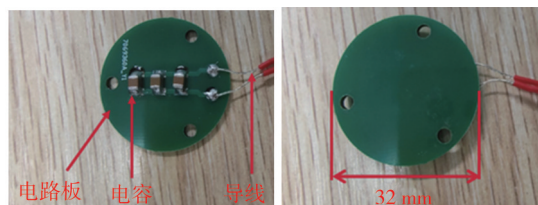
图2中，电容值的漂移使得输出的最低电压为4.7 V，电压的漂移量为6%，大于4%。此时，二次电源输出电压的不稳定会使得微控制器输出的信号发生错误，造成引信系统失效。图3中，输出电流的最低值为2.7 mA，漂移量为10%，超过了4%。同样的电流输出的不稳定也会导致微控制器的收发信号发生错误。因此，本文通过地面模拟实验和仿真分析研究来确定瓷介电容在高过载条件下的响应规律，进而研究高过载环境下的二次电源的输出响应。

2 霍普金森压杆实验

2.1 实验方案

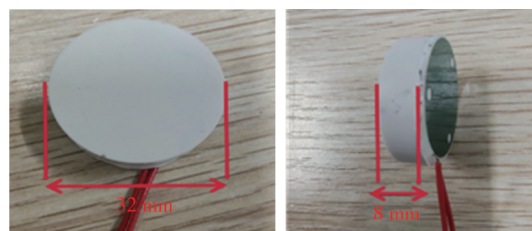
二次电源电路中，采用储能电容组并联来进行储能。虽然引信中PCB电路板是整体灌封在金属盒中的，但是金属盒体积偏大不利于进行霍普金森压杆实验，故为了简化实验只针对单个储能电容组进行了分析，电容型号CT41G-1210-2R1-16V-226，如图4所示。采用环氧树脂对待测试件进行灌封，如图5所示。

属盒中的，但是金属盒体积偏大不利于进行霍普金森压杆实验，故为了简化实验只针对单个储能电容组进行了分析，电容型号CT41G-1210-2R1-16V-226，如图4所示。采用环氧树脂对待测试件进行灌封，如图5所示。



(a) 电容组正面 (b) 电容组背面
图4 未灌封的试验件实物图

Fig. 4 Physical drawing of the unfilled test piece



(a) 试样正面 (b) 试样侧面

图5 灌封后的试件实物图

Fig. 5 Physical image of the specimen after filling

霍普金森压杆主要由子弹、入射杆、透射杆组成。子弹半径 $r=18.5$ mm，长 $l_1=800$ mm；入射杆半径 $r=18.5$ mm，长 $l_2=2000$ mm；灌封试样半径 $r_1=16$ mm，长 $l_3=8$ mm；透射杆半径 $r=18.5$ mm，长 $l_4=2000$ mm。实验准备阶段，要将灌封后的电容组夹持在入射杆和透射杆之间，如图6所示。

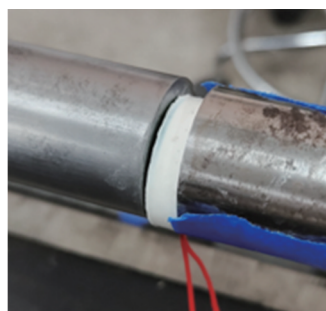


图6 试样夹持示意图

Fig. 6 Schematic diagram of specimen clamping

实验原理如图7所示。实验时，将储氮瓶中的压缩气体充入气室，打开气阀产生推力，子弹加速，子弹速度由气压值和膛内子弹的位置来确定，每次实验的子弹速度由红外遮断测速仪记录。

号，将应变片预先贴在入射和透射杆的表面位

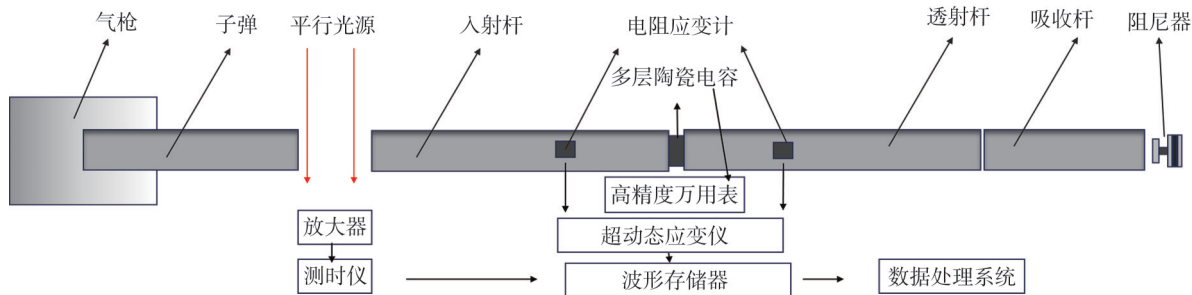


图 7 霍普金森压杆装置示意图

Fig. 7 Schematic diagram of the Hopkinson pressure bar device

置, 实验过程中采用动态应变仪采集动态应变信号^[16-18]。用高精度万用表测量因过载变化引起的电容值的变化, 这种万用表具备数据记录和存储功能, 在实验结束后, 可以通过 U 盘导出电容值在实验过程中的动态变化数据。

2.2 实验结果及分析

实验得到了灌封后电容组的应变率以及电容值随时间变化的曲线。为了进一步分析过载与灌封试样中电容值变化的关系, 将应变率代入式(1)求得实验中的试样承受的载荷。

$$a = \dot{\epsilon}v, n = a/g, \quad (1)$$

式中: $\dot{\epsilon}$ 为实验中测得的应变率; v 为应力波在杆中的传播速度, 本文中 $v=5\,048\text{ m/s}$; a 为加速度, m/s^2 ; n 为载荷, g ; g 为重力加速度, $g=9.8\text{ m/s}^2$ 。

