

电流互感器泄压装置在燃爆载荷下的动态响应与失效机理

王一鸣^{1,2}, 罗宁^{1,2*}, 魏宇成^{1,2}, 张虎^{1,2}, 王路伽³

(1. 中国矿业大学深地工程智能建造与健康运维全国重点实验室, 江苏 徐州 221116;

2. 中国矿业大学力学与土木工程学院, 江苏 徐州 221116;

3. 中国矿业大学电气学院, 江苏 徐州 221116)

摘要: 电流互感器作为电力系统核心关键设施, 长期服役于多物理场耦合环境中, 其内部绝缘结构易在局部强电场作用下发生击穿, 引发油中电弧放电使绝缘油发生裂解并急剧膨胀, 导致设备内部压力迅速升高, 压力若无法及时释放, 易诱发燃爆事故, 因此泄压装置在燃爆工况下的及时响应能力, 直接决定电流互感器的运行安全性。本文针对 LVB-220 型电流互感器的膨胀器-爆破片泄压装置, 系统开展燃爆冲击载荷下的动态力学行为及失效机理研究。基于等效氢-空气预混气爆炸试验, 重点分析压力波与火焰传播的时序特性、膨胀器波纹的变形规律及爆破片动态开启模式; 结合 ANSYS/LS-DYNA 显式动力学仿真, 采用 Johnson-Cook 动态本构模型, 对试验中难以直接观测的力学响应全过程进行解析。研究表明, 燃爆初期压力波先于火焰前锋抵达泄压口并触发爆破片开启; 在高应变率作用下, 爆破片的实际开启压力(0.72MPa)高于静态标定值(0.2MPa)。膨胀器变形呈现两端大、中部小的特征, 反映出以低阶弯曲模式为主导的吸能机制; 爆破片破裂过程中出现的非对称翻卷与应力波反射及高速泄流诱导的流固耦合作用密切相关。数值仿真与试验结果在关键动力学响应方面具有良好一致性。本文提出的试验-仿真协同研究方法, 可为互感器防爆结构的设计优化提供可靠理论支撑与工程技术指导。

关键词: 电流互感器; 燃爆载荷; 泄压装置; 动态响应; 失效机理

Study on Dynamic Response and Failure Mechanism of Current Transformer Pressure Relief Devices Under explosive load

Wang Yiming^{1,2}, Luo Ning^{1,2}, Wei Yucheng^{1,2}, Zhang Hu^{1,2}, Wang lujia³

(1. State Key Laboratory of Intelligent Construction and Health Operation and Maintenance of Deep Earth Engineering, China

University of Mining and Technology, Xuzhou, Jiangsu 221116, China;

2. School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou, Jiangsu 221116, China)

Abstract: Current transformers are core components in power systems for current measurement and relay protection. During long-term service in multi-physical field coupling environments, the internal insulation structure is prone to breakdown under local strong electric fields, triggering arc discharge in the insulating oil. The consequent oil cracking and rapid expansion generate a sharp internal pressure rise. If not relieved in time, this pressure surge may induce combustion and explosion accidents. Hence, the prompt response capability of the pressure relief device under explosive loads is critical to the operational safety of current transformers. This paper focuses on the expander-rupture disc pressure relief assembly of an LVB-220 current transformer and

*收稿日期: 2026-01-14; 修回日期: 2026-05-12

基金项目: 国家自然科学基金(12372373、12072363)、国家重点研发计划(2020YFA0711800)

第一作者: 王一鸣(2001-), 男, 硕士研究生, E-mail: 1821744518@qq.com

通讯作者: 罗宁(1980-), 男, 安徽人, 教授, 博士生导师, 主要从事力学教学和爆炸与冲击动力学相关研究。E-mail: nluo@cumt.edu.cn

systematically investigates its dynamic mechanical behavior and failure mechanism under explosive impact loading. An equivalent hydrogen–air premixed-gas explosion test platform was constructed. The test system comprised two stainless-steel flame acceleration tubes with an inner diameter of 168.3 mm and a total length of 4250 mm, a gas filling and mixing unit, an ignition device, and a high-speed data acquisition system. A hydrogen–air mixture with a volume ratio of 27:75 was employed as the combustible gas to reproduce the most severe explosion conditions induced by arc-generated cracking gas in transformer oil. Pressure and flame signals were synchronously recorded using a high-temperature pressure transducer and two flame detectors installed along the tube. The tested assembly included a positive-arch cross-scored rupture disc made of 316L stainless steel with a static burst pressure of 0.2 MPa and a nine-convolution expander. Additionally, an explicit dynamic finite element model was developed using ANSYS/LS-DYNA. The Johnson–Cook constitutive model was adopted to describe the strain-rate-dependent behavior of 316L stainless steel. The cross-scored region of the rupture disc was finely meshed with a minimum element size of approximately 0.02 mm to capture crack initiation and propagation accurately. The measured pressure–time history was applied as the loading boundary condition. Validation was performed by comparing the simulated opening pressure and expander deformation with experimental data. The results show that in the early stage of the explosion, the pressure wave reaches the relief port ahead of the flame front and triggers the rupture disc opening. The measured peak pressure before disc opening is 0.72 MPa, significantly higher than the static calibration value of 0.2 MPa, which is attributed to strain-rate hardening, structural inertia and the spatial non-uniformity of the pressure field under rapid loading. The expander exhibits limited plastic deformation, with the axial deformations of the nine convolutions ranging from 0.60 mm to 2.30 mm. The deformation distribution is characterized by larger values at both ends and smaller values in the middle, reflecting an energy absorption mechanism dominated by low-order bending modes. The asymmetric curling of the rupture disc petals is closely related to stress wave reflections and the fluid–structure interaction induced by high-speed venting. The numerical simulation reproduces the crack growth sequence, the opening morphology and the stress distribution with good agreement with the experiments. The proposed experimental–simulation collaborative approach can provide reliable mechanical basis and engineering guidance for the blast-resistant design optimization of current transformer pressure relief devices.

Keywords: Current transformer; explosive load; Pressure relief device; Dynamic response; Failure mechanism

1. 引言

电流互感器作为电力系统中承担电流测量与继电保护的重要装备，其长期运行的安全可靠性和稳定性直接影响整个电网的稳定性^[1]。由于设备在服役过程中持续受到电场、热场与力场的耦合作用，再加上局部绝缘结构缺陷、绝缘油老化和电容屏褶皱等因素的存在，极易在内部形成局部异常强电场，引发绝缘击穿与油中电弧放电^[2]。电弧作为高温等离子体，会导致绝缘油发生剧烈裂解，生成大量微粒物质和可燃气体，造成器身内部压力迅速上升^[3-4]。在壳体制造工艺或焊接工艺存在薄弱点的情况下，高压油气混合物可能推动壳体破裂，最终引发爆炸，造成严重设备损毁并可能诱发连锁故障^[5-7]。

鉴于电流互感器爆炸事故具有高度危险性，然而造成事故其动态参数、破坏模式及关键影响机制等缺乏系统研究^[8]。特别是在油中电弧放电过程中，高温、高压和强电场耦合作用显著，绝缘油裂解产物的生成与迁移及其与壳体之间的相互作用复杂多变，使得爆炸行为呈现强瞬态性和空间非均匀性。因此，泄压装置能否在燃爆冲击载荷作用下及时开启并保持稳定高效泄放，是维持设备安全的关键^[9]。为防止内部压力在故障工况下失控，电流互感器通常设计泄压装置——膨胀器承担着吸收和削减冲击能量、限制爆破片破裂后油气喷射速率、避免泄压口局部结构受损等多重功能^[10]。膨胀器的波

