

## 冲击载荷作用下磁流变阻尼器的建模与分析\*

侯保林<sup>1</sup> MEHDI Ahmadian<sup>2</sup>

(1. 南京理工大学机械工程学院 南京 210094;

2. 弗吉尼亚理工学院与州立大学机械工程系 布莱克斯 VA 24061 美国)

摘要: 以某 12.7 mm 机枪的磁流变(MR)后坐阻尼器为研究对象, 基于 Herschel-Bulkley 本构模型, 建立了该 MR 后坐阻尼器的轴对称一维层流模型。运用 ANSYS 软件, 对该阻尼器的 MR 阀进行了磁场有限元分析, 求得了环状间隙间 MR 流体的磁通密度。将 MR 流体流动模型和 MR 阀有限元结果相结合, 建立了不同磁场作用下阻尼力随活塞速度的变化规律, 利用这些规律对该阻尼器的落锤撞击试验和实弹射击试验进行了数值仿真。理论与试验结果的对比指出, 在低磁场作用的情况下, 理论与试验结果具有较好的一致性。

关键词: 磁流变阻尼器 冲击 数值仿真

中图分类号: TH113

## 0 前言

磁流体(MR 流体)是一种铁磁粒子均匀地悬浮在载体中的一种智能材料, 这种材料能够随不同的磁场作用而改变其流变特性。磁流体还能够快速响应磁场的变化, 同时具有比较高的工作温度范围(-40° ~ 150°)<sup>[1]</sup>。利用磁流体制成的磁流变减振器需要的电源功率小, 可以实现阻尼力的实时连续控制, 因此, 磁流变减振器在各技术领域正进行着广泛深入的研究, 这包括车辆技术<sup>[2]</sup>, 各种往复式机械设备, 以及桥梁、高层建筑<sup>[3]</sup>等领域。

将磁流体应用在冲击或碰撞场合, 研制磁流变冲击阻尼器, 如军用越野车辆的悬架<sup>[4]</sup>, 飞机着陆装置<sup>[5]</sup>, 以及枪炮后坐阻尼器<sup>[6]</sup>, 是磁流体应用的一个重要方向。下面主要关注磁流体阻尼器在枪炮反后坐装置的应用。

根据 12.7 mm 枪的内弹道特点, 设计制造了一磁流变(MR)阻尼器, 进行了一系列落锤撞击试验<sup>[7]</sup>和实弹射击试验。针对该冲击阻尼器的特点, 基于 Herschel-Bulkley 本构模型, 建立了该后坐阻尼器的轴对称一维层流模型。运用 ANSYS 软件, 建立了该阻尼器 MR 阀的电磁有限元模型, 求得了环状间隙间 MR 流体的磁通密度。将 MR 流体流动模型和 MR 阀有限元结果相结合, 建立了不同磁场作用下阻尼力随活塞速度的变化规律, 利用这些规律对阻尼器的落锤撞击试验和实弹射击试验进行了数值仿真。理论与试验结果的对比指出, 在低磁场作用的

情况下, 理论与试验结果具有比较好的一致性。

## 1 基于 Herschel-Bulkley 模型的 MR 后坐阻尼器模型

图 1 是所研究的冲击阻尼器。它具有前后两个活塞杆, 无气囊。线圈缠绕在活塞上, 活塞与液压缸均用低碳钢制成, 二者形成了一个磁通回路, 使活塞与液压缸形成的环状流口具有一定的磁通密度, 从而使 MR 流体达到一定的屈服应力。该阻尼器的主要结构和电磁参数为: 活塞外径 70.35 mm, 活塞长度 40 mm, 活塞杆直径 19.05 mm, 间隙 3 mm, 线圈匝数 230 线圈电阻 2.13 Ω, 液压缸壁厚 6.35 mm。

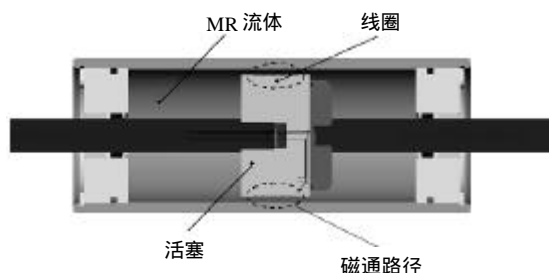


图 1 MR 冲击阻尼器

对于活塞和液压缸所形成的环状流口(图 2), 根据 Navier-Stokes 方程, 流体的运动方程可表示为<sup>[8]</sup>

$$\frac{\partial p}{\partial z} = r \frac{\partial u(r)}{\partial t} + \frac{\partial t(r)}{\partial r} + \frac{t(r)}{r} \quad (1)$$