如图 8 为实验后冲击过载与电容值变化的曲线, 为了便于统计峰值数据, 将峰值过载进行取整处理。

如图 8(a) 所示, 在 $110\,000\text{ g}$ 的峰值过载冲击下, 电容值下降了 $0.48\text{ }\mu\text{F}$, 下降比为 0.767% 。应力波在 $77\text{ }\mu\text{s}$ 时到达峰值, $125\text{ }\mu\text{s}$ 时应力波开始在振荡中下降。如图 8(b) 所示, 在 $125\,000\text{ g}$ 的峰值过载下电容值下降了 $0.76\text{ }\mu\text{F}$, 下降比为 1.22% 。应力波在 $51\text{ }\mu\text{s}$ 时到达峰值, $112.5\text{ }\mu\text{s}$ 时应力波开始在振荡中下降, 且在 $172.5\text{ }\mu\text{s}$ 时过载就下降到 $50\,000\text{ g}$ 以下。

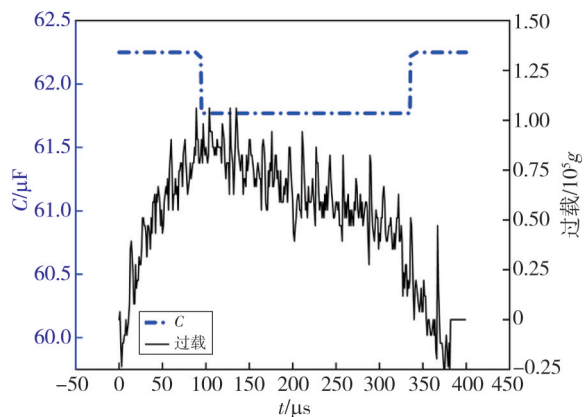
如图 8(a) 电容值在 $100\text{ }\mu\text{s}$ 时下降, $367.5\text{ }\mu\text{s}$ 时开始恢复, 如图 8(b) 电容值在 $75\text{ }\mu\text{s}$ 时下降, $138\text{ }\mu\text{s}$ 时恢复。分析发现, 过载到达峰值后会导致试样电容值降低, 过载下降到 $50\,000\text{ g}$ 之后才会恢复。

如图 8(c) 所示, 在 $140\,000\text{ g}$ 的峰值过载下, 电容值下降了 $1.01\text{ }\mu\text{F}$, 下降比为 1.62% , 应力波在 $62.5\text{ }\mu\text{s}$ 时到达峰值, $112.5\text{ }\mu\text{s}$ 时应力波开始在振荡中下降。如图 8(d) 所示, 在 $160\,000\text{ g}$ 的峰值过载下, 电容值下降了 $2.93\text{ }\mu\text{F}$, 下降比为 4.71% 。应力波在 $76\text{ }\mu\text{s}$ 时到达峰值, $112.5\text{ }\mu\text{s}$ 时

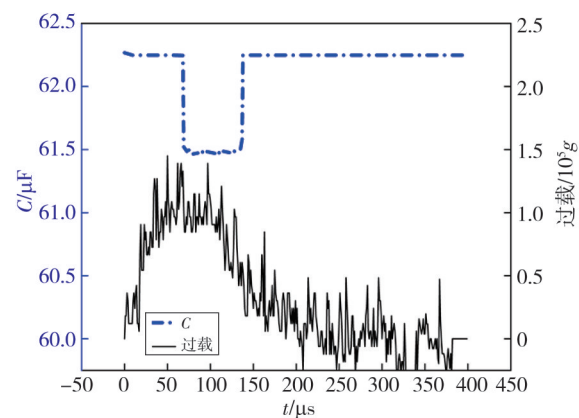
应力波开始在振荡中下降。

如图 8(c) 过载先到达峰值故导致试样电容值先开始降低, 且过载先降低到 $50\,000\text{ g}$ 之下, 使其电容值先开始恢复。

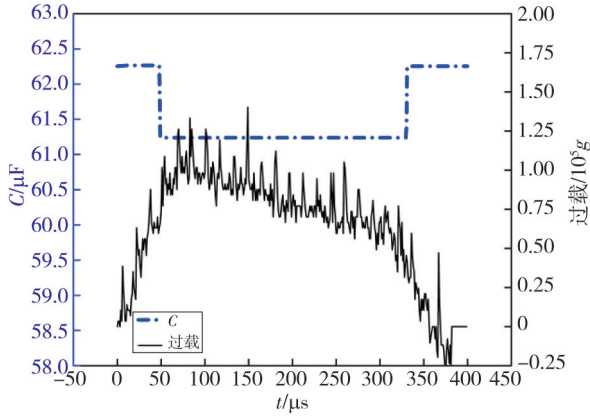
如图 8(e) 所示, 当峰值过载为 $180\,000\text{ g}$ 时, 电容值下降了 $7.46\text{ }\mu\text{F}$, 下降比为 11.98% , 试样在 $333\text{ }\mu\text{s}$ 时电容值恢复了 $1\text{ }\mu\text{F}$, 但并没有完全恢复原来的电容值。过载超过 $180\,000\text{ g}$, 高过载持续时间 $50\text{ }\mu\text{s}$ 时会发生不可逆衰减, 故可将过载 $\geq 180\,000\text{ g}$, 持续时间 $\geq 50\text{ }\mu\text{s}$ 作为储能电容失效的判据。



