

# 电动直线加载测试系统改进前馈补偿策略研究\*

潘卫东<sup>1,2</sup>, 范元勋<sup>1</sup>, 雷建杰<sup>1,3</sup>, 曹大伟<sup>1</sup>

(1.南京理工大学机械工程学院 南京, 210094) (2.上海航天控制技术研究所 上海, 201109)

(3.上海机电工程研究所 上海, 201109)

**摘要** 为解决直线舵机运动扰动引起的电动直线加载测试系统(electric linear loading test system,简称 ELLTS)加载精度降低的问题(多余力问题),首先,在传统扰动前馈补偿策略分析的基础上,提出了一种改进扰动前馈补偿策略,该策略不需要舵机速度反馈信号,只采用位移指令信号与力反馈信号作为补偿信号,省去了速度传感器的安装环节,具有操作简单和适应能力强等优点;其次,采用 SIMULINK 软件对提出的补偿策略进行了多余力仿真,仿真结果验证了该策略的合理性与可行性;最后,进行了对比实验。实验结果显示,在动态加载频率范围内,该算法多余力抑制效果较好,且在典型的加载工况下,采用了改进扰动前馈补偿策略的 ELLTS 力输出精度进一步提高,满足“双十指标”。

**关键词** 直线舵机;电动直线加载测试系统;多余力;改进扰动前馈补偿;双十指标

**中图分类号** TH132

## 引言

在硬件环仿真技术(hardware in the loop,简称 HIL)中,加载测试系统是一种至关重要的仿真测试设备,一般应用于航空航天以及国防等领域,主要模拟航天舵机与直线机构在实际工况中所受到的外界交变载荷,实现实验室内舵机的加载仿真测试<sup>[1]</sup>。通过加载系统可以测试出舵机的位置跟踪精度与控制性能等指标<sup>[2]</sup>。电动直线加载测试系统主要以直流力矩电机(DC torque motor,简称 DCTM)或者永磁同步电机(permanent magnet synchronous motor,简称 PMSM)作为驱动元件,具有响应快速和结构简单等优点。因此,在某些中小型加载测试场合正逐渐取代传统的电液式加载系统<sup>[3]</sup>。

笔者开发了一套电动直线加载测试系统,主要针对电动直线舵机进行加载测试。ELLTS除了具有非线性因素以及模型参数不确定等问题外,其最大的问题是由于舵机运动扰动引起的多余力<sup>[4]</sup>。ELLTS需要在力加载(跟踪)的同时跟随舵机一同运动,舵机的位置扰动引起的那部分力称之为多余力,其存在会严重降低系统的加载精度。因此,研究如何通过抑制多余力矩(力)来提高加载系统的加载性能是学者们研究的热点。

鉴于多余力矩是降低加载系统的鲁棒性以及力矩跟踪误差的重要因素,诸多抑制多余力矩的方法被提出来。双定子电机实现了加载系统与舵机之间的参数解耦,为实现多余力的抑制提供了可行方案<sup>[5-6]</sup>。另外,基于结构不变性原理的扰动前馈补偿方案实现简单,因此在工程中使用最多<sup>[7-9]</sup>。Jiao等<sup>[10]</sup>基于电液负载模拟器与舵机位置伺服系统的相似性,提出了同步速度补偿策略。文献[11-13]针对同步速度补偿策略提出了改进设计,经实验均获得了较好动态加载效果。文献[14-15]设计了非线性鲁棒控制器,不仅能够抑制多余力,还能对摩擦等非线性因素进行补偿。文献[16-17]提出模糊比例积分微分(proportional-integral-derivative,简称 PID)控制,提升了加载系统的鲁棒性。黄婷等<sup>[18]</sup>采用模糊PID控制实现了力的恒定控制。文献[19-20]采用迭代学习,实现了加载系统的多余力矩消除。

本研究旨在解决由于直线舵机运动扰动引起的多余力的问题。针对传统扰动前馈补偿在实际使用中存在的问题,借鉴电液等效法,提出了一种更易应用于直线式加载系统的改进扰动前馈补偿策略。该策略采用舵机位移指令与力传感器信号作为补偿,省去了安装速度传感器。

\* 国家自然科学基金青年科学基金资助项目(51405233)

