

doi: 10.7690/bgzdh.2023.12.001

## 某外能源自动机迟发火故障损伤分析

钟震, 戴劲松, 林圣业, 何福

(南京理工大学机械工程学院, 南京 210094)

**摘要:** 为分析迟发火故障对于外能源自动机造成的危害, 建立该自动机闭锁击发时的 3 维模型。针对不同开闩时机, 基于接触有限元理论建立某自动机炮闩机构的非线性结构动力学模型, 采用显式时间积分方法仿真模拟击发过程, 分析自动机迟发火状态下主要部件的应力和失效情况, 获得膛压作用下危险截面的应力变化和弹壳破坏情况。研究表明: 闭锁齿齿根处与接触面发生破坏, 弹壳底部发生断裂, 不同延迟时间下自动机损伤程度不同, 迟发火故障损伤分析与试验结果一致, 可为迟发火保险机构设计提供依据。

**关键词:** 迟发火; 自动机; 有限元; 失效

**中图分类号:** TJ303 **文献标志码:** A

## Damage Analysis of Late Firing Fault of an External Energy Automation

Zhong Zhen, Dai Jinsong, Lin Shengye, He Fu

(School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

**Abstract:** In order to analyze the damage caused by the delayed firing fault to the external energy source automatic machine, a three-dimensional model of the automatic machine at the time of locking and firing was established. Based on the contact finite element theory, the nonlinear structural dynamic model of the automatic breech mechanism was established according to different breech opening times. The explicit time integration method was used to simulate the firing process, and the stress and failure of the main components of the automatic breech mechanism under the late firing state were analyzed, and the stress changes of the dangerous section and the damage of the cartridge case under the chamber pressure were obtained. The results show that the locking tooth root and the contact surface are damaged, the bottom of the cartridge case is broken, and the damage degree of the automatic mechanism is different under different delay time. The damage analysis of the late firing fault is consistent with the experimental results, which can provide a basis for the design of the late firing safety mechanism.

**Keywords:** late firing; automatic machine; finite element; failure

### 0 引言

迟发火直接影响自动机动态特性, 甚至造成自动机损伤、膛外炸壳等故障, 一直是火炮发射领域的研究热点<sup>[1]</sup>。对于外能源自动机, 闭锁段是由驱动装置的速度所决定的, 开锁动作与是否正常发火没有直接关系, 存在迟发火的可能<sup>[2]</sup>。有必要针对某外能源自动机开展迟发火影响分析, 明确迟发火对闩体弹壳等破坏影响, 完善该外能源自动机设计的理论体系。

某自动机射击时, 发生意外停射、弹壳破裂试验故障, 初步判断是迟发火引起, 即击发后底火的工作时间较正常工作时间延迟的现象, 而闩体在外部能源驱动下继续开锁, 在开锁阶段底火发火点燃发射药, 弹壳在没有可靠约束的情况下发生炸裂, 造成闩体破坏失效, 自动机损伤等故障<sup>[3]</sup>。目前, 国内外学者开展了大量关于闭锁机构损伤失效分

析。李涌等<sup>[4]</sup>建立供输弹系统动力学仿真样机, 得到切向力和径向力的载荷, 对闭锁齿静强度进行仿真, 建立材料疲劳寿命曲线, 进行协同仿真预测小闭锁齿的疲劳寿命。杨雕等<sup>[5]</sup>对系统冲击动态响应及疲劳寿命进行仿真, 得到裂纹萌生位置及破坏现象, 并对结构进行局部改进, 提高了身管延伸部疲劳寿命。付帅等<sup>[6]</sup>建立炮尾炮闩系统动力学模型, 研究火炮复进过程中炮尾炮闩结构中主要部件的动态应力响应, 获得主要部件应力大小。

笔者针对某外能源自动机迟发火引起的破坏失效问题, 建立了该自动机闭锁击发时的有限元模型, 综合考虑弹壳弹塑性变形, 弹壳与身管内壁的摩擦等。分析该自动机循环图和内弹道的匹配关系, 研究不同开锁时机发生迟发火故障闩体和弹壳的应力大小, 明确该外能源自动发生迟发火故障时造成的危害, 具有十分重要的现实意义。