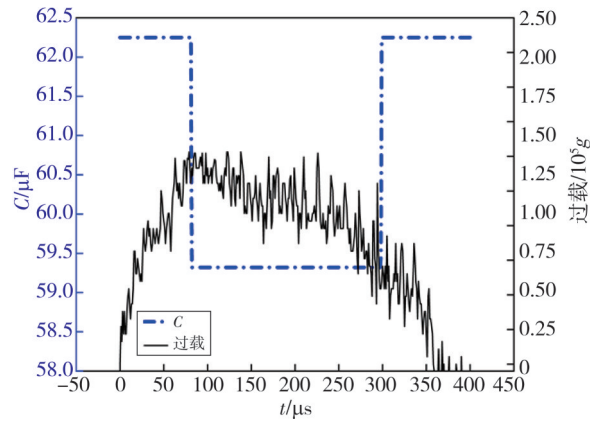
(a) 峰值过载 110 000 g



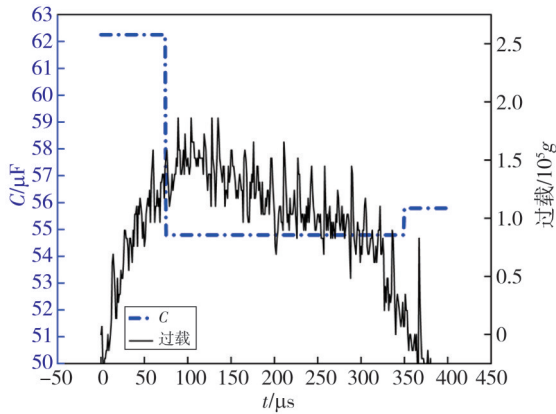
(b) 峰值过载 125 000 g



(c) 峰值过载 140 000 g



(d) 峰值过载 160 000 g



(e) 峰值过载 180 000 g

图 8 不同峰值过载时电容值和过载随时间变化的曲线

Fig. 8 Curves of capacitance and overload with time at different peak overload

3 理论仿真分析

3.1 理论模型

由于多层陶瓷电容介质层中的铁电畴在应力场中的分布, BaTiO₃陶瓷介质层中的面内张应力或面外压应力降低了MLCC的介电常数, 而介电常数的变化会导致电容值的漂移。

为分析介电常数在应力环境中的变化规律, Li等^[19]从唯象热力学角度对多层材料结构提出了吉布斯自由能表, 本文对唯象热力学模型中使用的系数进行了修改, 引入了序参量的8次方项, 并考虑了沿3个主轴方向上的极化强度分量。如图9所示为电容模型示意图, 其中, P 表示极化强度, F 表示力, σ 表示应力, E 表示电场强度。

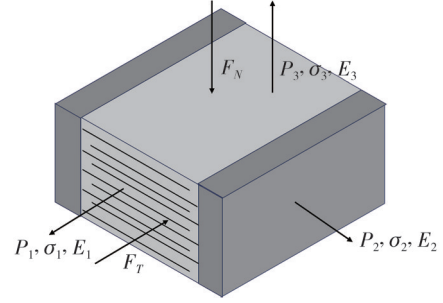


图 9 多层陶瓷电容受力示意图

Fig. 9 Schematic diagram of the force of a multilayer ceramic capacitor

引入由外部应力场引起的弹性能和偏置电场引起的静电能得到吉布斯自由能, 如式(2)和式(3)所示。

$$\begin{aligned}
 F(P) = & \alpha_1(T)(P_1^2 + P_2^2 + P_3^2) + \alpha_{11}(P_1^4 + P_2^4 + P_3^4) + \alpha_{12}(P_1^2 P_2^2 + P_2^2 P_3^2 + P_1^2 P_3^2) + \\
 & \alpha_{111}(P_1^6 + P_2^6 + P_3^6) + \alpha_{112}[P_1^2(P_2^4 + P_3^4) + P_2^2(P_1^4 + P_3^4) + P_3^2(P_1^4 + P_2^4)] + \\
 & \alpha_{123}P_1^2 P_2^2 P_3^2 + \alpha_{1111}(P_1^8 + P_2^8 + P_3^8) + \\
 & \alpha_{1112}[P_1^6(P_2^2 + P_3^2) + P_2^6(P_1^2 + P_3^2) + P_3^6(P_1^2 + P_2^2)] + \\
 & \alpha_{1122}[P_1^4 P_2^4 + P_2^4 P_3^4 + P_3^4 P_1^4] + \alpha_{1123}[P_1^4 P_2^2 P_3^2 + P_2^4 P_1^2 P_3^2 + P_3^4 P_2^2 P_1^2],
 \end{aligned} \quad (2)$$

式中: P_1, P_2, P_3 分别为3个正交主轴方向上自发极化强度; α 为不同晶相间的相变系数; T 为温度。

$$\Delta G(P) = F(P) - \frac{1}{2} S_{11}(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2) -$$

$$\frac{1}{2} S_{11}(\sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2 \sigma_3 + \sigma_1 \sigma_3) - \frac{1}{2} S_{44}(\sigma_4^2 + \sigma_5^2 +$$

$$\sigma_6^2) - Q_{11}(\sigma_1 P_1^2 + \sigma_2 P_2^2 + \sigma_3 P_3^2) -$$

$$Q_{12}[\sigma_1(P_2^2 + P_3^2) + \sigma_2(P_1^2 + P_3^2) + \sigma_3(P_1^2 + P_2^2)] - Q_{44}(\sigma_4 P_2 P_3 + \sigma_5 P_1 P_3 + \sigma_6 P_1 P_2) -$$

$$E_1 P_1 - E_2 P_2 - E_3 P_3. \quad (3)$$

自发极化强度 P 可由式(4)求得。

$$\frac{\partial(\Delta G)}{\partial P} = 0. \tag{4}$$

将求解得到的极化强度 P 代入式(5), 则介质材料的介电常数为

$$\epsilon = \frac{\partial P^2}{\partial^2 \Delta G}, \tag{5}$$

$$\epsilon_r = \frac{\epsilon}{\epsilon_0}, \tag{6}$$

式中: ϵ 为介电常数; ϵ_r 为相对介电常数; ϵ_0 为真空介电常数, $\epsilon_0 = 8.85 \times 10^{-12} \text{ F/m}$ 。

利用该理论可以得到静态压力作用下多层陶瓷电容介电层介电常数的变化情况。根据动态过载条件下介电常数的变化对该理论进行合理的改进。

实验中冲击只作用在垂直内电极方向, 故有

$$P_1 = P \neq 0, P_2 = P_3 = 0,$$

$$\sigma_1 = \sigma < 0, \sigma_2 = \sigma_3 = 0,$$

$$E_1 = E \neq 0, E_2 = 0, E_3 = 0. \tag{7}$$

将式(2)代入式(3), 并进行简化得

$$\Delta G = \alpha_1(T)P^2 + \alpha_{11}P^4 + \alpha_{111}P^6 + \alpha_{1111}P^8 -$$

$$\frac{1}{2}S_{11}\sigma^2 - Q_{11}\sigma P^2 - Q_{12}\sigma P^2 - EP, \tag{8}$$

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{ma}{A} = \frac{\rho Va}{A} = \rho ha, \tag{9}$$