纹节结构能够在高压脉冲下通过瞬态弯曲与局部屈服吸收能量，其动态响应方式、变形分布及模态特性直接关系到泄压系统的稳定性与泄放效率。

尽管膨胀器在电力设备中应用广泛，但其在燃爆载荷下的动态响应及失效机理尚缺乏系统研究，特别是波纹节的局部响应规律、端部反射波带来的应力集中现象及其对整体泄压性能的影响鲜有报道。与膨胀器配合使用的爆破片是一种典型的被动式快速响应元件^[1]，其作用是在内部压力超过设定值时迅速破裂，为高压油气提供瞬时泄放通道，以避免壳体发生爆炸。然而，爆破片在燃爆冲击载荷下的开启行为与其静态标定状态存在差异，尤其是在高应变率、高温高压耦合条件下，其力学特性、裂纹扩展模式及破裂压力会出现复杂变化。传统静水压试验无法真实反映电弧引发燃爆时的动态强度与响应特征，使得爆破片的实际安全防护性能存在不确定性。变压器油在电弧高温作用下主要发生热裂解反应，生成以氢气(H₂)、乙炔(C₂H₂)、乙烯(C₂H₄)和甲烷(CH₄)为主的可燃气体。根据现有研究对典型矿物油电弧故障下的产气分析，裂解气中氢气体积分数通常占 50%~70%，乙炔约占 10%~20%，乙烯与甲烷各占 5%~10%。其中，氢气是决定混合气爆炸烈度的关键组分。基于此，以氢气-空气预混气替代实际复杂裂解气，可在工程上覆盖严苛的燃爆工况^[2]。本试验所用化学计量比下氢-空气预混气(H₂:Air = 27:75)与典型变压器油电弧裂解气在关键爆炸参数上具有良好一致性：两者最大爆炸压力均处于 0.72~0.85 MPa 区间，最大压力上升速率处于同一量级，且氢气-空气混合气的层流燃烧速度及反应活性更高，可产生更为剧烈的动态冲击载荷。综上，采用氢-空气预混气可产生与变压器油电弧燃爆等效甚至更加严苛的动态载荷，且成分单一、可控性高，符合科学试验的可重复性要求。

本文以 LVB-220 型电流互感器膨胀器-爆破片组合泄压装置为研究对象，构建了管道气体燃爆试验平台，对泄压装置在燃爆载荷作用下的动态响应过程开展试验研究，获取膨胀器塑性变形特征及爆破片开启模式等关键数据。在此基础上，围绕爆破片瞬态加载条件下的开启特性，分析应变率效应与结构动态力学响应的影响规律。同时，基于显式动力学方法建立泄压装置的数值计算模型，对膨胀器内部应力波传播过程及波纹结构的塑性变形行为进行分析，为电流互感器泄压装置的防爆设计与安全性能评估提供力学依据。

2. 试验平台与仿真模型

2.1 试验平台与试验装置

利用自主搭建的实验测试系统开展了氢-空气预混气体燃爆试验，系统原理图如图 1，该系统包括不锈钢火焰加速管、混合气体填充装置、点火系统和数据采集系统。火焰加速管道由两段钢管组成，左管道(管道 1)长度尺寸为 3000mm，右管道(管道 2)长度尺寸为 1250mm，通过法兰连接，两端管道内径均为 168.3mm。其中在管道 1 的左端装有 TXY807 高温型压力传感器，在管道 1 左端 1000mm 和 2000mm 处分别装有两个 TWSD-D100 管道火花探测器用以监测管道火花，所有采集的数据均会收集到数据收集系统。在管道 2 的有段为混合气进气口和点火装置，管道的点火端是密封的，另一端装有试验所测试的设备即互感器泄压装置，作为爆炸通风口。气体爆炸试验所采用的混合气体为氢气和空气的混合物，其中氢气和空气的体积比为 27: 75。根据 Daltons 分压定律制备气体分配罐中所需的实验气体。实验前先利用真空泵抽空管道，随后充入氢气和空气的混合气体。实验由点火装置启动，点火系统同步控制，数据采集器用于精确记录数据。实验在 101kPa 的初始压力和 290K 的初始温度下进行。

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

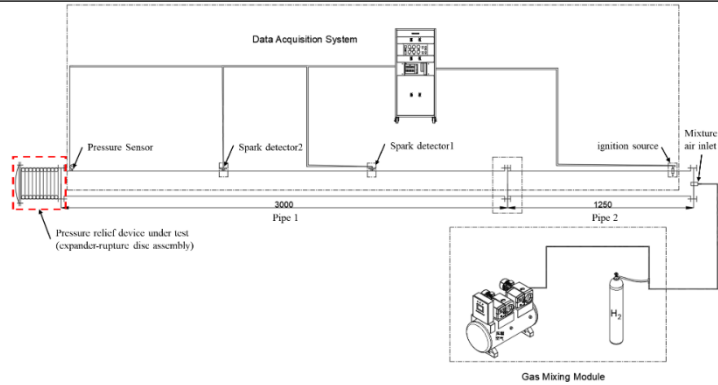


图 1 试验系统原理图

Fig.1 Schematic Diagram of the Test System

试验针对 LVB-220 型电流互感器的泄压装置进行改进，见图 2。该装置核心组件包括上法兰、爆破片、膨胀器、下法兰及限位杆。其中，上法兰用于将爆破片与膨胀器组合固定为一体，并确保各组件之间的密封与载荷传递；正拱十字刻槽爆破片为一次动作型泄压元件，其十字刻槽区域为预设薄弱区，当内部压力超过动态承载极限时沿刻槽撕裂，形成泄压通道；膨胀器(带 9 个波纹节)安装于爆破片下游，主要承担两项功能，即通过波纹节的瞬态弯曲塑性变形吸收燃爆冲击能量以削减压力峰值，同时限制爆破片破裂后高温油气混合物的喷射速率，防止泄压口局部结构因高速射流而损伤；下法兰用于将整个泄压装置连接至火焰加速管道的末端，提供可靠的固定与密封边界；限位杆则用于限制膨胀器在正常工况下的过度压缩或拉伸，保障其在非故障状态下的结构稳定性与密封性能。改进后的互感器泄压元件中膨胀器尺寸进行了增大以更好地适应正常工作状态下的器身内部的压力波动，且针对膨胀器下法兰处与储油柜连接的通道直径尺寸进行了增大以起到故障工况下的快速泄压效果，爆破片采用正拱十字刻槽爆破片，爆破片设定爆破压力为 0.2MPa。爆破片和膨胀器材料均为 316L 不锈钢，316L 不锈钢的质量分数见表 1，爆破片技术参数见表 2。

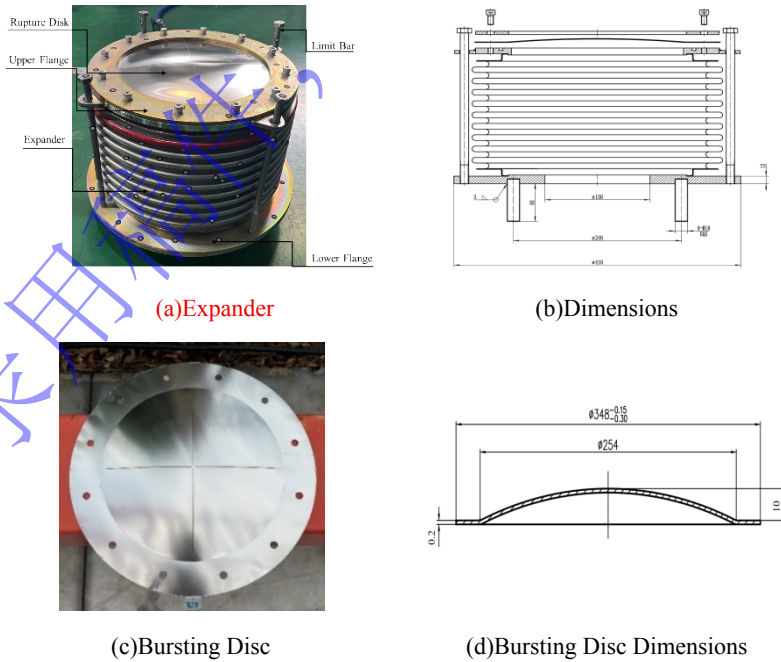


图 2 试验装置图

Fig.2 Test Setup Diagram

表 1 泄压装置材料 316L 成分

Table1 Material Composition of Pressure Relief Devices

Grade	Mass fraction (%)								
	No.	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
316	≤0.08	≤1.00	≤2.00	≤0.035	≤0.035	10.00-14.00	16.00-18.00	2.00-3.00	

