

# 磁流变液高剪切率特性测试方法及装置<sup>\*</sup>

彭志召, 张进秋, 高永强, 张磊

(装甲兵工程学院技术保障工程系 北京, 10072)

**摘要** 为了研究磁流变液(magnetorheological fluid,简称 MRF)在高剪切率应用场合的流变特性,设计了一种基于流动模式的 MRF 流变特性测试装置。利用平行板模型得到了 MRF 的性能参数关于阻尼通道的结构参数、压力梯度的解析解,并分析了流体的流态变化,为高剪切率条件下 MRF 流变特性的测试提供了理论依据。通过实验得到了阻尼通道中磁感应强度与励磁电流的关系,分析并排除了 MRF 流变特性测试的影响因素。最后,使用该装置对本研究小组配置的 MRF 试样进行了测试。结果表明,MRF 的剪切屈服强度随活塞速度的增大而减小,设计的流变测试装置的剪切率可达到  $2.5 \times 10^5/s$ ,能满足高剪切率条件下 MRF 流变性能测试的特殊要求。

**关键词** 磁流变液;流变特性;剪切率;流变仪

**中图分类号** TH16;TB381

## 引言

磁流变阻尼器件是 MRF 研究最集中、进展最快的应用领域,涉及到车辆悬架、制动器、武器系统和土木工程结构等,对于不同的应用,MRF 工作时的流速及剪切率有很大的区别。例如,坦克、重型越野车辆悬挂系统<sup>[1]</sup>、火炮炮筒的后坐力减振系统<sup>[2-4]</sup>,在冲击性载荷下,MRF 的流速高,剪切率可以超过  $10^5/s$ 。在这种极端条件下,MRF 可能会表现出与低流速、低剪切率条件下不同的特性。文献[1]的实验结果表明,阻尼器工作于高频时,流过缝隙的 MRF 速度很高,磁流变效应随之弱化,可控阻尼力下降。文献[5]的冲击实验表明,当阻尼器的活塞速度低于某一定值时,阻尼力才可控,并且阻尼力是否可控与场强关系不大。目前,针对 MRF 低剪切率流变特性的检测已有较多研究,而对 MRF 在高速剪切极端条件下的流变特性研究相对较少,其中重要的一个原因就是缺乏相应的流变特性测试实验设备。

按照 MRF 工程应用的工作模式,MRF 流变特性的检测分为:剪切模式、挤压模式和流动模式。基于剪切模式的测试方法主要分成两类:同心圆筒旋转式和平行碟片旋转式。剪切速率的非线性、端面

效应、壁面滑移效应等问题使这种方法不能用于高剪切率下流变性能的测试。基于挤压模式的流变特性测试仪器和实验装置不多,挤压模式下 MRF 的特性测试可以借鉴文献[6]对电流变液特性的测试。流动模式是大多数磁流变器件采用的工作模式,可利用这种模式测试 MRF 的流变特性。文献[7]中设计了一种细长狭缝管道流变测试装置,只适合于强磁场下准静态屈服应力的测量,且在模型建立过程中进行了比较粗略的简化。文献[8]设计了一种细长狭缝测试装置,剪切率范围为  $7\ 000 \sim 2.5 \times 10^5/s$ ,但存在结构复杂、MRF 加注不方便、无法控制温度等缺点。为了研究 MRF 的高速剪切特性,指导 MRF 在实际工程的应用,笔者基于流动模式建立了 MRF 流变特性精确测试方法并设计了实验装置,该装置的剪切速率范围为  $1\ 000 \sim 2.5 \times 10^5/s$ 。

## 1 MRF 流变特性测试装置结构设计

磁流变阻尼器是 MRF 的一个最主要的应用方向,为了贴近实际应用,笔者设计的 MRF 剪切屈服强度测试装置与常用的环形缝隙磁流变阻尼器结构类似,如图 1 所示。由于腔中活塞杆体积的变化,在活塞运动速度大小相同的情况下,在测试装置的

<sup>\*</sup> 国防预研项目

收稿日期:2012-04-17;修回日期:2012-06-18

拉伸行程和压缩行程,液体流过缝隙的流速不一致,笔者仅将压缩行程用于测试。设计的 MRF 剪切屈服强度测试装置的主要参数为:活塞半径  $R_p = 27.5 \text{ mm}$ ; 缝隙高度  $h = 1 \text{ mm}$ ; 缝隙中径  $r = 18 \text{ mm}$ ; 缝隙长度  $L = 8 \text{ mm}$ 。