式中  $z$  —— 轴向坐标

$r$  —— 径向坐标

$\rho$  —— 流体的密度

$u(r)$  —— 流速

$t$  —— 切应力

\* 南京理工大学国际交流合作基金资助项目。20050314 收到初稿, 20050912 收到修改稿

$\partial p / \partial z$  —— 压力梯度

若忽略流体的惯性，仅研究流体的准静态一维流动，方程式(1)可以简化为

$$\frac{dt(r)}{dr} + \frac{t(r)}{r} = \frac{dp}{dz} \quad (2)$$

很多文献都把环状间隙近似看作平板阀<sup>[8]</sup>，但所研究的 MR 阻尼器的间隙比较大，因此作为轴对称的环状流口来处理。

对式(2)进行积分，得

$$t(r) = \frac{1}{2} \frac{d\Phi(z)}{dz} r + \frac{D}{r} \quad (3)$$

式中  $D$  —— 由边界条件确定的常数

MR 流体是一种粘塑性流体，图 2 给出了流过环状流口的 MR 流体的速度分布图。在区间 A 和 B，切应力超过了流体屈服应力，因而存在剪切流动。而在区域 C，因为切应力小于屈服应力，因此没有形成剪切流，这个区常被称为塞流区<sup>[8]</sup>。

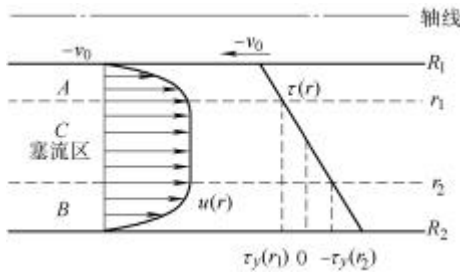


图 2 通过环状流孔的 MR 流体速度分布图

切应力  $t$  与切应变率  $du/dr$  的关系是 MR 流体的“本构关系”。由于 Bingham 模型简单易懂，很多文献都采用 Bingham 模型来估计 MR 阻尼器的力学特性。但是 Bingham 模型不能够准确地描述在高速和高磁场输入情况下的阻尼器行为。在高剪切率或高磁场强度的情况下，磁流体会在后屈服区发生切变稀或切变稠现象。而 Herschel-Bulkley 剪切模型可以看作是 Bingham 模型的一种修正<sup>[8]</sup>，它用切应变率指数模型来代替 Bingham 模型的常量后屈服粘性特性。由于所研究的阻尼器是一种冲击 MR 阻尼器，所以以下采用 Herschel-Bulkley 粘塑性模型。

在区域 A，切应变率  $g = du/dr = 0$ ，切应力可表示为

$$t(r) = t_y(r) + K \left[ \frac{du(r)}{dr} \right]^n \quad (4)$$

式中  $t_y$  —— MR 流体的屈服应力

$K$  —— 流体的黏度系数

$n$  —— 流体的行为指数

将式(4)带入式(3)，应用边界条件：当  $r = R_1$  时， $u(R_1) = -v_0$ 。对  $r$  积分得

$$u(r) = \int_{R_1}^r \left\{ \frac{1}{K} \left[ \frac{1}{2} \frac{d\Phi(z)}{dz} r + \frac{D}{r} - t_y(r) \right] \right\}^{1/n} dr - v_0 \quad (5)$$

在区域 B，切应变率  $g = du/dr = 0$ 。切应力为

$$t(r) = -t_y(r) - K \left( -\frac{du(r)}{dr} \right)^n \quad (6)$$

类似地，通过应用区域 B 的边界条件：当  $r = R_2$  时， $u(R_2) = 0$ 。得

$$u(r) = \int_r^{R_2} \left\{ -\frac{1}{K} \left[ \frac{1}{2} \frac{d\Phi(z)}{dz} r + \frac{D}{r} + t_y(r) \right] \right\}^{1/n} dr \quad (7)$$