式中: ρ 为材料密度; m 为材料质量; a 为加速度; V 为体积; A 为表面积; h 为材料厚度; E 为电容内部电场强度。

表 1 吉布斯自由能相关系数^[19]

Tab. 1 Gibbs free energy correlation coefficient^[19]

$\alpha_1/(\text{J}\cdot\text{m}\cdot\text{C}^{-2})$	$\alpha_{11}/(\text{J}\cdot\text{m}^5\cdot\text{C}^{-4})$	$\alpha_{12}/(\text{J}\cdot\text{m}^5\cdot\text{C}^{-4})$	$\alpha_{111}/(\text{J}\cdot\text{m}^9\cdot\text{C}^{-6})$	$\alpha_{112}/(\text{J}\cdot\text{m}^9\cdot\text{C}^{-6})$	$\alpha_{123}/(\text{J}\cdot\text{m}^9\cdot\text{C}^{-6})$	$\alpha_{1111}/(\text{J}\cdot\text{m}^{13}\cdot\text{C}^{-8})$	$\alpha_{1112}/(\text{J}\cdot\text{m}^{13}\cdot\text{C}^{-8})$
$4.124 \times 10^5(\text{T}-115)$	-2.097×10^8	7.974×10^8	1.294×10^9	-1.95×10^9	-2.500×10^9	3.863×10^{10}	2.592×10^{10}
$\alpha_{1122}/(\text{J}\cdot\text{m}^{13}\cdot\text{C}^{-8})$	$\alpha_{1123}/(\text{J}\cdot\text{m}^{13}\cdot\text{C}^{-8})$	$Q_{11}/(\text{m}^4\cdot\text{C}^{-2})$	$Q_{12}/(\text{m}^4\cdot\text{C}^{-2})$	$Q_{44}/(\text{m}^4\cdot\text{C}^{-2})$	$S_{11}/(\text{m}^2\cdot\text{N}^{-1})$	$S_{12}/(\text{m}^2\cdot\text{N}^{-1})$	$S_{44}/(\text{m}^2\cdot\text{N}^{-1})$
1.637×10^{10}	1.367×10^{10}	0.11	-0.043	0.059	8.3×10^{-12}	-2.5×10^{-12}	9.24×10^{-12}

3.2 力电耦合仿真分析

表 2 为仿真时所用的材料参数。利用理论模型建立了过载与介电常数的函数关系。仿真模型中的陶瓷介电层的相对介电常数 ϵ_r 是随过载变化的函数。

表 2 材料参数

Tab. 2 Material parameters

材料	密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	泊松比	弹性模量/ GPa	相对介电 常数
铜(电极)	8 900	0.33	167	1.8
陶瓷(介电层)	2 350	0.30	108	ϵ_r

模型中的电场强度 E 可以通过额定电压 U 除以陶瓷电容内电极间距 d 求得, 这里, $U = 12\text{V}$, 内电极板间距一般为 $50 \sim 75 \mu\text{m}$ 。

由于多层陶瓷电容的内电极层可达 $400 \sim 500$ 层, 根据经典层合理理论将极片和陶瓷层厚度等效简化为 5 组电容结构模型。其中, 陶瓷与电极厚度比 $t_c/t_d = 4$ 与实际情况最为接近^[20]。利用介电常数与过载的关系建立力电耦合模型, 如图 10 所示。

为了验证仿真模型的可靠性, 本研究使用霍普金森压杆实验中的过载数据作为环境过载输入, 分析该实验条件下仿真模型中电容值的变化。然后, 将仿真结果与实验数据进行比较分析, 以

检验仿真模型的准确性和实用性。

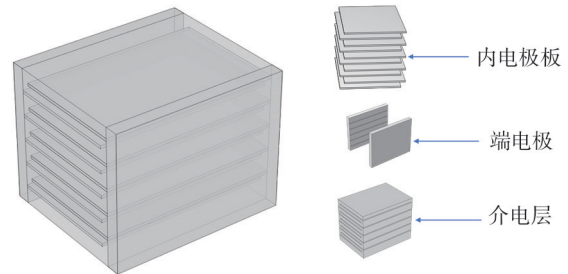


图 10 力电耦合仿真模型

Fig. 10 Simulation model of electromechanical coupling

如图 11 所示, 过载从 $110\ 000 \text{ g}$ 增加到 $125\ 000 \text{ g}$, 使得所受应力从 25 MPa 增加到 50 MPa , 且同时导致了电场的极化。电场模从 $30\ 000 \text{ V/m}$ 增加到 $50\ 000 \text{ V/m}$, 增加了 66.7% 。过载从 $140\ 000 \text{ g}$ 增加到 $160\ 000 \text{ g}$ 时, 高应力从内电极的底部开始向上延伸, 电场模增加了 50% 。X7R-MLCC 是 BaTiO_3 基介质陶瓷, 其具备核心和外壳的双重构造, 力与电场的作用可以使其介电常数发生变化。