表 2 爆破片技术参数

Table2 Technical Specifications of Rupture Discs

爆破压力/MPa	成型口径/mm	厚度/mm	成型压力/MPa	拱高/mm
0.2	254	0.2	0.18	8

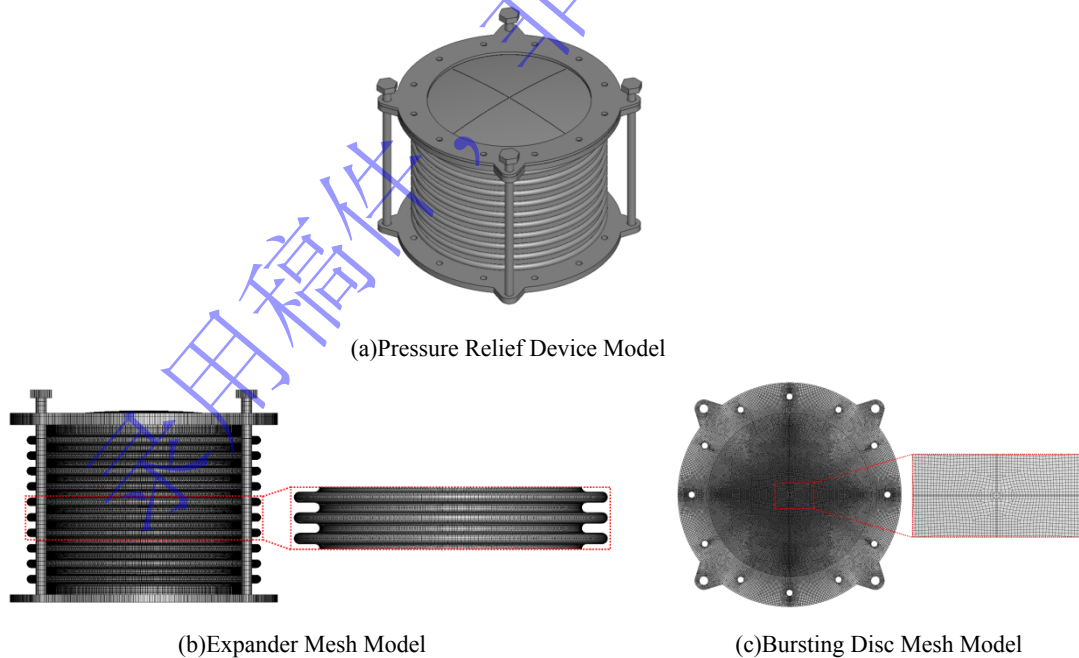
2.2 仿真模型

为了深入揭示泄压装置在燃爆载荷下的动态力学行为，本文采用显式动力学分析软件 ANSYS/LS-DYNA 建立泄压装置的有限元模型。仿真目的包括：①复现试验中观测到的爆破片开启形貌、裂纹扩展顺序及膨胀器变形分布，验证模型的可靠性；②获取试验难以测量的瞬态应力场、应变率场及应力波传播过程，揭示应变率硬化与结构惯性的耦合作用机理；③作为虚拟试验平台，为后续泄压装置的结构优化设计提供力学依据。

表 3 泄压装置网格模型单元属性设置

Table3 Setting the Properties of a Mesh Element for a Pressure Relief Device

单元类型	单元形状	节点总数	网格总数
C3D8R	六面体	1215765	750708



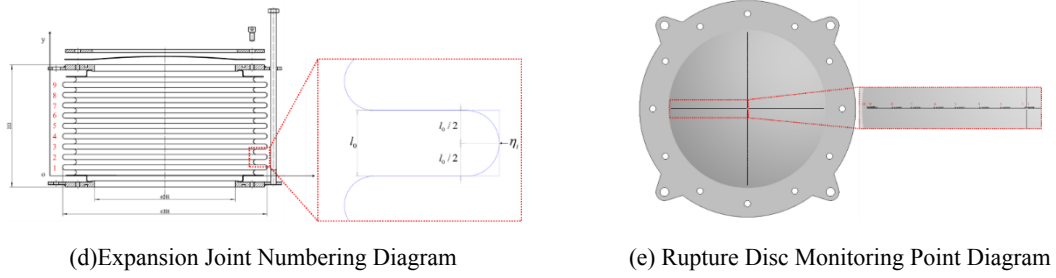


图3 泄压装置仿真模型及监测点位图

Fig.3 Pressure Relief Device Simulation Model and Monitoring Point Map

在模型参数方面，爆破片与膨胀器均采用 316L 不锈钢，材料本构选用 Johnson-Cook 动态本构模型，此外补充材料密度为 7980 kg/m^3 ，弹性模量为 193 GPa ，泊松比为 0.3 。边界条件设置如下：下法兰的端面施加固定约束，约束其所有自由度；泄压装置内表面施加试验实测的压力时程曲线，以模拟燃爆载荷的瞬态冲击作用；接触定义方面，爆破片与膨胀器之间、爆破片与法兰之间采用自动面面接触，爆破片自身定义单面接触以模拟裂纹扩展后瓣叶的自接触行为。基于上述建模与设置，开展泄压装置在燃爆载荷下的动态响应数值模拟。对互感器泄压装置进行简化建模，简化模型及网格模型如图 3 所示，网格单元属性设置及网格数量见表 3。爆破片模型在十字刻槽区域进行了精细化建模。正拱形面的几何尺寸严格依据表 2 中成型口径(254 mm)、拱高(8 mm)及厚度(0.2 mm)进行建模。沿预设十字线方向，刻槽宽度为 0.4 mm ，槽底剩余厚度为 0.08 mm 。该区域采用网格加密处理，最小网格尺寸控制在 0.02 mm 量级，以保证裂纹起始与扩展模拟的准确性。通过在刻槽区域定义失效应变阈值，模拟材料在冲击载荷下的强度失效与单元删除行为。

为了准确分析膨胀器结构燃爆载荷作用下变形特征，对金属膨胀器各膨胀节进行数字编号，如图 3(d)所示。膨胀器的各膨胀节初始尺寸 $l_0=9.8\text{mm}$ 。此外，定义无量纲量 η_i 为膨胀器的相对变形系数用以衡量膨胀器在 y 方向上的变形程度，其计算公式为

$$\eta_i = \frac{\delta_i}{l_0} \quad (1)$$

其中： η_i 代表单节中点位置的形变程度， δ_i 为第 i 节的 y 方向变形量， l_0 为单节的初始长度。

仿真所采用的 Johnson-Cook 本构模型^[13]：

$$\sigma_y = [A + B(\varepsilon_p)^n] \cdot [1 + C \ln(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0})] \cdot [1 - (T^*)^m] \quad (2)$$

其中： σ_y 为流动应力， $\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0}$ 为无量纲应变速率， ε_p 、 $\dot{\varepsilon}_p$ 为等效塑性应变， $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率， T 为

同系温度，定义为 $(T - T_{room}) / (T_{melt} - T_{room})$ ，其中 T_{room} 为室温， T_{melt} 为材料熔化温度； A 、 B 、 n 、 C 和 m 是材料常数^[14]。

316L 不锈钢 Johnson-Cook 本构模型参数见表 4。

表 4 316L 不锈钢 Johnson-Cook 本构模型参数表^[15]

Table4 316L Stainless Steel Johnson-Cook Constitutive Model Parameter Table			
A/MPa	B/MPa	n	C
300.5	1156	0.603	0.01

3.结果与分析

3.1 燃爆测试分析

试验后导出压力传感器所测得的压力曲线和火花监测器测得的火花信号曲线如图 4 所示。

燃爆试验中获得的压力与火焰信号如图 4 所示。可以看出，点火后系统首先出现压力的快速上升，压力波在极短时间内传播至泄压口并触发爆破片开启；相比之下，火焰信号的出现明显滞后，其到达泄压口的时间晚于压力峰值时刻。该现象表明，在燃爆过程中，压力波先于火焰前锋作用于泄压装置，泄压系统的初始响应主要由压力波主导。

火焰在管道内传播过程中经历了由初始层流燃烧^[16]向湍流燃烧^[17]的转变，并在受限空间内持续加速。当火焰前锋最终到达泄压口并向外喷出时，下游火花探测器记录到强烈光信号，表明此时火焰强度显著增强。压力响应与火焰传播在时序上的差异，反映了燃爆过程中力学波与化学波传播机理的本质不同^[18]。