在塞流区 C，流速为常数。于是，在塞流区边界上流速满足： $u(r_1) = u(r_2)$ 。合并方程式(5)和式(7)得

$$\int_{R_1}^{r_1} \left\{ \frac{1}{K} \left[ \frac{1}{2} \frac{d\Phi(z)}{dz} r + \frac{D}{r} - t_y(r) \right] \right\}^{1/n} dr - \int_{r_2}^{R_2} \left\{ -\frac{1}{K} \left[ \frac{1}{2} \frac{d\Phi(z)}{dz} r + \frac{D}{r} + t_y(r) \right] \right\}^{1/n} dr = v_0 \quad (8)$$

为了求常数  $D$ ，利用条件： $t(r_1) = t_y(r_1)$ ， $t(r_2) = -t_y(r_2)$ 。从方程式(3)得

$$D = \frac{r_1 r_2 [t_y(r_2) r_1 + t_y(r_1) r_2]}{r_2^2 - r_1^2} \quad (9)$$

假设 MR 流体是不可压缩的，则体积流量可表示为

$$q_v = v_0 (A_p - A_r) = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r u(r) dr = \pi (R_1^2 - r_1^2) v_0 - \pi \int_{R_1}^{r_1} r^2 du(r) - \pi \int_{r_2}^{R_2} r^2 du(r) \quad (10)$$

式中  $A_p, A_r$  —— 活塞头和活塞杆横断面积

$v_0$  —— 活塞运动速度

将方程式(5)和式(7)代入式(10)，得

$$q_v = v_0 (A_p - A_r) = \pi (R_1^2 - r_1^2) v_0 - \pi \int_{R_1}^{r_1} r^2 \left\{ \frac{1}{K} \left[ \frac{1}{2} \frac{d\Phi(z)}{dz} r + \frac{D}{r} - t_y(r) \right] \right\}^{1/n} dr - \pi \int_{r_2}^{R_2} r^2 \left\{ -\frac{1}{K} \left[ \frac{1}{2} \frac{d\Phi(z)}{dz} r + \frac{D}{r} + t_y(r) \right] \right\}^{1/n} dr \quad (11)$$

在环状流口的  $(r_1 < r < r_2)$  范围内，取一个微元体(图 3)，根据在轴向  $z$  方向上的力平衡，可得出下列表达式

$$\frac{dp}{dz} \pi (r_2^2 - r_1^2) dz + 2\pi r_2 t_y(r_2) dz + 2\pi r_1 t_y(r_1) dz = 0 \quad (12)$$

消去  $dz$ ，得

$$\frac{dp}{dz}(r_2^2 - r_1^2) + 2[t_y(r_2)r_2 + t_y(r_1)r_1] = 0 \quad (13)$$

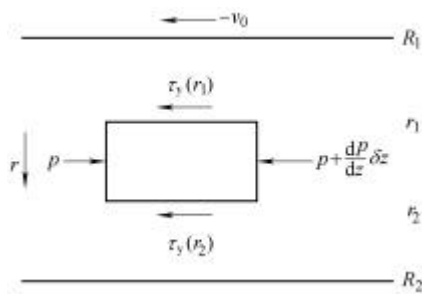


图 3 环状流口内流体微元体受力图

归纳前面的推导，若假设在流口内的磁场激活区内各点的屈服应力相同，则有  $t_y(r_1) = t_y(r_2) = t_y$ 。再假设  $dp/dx$  沿激活区长度  $L_a$  呈线性分布，得下列方程

$$\int_{R_1}^{r_1} \left[ \frac{1}{K} \left( \frac{\Delta p_a}{2L_a} r + \frac{D}{r} - t_y \right) \right]^{1/n} dr - \int_{r_2}^{R_2} \left[ -\frac{1}{K} \left( \frac{\Delta p_a}{2L_a} r + \frac{D}{r} - t_y \right) \right]^{1/n} dr = v_0 \quad (14)$$

