

新型机电惯容器抗振性能仿真与实验研究*

杨晓峰, 颜 龙, 沈钰杰, 刘雁玲, 刘昌宁

(江苏大学汽车与交通工程学院 镇江, 212013)

摘要 针对传统滚珠丝杠式机电惯容器换向时存在的惯性逆效应, 提出一种可稳态切换的新型滚珠丝杠式机电惯容器设计方法。首先, 介绍了新型机电惯容器的结构与工作原理, 依据滚珠丝杠式惯容器与旋转电机的动力学模型, 建立了机电惯容器的动态模型; 其次, 基于新机电相似理论, 仿真分析外接不同电容下的机电惯容器力学性能输出, 研究电机电感与电阻对力学性能输出的影响规律; 最后, 对比传统机电惯容器与稳态切换式机电惯容器, 分别在有、无外接负载的工况下进行力学性能测试。结果表明, 稳态切换式机电惯容器可以较好地减小飞轮换向时对丝杠的惯性冲击, 验证了设计方法的有效性。

关键词 机电惯容器; 结构设计; 机电等效; 力学性能测试

中图分类号 U463.33; TH137

引 言

惯容器^[1]作为一种两端点的质量元件, 突破了单端点质量元件“接地”的限制, 弥补了机电相似理论中质量与电容器对应的空缺, 可有效应用于隔振系统的设计。目前, 国内外学者对含惯容器的隔振系统在汽车、建筑、航空及机器人等领域^[2-6]进行了广泛的研究, 验证了含惯容器的系统具有良好的隔振性能。机电惯容器是由机械式惯容器与电机耦合而成的一体式装置。文献[7]通过联轴器将滚珠丝杠式惯容器和旋转电机联结在一起, 构成了传统的滚珠丝杠式机电惯容器。文献[8]针对惯容器惯质增大的负面影响设计了一种机电式惯容器, 利用电枢外接阻抗电路模拟机械式飞轮产生的惯容器特性, 实现了更大的惯质质量比。文献[9]提出了一种可主动协调控制的新型液电惯容器, 显著地提升了低频段的悬架隔振性能。

对于传统的滚珠丝杠式机电惯容器, 当丝杠螺母改变运动方向时, 带动丝杠改变旋转方向, 由于飞轮与丝杠为刚性连接, 飞轮旋转方向亦发生改变。此时, 对惯容器输出力产生波动的影响因素除了摩擦力和间隙之外^[10], 飞轮旋转的惯性使得换向瞬间会对丝杠和丝杠螺母造成冲击, 这种因飞轮换向产生的逆效应增大了惯容器非线性的影响。针对所述

问题, 笔者提出一种可稳态切换的滚珠丝杠式机电惯容器设计方法, 对其进行了动力学模型的构建, 在充分研究新机电相似理论与电机内部特性对其性能输出的影响基础上, 通过实验对其在不同外接负载下的力学性能进行测试, 检验设计方法的有效性。

1 结构与工作原理

1.1 新型稳态切换式机电惯容器的结构设计

图 1 所示为传统的滚珠丝杠式机电惯容器^[11], 系统的一个端点连接到滚珠丝杠的螺母上, 另一个端点连接到旋转电机的底座上, 进而将两个端点之间的直线运动转化为滚珠丝杠和飞轮的旋转运动。

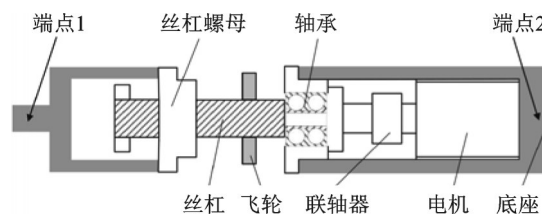


图 1 机电惯容器结构示意图

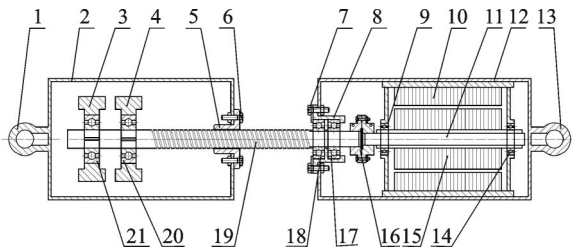
Fig.1 Structural sketch of ball-screw mechatronic inerter

对于传统的滚珠丝杠式惯容器, 换向的瞬间会因为飞轮惯性导致惯容器力学性能输出存在波动, 而且对丝杠和丝杠螺母造成冲击。本研究通过单向离

* 国家自然科学基金资助项目(52072157, 52002156); 中国博士后科学基金资助项目(2020M671355, 2019M651723); 江苏省自然科学基金资助项目(BK20200911); 镇江市重点研发计划资助项目(GY2019006)