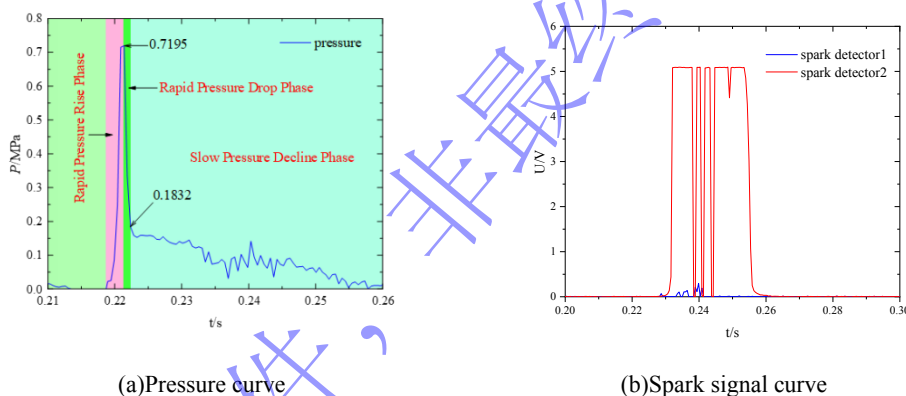


图 4 压力与火花曲线图

Fig.4 Pressure and Spark Curve Chart

由压力时程曲线可知，泄压过程中容器内压力演化可分为三个阶段：快速上升阶段、快速下降阶段以及随后较为平缓的衰减阶段。爆破片开启后，压力并未立即降至环境水平，而是先快速下降至约 0.18 MPa 并在该水平附近维持一段时间，随后才逐渐衰减，形成明显的压力平台特征。压力平台的形成主要与泄压口流动状态的转变^[19]及外部背压的建立^[20]有关。爆破片初始开启时，容器内外压差较大，泄压口处气体流动达到临界状态^[21]，泄放质量流率达到最大值，使压力迅速下降；随着大量气体进入膨胀器，其内部压力逐步升高并形成背压，当容器内压力降低至一定水平后，泄压口流动由临界流转变为亚临界流^[22]，泄放能力显著降低，从而使系统压力在一定时间内维持在与背压相当的水平，表现为压力平台。

$$r_c = \frac{P^*}{P^0} = \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad (3)$$

其中： P^* 为壅塞压力， γ 为比热容。

在本实验中，对于空气 $\gamma=1.4$ ， $r_c \approx 0.528$ 。当容器内压力 P 下降至 $P \leq P_b/r_c \approx 1.89P_b$ ，对于 $P_b=0.1\text{MPa}$ ，即 $P \approx 0.189\text{MPa}$ 时，壅塞解除，流动转为亚临界状态，泄放效率骤降，形成观测到的压

力平台。而从图 5 中的压力曲线中可以看到，在压力下降到 0.1832MPa 时泄压速率开始减小，该数据值与理论计算值基本吻合。

在主燃爆火焰通过泄压口后，容器内部仍可能存在局部缓慢燃烧区域，或由于高温壁面对残余气体的持续加热而维持一定程度的热输入。在气体持续泄放的同时，微弱热量补充与质量、能量流失之间形成动态平衡，使压力在平台阶段呈现缓慢衰减特征。

需要指出的是，本试验平台采用直管结构，而实际电流互感器内部存在电容屏、绕组及绝缘支撑等复杂构件，其流动通道更为曲折，且固体构件会吸收部分热量并对火焰传播产生阻挡与扰动。这些因素可能导致实际设备内火焰加速过程与压力波传播特性同直管试验结果存在差异，例如实际结构中的压力上升速率可能因流动阻力增大而略有降低，火焰到达泄压口的时间可能进一步延迟。尽管如此，本试验获得的爆破片在高应变率下的动态开启特性，反映的是燃爆载荷与泄压装置相互作用的力学行为，对实际设备仍有指导价值。后续研究将构建含内部构件的精细化试验模型，以量化结构复杂度对泄压过程的影响。

综上系统研究表明：燃爆过程中压力释放先于火焰外逸完成，泄压并不意味着火焰风险的同步消除；同时，压力平台现象反映了泄压装置在瞬态载荷作用下的正常动态响应特征。因此，在电流互感器防爆设计中，应同时评估压力释放效果与火焰外逸风险。

3.2 膨胀器瞬态载荷下的变形特性

在爆破片开启过程中，尽管瞬时压力峰值达到 0.72 MPa，膨胀器各波纹节仅表现出有限的塑性变形。这主要与燃爆载荷作用时间极短有关。爆破片开启后，高压气体释放呈现毫秒量级的脉冲特征，难以向膨胀器输入足够的冲量以驱动结构发生显著的整体刚体位移，其响应主要受结构惯性约束。在该条件下，膨胀器的变形形式以波纹节的局部弯曲为主，而非整体轴向拉伸。波纹管结构在轴向方向上刚度分布不均，波谷处弯曲刚度较低，易形成应力集中区域。在内压作用下，周向薄膜应力与局部弯曲应力叠加，使材料优先在波谷附近进入屈服状态；当等效应力超过 316L 不锈钢的动态屈服强度时，波谷区域发生微小但不可逆的塑性弯曲变形。由于压力脉冲迅速衰减，各波谷处塑性应变的累积量有限，最终表现为整体变形幅值较小。此外，材料的应变率硬化效应与膨胀器两端法兰形成的近似固支边界进一步限制了变形发展。高应变率下 316L 不锈钢瞬时屈服强度提高，而端部约束产生的弯矩显著增强了结构的整体等效刚度，使变形主要局限于波纹节内部的局部弯曲区域。试验后，采用精度为 ± 0.02 mm 的游标卡尺对膨胀器各波纹节的轴向(y 方向)变形量进行测量。测量时，选取每个波纹节变形后的波谷位置，沿周向均匀取 3~4 个测点，记录各测点处相邻两波谷之间的轴向距离，取各测点的平均值作为该波纹节的轴向变形量。基于该方法测得各波纹节的变形数据如表 5 所示。

表 5 膨胀器变形特性

Table 5 Deformation of Expanders

Number	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Deformation/mm	2.30	2.18	1.20	0.60	0.80	1.06	1.30	1.12	1.58

图 5 的横坐标表示沿膨胀器轴向(y 方向)的位置坐标，其中以泄压装置下法兰端面为坐标零点(y = 0 mm)，沿轴向指向膨胀器顶部法兰方向为正方向。各数据点对应的具体位置如图 3(d)所示，即每个膨胀节中心距下法兰端面的轴向距离。纵坐标 η_i 为各膨胀节的相对变形系数，其定义见式(1)。通过计算九个膨胀节的变形系数 η_i 进行拟合，得到如图 5 所示的变形分布结果。结果表明，膨胀器各膨胀节的变形具有明显的不均匀性，整体呈现出两端变形较大、中部变形较小的分布特征。其中，最大变形出现在靠近点火端的 1 号膨胀节位置，而最小变形位于 4 号膨胀节。该变形分布特征与膨胀器的边界约束条件密切相关。膨胀器两端通过法兰与刚性管道连接，形成近似固支边界，使端部节段在瞬态燃爆载荷作用下承受较大的弯矩作用。尽管端部整体弯曲刚度较高，但局部约束条件引起的弯曲应力集中，使靠近端部的膨胀节更易发生塑性变形；相比之下，中部节段受边界约束影响较小，其变形

幅值相对较低。从结构响应特征来看,膨胀器在燃爆载荷作用下主要通过局部弯曲变形来吸收冲击能量,而未表现出显著的整体刚体位移特征。冲击能量被分散转化为多个膨胀节处的塑性弯曲变形功,从而在实现快速响应的同时维持了整体结构的完整性。基于上述分析,在结构设计与优化过程中,应重点关注靠近法兰连接的端部膨胀节区域,该区域更易出现应力集中和变形累积,可通过适当增加端部节段壁厚或优化波纹几何参数,以改善变形分布并提升整体吸能能力及结构服役寿命。