$$q_v = v_0(A_p - A_r) = p(R_1^2 - r^2)v_0 -$$

$$p \int_{R_1}^{r_1} r^2 \left[ \frac{1}{K} \left( \frac{\Delta p_a}{2L_a} r + \frac{D}{r} - t_y \right) \right]^{1/n} dr - p \int_{r_2}^{R_2} r^2 \left[ -\frac{1}{K} \left( \frac{\Delta p_a}{2L_a} r + \frac{D}{r} + t_y \right) \right]^{1/n} dr \quad (15)$$

$$r_2 - r_1 = -\frac{2L_a t_y}{\Delta p_a} \quad (16)$$

式中  $\Delta p_a$  ——流口内的激活区引起的压力降

求解式(14)~(16)所组成的方程组，可获得塞流厚度( $r_2 - r_1$ )、以及由激活区产生的阻尼力  $F_{da}$ ，而速度分布由方程式(5)和(7)所确定

$$F_{da} = (A_p - A_r)\Delta p_a \quad (17)$$

用  $L$  表示活塞的总长度，则流口内磁通密度为零的区域所产生的阻尼力可以表示为<sup>[9]</sup>

$$F_{du} = (A_p - A_r)^2 \frac{12K(L - L_a)}{2\pi R_1(R_2 - R_1)^3} v_0 \quad (18)$$

MR 阻尼器工作过程中的摩擦力也需要加以考虑。但是精确地考虑摩擦力  $F_f$  是非常困难的，为了简化计算，将其作为一个 150 N 的常量来处理。

于是总的阻尼力为： $F_d = F_{da} + F_{du} + F_f$ 。

## 2 阻尼器材料试验机性能测试

在材料试验机上进行了阻尼力—速度特性的测

试。测试时给活塞杆施加正旋位移，记录其阻尼力和速度，获得了图 4 所示的力—速度特性曲线，其中实线表示试验结果。

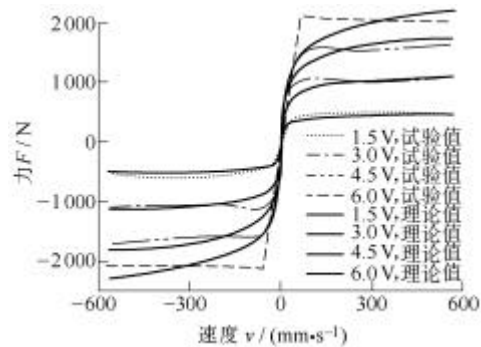


图 4 阻尼力—速度特性的理论与试验对比

为了进行仿真计算，首先需要确定流口中激活区 MR 流体的屈服应力  $t_y$ 。 $t_y$  取决于激活区 MR 流体(MRF-336AG)中的磁通密度  $B_f$ ，近似地可用下列 4 阶多项式来表示

$$t_y = 43.44B_f^4 - 178.12B_f^3 + 183.74B_f^2 - 3.02B_f \quad (19)$$

式中，磁通密度的单位是 T，屈服应力的单位是 kPa。该公式来自于对 LORD 公司提供 MR 流体数据的拟合。

为了确定磁场激活区的长度以及相应的磁通密度，利用在 ANSYS 软件建立了包括活塞、缸体以及间隙的阻尼器有限元模型，图 5 是低碳钢和 MR 流体的  $B-H$  曲线，图 6 则给出了当电流为 1.5 A 时的活塞、缸体以及间隙间的磁通密度分布。下表列出了不同应用电流情况下的激活区的磁通密度。

表 不同应用电流情况下的激活区的磁通密度和 MR 流体行为指数

应用电压 $U/V$	磁通密度 $B/T$	屈服应力 $t_y/kPa$	激活区长度 $L/mm$	MR 流体 行为指数
1.5	0.219	6.38	15.0	1.0
3.0	0.433	20.20	15.0	1.0
4.5	0.694	36.94	17.0	1.0
6.0	0.853	43.50	20.0	0.9

根据表所获得的屈服应力，求解方程式(14)~(16)所构成的方程组，获得了图 4 所示的仿真结果。从图 4 可以看出，当电压比较低时(1.5 V，3.0 V)，计算结果与试验结果吻合很好。在电压为 4.5 V 的情况下，理论与试验结果也具有比较好的一致性。但当电压为 6 V 时，线圈中的电流也比较大，磁场趋于饱和，用流体行为指数  $n=1.0$  来模拟会产生比较大的误差，改用  $n=0.9$  则减小了计算误差。