收稿日期: 2023-08-06; 修回日期: 2023-09-05

第一作者: 钟震(1997—), 男, 湖北人, 硕士。

### 1 迟发火故障分析

循环图是自动机设计语言的直观表达，是自动机核心特征的表述，通过循环图可以明确在一个射击循环中，各个构件进入或退出运动的时机及它们之间的运动传递关系，为进一步划分自动机射击循环的特征点和特征段提供依据。

该自动机在射击时，输弹、关门、闭锁、击发、开锁、抽壳等机构动作应严格按照自动机循环图时序执行，若实际结构动作与循环图理论时序不符，可能会出现闭锁时间不足就发生开锁、抽壳等动作，造成高膛压下开闩，即提前开闩，造成弹壳炸裂故障或闩体碰撞失效<sup>[7]</sup>。

循环图特征点包括构件速度突变点(碰撞点)、进入运动点和退出运动点等，循环图按特征点分成若干段，称为循环图特征段。该自动机循环图与内弹道膛压的匹配关系如图 1 和 2 所示。

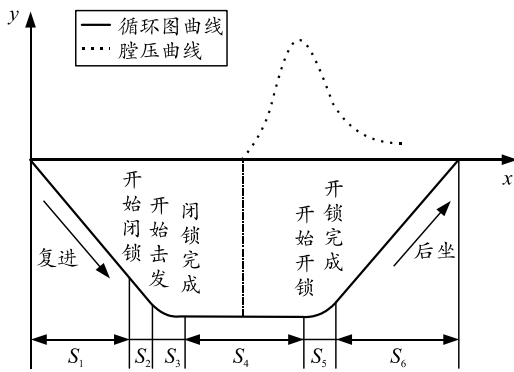


图 1 正常发火循环图与膛压曲线匹配关系

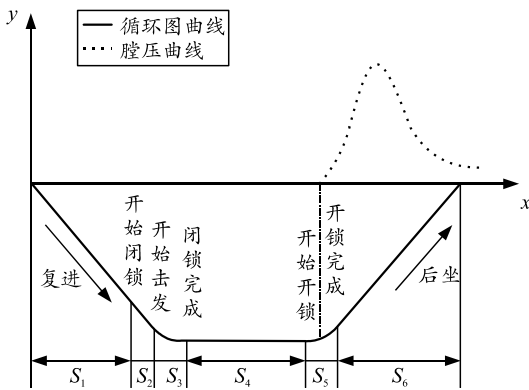


图 2 迟发火状态下循环图与膛压曲线匹配关系

由上图可知，在正常发火状态下，自动机在闭锁完成后产生膛压载荷，在迟发火状态下，自动机在开锁时产生膛压载荷，此时闩体部分开锁，当闭锁齿接触面积不足 70%，迟发火故障对自动机造成损伤，在此范围内，分别对自动机损伤情况进行分析。不同状态下闩体与延伸部配合关系如图 3 和 4 所示。

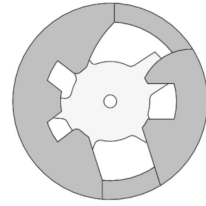


图 3 正常发火状态下闩体与延伸部配合关系

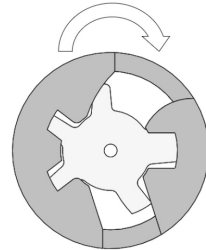


图 4 迟发火状态下闩体与延伸部配合关系

由上图可知，正常发火状态下，闭锁齿完全配合承受膛压载荷，此时自动机正常完成击发后坐等动作；迟发火状态下，闩体部分开锁，闭锁齿配合不足无法有效抵抗膛压载荷，造成损伤。

基于该自动机的实际结构，测量传动机构的相关尺寸等，计算得该自动机各阶段的时间，与内弹道计算时间进行匹配。研究不同延迟时间下，闭锁齿接触平面的配合度不同产生的破坏。

### 2 模型结构分析

炮闩机构是火炮的重要组成部分，在火炮发射中起封闭炮膛的作用，炮膛中的火药燃烧会产生高温高压的气体推动弹丸向前运动，与此同时也会以膛压的形式作用在闩体上，闩体是连接延伸部与身管的主要构件，其中弹壳在身管内部完成击发，延伸部与身管通过轴肩配合，闩体前端面与弹壳底部接触、闭锁齿凸槽则与延伸部凹槽接触配合，形成闭锁<sup>[8]</sup>。闩体及身管结构含有众多零部件，忽略一些不重要的结构，如：击针、传动机构等。只考虑几个主要的构件：身管、延伸部、弹壳、闩体。并对模型进行简化，忽略一些倒角及尖锐处，方便网格划分，身管截取与弹壳接触部分，闩体截取与延伸部相配合部分。炮闩机构 3 维模型如图 5 所示。