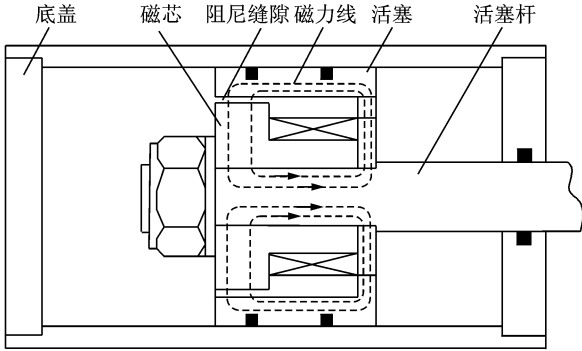


图1 磁流变液测试装置结构示意图

Fig. 1 Schematic of MRF testing device

## 2 MRF 流变特性测试原理

### 2.1 基于流动模式的 MRF 流变特性测试原理

测试装置的流变通道为环形缝隙,缝隙的高度远小于其直径,可以将环形缝隙近似为平行平板模型,以环形缝隙的中径  $r$  计算缝隙的周长  $2\pi r$  作为平行平板的宽度。文献[9]指出,将环形缝隙近似为平行平板模型所带来的最大误差小于 5%。

MRF 的流动特性常用 Bingham 模型来描述

$$\tau = \tau_0 \operatorname{sgn}(\dot{\gamma}) + \eta \dot{\gamma} \quad (1)$$

其中: $\tau$  为 MRF 的剪切应力; $\tau_0$  为 MRF 的剪切屈服强度; $\eta$  为流体的动力粘度; $\dot{\gamma}$  为流体的剪切率。

MRF 在两平板之间的速度剖面以及流体内的剪应力分布如图 2 所示。流速分布用数学方程<sup>[10]</sup>

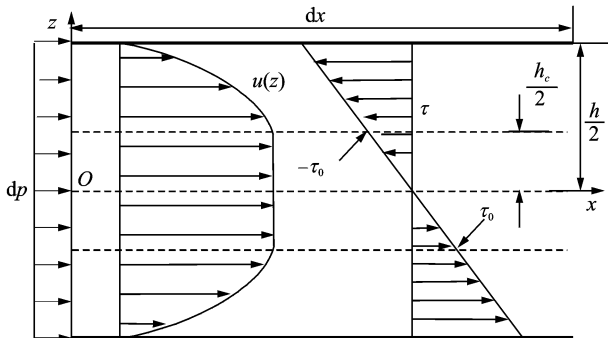


图2 平行平板间 MRF 的流速与剪应力分布

Fig. 2 Distribution of velocity and shear stress of MRF flowing through fixed parallel plates

描述为

$$u = \begin{cases} \frac{1}{2\eta} \frac{dp}{dx} \left[ z^2 - \left( \frac{h}{2} \right)^2 \right] + \frac{\tau_0}{\eta} \left( |z| - \frac{h}{2} \right) & \left( \frac{h_c}{2} \leq |z| \leq \frac{h}{2} \right) \\ -\frac{1}{8\eta} \left( \frac{dp}{dx} \right)^{-1} \left[ \left( h \frac{dp}{dx} \right) + 2\tau_0 \right]^2 & \left( |z| \leq \frac{h_c}{2} \right) \end{cases} \quad (2)$$

其中: $h_c$  为未屈服层的厚度,且

$$h_c = -2\tau_0 \left( \frac{dp}{dx} \right)^{-1} \quad (3)$$

将截面速度分布曲线沿  $z$  轴积分得到流体的平面流速  $Q_s$ , 变形为

$$\left( \frac{dp}{dx} \right)^3 + \left( \frac{12\eta Q_s}{h^3} + \frac{3\tau_0}{h} \right) \left( \frac{dp}{dx} \right)^2 - 4 \left( \frac{\tau_0}{h} \right)^3 = 0 \quad (4)$$