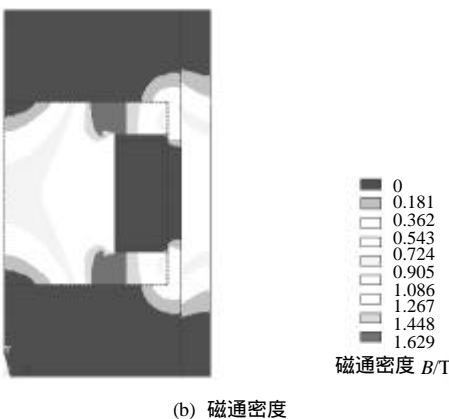
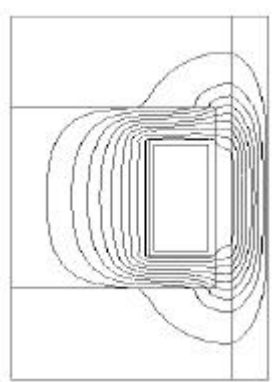
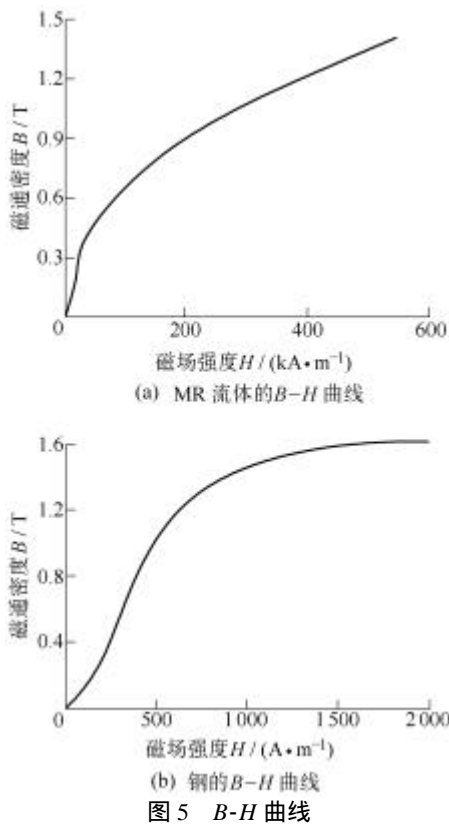


图 6 电流为 1.5 A 时的活塞、缸体以及间隙间的磁通路径和磁通密度

### 3 跌落碰撞试验与仿真

重物跌落试验台是一种研究 MR 阻尼器在冲击

载荷下响应的有效装置，它的最大优点就是碰撞能量容易控制。图 7 是一种落锤试验装置<sup>[7]</sup>，重物沿钢丝绳形成的导轨滑下，撞击在 MR 阻尼器上，通过记录仪器记录活塞速度、活塞位移等试验数据。跌落重物的质量为 25 kg。图 8 为 12.7 mm 机枪 MR 后坐阻尼器。

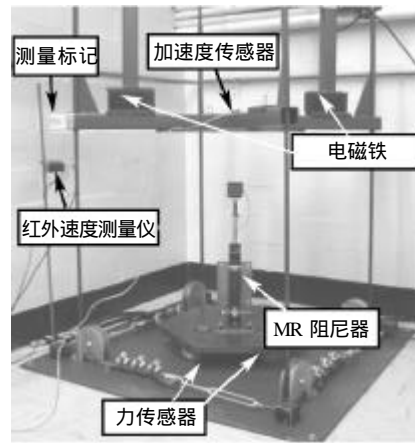


图 7 MR 后坐冲击阻尼器的跌落试验



图 8 12.7 mm 机枪 MR 后坐阻尼器

图 9 和图 10 给出了撞击速度为 2 133.6 m/s 情况下的试验结果和仿真结果。当电流为 1 A 和 2 A 时，理论和试验结果有较好的一致性。当电流为 3 A 和 4 A 时，由于磁流体阀中的磁场趋于饱和，流体行为指数选取了  $n = 0.9$ ，这时的理论与试验结果显示出了一定的误差。