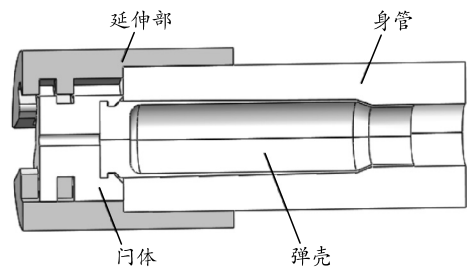


图 5 炮闩机构 3 维模型

火炮在射击时，身管延伸体与闩体上的闭锁齿互相配合实现闭锁使得身管、闩体共同后坐。由于直接承受从弹壳传递来的内膛火药气体的作用力，属于高冲击、强振动、周期性的复杂载荷环境，身管延伸部成为火炮受力最复杂、最恶劣和影响因素最多的部件之一<sup>[5]</sup>。

对该仿真模型作如下假设：1) 身管为双线性弹塑性模型；2) 忽略温度对弹壳传递到闩体载荷的影响；3) 弹壳材质均匀，火药气体沿着弹壳均匀受力。

各部件受力如图 6 所示。

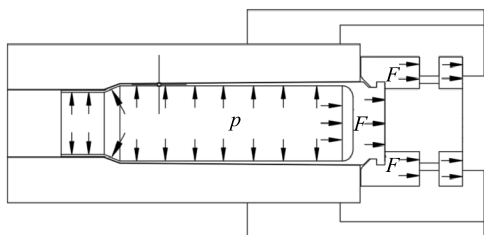


图 6 部件受力

炮闩镜面上的最大静力计算公式为

$$F_{\max} = \frac{\pi}{4} d_d^2 \cdot p_{\max} \quad (1)$$

式中： $F_{\max}$  为炮闩镜面上受到的最大压力； $p_{\max}$  为最大膛压； $d_d$  为弹壳底部附近的弹膛直径。

根据静力学原理，分析计算火炮发射后闩体镜面的受力分布情况，所用的方法为传统的校核方法，该方法主要对相关部件进行静力学分析，但静力学分析无法体现动态应力特性，无法研究部件每时每处的受力情况。而采用显式动力学分析可以很好地解决这个问题，能够较详细地体现模型的动态应力分布情况，并及时掌握关键部件、关键部位的应力大小等。

### 3 有限元建模分析

#### 3.1 材料模型

在射击过程中，弹壳先进行弹塑性变形，与身管贴合后协同变形，然后，随着膛压增大，弹壳继续产生塑性变形，而身管发生弹性变形，直到膛压达到最大值；膛压下降过程中，身管会弹性恢复，直至膛压消失<sup>[9]</sup>。由于迟发火故障，闩体和延伸部产生碰撞变形甚至破坏，满足非线性动力学条件。

在非线性动力学分析中，动力学方程可表示为

$$M\ddot{d}(t) + C\dot{d}(t) + Kd(t) = Q(t) \quad (2)$$

在有限元分析中，位移对空间域离散可表示为

$$\left. \begin{aligned} u(x, y, z, t) &= \sum_{i=1}^n N_i(x, y, z) u_i(t) \\ v(x, y, z, t) &= \sum_{i=1}^n N_i(x, y, z) v_i(t) \\ w(x, y, z, t) &= \sum_{i=1}^n N_i(x, y, z) w_i(t) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

将其改写成矩阵形式

$$u = Nd^e \quad (4)$$

式中：

$$u = \begin{Bmatrix} u(x, y, z, t) \\ v(x, y, z, t) \\ w(x, y, z, t) \end{Bmatrix}, \quad N = [N_1, N_2 \cdots N_n]; \quad (5)$$

$$N_i = N_i I_{3 \times 3} (i = 1, 2, \cdots, n); \quad (6)$$

$$d^e = \begin{Bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ \vdots \\ d_n \end{Bmatrix}, \quad d_i = \begin{Bmatrix} u_i(t) \\ v_i(t) \\ w_i(t) \end{Bmatrix} (i = 1, 2, \cdots, n) \quad (7)$$