收稿日期:2019-01-15;修回日期:2019-03-11

## 1 系统建模

图1为ELLTS与舵机系统耦合图。图中左侧为ELLTS系统,由PMSM、联轴器、转矩传感器和滚珠丝杠组成,通过运动控制器发送力指令 $F^*$ 到PMSM驱动器来控制PMSM输出转矩。转矩经过联轴器与转矩传感器之后,通过滚珠丝杠转化为直线力 $F$ 。直线舵机系统通过不断给舵机驱动器发送位置指令 $L^*$ 来实现舵机的位置伺服控制。

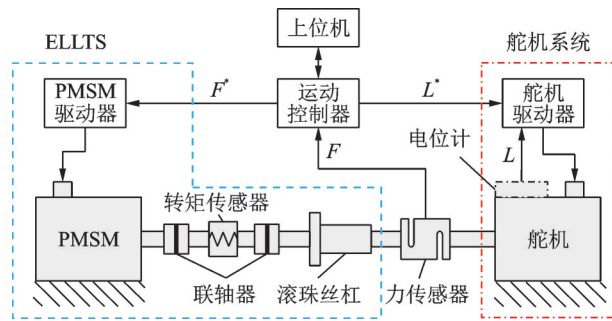


图1 ELLTS与舵机系统耦合图

Fig.1 Coupling diagram of ELLTS and actuator system

### 1.1 ELLTS数学模型

#### 1.1.1 PMSM建模

PMSM为加载单元,主要负责产生转矩。通常采用 $d-q$ 轴系对PMSM进行建模,建模时一般令 $d$ 轴的 $i_d=0$ 。PMSM的电压平衡方程、电磁转矩方程及转矩平衡方程如式(1)~(3)所示,具体推导过程见文献[21]。

$$U_q = L_m \frac{dI_q}{dt} + R_m I_q + K_e \omega_m \quad (1)$$

$$T_e = K_t I_q \quad (2)$$

$$J_m \frac{d\omega_m}{dt} = T_e - T_l - B_m \omega_m \quad (3)$$

其中: $U_q$ 为 $q$ 轴输入电压; $I_q$ 为 $q$ 轴输入电流; $L_m$ 与 $R_m$ 分别为电机等效电感与等效电阻; $\omega_m$ 为电机转速; $K_t$ 与 $K_e$ 分别为转矩系数与反电动势系数; $T_e$ 为电磁转矩; $B_m$ 为阻尼系数; $J_m$ 为转动惯量。

#### 1.1.2 转矩传感器建模

在对转矩传感器建模时,通常将其等效为弹性体,满足线性胡克定理<sup>[19]</sup>

$$T_l = K_A (\theta_m - \theta_l) \quad (4)$$

其中: $\theta_m$ 为电机输出角位移; $\theta_l$ 为滚珠丝杠角位移; $K_A$ 为刚度系数; $T_l$ 为负载转矩。

#### 1.1.3 滚珠丝杠建模

滚珠丝杠输出位移与输入角度的转换关系与导程 $P$ 有关。输入角位移与输出位移也与导程 $P$ 有关,其转换关系式分别为

$$F = 2\pi T_l / P \quad (5)$$

$$\theta_l = 2\pi L / P \quad (6)$$

其中: $L$ 为滚珠丝杠输出位移; $\theta_l$ 为输入角位移; $F$ 为输出直线力。

由于电机内部阻尼较小,为简化分析,令 $B_m=0$ ,综合式(1)~(6),得到ELLTS系统的表达式为

$$F = G_{n1}(s)U_q - G_{n2}(s)sL \quad (7)$$

其中

$$G_{n1}(s) =$$

$$\frac{2\pi K_t K_A}{P [L_m J_m s^3 + R_m J_m s^2 + (L_m K_A + K_e K_t) s + R_m K_A]} \quad (8)$$

$$G_{n2}(s) =$$

$$\frac{4\pi^2 K_A (L_m J_m s^2 + R_m J_m s + K_t K_e)}{P^2 [L_m J_m s^3 + R_m J_m s^2 + (L_m K_A + K_e K_t) s + R_m K_A]} \quad (9)$$