收稿日期: 2020-01-08; 修回日期: 2020-04-30

合器与飞轮联结,实现飞轮的单向旋转,优化了惯容器的力学性能输出。笔者所设计的滚珠丝杠式机电惯容器是由机械式滚珠丝杠惯容器与旋转电机的一体化集成设计,其结构如图2所示。



1-左吊耳;2-左缸筒;3,4-飞轮;5-丝杠螺母;6,7-安装螺母;8-法兰;9,14-电机端盖轴承;10-电机定子;11-电机转子轴;12-电机壳体;13-右吊耳;15-旋转电机转子;16-联轴器;17,18-角接触球轴承;19-丝杠;20,21-滚柱式单向离合器

图2 稳态切换式机电惯容器结构图

Fig.2 Structural sketch of stable switching mechatronic inerter

如图2所示,左右吊耳分别联结于车轮和车身,丝杠上正反安装两个滚柱式单向离合器,其上装有飞轮。联轴器联结丝杠与旋转电机转子轴,丝杠受到左缸筒传递的力做旋转运动,车轮与车身的相对直线运动即可转换为飞轮和电机转子的旋转运动。

1.2 新型稳态切换式机电惯容器工作原理

如图2所示,两个飞轮安装在左缸筒内,分别通过正反安装的单向离合器与丝杠连接。无论丝杠旋转方向如何,总会只有一个飞轮与丝杠共同转动。旋转电机安装在右缸筒内,通过联轴器使丝杠与电机转子同步转动,实现电机对丝杠旋转状态的控制。

在工作过程中,丝杠螺母受到方向不断改变的力作往复运动,带动丝杠连续改变旋转方向。当丝杠的转动方向切换时,原先与丝杠接合的单向离合器迅速断开,此处飞轮也断开与丝杠的联结;而原先处于断开状态的单向离合器和飞轮此时与丝杠同步转动。在切换过程中,原本处于接合状态的飞轮不需要瞬时改变转动方向,因此飞轮不会对丝杠和丝杠螺母造成质量惯性的冲击,整个切换过程平稳且响应迅速,产生的噪音也较小。

可稳态切换的新型滚珠丝杠式机电惯容器采用了正反安装的滚柱式单向离合器,解决了传统滚珠丝杠式机电惯容器飞轮转动切换所带来的冲击问题,可实现稳态切换,有效降低飞轮换向过程中惯性逆效应的非线性因素影响,并且易于工程化实现。

2 机电惯容器动态模型构建

2.1 惯容器动力学建模

设 p 为滚珠丝杠的导程, v 为滚珠丝杠式惯容器两端点的相对速度,则滚珠丝杠的旋转角速度 ω 可表示为

$$\omega = (2\pi/p)v \quad (1)$$

设 m 为飞轮质量, r 为飞轮半径,则飞轮转动惯量 J_s 可表示为

$$J_s = mr^2/2 \quad (2)$$

可得滚珠丝杠驱动力矩 T 为

$$T = J_s(d\omega/dt) \quad (3)$$

惯容器两端点处作用力 F_1 为

$$F_1 = (2\pi/p)T \quad (4)$$

惯容器惯质系数可联立式(1)~(4)得出

$$b = (2\pi/p)^2 J_s \quad (5)$$

2.2 旋转电机动力学建模

设旋转电机的转子以 ω_a 的速度相对于定子做旋转运动,则旋转电机产生的感应电动势为

$$V_g = K_e \omega_a \quad (6)$$

其中: V_g 为感应电动势; K_e 为电机电动势常数。

假设旋转电机的外电路形成闭合回路, I_a 为回路电流, K_t 为电机转矩常数,则电磁转矩 T_e 为

$$T_e = K_t I_a \quad (7)$$

进一步地,对感应电动势 V_g 、电流 I_a 进行拉普拉斯变换,得到拉普拉斯变换下的感应电动势 $V_g(s)$ 、电流 $I_a(s)$,则它们之间的关系可表示为

$$\frac{I_a(s)}{V_g(s)} = \frac{1}{R_a + sL_a + Z_e(s)} \quad (8)$$

其中: R_a 为电机的等效内阻; L_a 为电机电感; $Z_e(s)$ 为电机外端电路的阻抗表达式。

2.3 机电惯容器动力学建模

对机电惯容器角速度 ω 做拉普拉斯变换得到 $\omega(s)$, s 为拉普拉斯变换下的复变量。在理想状态下,滚珠丝杠式机电惯容器的受力情况可表示为

$$(J_s + J_a)s\omega(s) = T - T_e \quad (9)$$

其中: J_a 为电机转子的转动惯量。

对式(1)~(6)进行拉普拉斯变换,机电惯容器阻抗表达式可通过与式(9)联立求得

$$\frac{F(s)}{V(s)} = \left(\frac{2\pi}{p} \right)^2 (J_s s + J_a s + \frac{K_e K_t}{R_a + sL_a + Z_e(s)}) \quad (10)$$