式中： $u$ 、 $v$ 、 $w$  是单元内部任意点在 3 维空间的位移； $u_i$ 、 $v_i$ 、 $w_i$  是节点  $i$  在 3 维空间的位移； $d_i$  和  $d^e$  分别为单元节点的位移矩阵和单元的位移矩阵，在非线形显式动力学分析中这 2 个矩阵为时间的函数； $N$  是形函数矩阵。

弹壳、身管和闩体等具体参数如表 1 所示。

表 1 材料参数

部件	密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^3)$	弹性模量 $E/\text{GPa}$	泊松比	屈服极限 $\delta_e/\text{MPa}$	强度极限 $\sigma_b/\text{MPa}$
弹壳	7 800	210	0.3	300	488
延伸部、闩体	7 800	210	0.3	980	1 200
身管	7 800	210	0.3	/	/

#### 3.2 分析步及网格设置

模型接触面较多，有弹壳与身管贴膛接触，弹壳底部与闩体前端面接触，由于存在 5 对闭锁齿，逐一设定接触较为复杂，故设定通用接触。法向可以设定为硬接触，其切向接触主要考虑接触面之间的摩擦，即贴膛后弹壳与身管之间的摩擦力，将摩擦因数设置为 0.2。

该模型涉及破坏损伤问题，接触较为复杂，选择动态显式分析步。显式求解是对时间进行差分，不存在迭代和收敛问题，最小时间步取决于最小单元的尺寸，过多的时间步导致求解时间漫长。

显式时间积分应用中心差分方法对运动方程进行显式的时间积分，应用前一个增量步的动力学条件计算下一个增量步的动力学条件。动力学平衡

方程

$$M\ddot{u} = P - I \quad (8)$$

式中： $M$  为节点质量； $\ddot{u}$  为节点加速度； $P$  为施加外力； $I$  为单元内力。

在增量步开始时 ( $t$  时刻)，计算加速度为

$$\ddot{u}|_{(t)} = (M)^{-1}(P - I)|_{(t)} \quad (9)$$

对于加速度在时间上进行积分，需采用中心差分方法，在计算速度的变化时假设加速度为常数。应用这个速度的变化值加上前一个增量步中点的速度来确定当前增量步中点的速度：

$$\dot{u}|_{(t+\Delta t/2)} = \dot{u}|_{(t-\Delta t/2)} + \frac{\Delta t|_{(t+\Delta t)} + \Delta t|_{(t)}}{2} \ddot{u}|_{(t)} \quad (10)$$

速度对时间的积分加上在增量步开始时的位移来确定增量步结束的位移：

$$u|_{(t+\Delta t)} = u|_{(t)} + \Delta t|_{(t+\Delta t)} \dot{u}|_{(t+\Delta t/2)} \quad (11)$$

显式是指在增量步结束时的状态仅依赖于该增量步开始时的位移、速度和加速度，以获得精确的结果。

真实的炮闩结构比较复杂，有限元分析软件的仿真结果可靠与否很大程度上取决于网格质量，采用实际模型很难划分出六面体结构化的网格，分析结果精度难以保证<sup>[10]</sup>。故模型在网格划分上需疏密得当，如图 7 所示，在此模型中，身管和延伸部外部网格稀疏，而对于弹壳、闩体与延伸部的闭锁齿，则需要承受较大的载荷和冲击，在网格划分时进行细化，网格类型是 C3D8R，即八结点线性六面体单元，采用减缩积分。

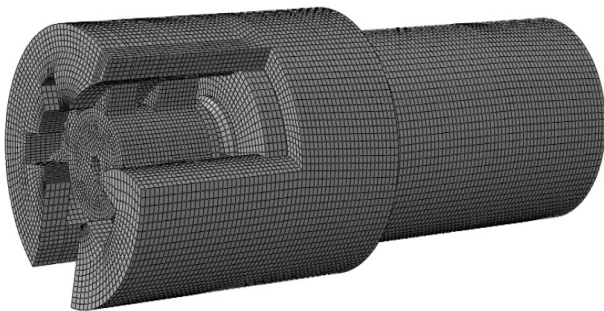


图 7 装配体网格划分

考虑到闭锁机构的实际工作情况，在击发后，身管和延伸部在击发过程状态不发生变化，在身管及延伸部的底部截面进行  $X, Y, Z$  3 个方向的约束<sup>[11]</sup>。