令  $\tau_0 = 0$ , 式(4)即简化为牛顿流体的压力梯度计算式

$$\frac{dp}{dx} = -\frac{12\eta Q_s}{h^3} \quad (5)$$

利用式(5)可测试 MRF 的零场黏度。将式(4)无量纲化为

$$T^{*3} - \frac{3}{4} P^{*2} T^* + \frac{1}{4} (P^{*3} - P^{*2}) = 0 \quad (6)$$

其中: $P^*$ ,  $T^*$  为无量纲压差和无量纲屈服应力,且

$$P^* = -\frac{dp}{dx} \frac{h^3}{12Q_s\eta} \quad (7a)$$

$$T^* = \frac{\tau_0 h^2}{12Q_s\eta} \quad (7b)$$

若按照大多数文献在建立阻尼器力学模型时将式(6)简化成  $P^* = 1 + 3T^*$ , 则会带来测试误差。

令  $a = -\frac{3}{4} P^{*2}$ ,  $b = \frac{1}{4} (P^{*3} - P^{*2})$ , 式(6)变为

$$T^{*3} + aT^* + b = 0$$

此式可以通过三角变换<sup>[11]</sup>来求解

$$4\cos^3\theta - 3\cos\theta - \cos 3\theta \equiv 0$$

令

$$T^* = m\cos\theta \quad (8)$$

则  $m^3\cos^3\theta + am\cos\theta + b \equiv 4\cos^3\theta - 3\cos\theta - \cos 3\theta$ , 因此

$$\frac{4}{m^3} = -\frac{3}{am} = -\frac{\cos(3\theta)}{b}, \text{ 得到 } m = 2\sqrt{-\frac{a}{3}} =$$

$$P^*, \cos(3\theta) = \frac{3b}{am} = \frac{1-P^*}{P^*}. \text{ 由式(8)可知 } \cos\theta =$$

$$\frac{T^*}{P^*} = -\frac{\tau_0}{h} \left( \frac{dp}{dx} \right)^{-1}$$

令式(3)中  $h_c = h$ , 可得  $\frac{dp}{dx} = -\frac{2\tau_0}{h}$ , 其物理意义

是使得 MRF 在平行板间流动所需要的最小压力梯度。于是有  $0 < \cos\theta < \frac{1}{2}$ , 所以  $\frac{\pi}{3} < \theta < \frac{\pi}{2}$ , 从而  $\pi < 3\theta < \frac{3\pi}{2}$ , 余弦函数在此区间上是单调的。  $T^*$  可以用  $P^*$  来表示

$$T^*(P^*) = P^* \cos\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{1}{3} \arccos\left(\frac{1-P^*}{P^*}\right)\right) \quad (9)$$

联立式(7),(9)可知,在  $h, \eta, Q_s$  已知的条件下只需测试平行平板缝隙两端的压差,就可以计算出 MRF 的剪切屈服强度  $\tau_0$ 。

### 2.2 流态确定

流体在高速流动时,流动状态有可能发展为湍流。建立的 MRF 剪切屈服强度测试原理是基于层流模型建立的,只适用于层流分析。因此,MRF 流动状态的确定直接关系到数学模型应用的正确性。

雷诺数定义为

$$Re = \frac{\rho u_m D_h}{\eta} \quad (10)$$

其中: $\rho$  为液体的密度; $u_m$  为液体的平均流速; $D_h$  为阻尼通道的水力直径。

对于非圆形通道

$$D_h = \frac{4A_c}{P_w} \quad (11)$$

其中: $A_c, P_w$  分别为阻尼通道的截面积和湿周,对于环形缝隙,可以近似计算为  $A_c \approx 2\pi rh, P_w \approx 4\pi r$ , 因此  $D_h \approx 2h$ 。

平均流速  $u_m$  的计算式为

$$u_m = \frac{Q_s}{h} = \frac{A_p v}{2\pi r h} \quad (12)$$

其中: $A_p$  为活塞截面积; $v$  为活塞相对缸体的速度。

综合以上可得

$$Re = \frac{A_p v \rho}{\pi r \eta} \quad (13)$$

取  $\eta = 0.13 \text{ Pa} \cdot \text{s}, \rho = 3 \text{ g/cm}^3$ , 可计算活塞速度为  $2 \text{ m/s}$ (对应的液体平均流速约为  $42 \text{ m/s}$ )时,雷诺数约为  $1\,939$ ,仍低于临界值  $2\,000$ 。可见在活塞速度低于  $2 \text{ m/s}$  时,基于层流假定而建立的数学模型是成立的,可用于剪切屈服强度的测试。