根据文献[11]以及新机电相似理论,可推演出滚珠丝杠式机电惯容器的电元件与机械元件的转换

$$C = b/K_m \quad (11)$$

$$R = K_m/c \quad (12)$$

$$L = K_m/k \quad (13)$$

其中: C 为电容器; R 为电阻器; L 为电感器; b 为惯容器; c 为阻尼器; k 为弹簧元件; K_m 为转换系数。

K_m 的表达式为

$$K_m = \left(\frac{2\pi}{\rho}\right)^2 K_t K_e \quad (14)$$

由图3可以看出,机电惯容器的阻抗分为机械网络阻抗和电网络阻抗。机械阻抗由惯容器产生,电阻抗主要由外端电路阻抗、电机的电枢电感与电阻组成。其中,机械阻抗是固定不变的,电阻抗可通过改变其外端电路改变阻抗。

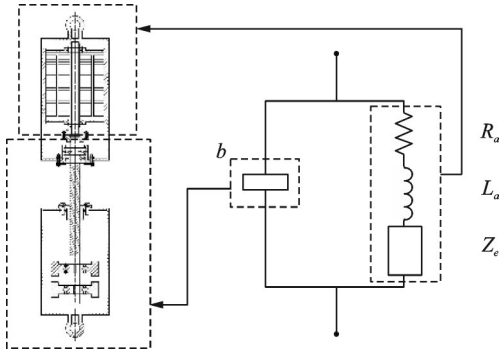


图3 结构阻抗示意图

Fig.3 Structural impedance diagram

根据式(10),可以得到如图4所示的滚珠丝杠式机电惯容器的机械网络模型。其中: $v(t)$ 为惯容器两端点间的相对速度; $V_g(t)$ 为旋转电机的感应电动势; $V_e(t)$ 和 $I_a(t)$ 分别为外端电路的电动势和电流; J_1 和 J_2 分别为滚珠丝杠和旋转电机转子轴的旋转质量; $F(t)$ 为滚珠丝杠式机电惯容器两端点间的输出作用力。

在机电相似理论中,电网络中的电容元件与机械网络中的惯容器相对应,电容 C 与惯质系数 b 效

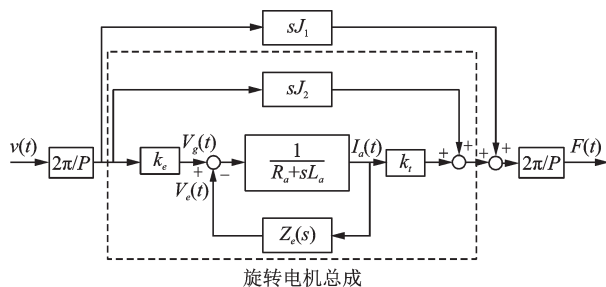


图4 机电惯容器等效机械网络

Fig.4 Equivalent mechanical network for mechatronic inerter

用相同。因此,为使电机在丝杠转动的过程中产生等效惯质,可在外接电路中引入电容元件,设与惯质系数 b 相对应的电容为 C_1 。对外端电路、惯容器和电机进一步设计,得到如图5所示的等效模型图。

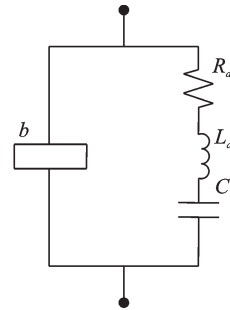


图5 机电惯容器等效模型

Fig.5 Equivalent model of mechatronic inerter

外接电路阻抗 $Z_e(s)$ 可表示为

$$Z_e(s) = 1/C_1 s \quad (15)$$

将式(15)代入式(10),可得引入外端电路的机电惯容器阻抗表达式

机电惯容器阻抗表达式

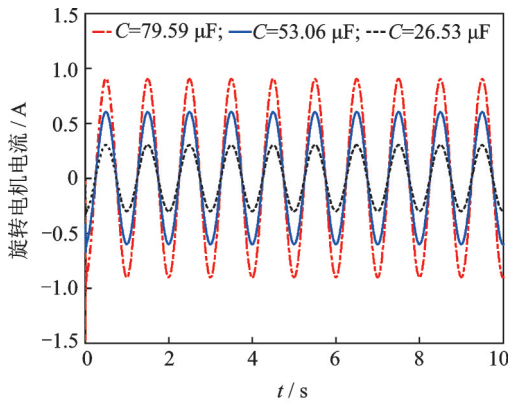
$$\frac{F(s)}{V(s)} = \left(\frac{2\pi}{\rho}\right)^2 \left(J_1 s + J_2 s + \frac{K_e K_t}{R_a + sL_a + \frac{1}{C_1 s}} \right) \quad (16)$$