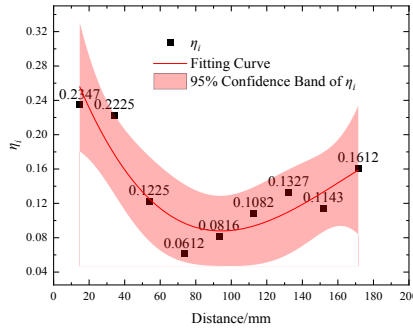


图5 各膨胀节相对变形系数 η_i 沿轴向分布拟合曲线

Fig.5 Axial distribution fitting curve of the relative deformation coefficient η_i for each expansion joint

3.3 爆破片动态响应

爆破片试验爆破压力设计为 0.2 MPa, 而实测压力曲线显示其开启前容器内压力峰值达到 0.72 MPa, 明显高于静态标定值。该差异主要源于燃爆载荷与静态标定工况在加载方式和时间尺度上的显著不同。静态标定通常在准静态条件下进行, 而本试验中压力自 0.2186 s 起快速上升, 并在约 0.2213 s 达到峰值并触发爆破片开启, 加载过程发生在毫秒量级内, 压力上升速率较高。

在快速加载条件下, 爆破片材料的应变率效应对其力学响应产生显著影响。爆破片采用的 316L 不锈钢具有明显的应变率敏感性, 其屈服强度和流动应力随应变率提高而增大。与准静态标定条件下由静态流动应力主导的屈服行为不同, 燃爆诱导的高速加载限制了位错运动, 使材料表现出更高的动态流动应力, 从而提高了爆破片的开启压力。此外, 快速加载过程中材料与结构惯性效应抑制了塑性变形与裂纹扩展, 使爆破片从初始变形到完全开启存在一定的响应滞后。在此过程中容器内压力仍可能持续上升, 直至泄压通道逐步建立后才开始回落。同时, 燃爆过程中压力场具有明显的空间非均匀性, 压力波在容器内传播、反射和叠加, 在局部区域形成瞬时高压; 而压力传感器记录的是安装位置处的局部压力响应, 其测得的峰值压力不一定等同于爆破片表面的瞬时平均压力。

因此, 实测峰值压力 0.72 MPa, 反映了泄压装置在燃爆诱导动态冲击载荷下的实际响应特征, 而非实验异常。结果表明: 在燃爆等瞬态工况下, 仅依据静态爆破压力进行泄压装置选型难以全面评估其工作性能, 有必要结合动态试验或经验证的数值分析方法, 对其动态响应能力进行评估。

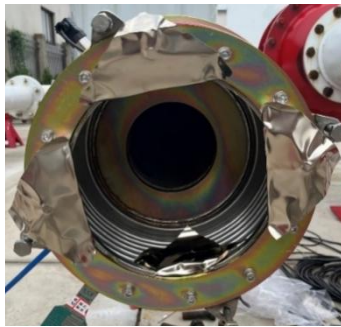


图6 爆破片变形破坏图

Fig.6 Rupture Disc Deformation Failure Diagram

在燃爆载荷作用下, 正拱十字刻槽爆破片呈现出非对称动态失效形貌: 三瓣按设计方向向外翻卷,

而一瓣出现向内开启(图 6)。该现象不同于准静态条件下的对称开启行为, 主要与动态载荷下压力场非均匀、结构微小不对称以及破口形成后的高速泄流效应共同作用有关。首先, 燃爆冲击载荷会激发爆破片的瞬态振动, 压力波在容器内传播、反射并与结构模式耦合, 使刻槽区域的应力分布呈现空间不均匀性。若某瓣刻槽处存在微小几何偏差、残余应力或初始缺陷^[23], 其局部动态应力可能率先达到断裂条件^[24], 从而优先启裂并形成非对称开启的初始条件; 同时, 惯性效应使该瓣在断裂后的翻转过程与整体响应存在时序差异, 进一步放大开启不对称性。其次, 应力波在有限边界内的叠加效加剧了局部应力集中, 可能改变各瓣的断裂顺序与翻转路径, 使初始微小差异演化为宏观可见的失效偏置。此外, 破口形成后高速泄流会在外侧形成局部低压区, 对尚未完全开启的瓣叶产生附加压力梯度, 从而对滞后瓣施加向内净载荷。当该附加载荷与结构惯性/抗弯能力的竞争占优时, 瓣叶可能发生动态屈曲并出现反常的向内翻转。

试验结果表明, 泄压装置的非对称开启本质上源于初始弱区优先启裂, 在压力波传播与边界反射作用下被放大, 并受高速泄流诱导的附加载荷进一步强化, 体现出其在瞬态载荷下对制造公差、残余应力及载荷非均匀性的高度敏感性, 因此工程设计中需重点控制刻槽几何一致性并削弱端部反射与局部高速泄流对瓣叶运动的不利影响。

3.4 泄压装置动态力学行为仿真

基于上述试验结果系统揭示了泄压装置在燃爆冲击载荷作用下的典型动态响应特征, 包括爆破片在高应变率条件下的开启行为、非对称失效形态以及膨胀器波纹节的塑性变形分布规律。研究表明: 泄压装置的力学响应主要受高应变率材料行为、瞬态动力学效应及应力波传播等固体力学过程的共同控制。尽管试验手段能够较为准确地获取结构的宏观响应, 但爆破片刻槽处的损伤演化与裂纹扩展过程、膨胀器节段的瞬态应力与应变分布以及应变率效应在整体响应中的作用机制等关键力学细节, 仍难以通过实验直接观测。为进一步揭示上述动态响应机制, 对泄压装置在燃爆载荷作用下的动态力学行为进行深入分析。数值研究以试验测量结果为基础进行载荷输入与模型验证, 将实测容器内部压力-时间历程作为边界载荷施加于有限元模型, 并通过对比仿真与试验在爆破片开启形貌及膨胀器最终变形等方面的一致性, 评估模型的可靠性。仿真结果显示, 爆破片动态开启压力约为 0.74 MPa, 与试验实测值(0.72 MPa)的偏差为 2.8%; 膨胀器九个波纹节轴向最终变形的仿真值与试验值最大相对误差不超过 12%, 且整体变形分布趋势一致。考虑到燃爆试验本身具有一定的随机性和测量误差, 上述偏差处于工程可接受范围内, 验证了仿真模型的可靠性。利用经验证的模型分析试验难以获取的关键力学量, 并将其作为虚拟试验平台, 研究关键结构参数对泄压性能的影响, 从而为结构优化提供依据。