### 2.3 剪切率的范围

基于剪切模式的流变仪由于离心力的作用,液体与壁面的滑移效应问题限制了剪切率的范围,文献[12]中设计的流变仪的剪切率最大只有  $350/\text{s}$ ,

文献[13]设计的流变仪的剪切率最大可达  $1\,000/\text{s}$ 。由式(2)可得

$$\dot{\gamma} = \frac{du}{dz} = \frac{z}{\eta} \frac{dp}{dx} + \frac{\tau_0}{\eta} \quad \left(\frac{h_c}{2} \leq z \leq \frac{h}{2}\right) \quad (14)$$

令  $z = h/2$  并取绝对值,可得最大剪切率  $\dot{\gamma}_{\max}$  为

$$\dot{\gamma}_{\max} = \left| \frac{h}{2\eta} \frac{dp}{dx} + \frac{\tau_0}{\eta} \right| \quad (15)$$

式(9)的反函数为

$$P^*(T^*) = \frac{2}{3} (1 + 3T^*) \times \left( \cos\left(\frac{1}{3} \arccos\left(1 - \frac{54T^{*3}}{(1 + 3T^*)^3}\right)\right) + \frac{1}{2} \right) \quad (16)$$

联立式(7),(15),(16)可以计算不同平均流速下的最大剪切率。若令  $\tau_0 = 0 \text{ kPa}$ , 得到最大剪切率为

$$\dot{\gamma}_{\max} = \frac{6u_m}{h} \quad (\tau_0 = 0) \quad (17)$$

由式(17)可知,零场条件下 MRF 的最大剪切率只与流体平均流速和缝隙高度有关,而与黏度等液体参数无关。图 3 绘制了  $\tau_0 = 0 \sim 60 \text{ kPa}$  时,流变通道中最大剪切率随平均流速的变化关系。

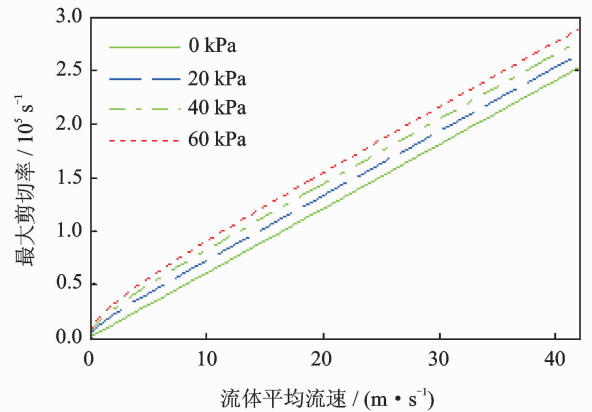


图 3 最大剪切率随平均流速的变化

Fig. 3 Maximum shear rate vs. mean fluid velocity

可以看出,设计的流变仪在零场条件下, MRF 的最大剪切率可达  $2.5 \times 10^5/\text{s}$ 。随着剪切屈服强度的上升,最大剪切率也有一定的上升,但上升幅度有限,零场条件下的剪切率占主导地位。

### 2.4 流变通道中磁感应强度的确定

MRF 的流变特性归根结底是其剪切屈服强度与磁感应强度(磁场强度)的关系。磁路中涉及的材料有 MRF、电工纯铁和合金钢等,这些材料的相对

磁导率都不是常量,而是随着磁场强度等磁场参数的变化呈现非线性,因此不能按照以往线性化的方法来简单估算缝隙中的磁感应强度。对磁场的计算通常采用有限元仿真的方法,但仿真模拟的是理想条件下的磁场,难以考虑装配间隙等因素造成的磁漏、磁损耗。笔者通过实验测量来确定阻尼缝隙中的磁感应强度,具体方法如下:将仪器倒置,拧开底盖,给励磁线圈加载不同电流,利用特斯拉计伸入阻尼缝隙测量磁感应强度,经多次测量取平均值,再对平均值进行多项式拟合得到流变通道中的磁感应强度与励磁电流的关系。图 4 为测试值与拟合值的对比。

$$B = -0.0605I^4 + 0.4188I^3 - 1.0855I^2 + 1.2703I - 0.0025 \quad (0 \leq I \leq 2)$$