3 稳态切换式机电惯容器仿真分析

对机电惯容器进行仿真分析,假设机电惯容器外端电路由电机等效电阻、电机等效电感和一个电容器串联而成。其中,电机等效电阻为 $R_e=2.4 \Omega$,电机等效电感为 $L_e=0.012 \text{ H}$ 。图6给出了在正弦型位移谐波输入条件下,电容为79.59,53.06和26.53 uF,即模拟等效机械惯质系数为450,300和150 kg时,旋转电机中的工作电流、旋转电机力矩和机电惯容器两端点输出力的变化规律。

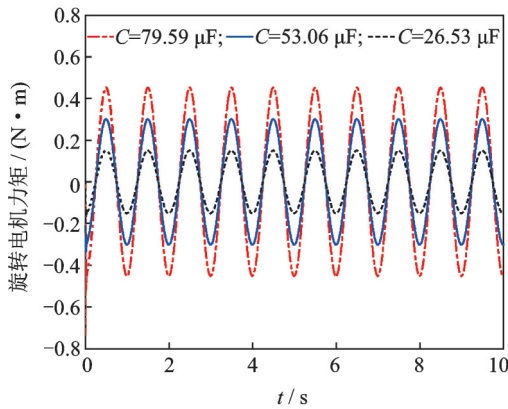
由图6可以得到,在不同的电容下,即模拟不同的惯质系数条件下,正弦波输入下的旋转电机电流、旋转电机力矩和机电惯容器两端点的力也不相同。其中,当模拟的惯质系数增大时,旋转电机的电流、力矩和机电惯容器两端点力也随之增大。若应用纯机械网络实现系统的理想输出,需要采用不同惯质系数的惯容器,而利用机电惯容器的电网络,仅需要改变电容即可模拟实现等效的力学输出。当面临的机械系统结构较为复杂,在工程中难以实现时,可采用机电惯容器模拟实现目标模型的理想输出,这也是机电惯容器的优势所在。

在电机内部,导线自身也存在着电阻和电感,因



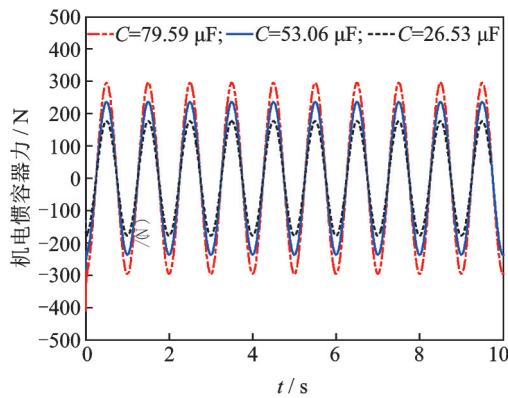
(a) 旋转电机电流的输出曲线

(a) Output performance curves of rotating motor current



(b) 旋转电机力矩的输出曲线

(b) Output performance curves of rotating motor torque



(c) 机电惯容器力的性能输出曲线

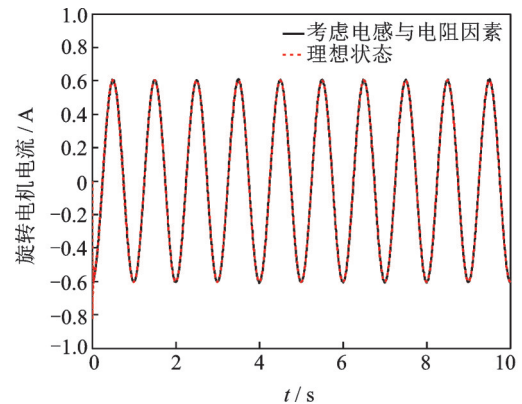
(c) Output performance curves of mechatronic inerter force