3.4.1 膨胀器的动态力学行为研究

绘制 9 个点位在 y 方向的速度和位移曲线如图 7 所示。

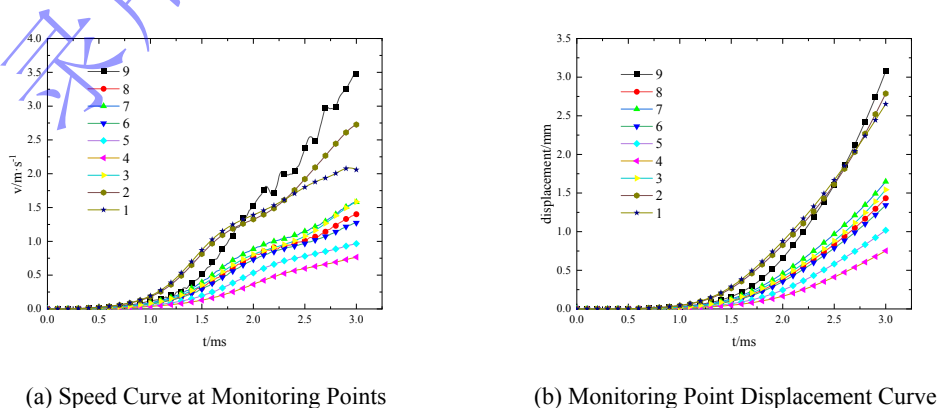


图 7 膨胀器监测点位速度和位移曲线

Fig.7 Expander Monitoring Point Velocity and Displacement Curve

膨胀器在 y 方向的速度云图如图 8 所示。

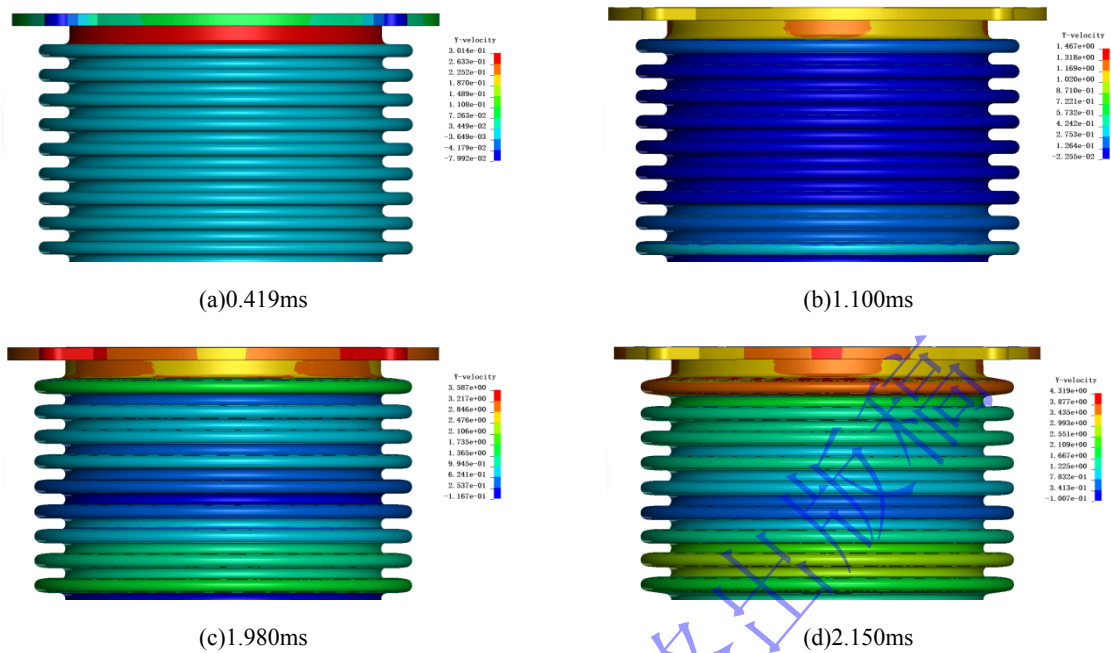


图 8 膨胀器变形过程的速度云图

Fig.8 Velocity Contour Map of the Deformation Process of an Expander

由图 7(a)和图 8 可以看出,在载荷作用初期,爆炸载荷自下而上传播,底部相邻的两节波纹节最先受到作用并产生响应,其初始加速度和速度均明显高于其他节段。随着应力波继续向上传播并在顶部固定边界发生反射,反射波与入射波在 9 号波纹节附近叠加,形成局部放大效应。同时,燃爆冲击激发了膨胀器整体的低阶振动模态,使得结构上端节段所承受的惯性力进一步增加。在上述因素的共同作用下,9 号波纹节在 y 方向上的加速度持续增大,其速度逐渐超过其他波纹节,表现出明显的后发增强特征。膨胀器各节点位移云图如图 9 所示。

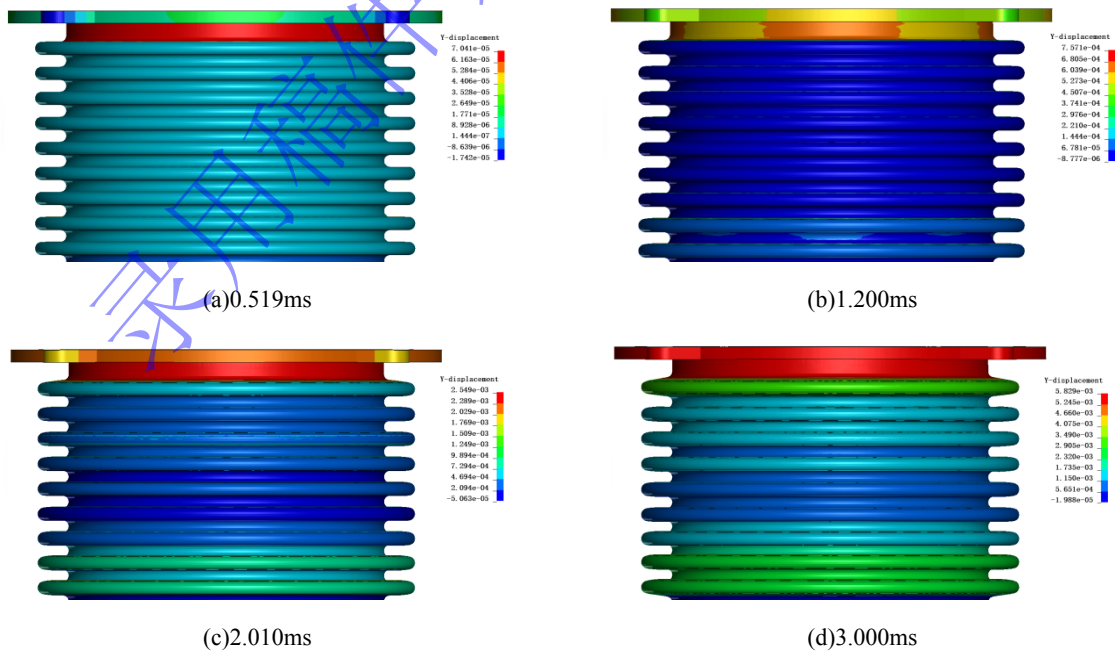


图 9 膨胀器变形过程的位移云图

Fig.9 Displacement Contour Map Monitoring Deformation Process of the Expander

监测数据结果表明：九个波纹节中点沿轴向自下而上的最终位移分别为 2.65、2.79、1.54、0.75、1.02、1.34、1.65、1.43 和 3.08 mm。该位移分布与前述速度响应特征相一致，反映出膨胀器在动态载荷作用下主要受整体振动模态控制。整体来看，位移沿轴向呈现出两端较大、中部较小的分布规律，其中顶部 9 号波纹节的位移幅值最大，表明固定边界附近的应力波反射及能量聚集对结构响应具有显著影响，该位置在主导振型中表现为位移反节点。与此同时，底部 1、2 号波纹节由于直接受到初始冲击载荷的驱动，其位移水平亦保持在较高区间；而中部节段对应于整体振动的波节区域，变形幅值明显受限。上述结果从位移累积的角度进一步说明，应力波在边界处的反射叠加以及结构整体模态特性是决定膨胀器动态变形分布的主要因素。

3.4.2 爆破片的动态破坏力学行为研究

爆破片各点位的破坏时间见表 6，爆破片的变形破坏云图见图 10。

表 6 破坏时间
Table 6 Failure Time

Number	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Destruction Time/ms	1.17	1.09	1.10	1.10	1.11	1.14	1.20	1.27	1.51	1.63