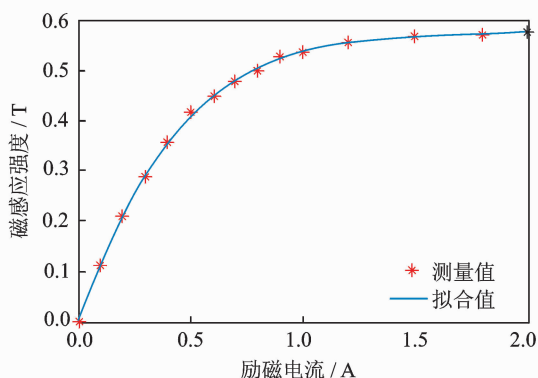


图 4 磁感应强度与励磁电流的关系

Fig. 4 Magnetic flux density vs. electrical current

### 3 影响因素分析

MRF 剪切屈服强度测试的关键在于获得流变通道两端的压差,压差通过阻尼力的方式反映出来。仪器处于稳定工况时,阻尼力与外界作用力是一对作用力与反作用力,因此可以通过测得活塞杆上的作用力来获得阻尼力,进而流变通道两端的压差  $\Delta P_{mr}$  为

$$\Delta P_{mr} = (F - F_f - A_p \Delta P_\eta) / A_p \quad (18)$$

其中:  $F$  为总阻尼力;  $F_f$  为摩擦力;  $\Delta P_\eta$  为非流变通道的压差。

#### 3.1 结构因素

结构因素对阻尼力的影响即为式(18)中的  $\Delta P_\eta$ , 主要包括两部分: a. 在流体流经的通道内,线圈与活塞体之间的环形通道以及  $n$  个圆柱形通孔所产生的沿程阻尼; b. 流体在改变方向、骤扩、骤缩时

所引起的能量损耗。虽然这两部分都有理论计算公式或经验估算公式,但是还需由实验来确定相关的参数值,增加了实验的复杂性。

#### 3.2 摩擦因素

摩擦力包括活塞杆与密封装置之间的摩擦以及活塞与缸体之间的摩擦。随着仪器的使用,摩擦力会有明显变化,虽然可以在灌注 MRF 前进行空载实验测取,但由于 MRF 的润滑特性会影响摩擦力的大小,使得空载时测得的摩擦力与真实大小不符。

#### 3.3 温度因素

温度主要对 MRF 的黏度和剪切屈服强度产生影响。对于不同的应用对象或使用环境, MRF 的工作温度会有明显的区别。普通的流变仪难以控制 MRF 的工作温度,而笔者设计的流变仪可以整装置在恒温箱中通过保温来实现温度的控制。当然,忽略流变仪将机械能转化为热能耗散所引起的温度轻微上升。

#### 3.4 影响因素的排除与控制

MRF 剪切屈服强度的测试受结构因素、摩擦因素和温度因素的影响,在制定实验规程时要考虑排除或控制这些因素。

为了排除结构因素与摩擦因素的影响,设计了一个磁芯,用于在 MRF 剪切屈服强度测试前,测取摩擦力及非流变通道压差引起的阻尼力,装配好的活塞如图 5 所示。铁芯仅起到固定线圈的作用,铁芯与活塞体之间的环形通道比线圈与活塞体之间的环形通道的截面积大得多,忽略其造成的压降及能量损耗。