图 6 不同电容下的性能输出曲线

Fig.6 Output performance curves with different capacitors

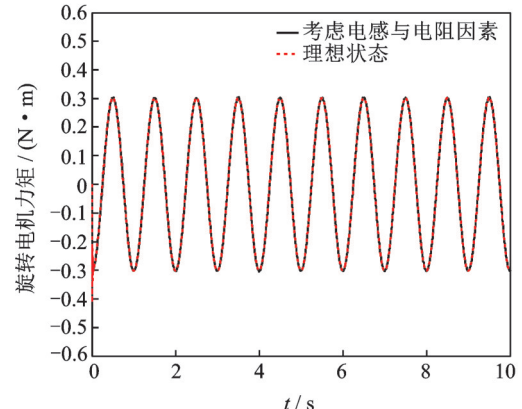
此假设机电惯容器的外端电路由一个电阻、一个电感和一个电容串联组成,其中 $C=53.06 \mu\text{F}$, $R=5 \Omega$, $L=0.06 \text{ H}$, 电机等效电阻 $R_e=2.4 \Omega$, 等效电感 $L_e=0.012 \text{ H}$ 。图 7 给出了考虑电机电感与电阻因素情况和理想情况下的旋转电机工作电流、旋转电机力矩和机电惯容器两端点输出力的变化规律。

由图 7 可知,当考虑电机电感与电阻因素时,机电惯容器中流经电机的电流、电机产生的力矩和机电惯



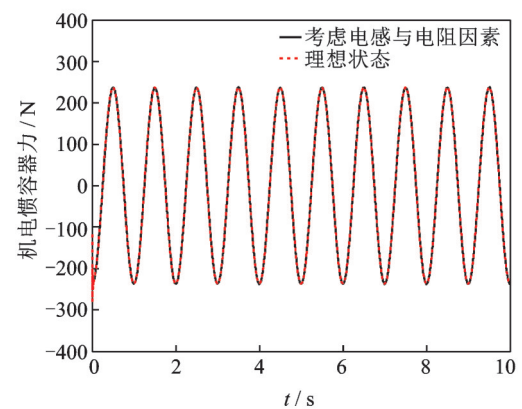
(a) 旋转电机电流的输出曲线

(a) Output performance curves of rotating motor current



(b) 旋转电机力矩的输出曲线

(b) Output performance curves of rotating motor torque



(c) 机电惯容器力的性能输出曲线

(c) Output performance curves of mechatronic inerter force

图 7 考虑电机电感与电阻下的性能输出曲线

Fig.7 Output performance curves considering inductance and resistance of motor

容器两端点的输出力的变化微小。其中,流经电机的电流幅值约为 0.6 A , 电机中的力矩约为 $0.3 \text{ N}\cdot\text{m}$, 机电惯容器两端点的输出力约为 230 N 。综上,稳态切换式机电惯容器中电机的电流、电机产生的力矩和机电惯容器两端点的力受电机等效电感和等效电阻因素的影响较小,在后续分析中可忽略电机等效

电感和等效电阻因素的影响。

4 力学性能实验

4.1 实验设备

本研究以 INSTRON 公司的 8800 型液压伺服振动台为基础,搭建惯容器实验台架,对稳态切换式机电惯容器进行力学性能测试^[12-13]。实验装置实物图如图 8 所示。实验台架实物如图 9 所示。

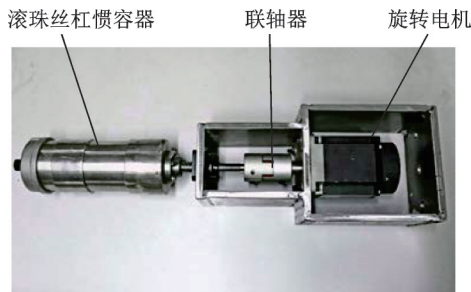


图 8 惯容器性能测试实物图

Fig.8 Physical of inerter performance test

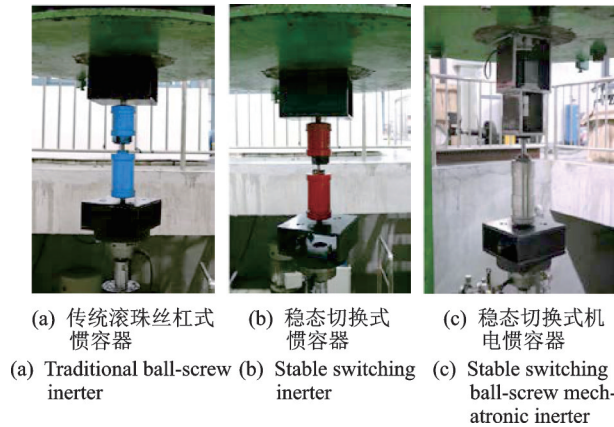


图 9 实验台架实物图

Fig.9 Physical of the bench test

4.2 实验方案

实验的目的是测试滚珠丝杠式机电惯容器在不同激励与不同频率下的动力学响应特性^[14-15]。输入为正弦输入,振幅为 10 mm;输出为传递到控制中心的力信号。通过比较实验值与理论值在幅频和相频上的差值,进一步研究惯容器的性能特性。采样频率分为 3 段,实验过程中的采样点选择如下

$$f = \begin{cases} 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 1.0 & [0.1, 1] \\ 1.5, 2.0, 2.5, 3.0, 3.5, 4.0, 4.5, 5.0 & (1, 5] \\ 6.0, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0, 11.0, 12.0, 13.0, 14.0, 15.0 & (5, 15] \end{cases} \quad (17)$$