### 1.2 直线舵机模型

电动直线舵机采用直流电机驱动,电机输出角位移分别经过减速器与滚珠丝杠转化为直线位移,其数学模型与PMSM类似。舵机数学模型的表达式<sup>[21]</sup>为

$$L = G_{a1}(s)L^* - G_{a2}(s)F \quad (10)$$

$$G_{a1} =$$

$$\frac{K_D K_{dt} k P_1}{2\pi [L_d J_d s^3 + R_d J_d s^2 + K_{de} K_{dt} s] + K_{dt} k P_1 K_D} \quad (11)$$

$$G_{a2} =$$

$$\frac{P_1^2 k (L_d s + R_d)}{2\pi [L_d J_d s^3 + R_d J_d s^2 + K_{de} K_{dt} s] + K_{dt} k P_1 K_D} \quad (12)$$

其中: $L^*$ 为舵机输入指令; $F$ 为ELLTS输出直线力; $G_{a1}(s)$ 为舵机前向通道特性; $G_{a2}(s)$ 为舵机扰动通道特性。

### 1.3 系统耦合模型

综合式(7)~(12)得到两系统耦合的综合模型,系统综合控制框图如图2所示。从图2可知,ELLTS与舵机系统存在较强的耦合特性,ELLTS输出的直线力会影响舵机的位移输出精度,同时舵机的位置扰动会降低ELLTS的力输出精度。因此,如何通过抑制舵机运动扰动来提高ELLTS的加载精度是本研究的核心。

## 2 改进扰动前馈补偿设计

### 2.1 传统扰动前馈补偿分析

从式(7)可以看出,引起ELLTS多余力的扰动与舵机的运动速度有关,扰动前馈补偿策略将舵机

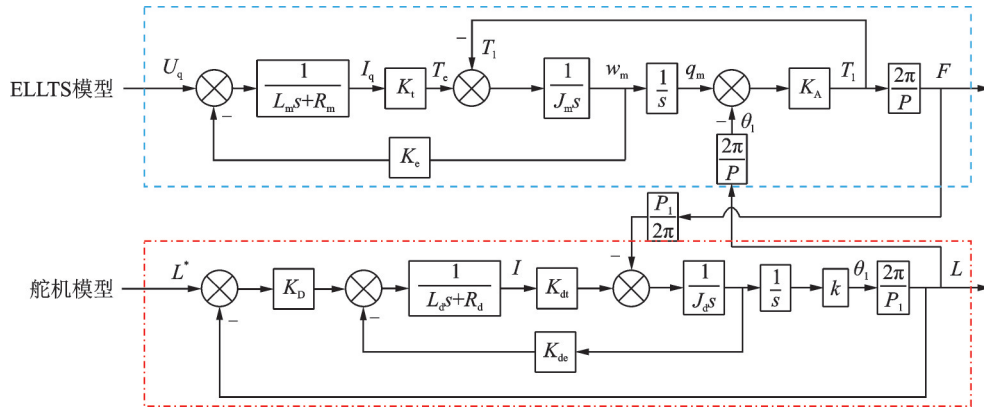


图 2 系统综合控制框图

Fig.2 Control block diagram for two systems

速度看成扰动<sup>[11]</sup>。图 3 为传统扰动前馈补偿原理图。图 3 中,  $G_{n1}$  与  $G_{n2}$  的表达式如式(8), (9)所示。从理论上说, 只要补偿函数  $G_c$  满足  $G_{n2} = G_{n1} G_c$ , 舵机的运动对 ELLTS 的影响就可以完全实现消除。综合式(7)~(9), 得到传统扰动前馈补偿策略的表达式为

$$G_c = \frac{2\pi L_m J_m s^2}{\rho K_t} + \frac{2\pi R_m J_m s}{\rho K_t} + \frac{2\pi K_e}{\rho} \quad (13)$$

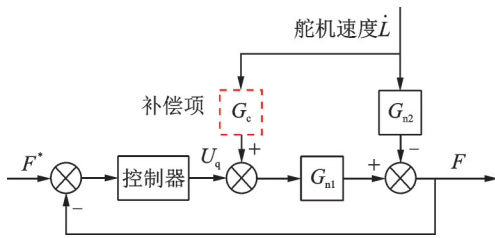


图 3 传统扰动前馈补偿原理图

Fig.3 Principle diagram of traditional disturbance feedforward compensation

式(13)中, 补偿项分别为速度补偿、加速度补偿以及加加速度补偿。在实际应用中, 由于控制器  $G_c$  中存在高阶微分特性、易引入噪声、模型非线性误差、补偿信号滞后及速度传感器安装精度等因素, 使控制器的设计较为困难<sup>[11]</sup>。因此在设计控制器时, 通常采用速度信号(常数项)进行近似补偿, 由此造成中高频时的补偿效果较差。另外, 舵机电位计反馈信号微分后的速度信号存在一定的噪声与相位滞后, 进一步造成了实际补偿效果较差、难以实现较高频率的扰动抑制<sup>[12-13]</sup>。