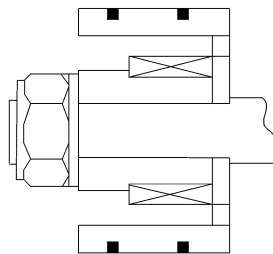


图 5 改装的活塞

Fig. 5 Piston used to test friction and minor losses

为了实现对温度的控制,装置中嵌入了温度传感器,用环氧树脂将其封装于活塞杆上靠近活塞的锥形孔中。图 6 为封装前的实物照片。在阻尼力测

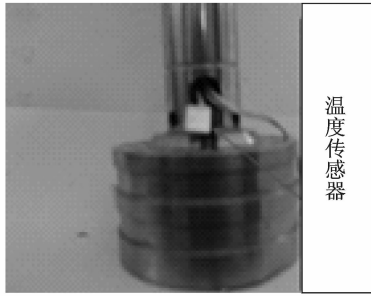


图 6 嵌入的温度传感器

Fig. 6 Temperature sensor mounted near piston

试前,先将流变仪置于恒温箱中保温 1 h,取出后迅速测量所需的阻尼力并监测温度值,若温度出现明显变化,重复保温、测试的过程直至测试任务完成。

使用该装置对本研究小组制备的 MRF 试样进行了测试,当温度为 50 °C 时,摩擦力及沿程阻尼力随活塞速度的变化关系如图 7 所示,对数据拟合后可得到

$$F_{f\&\eta} = 252.83v + 142.85$$

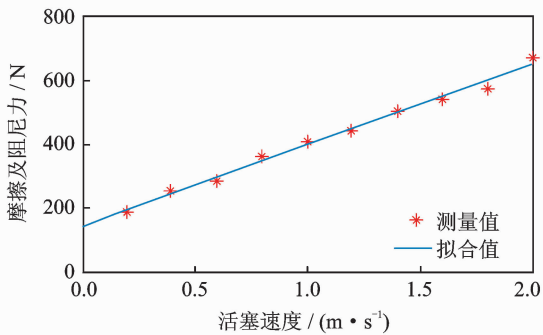


图 7 摩擦力及沿程阻尼力随活塞速度的变化

Fig. 7 Sum of friction and minor losses vs. piston velocity

## 4 实验结果

### 4.1 测试系统构成

MRF 流变特性测试系统由实验台、直流电源、拉压力传感器、信号采集系统及计算机构成,如图 8 所示。

### 4.2 表观黏度的测试

黏度一般表示成与剪切率的关系,联立式(5),(12),(17)可得 MRF 的零场表观黏度为

$$\eta = \frac{dp}{dx_\gamma} \frac{h}{2\dot{\gamma}_{max}} \quad (19)$$

图 9 为自行制备的 MRF 在温度为 50 °C 时,零

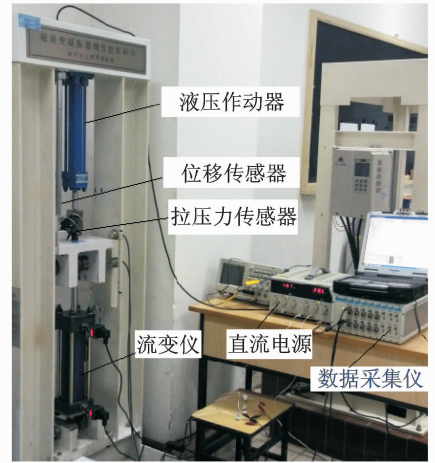


图 8 MRF 流变学特性实验设备

Fig. 8 Photograph of the experimental set-up

场表观黏度随剪切率的变化。可以看出,剪切率较小时,MRF 的剪切致稀较为明显,剪切率较大时,表观黏度基本趋于稳定。

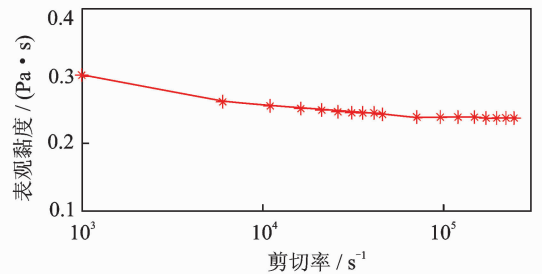


图 9 零场表观黏度随剪切率的变化

Fig. 9 Apparent viscosity without magnetic field vs. shear rate

### 4.3 剪切屈服强度的测试

剪切屈服应力是 MRF 的主要参数,它决定了阻尼的可调范围。除了磁场、温度等因素会对 MRF 的剪切屈服强度产生影响外,MRF 在流变通道中流过的时间(即驻留时间)是衡量 MRF 能否有足够的暴露时间在垂直作用磁场下并充分发生流变效应的重要依据。驻留时间<sup>[14]</sup>的计算公式为

$$t_{dwell} = \frac{L}{u_m} \quad (20)$$

文献[15]通过对 MRF 阻尼器的响应时间进行研究,指出 MRF 的响应时间一般为 1~2 ms。MRF 的驻留时间必须大于其对磁场的响应时间才能保证流变效应的充分发挥。文献[8]指出驻留时间小于 1 ms 时,MRF 的剪切屈服强度会出现明显