根据式(17)中的激励频率,分别对传统的滚珠丝杠式惯容器、本研究所设计的稳态切换式惯容器

以及稳态切换式机电惯容器进行比较分析。

5 结果分析

通过力传感器得到在 $x=A\cos(\omega t)$ 激励下的时域力信号。为分析频域特性,根据文献[16]的系统识别方法对其进行处理,其计算过程为

$$\begin{cases} I_c(N) = \frac{1}{N} \sum_{t=1}^N y(t) \cos(\omega t) \\ I_s(N) = \frac{1}{N} \sum_{t=1}^N y(t) \sin(\omega t) \\ |\hat{G}_N(e^{j\omega})| = \frac{2\sqrt{I_c^2(N) + I_s^2(N)}}{A} \\ \hat{\phi}_N = \arg \hat{G}_N(e^{j\omega}) = -\arctan \frac{I_s(N)}{I_c(N)} \end{cases} \quad (18)$$

其中: ω 为圆频率; t 为时间; N 为采样点个数; $y(t)$ 为输出; A 为输入振幅; $\hat{G}_N(e^{j\omega})$ 为频域增益值; $\hat{\phi}_N$ 为相位。

实验得到不同频率下,稳态切换式惯容器(惯质系数为 300 kg,无外接负载)与传统滚珠丝杠惯容器(惯质系数为 300 kg)出力响应,如图 10 所示。

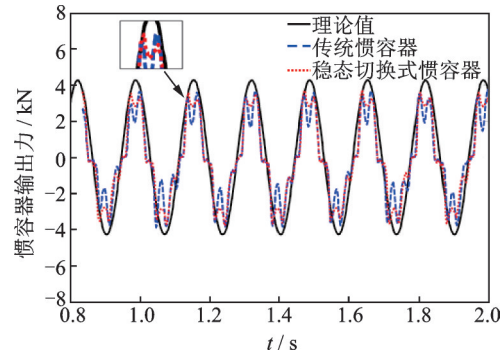


图 10 6 Hz 频率下的惯容器力学性能响应

Fig.10 Mechanical properties response of inerter under 6 Hz

由图 10 可知,惯容器的出力曲线在激励频率为 6 Hz 时近似于正弦曲线,但在上下顶点附近存在波动,新型稳态切换式惯容器的波动值相较于传统惯容器明显较小。造成曲线峰值波动的原因主要有:①惯容器换向导致的内部摩擦力方向改变使得上下顶点数值波动;②由于飞轮与丝杠固结一体,换向时飞轮转动惯性对丝杠造成的冲击。