对该阻尼器的 MR 阀的磁场有限元分析表明，当磁场趋于饱和时，流口内的磁通密度的不均匀性增加，由于计算模型假设在激活区的 MR 流体具有一致的磁通密度，这必然造成计算误差。另外，摩擦以及其他一些不确定因素也会引起计算误差。再者，所建立的是一种准静态模型，未考虑 MR 阻尼器的动态响应特性，这对于高阻尼力、活塞具有大的加速度的情况，也必然会造成计算误差。建立一种能够恰当描述激活区 MR 流体磁通密度不均匀性、并考虑活塞加速度影响的 MR 阻尼器模型，是未来的重点研究方向。

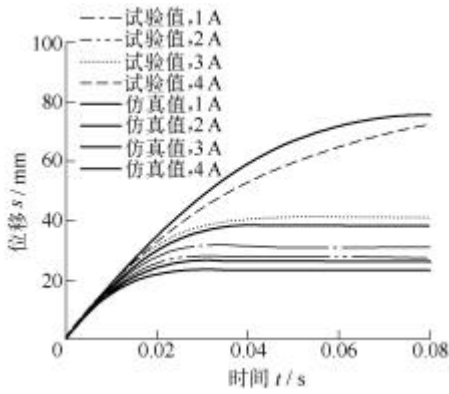


图 9 跌落试验下的活塞杆行程理论与试验对比

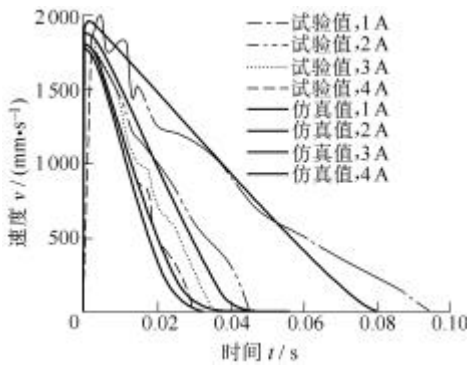
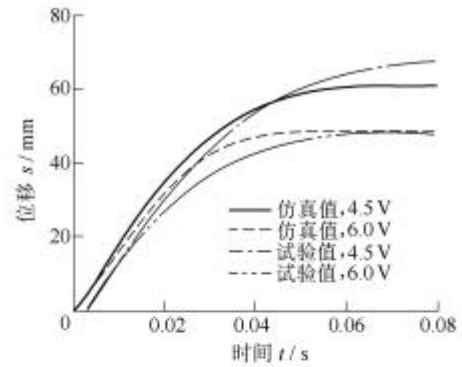
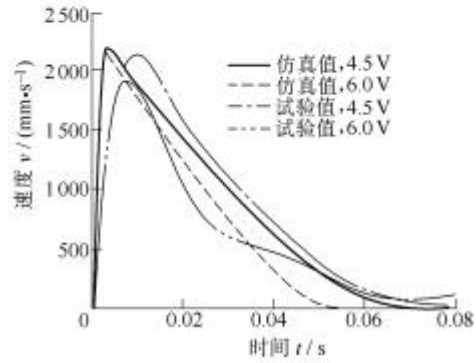


图 10 跌落试验下的活塞杆速度理论与试验对比



(a) 活塞位移与时间



(b) 活塞速度与时间

图 11 作为 12.7 mm 机枪后坐阻尼器的测试结果

### 4 12.7 mm 机枪枪管后坐试验与仿真

将该阻尼器安装在 12.7 mm 机枪上(图 8) ,进行了射击试验 ,以研究 MR 阻尼器用于枪炮反后坐装置的可能性。为了对试验进行模拟 ,建立了如下运动方程<sup>[10]</sup>

$$m_h \frac{d^2x}{dt^2} = F_{pt} - F_d \tag{20}$$

- 式中  $m_h$  ——后坐部分质量
- $x$  ——后坐行程
- $F_{pt}$  ——炮膛合力
- $F_d$  ——MR 阻尼器所产生的后坐阻力

$$F_{pt} = F_t - F_{zm} - F_{dz} \tag{21}$$

- 式中  $F_t$  ——火药气体作用在膛底的大力
- $F_{zm}$  ——火药气体作用药室锥面上的轴向分力
- $F_{dz}$  ——弹丸对膛线作用的轴向分力