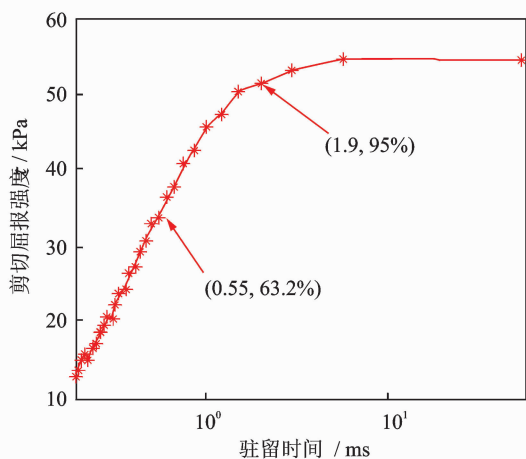


图10 剪切屈服强度随驻留时间的变化

Fig. 10 Yield stress vs. dwell time

的下降,而剪切率对剪切屈服强度的影响不大。从文献[13]提供的数据来看,MRF的剪切屈服强度也没有随着剪切率的增大而出现明显的变化。因此笔者将MRF的剪切屈服强度表示成随驻留时间的变化,如图10所示,测试温度为 $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,磁感应强度为 $0.57\text{ T}$ 。由图可知,当驻留时间足够长时,剪切屈服强度约为 $54.5\text{ kPa}$ ,而用旋转式测试仪<sup>[16]</sup>测得该MRF样本的屈服强度为 $52\text{ kPa}$ ,结果较为接近但存在一定误差,主要原因是旋转式测试仪在建立测试原理的过程中经过了简化和近似处理。当驻留时间为 $1.9\text{ ms}$ 时,剪切屈服强度下降为 $95\%$ ;当驻留时间为 $0.55\text{ ms}$ 时,剪切屈服强度下降为 $63.2\%$ 。可见,为了使MRF充分发挥流变效应,驻留时间应该大于 $2\text{ ms}$ 。

## 5 结束语

利用平行板模型得到了MRF的性能参数关于阻尼通道的结构参数和压力梯度的解析解,为测试装置的设计奠定了理论基础,此结论也可运用到MRF阻尼装置建立更精确的力学模型。

分析了阻尼通道中MRF的流动状态,平均流速达到 $42\text{ m/s}$ 时,雷诺数仍低于 $2\text{ 000}$ ,MRF处于层流状态,为基于层流假定而建立的数学模型提供了理论支撑。

设计的MRF流变特性测试装置与常用的环形缝隙磁流变阻尼器结构类似,为MRF流变特性测试拓宽了思路。所设计的测试装置液体加注方便,嵌入了温度传感器,可以整装置在恒温箱中保温实

现温度控制。

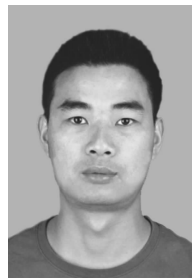
设计的MRF流变特性测试装置的剪切率范围为 $1\text{ 000}\sim 2.5\times 10^5/\text{s}$ ,能用于对高剪切率、高流速条件下MRF特性的实验研究。

利用设计的流变特性测试装置测试了自行制备的MRF。结果表明,剪切率较低时,MRF的黏度表现出明显的剪切致稀,随剪切率增大而趋于稳定;剪切屈服强度在驻留时间小于 $2\text{ ms}$ 时出现明显的下降。因此,在高流速或冲击性应用条件下,MRF阻尼器件的设计必须要考虑驻留时间,以保证阻尼力的可控性。