图 12 为实验数据与仿真数据对比, 二者误差在 10% 以下, 故该仿真模型可用于研究高过载环境下电容值漂移的现象。

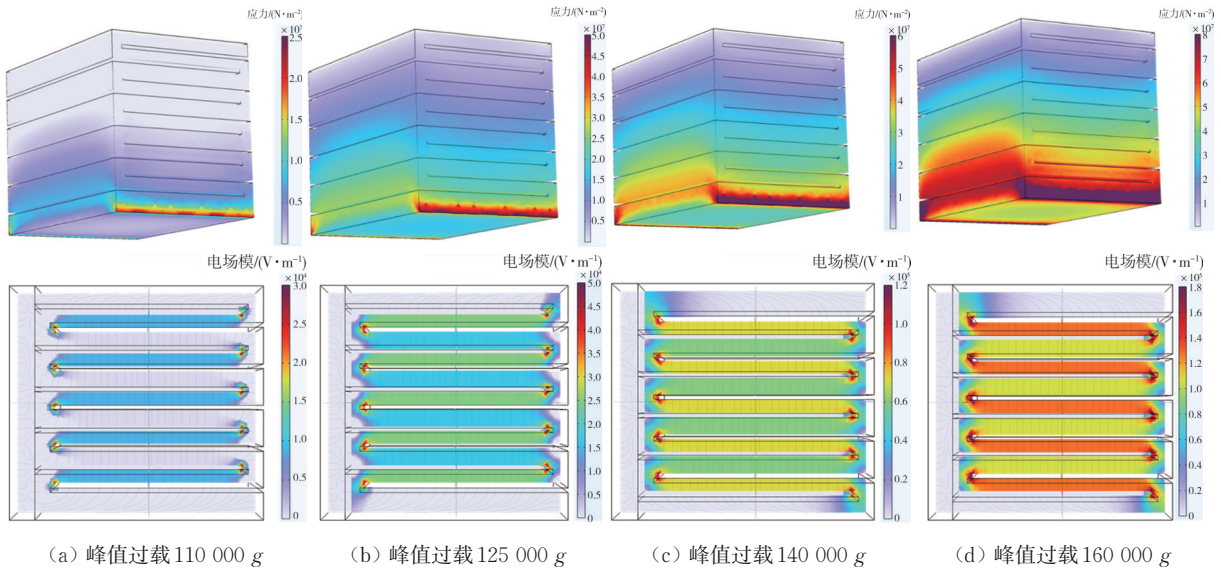


图 11 不同过载下介电层受力与电场极化云图

Fig. 11 Dielectric layer force and electric field polarization contour under different overloads

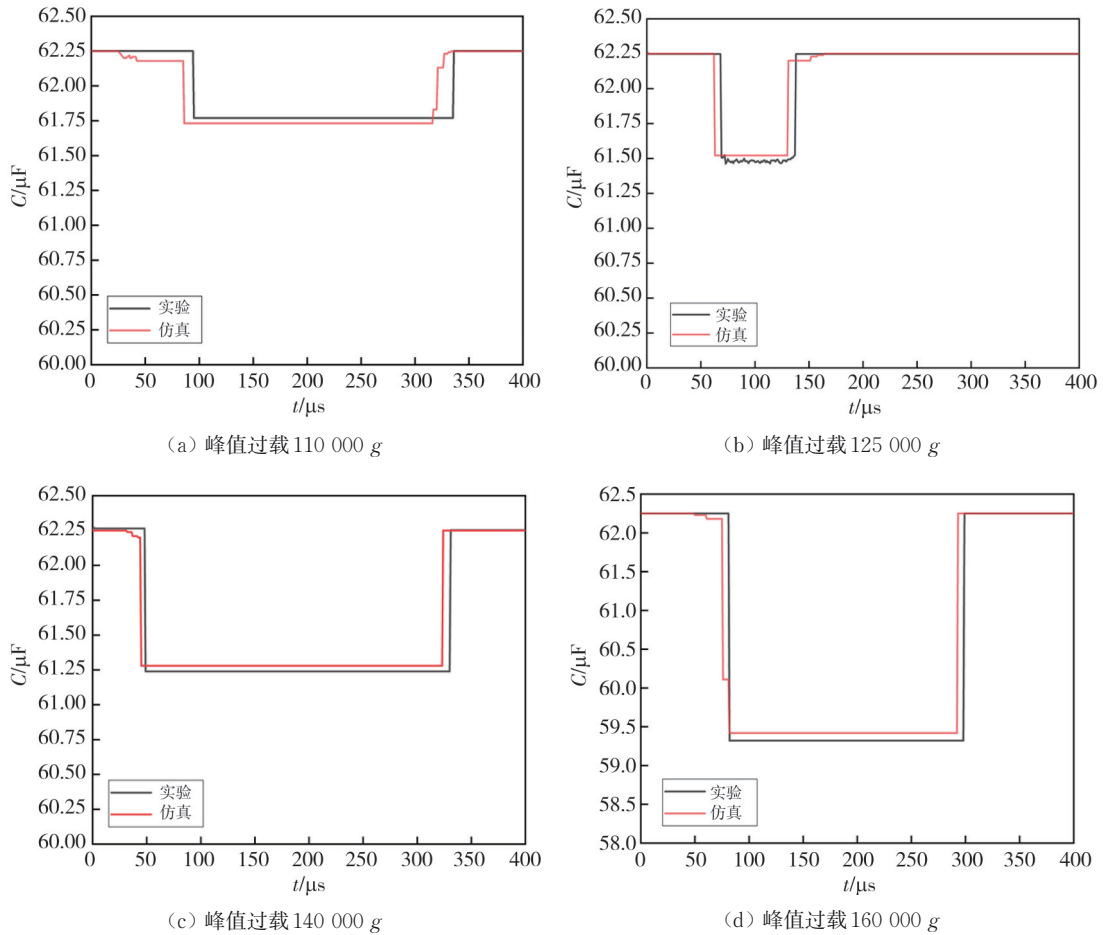


图 12 仿真与实验结果对比

Fig. 12 Results comparison between simulation and experiments

4 侵彻环境下参数漂移分析

以 Hanchak 等^[21]的弹体贯穿钢筋混凝土靶实

验为仿真工况,如图 13 所示为 1/4 模型,弹长为 145.7 mm,弹径为 25.4 mm,弹重为 0.5 kg,曲径比 CRH=3。混凝土靶板几何尺寸为 610 mm×610 mm×178 mm。

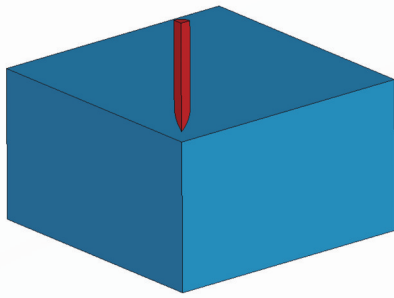


图 13 侵彻仿真模型

Fig. 13 Simulation model of penetration

表 3 为实验与仿真对比的结果。由表 3 可知,当初始速度为 360m/s 时,仿真与实验结果的最大相对误差为 8.95%,小于 10%,故该仿真结果可用于进一步分析。