在击发过程中，弹壳内部受到火药气体作用，火药气体燃烧产生膛压曲线由内弹道程序计算，膛压曲线如图 8 所示

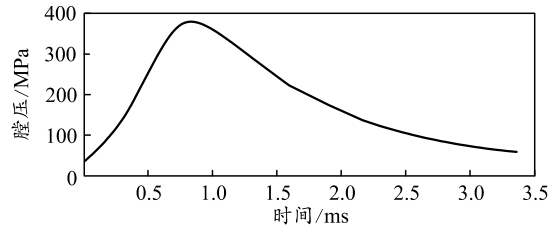


图 8 膛压曲线

## 4 结果分析与试验验证

### 4.1 结果分析

根据实际情况，对内弹道及循环图进行分析，迟发火时会对自动机造成损伤，破坏主要发生在弹壳和闭锁齿处，将膛压施加在弹壳内部，闩体旋转开锁，不同延迟时间下闩体与延伸部配合度和接触的面积不同，所造成的破坏及应力集中部位不同，模型应力云图如图 9—16 所示。

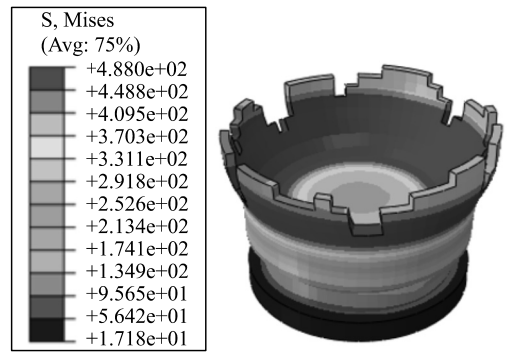


图 9 配合度 70%弹壳应力云图

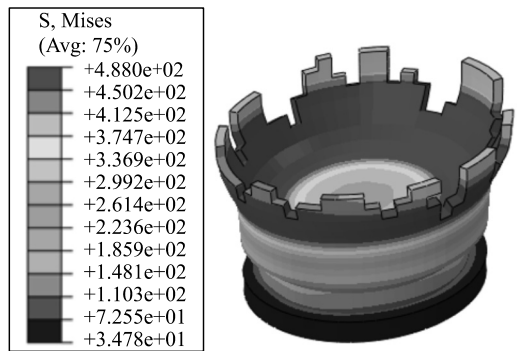


图 10 配合度 50%弹壳应力云图

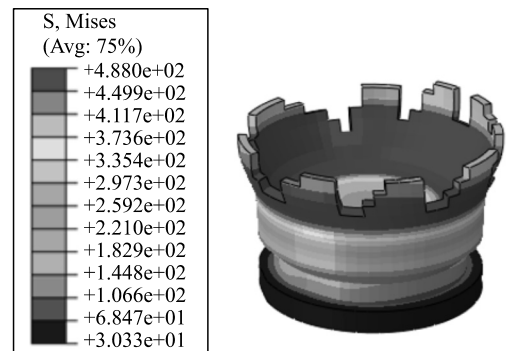


图 11 配合度 30%弹壳应力云图

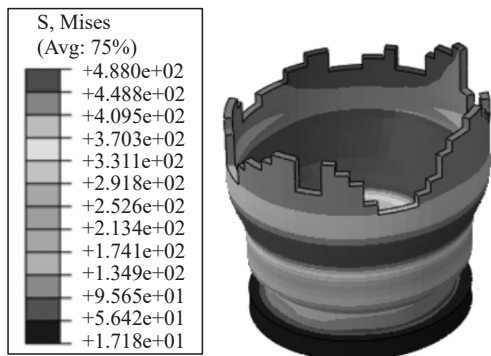


图 12 配合度 10%弹壳应力云图

根处易发生应力集中故发生开裂，接触面处因接触面积较小无法有效抵抗载荷而断裂。

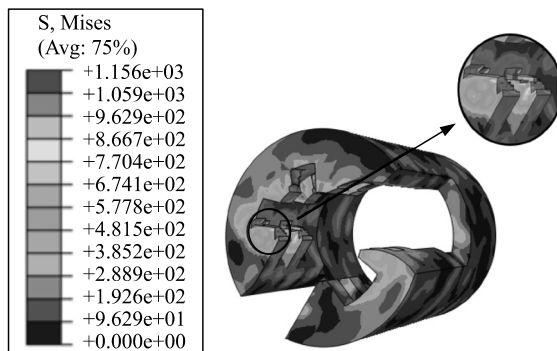


图 16 配合度 10%延伸部应力云图

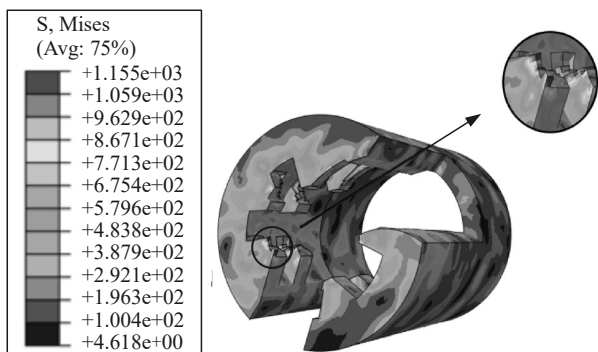