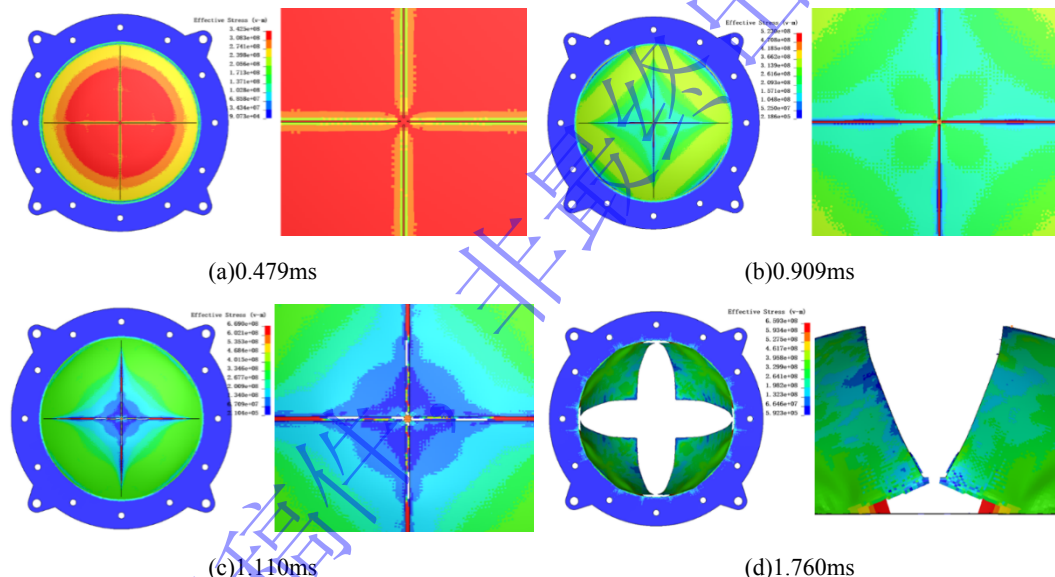


图 10 爆破片破坏过程应力云图

Fig.10 Stress Contour Map of Rupture Disc Failure Process

分析表 6 和图 10 可知，各测点的破坏时刻具有明显的先后次序，其分布与结构的动力学响应过程密切相关。破坏首先出现在刻槽靠近中心的区域，表明该位置作为预设弱区在动态载荷作用下能够有效引导破坏起始。具体而言，2 号点最先发生失效，其时间甚至早于中心点 1 号，说明刻槽根部的应力集中效应与中心区域较大的惯性响应共同作用，使刻槽近中心段成为整体结构中最易发生破坏的部位。沿刻槽方向，裂纹扩展表现出明显的非匀速特征。由 2 号点向外扩展至 6 号点的过程中，裂纹在约 0.05 ms 内迅速推进，完成了刻槽长度近一半的扩展，反映出初始阶段裂纹在较高能量输入条件下的快速传播特性。随着裂纹进一步向外延伸，其扩展速率逐渐降低，自 7 号点起至 9 号点到达刻槽末端，传播过程明显放缓。这一变化与应力波传播过程中的能量衰减，以及瓣片逐步形成后结构刚度降低、能量释放方式发生转变密切相关。在刻槽初始裂纹产生后约 0.08 ms，中心点 1 号发生破坏，表明刻槽裂纹的形成主要起到破坏触发作用，而中心区域的完全断裂则直接导致四瓣结构的分离，从而建立有效的泄压通道。随后，在整个破坏过程的末期，10 号点才发生失效，说明边界区域的撕裂

发生在主体结构完成大位移翻转之后，是瓣片根部与刚性法兰约束相互作用下的最终结果。

根据模拟结果导出爆破片的有效塑性应变和 Von-Mises 应力并绘制出材料的应力-应变曲线和监测点位的速度曲线如图 11 所示。

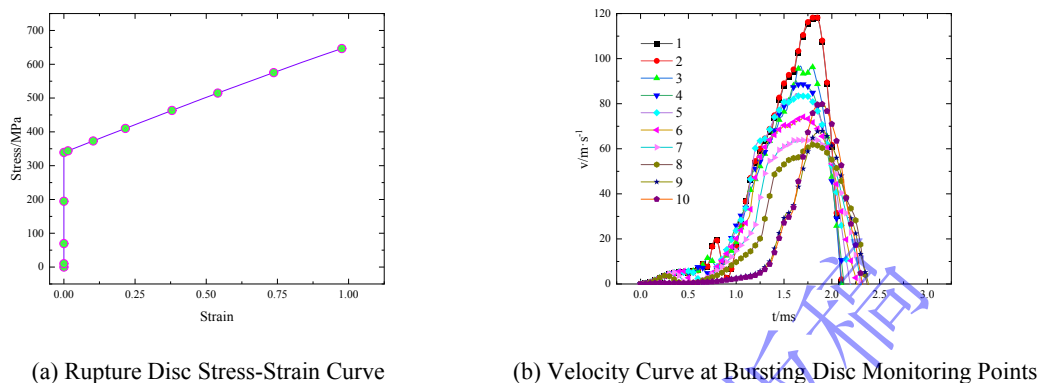


图 11 爆破片应力-应变曲线与监测点位速度曲线

Fig.11 Rupture Disc Stress-Strain Curve and Monitoring Point Velocity Curve

图 11(a)监测结果分析表明，该材料模型表现出典型的各向同性硬化行为。其初始屈服应力约为 340 MPa，随着有效塑性应变增加至 1，材料的流动应力提高至约 645 MPa，对应的应力增量为 305 MPa。由此计算得到的平均硬化模量约为 308 MPa，反映了材料在塑性变形过程中流动应力随应变持续增加的特性，能够较好地描述其抗变形能力的逐步强化过程。分析图 11(b)结果显示，爆破片在开启过程中，中心及刻槽近中心区域的速度响应最为显著；沿刻槽向外，速度总体呈下降趋势，但在刻槽末端及靠近法兰约束的位置出现明显回升，表现出非单调的分布特征。该现象反映了应力波传播特性与结构边界条件共同作用下的动态响应行为。中心及近中心区域速度较大，主要源于初始燃爆载荷的直接作用。该区域结构刚度相对较低，在压力迅速建立后率先发生加速运动，并获得较大的动能。沿刻槽方向速度逐渐减小，则与弯曲波沿刻槽传播过程中的能量衰减有关。刻槽不仅为应力波提供了主要传播路径，同时也引入了沿程变化的局部刚度，使应力波在传播过程中因几何扩散及材料内耗散而逐步衰减，从而导致各测点速度依次降低。在刻槽末端及法兰邻近区域，速度出现回升，主要与应力波在几何不连续处和固定边界处的反射叠加有关。当应力波传播至刻槽末端或刚性法兰边界时，会发生反射并与后续入射波叠加，在局部区域形成较高的动态应力水平。同时，瞬态载荷激发了爆破片的整体振动模态，固定边界附近在特定模态下可能对应速度响应较大的位置，使该区域的速度幅值进一步放大。

综上，爆破片速度分布并非由中心向外简单衰减，而是初始载荷驱动、应力波传播与衰减、边界反射效应以及结构整体振动模态共同作用的结果。刻槽末端及法兰附近速度回升，正是上述多种动力学因素耦合作用下的集中体现。

4.结论

本文针对电流互感器膨胀器-爆破片组合泄压装置，在等效氢-空气预混气燃爆试验与显式动力学仿真基础上，研究其在瞬态冲击载荷下的动态响应与失效特征。主要结论如下：

(1)点火后压力波快速建立并先于火焰前锋到达泄压口，从而触发爆破片开启；火焰在管内发展加速后才外逸，说明压力释放完成并不等同于火焰风险同步消除，泄压评价需兼顾压力与火焰效应。

(2)爆破片设计爆破压力为 0.2 MPa，而试验中开启前峰值压力达到 0.72 MPa。动态开启压力升高与毫秒量级快速加载下的应变率强化、结构惯性导致的开启滞后及压力场空间非均匀性共同相关；同时，爆破片可能出现非对称翻卷/反向瓣叶等开启偏置，其形成与刻槽局部差异、边界反射引起的

局部应力集中以及破口形成后的高速泄流放大作用有关,反映出装置对制造公差与载荷非均匀性的敏感性。

(3)在爆破片开启的短时脉冲作用下,膨胀器各波纹节仅发生小幅不可逆变形,变形呈“两端大、中部小”的分布特征,试验测得九个波纹节轴向变形量约为 0.60–2.30 mm,表明装置主要通过局部弯曲塑性功耗散能量且端部约束/波动反射会增强端部响应。基于试验压力时程输入并与关键形貌/变形对比验证后,显式动力学模型能够较好再现裂纹扩展顺序、开启形态及应力分布等主要特征,可用于补充试验难以观测的应力–应变场与裂纹演化分析,并作为参数敏感性与优化设计的虚拟试验平台。综上所述,电流互感器泄压装置在燃爆工况下呈现显著的高应变率、瞬态动力学与波动传播耦合特征;工程设计与选型应从静态指标评估转向动态开启-火焰外逸-结构吸能的综合校核路径。