分析还发现,随着弹体初始速度的增加,仿真结果与实验结果的误差越来越小。为了更好地分析弹体在不同初速下侵彻混凝土靶板时二次电

源电路输出电压的漂移情况,将弹体初速低于 500 m/s 时定义为低速侵彻过程,高于 500 m/s 时定义为高速侵彻过程。

表 3 弹体剩余速度仿真与实验的对比^[21]

Tab. 3 Comparison of the simulated and actual residual velocity of the projectile^[21]

初始速度/ (m·s ⁻¹)	剩余速度实验值/ (m·s ⁻¹)	剩余速度模拟 值/(m·s ⁻¹)	相对 误差/%
300	0	0	0
360	67	61	-8.95
434	214	197	-7.83
606	468	442	-5.56
749	615	643	4.55
1058	947	955	0.84

图 14 所示为二次电源的电路仿真模型。为了分析侵彻环境中电容值漂移引起的二次电源参数漂移,利用电容仿真模型得到电容值在侵彻环境下的漂移情况并输入到电路模型中。利用电路仿真对侵彻环境下二次电源参数的漂移进行具体分析。

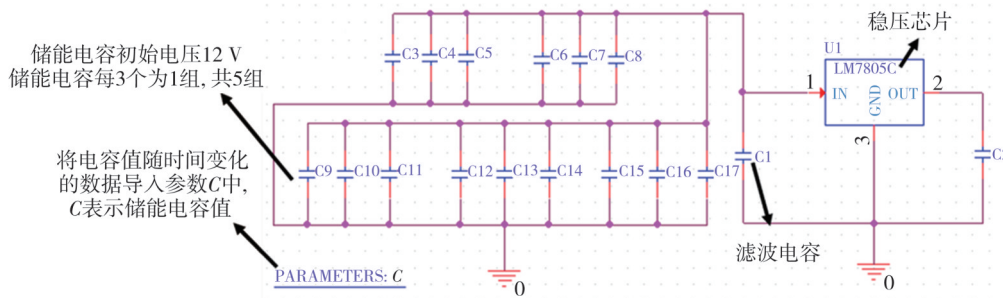


图 14 电路仿真模型

Fig. 14 Circuit simulation model

4.1 低速侵彻结果分析

图 15 所示为低速侵彻混凝土靶板时的过载曲线。在低速侵彻过程中,初速 300 m/s 的过载持续时间比初速 360 m/s 的长了 200 μs。

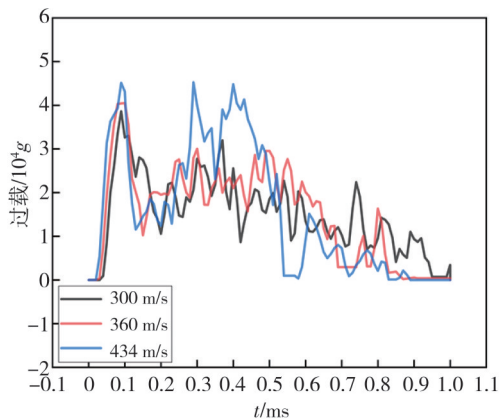


图 15 低速侵彻时的过载

Fig. 15 Overload at low speeds

初速 300 m/s 与初速 360 m/s 侵彻过程中,弹体所受的峰值过载主要集中在 0~200 μs 的时间段内,峰值过载分别为 38 604 g 和 40 502 g,两者相差不大。初速 434 m/s 时,峰值过载为 45 133 g,与初速 300 m/s 和初速 360 m/s 相比,虽然过载持续的时间减少了,但弹体所受的过载增加了 12.5%。

图 16 所示为低速侵彻过程中输出电压的漂移情况。从漂移持续的时间来看,初速 360 m/s 的侵彻过程中,输出电压发生漂移的时间最长,共 410 μs,是初速 300 m/s 和初速 434 m/s 时的 5.86 倍和 2.16 倍,但输出电压仅漂移了 0.06%。从漂移的严重性来看,初速 434 m/s 时,输出电压漂移了 0.14%,对二次电源功能的影响基本可以忽略。

图 17 所示为 3 种不同初速侵彻过程中输出电流的漂移情况。初速为 434 m/s 时,二次电源的输出电流从 2.998 mA 漂移到 2.994 mA,漂移了 0.13%。此时,二次电源输出电流的漂移对于二

次电源功能的影响可以忽略。

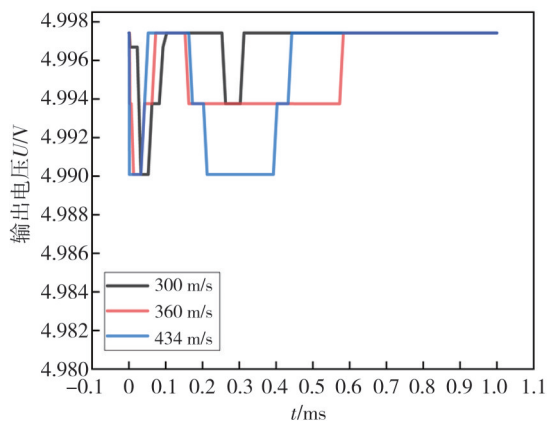


图 16 低速侵彻的二次电源输出电压

Fig. 16 Secondary power supply output voltage at low speeds

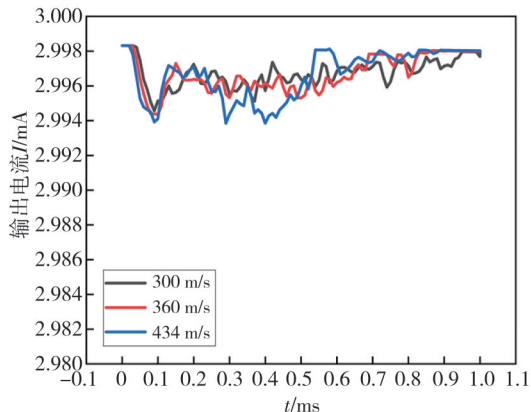


图 17 低速侵彻的二次电源输出电流

Fig. 17 Secondary power supply output current at low speeds

4.2 高速侵彻结果分析

图 18 所示为高速侵彻混凝土靶板时的过载曲线。初速 606 m/s 时,弹体所受的峰值过载为 6 375 g。初速 749 m/s 时,弹体所受的峰值过载为 99 103 g。