图 13 配合度 70%延伸部应力云图

对闭锁齿危险截面进行分析，不同迟发火状态下闭锁齿应力变化如图 17 所示。

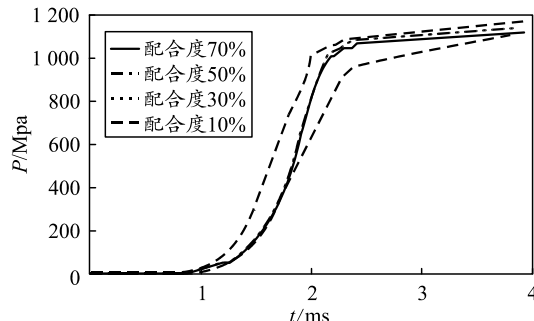


图 17 不同延迟情况下闭锁齿应力曲线

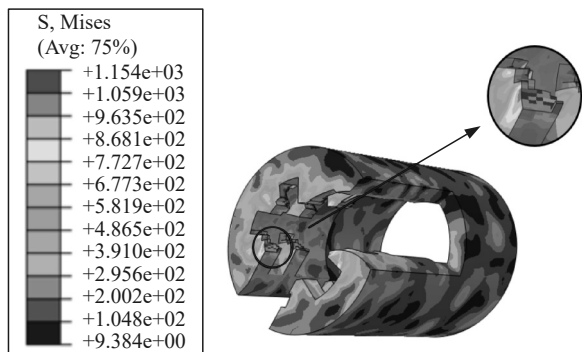


图 14 配合度 50%延伸部应力云图

由上图可知，击发后，弹壳承受膛压先进行弹性变形，压力传递至闭锁齿接触面，闭锁齿因接触面积不足发生断裂，弹壳受到与炮管之间的轴向摩擦力和臼体拉力，弹壳发生塑性形变直至发生断裂。随着延迟时间的增加，闭锁齿接触面变小，抵抗冲击能力持续变小。

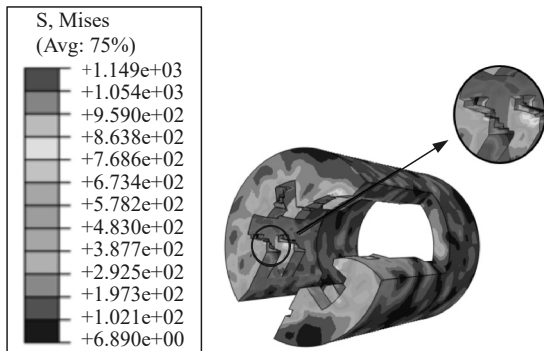


图 15 配合度 30%延伸部应力云图

由下图可知，在击发后，弹壳内部承受膛压冲击，贴膛后发生弹性变形，臼体与延伸部的闭锁齿之间由于接触强度不足，臼体后坐打断闭锁齿，同时臼体前端将弹壳底部拉断。在该阶段，臼体和延伸部处的破坏主要发生在齿根处和接触面上，齿

### 4.2 试验验证

图 18 为某自动机发生迟发火故障弹壳的损伤情况，根据击发过程可知：弹壳受到膛压载荷冲击贴膛，底部被臼体施加拉力，弹壳底部发生断裂。仿真结果与试验结果进行对比。弹壳仿真应力云图如图 19 所示。

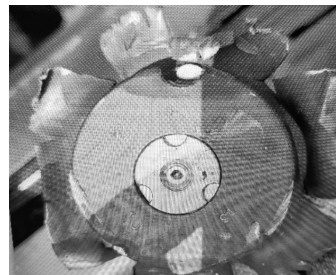


图 18 试验弹壳破坏