参考文献

- [1] 许志浩, 罗吕, 袁刚, 等. 基于热点位置分类的电流互感器发热故障判别方法[J]. 激光与红外. 2021, 51(12): 1628-1634. DOI:10.3969/j.issn.1001-5078.2021.12.013
Zhi Hao Xu, Lu Luo, Gang Yuan, et al. Thermal fault identification method of current transformer based on hotspot position classification[J]. Laser & Infrared. 2021, 51(12): 1628-1634. DOI:10.3969/j.issn.1001-5078.2021.12.013
- [2] 朱梦梦, 束洪春, 罗强, 等. 换流站直流电流互感器现场测试的关键技术[J]. 高电压技术. 2019, 45(8): 2522-2530. DOI:10.13336/j.1003-6520.hve.20190731022
Meng Meng Zhu, Hong Chun Shu, Qiang Luo, et al. Key Technology on Field Tests for DC Current Transformer of Converter Station[J]. High Voltage Engineering. 2019, 45(8): 2522-2530. DOI:10.13336/j.1003-6520.hve.20190731022
- [3] 李佳琪, 咸日常, 张宁, 等. 一起电流互感器绝缘故障引发停电事故的分析与处理[J]. 变压器. 2022, 59(2): 51-55
Jia Qi Li, Ri Chang Xian, Ning Zhang, et al. Analysis and Treatment of a Power Failure Caused by Insulation Fault of Current Transformer[J]. Transformer. 2022, 59(2): 51-55
- [4] 陈珉, 陈胜科, 詹江杨, 等. 一起220kV电流互感器油色谱异常事故分析及研究[J]. 变压器. 2018, 55(11): 78-81
Min Chen, Sheng Ke Chen, Jiang Yang Zhan, et al. Exploration and Application of an Incident about Abnormal Oil Chromatography of 220kV Current Transformer[J]. Transformer. 2018, 55(11): 78-81
- [5] 马晓薇, 樊培培, 华超. 500kV油浸倒立式电流互感器故障实例及分析[J]. 电力电容器与无功补偿. 2018, 39(6): 91-94, 98. DOI:10.14044/j.1674-1757.pcrpc.2018.06.018
Xiao Wei Ma, Pei Pei Fan, Chao Hua. Failure Example and Analysis on 500 kV Oil-immersed Inverted Current Transformer[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation. 2018, 39(6): 91-94, 98. DOI:10.14044/j.1674-1757.pcrpc.2018.06.018
- [6] 钱心怡. 倒置式电流互感器二次绕组直流电阻异常故障分析[J]. 电力安全技术. 2025, 27(9): 56-59. DOI:10.3969/j.issn.1008-6226.2025.09.016
Xin Yi Qian. Fault Analysis on Secondary Winding DC Resistance Anomalies in Inverted Current Transformer[J]. Electric Safety Technology. 2025, 27(9): 56-59. DOI:10.3969/j.issn.1008-6226.2025.09.016
- [7] 沙玉洲, 潘婉玉, 王慧, 等. 关于某发电厂励磁变压器用电流互感器事故分析及改进意见[J]. 变压器. 2022, 59(3): 61-65
Yu Zhou Sha, Wan Yu Pan, Hui Wang, et al. Analysis and Improvement Opinions of Current Transformer for Excitation Transformer for a Power Plant[J]. Transformer. 2022, 59(3): 61-65
- [8] Mayyas A, Wei M, Levis G. Hydrogen as a long-term, large-scale energy storage solution when coupled with renewable energy sources or grids with dynamic electricity pricing schemes[J]. International Journal of Hydrogen Energy. 2020, 45(33): 16311-16325. DOI:10.1016/j.ijhydene.2020.04.163
- [9] 滕予非, 吴杰, 张真源, 等. 基于离群点检测的高压并联电抗器本体 电流互感器测量异常故障在线诊断[J]. 电工技术学报. 2019, 34(11): 2405-2414. DOI:10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.180669

- Yu Fei Teng, Jie Wu, Zhen Yuan Zhang, et al. Online Identification of Measurement Abnormality Fault Based on Outlier Detection for Current Transformer in High Voltage Shunt Reactor[J]. Transactions of China Electrotechnical Society. 2019, 34(11): 2405-2414.**DOI**:10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.180669
- [10] 汤德宝, 季虎, 马泰. 高压CT金属膨胀器在线监测装置的应用与性能分析[J]. 中国设备工程. 2024(21): 177-179.**DOI**:10.3969/j.issn.1671-0711.2024.21.075
- [11] Sun S, Chen P, Zhai X, et al. Numerical study on the influence mechanism of different types of burst disc on high pressure hydrogen spontaneous combustion in tube[J]. Journal of Energy Storage. 2023, 67: 107626.**DOI**:10.1016/j.est.2023.107626
- [12] 汪可, 郑东阳, 王健一, 等. 变压器油过热故障产气特性及机理研究综述[J]. 中国电机工程学报. 2025(21): 8605-8621.**DOI**:10.13334/j.0258-8013.pcsee.242361
- Ke Wang, Dong Yang Zheng, Jian Yi Wang, et al. Overview of Gas Generation Mechanism of Transformer Oil Under Local Overheating Faults[J]. Proceedings of the CSEE. 2025(21): 8605-8621.**DOI**:10.13334/j.0258-8013.pcsee.242361
- [13] Nguyen N, Hosseini A. Direct calculation of Johnson-Cook constitutive material parameters for oblique cutting operations[J]. Journal of Manufacturing Processes. 2023, 92: 226-237.**DOI**:10.1016/j.jmapro.2023.02.032
- [14] Choi H, Yoon J W. A strain rate-dependent distortional hardening model for nonlinear strain paths[J]. International Journal of Plasticity. 2025, 184: 104197.**DOI**:10.1016/j.ijplas.2024.104197
- [15] Yu Y, Guo Y, Gao G, et al. Influence of stress triaxiality and strain-rate on fracture—a combined experiment-simulation approach employing 316 L stainless steel[J]. International Journal of Impact Engineering. 2026, 208: 105537.**DOI**:10.1016/j.ijimpeng.2025.105537
- [16] Zhang P, Zsély I G, Papp M, et al. Comparison of methane combustion mechanisms using laminar burning velocity measurements[J]. Combustion and Flame. 2022, 238: 111867.**DOI**:10.1016/j.combustflame.2021.111867
- [17] Varma A R, Ahmed U, Klein M, et al. Effects of turbulent length scale on the bending effect of turbulent burning velocity in premixed turbulent combustion[J]. Combustion and Flame. 2021, 233: 111569.**DOI**:10.1016/j.combustflame.2021.111569
- [18] Kim W, Sato Y, Johzaki T, et al. Experimental study on self-acceleration in expanding spherical hydrogen-air flames[J]. International Journal of Hydrogen Energy. 2018, 43(27): 12556-12564.**DOI**:10.1016/j.ijhydene.2018.04.153
- [19] 贾天耀, 董洋硕, 陈超, 等. 临界流动状态下甲烷气体泄漏扩散特性[J]. 化学工业与工程. 2025(5): 92-98.**DOI**:10.13353/j.issn.1004.9533.20240129
- Tian Yao Jia, Yang Shuo Dong, Chao Chen, et al. Characteristics of leakage and dispersion of methane in critical flow[J]. Chemical Industry and Engineering. 2025(5): 92-98.**DOI**:10.13353/j.issn.1004.9533.20240129
- [20] Qiu T, Song X, Lei Y, et al. Effect of back pressure on nozzle inner flow in fuel injector[J]. Fuel. 2016, 173: 79-89.**DOI**:10.1016/j.fuel.2016.01.044
- [21] Jia W, Ban J, Liang F, et al. A New Homogeneous Non-Equilibrium Model to Compute Vapor-Liquid Two-Phase Critical Pressure Ratios of Multicomponent Hydrocarbon Mixtures[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries. 2020, 68: 104338.**DOI**:10.1016/j.jlp.2020.104338
- [22] Jin K, Cai X, Hong R, et al. Numerical investigation on flow choking induced by local heat release and large-scale flow separation in a supersonic combustor[J]. Combustion and Flame. 2024, 268: 113627.**DOI**:10.1016/j.combustflame.2024.113627
- [23] Livieri P. Stress intensity factors from stress analysis of an equivalent hole[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics. 2016, 84: 119-128.**DOI**:10.1016/j.tafmec.2016.04.001
- [24] Li D, Yang W, Jiang J, et al. Investigation into dynamic fracture toughness of rigid insulation tile materials ranging from 78K to 1423K[J]. International Journal of Impact Engineering. 2025, 206: 105451.**DOI**:10.1016/j.ijimpeng.2025.105451