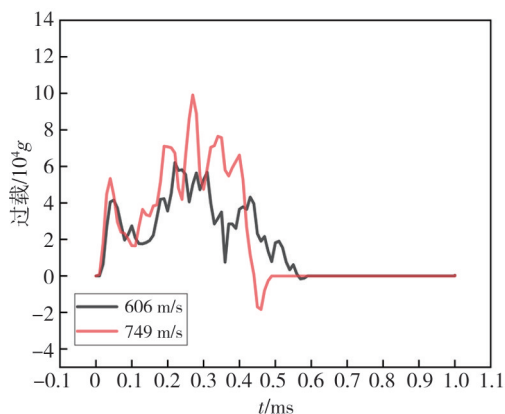


图 18 高速侵彻时的过载

Fig. 18 Overload at high speeds

图 19 所示为两种不同初速侵彻过程中输出电压的漂移情况。从电压的漂移程度来看,初速 749 m/s 时电压漂移了 1.34%,是初速 606 m/s 时的 6.09 倍。606 m/s 时,虽然电压漂移持续的时间更长,但电压仅仅漂移了 0.22%,对二次电源为模块提供能量的影响可以忽略。初速为 749 m/s 时,虽然漂移持续时间为 140 μ s,但二次电源的输出电压却漂移了 1.34%。

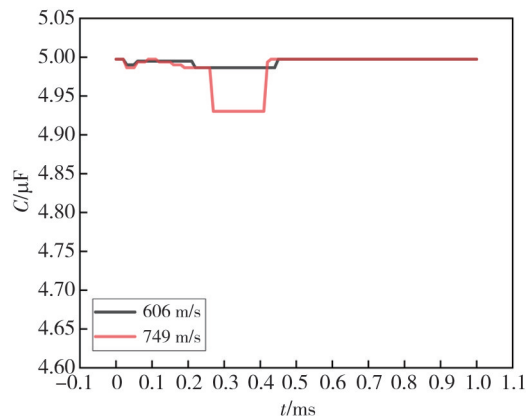


图 19 高速侵彻的二次电源输出电压

Fig. 19 Secondary power supply output voltage at high speeds

图 20 所示为两种不同初速侵彻过程中输出电流的漂移情况。在 200~600 μ s 的时间段里,初速为 606 m/s 时,电路的输出电流从 2.98 mA 下降到了 2.87 mA,电流漂移了 3.69%,且电流漂移持续了约 230 μ s。初速为 749 m/s 时,电路的输出电流从 2.98 mA 下降到了 2.78 mA,二次电源的输出电流漂移了 6.71%,电流漂移持续了约 170 μ s。将两种侵彻环境下二次电源输出电流的漂移进行对比,前者电流漂移较严重,且持续的时间是后者的 1.35 倍,后者电流的漂移量是前者的 1.82 倍。

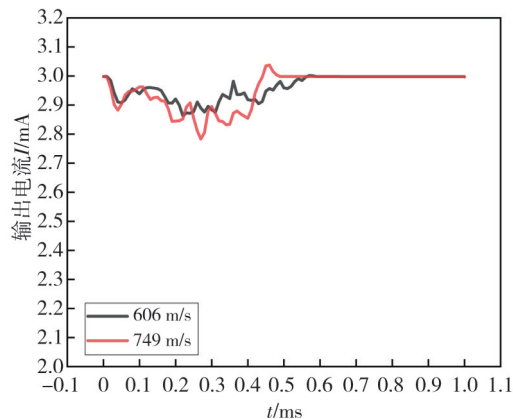


图 20 高速侵彻的二次电源输出电流

Fig. 20 Secondary power supply output current at high speeds

5 结 论

本文通过霍普金森压杆实验分析了高过载环境下二次电源中电容值的漂移,利用仿真模型分析了不同侵彻环境下二次电源输出电压和电流的漂移特性,所得结论如下:

1) 当峰值过载使得电容值发生漂移后,随着过载的减小,电容值能够恢复到初始值。但是,只有当过载小于 50 000 g 时,电容值才会自动恢复。

2) 在霍普金森压杆实验中,当峰值过载 $\geq 180\ 000\ g$ 且持续时间 $\geq 50\ \mu s$ 时,电容结构会损坏,故可将该条件作为多层陶瓷电容在高过载环境下的失效判据。

3) 在低速侵彻过程中,峰值过载达到 45 133 g,持续时间 480 μs 。在这种情况下,二次电源电路的输出电压漂移量为 0.14%,电流漂移量为 0.13,远小于 4%。因此,在低速侵彻过程中,二次电源输出的电流和电压的漂移可以忽略。

4) 侵彻过载与二次电源输出电流的漂移关系并非简单的线性关系,而是存在一个突变区间。这表明在某些特定的过载条件下,电流漂移可能会突然增加,从而影响系统的稳定性和可靠性。

5) 当侵彻中峰值过载达到 99 103 g,持续时间为 280 μs 时,二次电源的电流漂移量达到 6.71%,大于 4%,输出电压的漂移量为 1.34%。在这种高过载情况下,参数的漂移会导致二次电源输出的不稳定,从而影响了二次电源的正常供电功能。

参考文献:

- [1] 徐天涵,谢方,何勇. 刚性弹侵彻缩比实验尺寸效应分析[J]. 南京理工大学学报, 2024, 48(2): 141-147.
XU Tianhan, XIE Fang, HE Yong. Analysis of size effect for scaled penetration test of rigid projectiles[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2024, 48(2): 141-147. (in Chinese)
- [2] 郑君. 宇航二次电源真空热学环境试验温度场特点及影响研究[D]. 廊坊: 北华航天工业学院, 2021.
- [3] 李冬辉,冯中艳,高金艳,等. 航天器用二次电源优化设计与最坏情况分析[J]. 电源技术, 2017, 41(1): 128-130.
LI Donghui, FENG Zhongyan, GAO Jinyan, et al. Optimizal design and worst-case analysis of secondary