## 参 考 文 献

- [1] 张进秋,王洪涛,冯占宗,等. 车用双筒盘形缝隙式磁流变液减振器阻尼特性实验研究[J]. 兵工学报,2009,30(11): 1488-1492.  
Zhang Jinqiu, Wang Hongtao, Feng Zhanzong, et al. Experimental study on damping characteristics of the twin-tube magneto-rheological fluid damper with disc type orifice for the vehicles[J]. Acta Armamentarii, 2009,30(11):1488-1492. (in Chinese)
- [2] Facey W B, Rosenfeld N C, Choi Y T, et al. Design and testing of a compact magnetorheological damper for high impulsive loads[C]// Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions. Beijing, China: [s. n.],2004.
- [3] 侯保林. 某火炮磁流变缓冲阻尼器的设计与分析[J]. 兵工学报,2006,27(4): 613-616.  
Hou Baolin. Design and analysis of a gun recoil magnetorheological damper [J]. Acta Armamentarii, 2006, 27(4): 613-616. (in Chinese)
- [4] 胡红生,王昊,蒋学争,等. 火炮磁流变后坐阻尼器的设计与可控性分析[J]. 振动与冲击,2010,29(2): 184-188.  
Hu Hongsheng, Wang Jiong, Jiang Xuezheng, et al. Design and controllability analysis of a gun magneto-rheological recoil damper[J]. Journal of Vibration and Shock, 2010,29(2):184-188. (in Chinese)
- [5] Norris J A. Behavior of magnetorheological fluids subject to impact and shock loading[D]. Blacksburg, VA: Virginia Polytechnic Institute and State University, 2003.
- [6] 茅海荣,孟永钢,田煜. 电流变液抗压效应的实验研究[J]. 清华大学学报:自然科学版,2002,42(11):1441-

1443.  
Mao Hairong, Meng Yonggang, Tian Yu. Compression resistance of electrorheological fluid[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 2002,42(11):1441-1443. (in Chinese)
- [7] 金昀,唐新鲁,王晓杰,等.磁流变液屈服应力的管道流测试方法研究[J].实验力学,1998,13(2):168-173.  
Jin Yun, Tang Xinlu, Wang Xiaojie, et al. Measurement methods of magnetorheological fluids's yield stress in fixed magnetrode configuration[J]. Journal of Experimental Mechanics, 1998, 13(2): 168-173. (in Chinese)
- [8] Goncalves F D, Ahmadian M, Carlson J D. Investigating the magnetorheological effect at high flow velocities [J]. Smart Mater Structure, 2006(15):75-85.
- [9] Yang G. Large-scale magnetorheological fluid damper for vibration mitigation: modeling, testing and control [D]. Notre Dame, IN: University of Notre Dame, 2001.
- [10] 欧进萍. 结构振动控制[M].北京:科学出版社,2003:309-322.
- [11] Beyer W H. CRC handbook of mathematical sciences [M]. 6th Edition. Boca Raton, FL: CRC Press, 1987:1-100.
- [12] 常建,杨运民,彭向和,等.一种磁流变液流变特性测试装置的研究[J].仪器仪表学报,2001,13(2):168-173.  
Chang Jian, Yang Yunmin, Peng Xianghe, et al. Research on a magnetorheological fluid rheological property testing device[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2001,13(2): 168-173. (in Chinese)
- [13] 廖昌荣,张红辉,余森,等.磁流变液的流变学特性检测方法研究[J].仪器仪表学报,2008,29(12):168-173.  
Liao Changrong, Zhang Honghui, Yu Miao, et al. Study on test methodology and instrument for rheological properties of magneto-rheological fluids[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2008,29(12): 168-173. (in Chinese)
- [14] Bullough W A, Peel D J, Spronston J L, et al. An ER long-stroke damper for vehicle suspension applications [C]// Proceedings of IMECE. Chicago, Illinois: [s. n.], 1994.
- [15] Jeon D, Park C, Park K. Vibration suppression by controlling an MR damper[C]// Proceeding of the 6th International Conference on ER Fluids, MR Suspensions and Their Applications. [S. l.]: World Scientific, 1998:853-860.
- [16] 张进秋,张建,孔亚男,等.旋转式磁流变测试仪的设计与研究[J].机械设计与制造,2011,3:43-45.  
Zhang Jinqiu, Zhang Jian, Kong Yanan, et al. Design and study of rotary magnetorheological fluid testing device[J]. Machinery Design & Manufacture, 2011, 3:43-45. (in Chinese)



**第一作者简介:**彭志召,男,1985年9月生,博士研究生。主要研究方向为振动测试、分析与控制。曾发表《基于虚拟仪器的滚动轴承故障诊断》(《轴承》2010年第7期)等论文。

E-mail: zhizhao8593@139.com