稳态切换式惯容器加装了两个方向相反的单向离合器,消除了换向时对丝杠的冲击力,因此其峰值波动小于传统惯容器,实验验证了笔者提出的稳态切换式惯容器设计方法的有效性。

实验所得稳态切换式惯容器装置在不同激励频率下的理论值与实际值对比如图 11、图 12 所示。

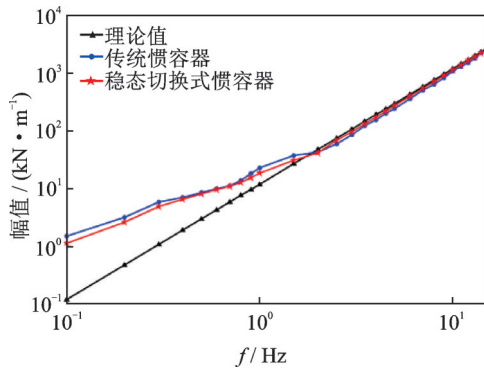


图 11 幅频对照图

Fig.11 Comparisons of amplitude-frequency

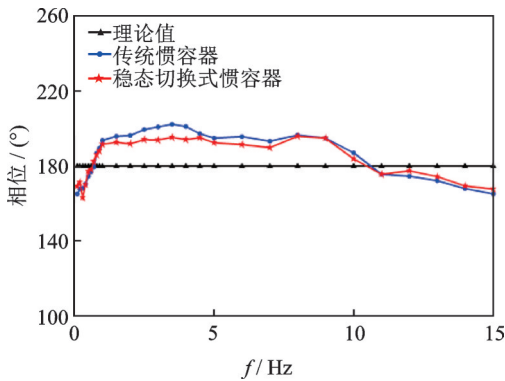


图 12 相频对照图

Fig.12 Comparisons of phase-frequency

由图 11、图 12 可得,在 0.1~2 Hz 频率区间,惯容器幅值在实际值与理论值上存在着较为明显的差异,其原因在于:低频激励下,丝杠与丝杠螺母间的摩擦力相对于惯性力占主导地位,而频率增加后,惯性力逐渐占据主导,这导致了低频处实验与理论值的偏差。而在 2~15 Hz,理论值与实际值更为接近,微小的偏差主要是由丝杠的弹性效应、摩擦力以及滚珠丝杠副的间隙导致。对于相位来说,理论值与实际值比较接近,其偏差主要是由于滚珠丝杠式惯容器的非线性因素导致。对于实际值,稳态切换式惯容器的幅频与相频特性均优于传统惯容器。

当稳态切换式机电惯容器的外端电路串联一个 $53.06 \mu\text{F}$ 的电容器时,即模拟等效惯质系数 300 kg,对其进行有外接负载工况下的力学性能测试^[17]。理论与实际的幅频、相频对比如图 13、图 14 所示。

由图 13、图 14 可得,由于受到滚珠丝杠式惯容器非线性因素与电机内部摩擦因素等影响,稳态切换式机电惯容器的实际幅值与相位较理论值在低频段仍存在一定偏差,而在中高频段吻合较好。结果表明,稳态切换式机电惯容器在实际工作中仍受非线性因素摩擦力和间隙的干扰,但基本贴近理论值,满足设计要求。

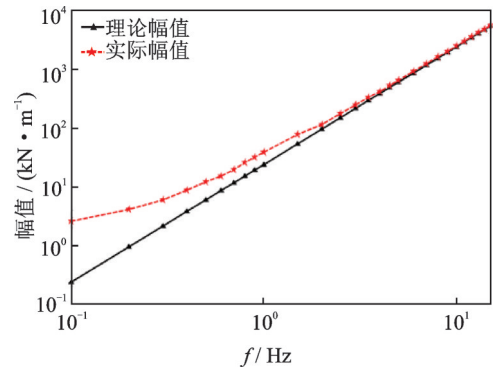


图 13 机电惯容器幅频对比图

Fig.13 Mechatronc inerter comparisons of amplitude-frequency

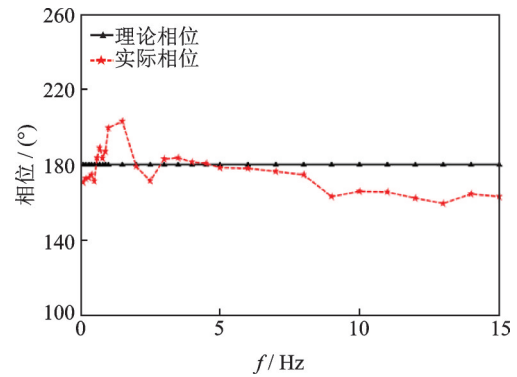


图 14 机电惯容器相频对比图

Fig.14 Mechatronc inerter comparisons of phase-frequency

6 结 论

1) 构建了新型稳态切换式机电惯容器动态模型,基于新机电相似理论,对机电惯容器的动态性能进行仿真分析。结果表明:电机自身电感与电阻对性能输出影响可以忽略,机电惯容器可以模拟实现等效的机械网络的性能输出。

2) 提出了稳态切换式滚珠丝杠机电惯容器设计方法。实验对比发现,稳态切换式惯容器换向时的峰值波动小于传统惯容器,减小了机电惯容器惯性力的非线性影响,存在外接负载的条件下其实际输出也基本吻合理论输出,满足设计要求,为惯性悬架设计提供了新方法。

参 考 文 献

- [1] SMITH M C. Synthesis of mechanical network: the inerter[J]. IEEE Transactions on Automatic Control, 2002, 47(10): 1648-1662.
- [2] 陈龙, 杨晓峰, 汪若尘, 等. 改进的 ISD 三元件车辆被动悬架性能的研究[J]. 汽车工程, 2014, 36(3): 340-345.