- power supply for spacecraft [J]. Chinese Journal of Power Sources, 2017, 41(1): 128-130. (in Chinese)
- [4] 张鑫,韩建立,张崇会,等. 弹载二次电源加速寿命试验试验谱研究[J]. 兵器装备工程学报, 2021, 42(5): 54-59.
ZHANG Xin, HAN Jianli, ZHANG Chonghui, et al. Study on accelerated life test spectrum of bomb secondary power supply [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2021, 42(5): 54-59. (in Chinese)
- [5] 任海英,李廷中,万成安. 航天器二次电源的低温工作特性研究[J]. 航天器环境工程, 2013, 30(1): 58-62.
REN Haiying, LI Tingzhong, WAN Cheng'an. The low-temperature performance of DC/DC converter for spacecraft [J]. Spacecraft Environmental Engineering, 2013, 30(1): 58-62. (in Chinese)
- [6] 彭浩,席善斌,裴选,等. 多层陶瓷电容器应用与可靠性研究[J]. 环境技术, 2016, 34(2): 21-25.
PENG Hao, XI Shanbin, PEI Xuan, et al. Applications and reliability study of MLCCs [J]. Environmental Technology, 2016, 34(2): 21-25. (in Chinese)
- [7] 甘文斌,钟洪. 光模块中的 MLCC 加速寿命试验分析方法研究[J]. 电子产品可靠性与环境试验, 2023, 41(6): 98-104.
GAN Wenbin, ZHONG Hong. Research on analysis method of accelerated life test of MLCC in optical module [J]. Electronic Product Reliability and Environmental Testing, 2023, 41(6): 98-104. (in Chinese)
- [8] 邓丽云,陈长云,黄旭业,等. 排胶工艺对 MLCC 热应力裂纹的影响[J]. 电子工艺技术, 2023, 44(6): 41-43.
DENG Liyun, CHEN Changyun, HUANG Xuye, et al. Effect of adhesive discharge process on thermal stress crack of MLCC [J]. Electronic Process Technology, 2023, 44(6): 41-43. (in Chinese)
- [9] 曹福林. 钛酸铋钠基超宽温区 MLCC 介质材料制备与介电性能研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2023.
- [10] PRUME K, FRANKEN K, BÖTTGER U, et al. Modelling and numerical simulation of the electrical, mechanical, and thermal coupled behaviour of Multilayer capacitors (MLCs) [J]. Journal of the European Ceramic Society, 2002, 22(8): 1285-1296.
- [11] SAITO K, CHAZONO H. Stress and electrical field responses of X5R type multilayer ceramic capacitor with ni internal electrode [J]. Japanese Journal of Applied Physics, 2003, 42: 6045-6049.
- [12] 黄义隆,林道谭,陈欢,等. 多层陶瓷电容器开裂失效机理研究及改进建议[J]. 电子器件, 2022, 45(5):

- 1071-1076.
HUANG Yilong, LIN Daotan, CHEN Huan, et al. Research on the failure mechanism of the crack in multi-layer ceramic capacitor and improvement suggestion [J]. Chinese Journal of Electron Devices, 2022, 45(5): 1071-1076. (in Chinese)
- [13] 刘欣, 李萍, 蔡伟. 多层瓷介电容器失效模式和机理 [J]. 电子元件与材料, 2011, 30(7): 72-75.
LIU Xin, LI Ping, CAI Wei. Failure model and mechanism of multilayer ceramic capacitor [J]. Electronic Components & Materials, 2011, 30(7): 72-75. (in Chinese)
- [14] 张旭辉, 虞跨海, 徐红玉, 等. 高 g 冲击载荷下多层陶瓷电容结构失效分析[J]. 电子元件与材料, 2016, 35(6): 28-31.
ZHANG Xuhui, YU Kuahai, XU Hongyu, et al. Failure analysis on multi-layer ceramic capacitor with high g value impact[J]. Electronic Components and Materials, 2016, 35(6): 28-31. (in Chinese)
- [15] 何荣华, 张亚, 李波, 等. 高过载下军用电容的参数变化研究及失效分析[J]. 电子产品可靠性与环境试验, 2010, 28(1): 24-26.
HE Ronghua, ZHANG Ya, LI Bo, et al. RParametric variation and failure analysis of military capacitors under high overload [J]. Electronic Product Reliability and Environmental Testing, 2010, 28(1): 24-26. (in Chinese)
- [16] 刘季玄, 陈徐东, 石丹丹, 等. 超高性能混凝土动态压缩试验与损伤分析[J]. 振动与冲击, 2024, 43(9): 115-120.
LIU Jixuan, CHEN Xudong, SHI Dandan, et al. Dynamic compression tests and damage analysis for ultrahigh performance concrete [J]. Journal of Vibration and Shock, 2024, 43(9): 115-120. (in Chinese)
- [17] 王晓红, 徐峰悦. 铝合金材料动态力学特性实验研究 [J]. 贵州农机化, 2024(1): 15-18.
- [18] 张柱柱, 毛海涛, 周圣林, 等. 分离式霍普金森压杆试验中金属材料端面摩擦效应误差分析[J]. 机械工程材料, 2024, 48(2): 89-96.
ZHANG Zhuzhu, MAO Haitao, ZHOU Shenglin, et al. Error analysis of interface friction effect of metal material in split Hopkinson pressure bar test [J]. Materials for Mechanical Engineering, 2024, 48(2): 89-96. (in Chinese)
- [19] LI Y L, CROSS L E, CHEN L Q. A phenomenological thermodynamic potential for BaTiO₃ single crystals [J]. Journal of Applied Physics, 2005, 98(6): 064101.
- [20] 刘波, 杨荷, 赵慧, 等. 单轴静压条件下高压多层陶瓷电容的容值变化[J]. 兵工学报, 2023, 44(6): 1858-1866.
LIU Bo, YANG He, ZHAO Hui, et al. Capacitance variation of high-voltage multilayer ceramic capacitors under uniaxial static pressure [J]. Acta Armamentarii, 2023, 44(6): 1858-1866. (in Chinese)
- [21] HANCHAK S J, FORRESTAL M J, YOUNG E R, et al. Perforation of concrete slabs with 48 MPa and 140 MPa unconfined compressive strengths [J]. International Journal of Impact Engineering, 1992, 12(1): 1-7.