图 11 给出了理论与试验的对比结果。可以看出 ,理论与试验结果的一致性程度 ,与跌落试验结果相仿。

### 5 结论

将 MR 阀的流动模型和 MR 阀的磁场有限元模型相结合 ,获得了不同磁场作用下阻尼力随活塞速度的变化规律 ,利用这些规律对阻尼器的落锤撞击试验和实弹射击试验进行了数值仿真。

理论与试验结果的对比指出 ,在低磁场作用的情况下 ,使用 MR 流体行为指数  $n=1.0$  ,计算可以获得与试验结果好的一致性。当磁场趋于饱和时 ,需要调整 MR 流体行为指数的取值  $n=0.9$  ,可以获得与试验数据较为接近的结果。

当把所研究的阻尼器用作 12.7 mm 枪的后坐阻尼器时 ,理论与试验结果均指出 ,在 10 ms 以内的枪后坐起始阶段 ,对 MR 阻尼器无论采用什么大小的电流输入 ,后坐速度和位移均无明显区别 ,在这段时间内进行实时控制是不可能的。

### 参 考 文 献

- [1] CARLSON J D. What makes a good MR fluid[J]. Journal of Intelligent Material Systems & Structures, 2002, 13(7-8) : 431-435.
- [2] CARLSON J D. Critical factors for MR fluids in vehicle systems[J]. International Journal of Vehicle Design, 2003, 33(1-3) : 207-217.

- [3] XU Z D, SHEN YP. Intelligent bi-state control for the structure with magnetorheological dampers[J]. *Journal of Intelligent Material Systems & Structures*, 2003, 14(1) : 35-42.
- [4] GORDANINEJAD F, KELSO SHAWN P. Magneto-rheological fluid shock absorbers for HMMWV[C]// *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers*, 2000, USA, 3 989 : 266-273.
- [5] CHOI Y T, WERELEY NORMAN M. Vibration control of a landing gear system featuring electrorheological/magneto-rheological fluids[J]. *Journal of Aircraft*, 2003, 40(3) : 432-439.
- [6] AHMADIAN M, POYNOR C. An evaluation of magneto-rheological dampers for controlling gun recoil dynamics[J]. *Shock and Vibration*, 2001, 8 : 147-155.
- [7] JAMES A N, AHMADIAN M. Behavior of magneto-rheological fluid subject to impact and shock loading[C]// 2003 ASME International Mechanical Engineering Congress, Washington, D.C., 2003 : 115-121.
- [8] LEE D Y, WERELEY NORMAN M. Quasi-steady Herschel-Bulkley analysis of electro- and magneto-rheological flow mode dampers[J]. *Journal of Intelligent Material Systems & Structures*, 2000, 10(10) : 761-769.
- [9] CHOI S B HAN. MR seat suspension for vibration control of a commercial vehicle[J]. *Int. J. of Vehicle Design*. 2003, 31(2) : 202-215.
- [10] 高树滋, 陈运生, 郑建国. 火炮反后坐装置设计[M]. 北京: 兵器工业出版社, 1995.

## MODELING AND ANALYSIS OF A MAGNETO-RHEOLOGICAL SHOCK DAMPER

HOU Baolin<sup>1</sup> MEHDI Ahmadian<sup>2</sup>

(1. *School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094;*  
2. *Department of Mechanical Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA 24061, USA*)

**Abstract :** A magneto-rheological (MR) shock damper for a 12.7 mm machine gun test application is discussed. Based on Herschel-Bulkley shear model, a one-dimensional axisymmetric laminar flow model of the MR damper is constructed. The finite element analysis of magnetic field of the MR valve of the damper is done via ANSYS package, and the magnetic flux density of the annular duct of the MR valve is obtained. Combining the MR fluid flow model and the FEM model of the MR valve, the relation curves of damping force and piston velocity of the MR damper is computed. Using the force-velocity characteristics of the MR damper, a drop-mass impact test and a 12.7 mm gun firing test for the MR recoil damper is numerically simulated. The theoretical and experimental results are compared, and it indicates that good consistency between test and simulation can be achieved when applied magnetic field is low.

**Key words :** Magneto-rheological (MR) damper

Shock load Numerical simulation

作者简介: 侯保林, 男, 1965 年出生, 博士, 副教授。主要研究方向为现代机械设计及理论, 机械结构的振动与控制。

E-mail : baolin\_hou@yahoo.com.cn