- CHEN Long, YANG Xiaofeng, WANG Ruochen, et al. A study on the performances of vehicle passive suspension with modified inerter-spring-damper three-element structure [J]. *Automobile Engineering*, 2014, 36(3): 340-345.(in Chinese)
- [3] SHEN Y J, CHEN L, YANG X F, et al. Improved design of dynamic vibration absorber by using the inerter and its application in vehicle suspension [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2016, 361: 148-158.
- [4] WANG F C, LIAO M K, LIAO B H. The performance improvements of train suspension systems with mechanical networks [J]. *Vehicle System Dynamics*, 2009, 47(7): 805-830.
- [5] WANG F C, HONG M F, CHEN C W. Building suspension with inerters [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2010, 224(8): 1605-1616.
- [6] WATANABE M, HAYASHI T, YAMAKITAO M. Wobbling mass effects for a walking robot with inerters [C] // *Proceedings of the SICE Annual Conference*. Japan: SICE, 2014: 1073-1078.
- [7] WANG F C, CHAN H A. Mechatronic suspension design and its applications to vehicle suspension control [C] // *47th IEEE Conference on Decision and Control*. Mexico: IEEE, 2008: 3769-3774.
- [8] 李迪. 机电式惯容器的设计与分析[D]. 合肥: 国防科学技术大学, 2014.
- [9] 杨晓峰, 赵文涛, 刘雁玲, 等. 液电耦合式车辆可控ISD悬架性能分析与试验研究[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2019, 50(9): 2327-2334.
YANG Xiaofeng, ZHAO Wentao, LIU Yanling, et al. Performance analysis and experimental study of hydro-electric coupling vehicle controllable ISD suspension [J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2019, 50(9): 2327-2334.(in Chinese)
- [10] 孙晓强, 陈龙, 汪少华, 等. 滚珠丝杠式惯容器非线性建模与参数辨识[J]. *振动、测试与诊断*, 2016, 36(2): 329-334.
SUN Xiaoqiang, CHEN Long, WANG Shaohua, et al. Nonlinear modeling and parameter identification of ball screw type inerter [J]. *Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis*, 2016, 36(2): 329-334.(in Chinese)
- [11] WANG F C, CHAN H A. Vehicle suspensions with a mechatronic network strut [J]. *Vehicle System Dynamics*, 2011, 49(5): 811-830.
- [12] 沈钰杰, 陈龙, 刘雁玲, 等. 基于量子遗传支持向量机的流体惯容预测模型[J]. *振动、测试与诊断*, 2018, 38(5): 897-902.
- SHEN Yujie, CHEN Long, LIU Yanling, et al. Predicting model of fluid inerter based on the quantum genetic support vector machine [J]. *Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis*, 2018, 38(5): 897-902.(in Chinese)
- [13] 沈钰杰, 陈龙, 刘雁玲, 等. 基于非线性流体惯容的车辆悬架隔振性能分析[J]. *汽车工程*, 2017, 39(7): 789-795.
SHEN Yujie, CHEN Long, LIU Yanling, et al. Analysis of vibration isolation performance of vehicle suspension based on a nonlinear fluid inerter [J]. *Automotive Engineering*, 2017, 39(7): 789-795.(in Chinese)
- [14] 汪若尘, 叶青, 孙泽宇, 等. 基于液压惯容器的ISD悬架性能分析与试验[J]. *振动、测试与诊断*, 2016, 36(2): 366-371.
WANG Ruochen, YE Qing, SUN Zeyu, et al. Performance analysis and test of ISD suspension based on hydraulic inerter [J]. *Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis*, 2016, 36(2): 366-371.(in Chinese)
- [15] 赵宇琪, 董亮, 刘厚林, 等. 液力减速器振动特性的试验研究[J]. *排灌机械工程学报*, 2019, 37(12): 1061-1066.
ZHAO Yuqi, DONG Liang, LIU Houlin, et al. Experimental investigation on vibration of a hydraulic retarder [J]. *Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering*, 2019, 37(12): 1061-1066.(in Chinese)
- [16] LJUNG L. System identification, theory for the user [J]. *Automatica*, 1999, 16(1): 9-11.
- [17] 杨晓峰, 杜毅, 刘雁玲, 等. 惯质系数对车辆ISD悬架系统频率特性的影响研究[J]. *振动与冲击*, 2018, 37(7): 240-246.
YANG Xiaofeng, DU Yi, LIU Yanling, et al. Influences of inertial mass coefficient on frequency characteristics of ISD suspension systems [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(7): 240-246.(in Chinese)



第一作者简介:杨晓峰,男,1983年2月生,博士、副教授、硕士生导师。主要研究方向为车辆动态性能模拟与控制。
E-mail: yangxf18@ujs.edu.cn

通信作者简介:刘雁玲,女,1982年9月生,博士、讲师。主要研究方向为车辆动态性能模拟与控制。
E-mail: liuy1@ujs.edu.cn