## 2.2 改进扰动前馈补偿

为了提高 ELLTS 加载精度并拓宽系统加载频宽, 在对传统扰动前馈补偿分析的基础上提出一种改进扰动前馈补偿策略。该策略不需要速度传感器

的反馈信号, 也不需要舵机速度高阶微分信号, 省去了传统扰动前馈补偿中速度传感器的安装, 在工程中使用更为方便。改进扰动前馈补偿方案原理如图 4 所示。图中,  $G_{c1}$  与  $G_{c2}$  分别为舵机位移指令补偿项与输出直线力补偿项。

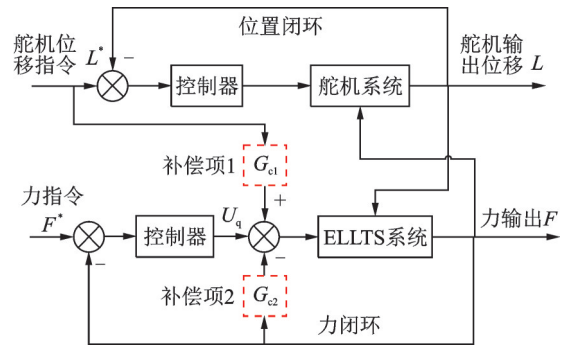


图 4 改进扰动前馈补偿原理图

Fig.4 Principle diagram of improved disturbance feedforward compensation

依据前馈补偿的设计思想<sup>[22]</sup>, 理论上, 只要  $G_{c1}$  与  $G_{c2}$  满足式(14)~(15)

$$G_{c1} G_{n1} = s G_{n2} G_{a1} \quad (14)$$

$$G_{c2} G_{n1} = s G_{n2} G_{a2} \quad (15)$$

就可以消除舵机速度扰动对加载精度的影响。

控制器  $G_{c1}$  与  $G_{c2}$  的表达式为

$$G_{c1} = s G_{a1} G_{n2} / G_{n1} = \frac{K_D K_{dt} k P_1 (L_m J_m s^2 + J_m R_m s + K_e K_t) s}{2\pi P K_t [L_d J_d s^3 + R_d J_d s^2 + K_{de} K_{dt} s] + K_{dt} k P P_1 K_D} \quad (16)$$

$$G_{c2} = s G_{a2} G_{n2} / G_{n1} = \frac{k P_1^2 (L_m J_m s^2 + J_m R_m s + K_e K_t) (L_d s + R_d) s}{2\pi P K_t [L_d J_d s^3 + R_d J_d s^2 + K_{de} K_{dt} s] + K_{dt} k P P_1 K_D} \quad (17)$$

由于  $L_m J_m / K_t, R_m J_m / K_t$  与  $L_d J_d$  为极小项, 则补

偿控制器可简化为

$$G_{c1} = \frac{K_D K_{dt} k P_1 K_e s}{2\pi P (R_d J_d s^2 + K_{de} K_{dt} s) + K_{dt} k P P_1 K_D} \quad (18)$$

$$G_{c2} = \frac{k P_1^2 K_e (L_d s + R_d) s}{2\pi P (R_d J_d s^2 + K_{de} K_{dt} s) + K_{dt} k P P_1 K_D} \quad (19)$$

为便于控制器的工程实现,将式(18),(19)进一步简化,得到

$$G_{c1} = \frac{K_{com} s}{s^2 + T_1 s + T_2} \quad (20)$$

$$G_{c2} = \frac{K_{com} (T_{com} s + T_3) s}{s^2 + T_1 s + T_2} \quad (21)$$

其中: $K_{com}$ 为补偿增益; $T_{com}$ , $T_1$ , $T_2$ 与 $T_3$ 为补偿系数。

与传统扰动前馈补偿相比,所提出的控制策略具有以下优点:①不需要安装系统速度传感器,仅需要舵机的输入指令信号与力传感器反馈信号作为补偿项,在工程实际应用中十分方便;②与舵机反馈信号相比,舵机输入信号无噪声影响,信号品质更好,更适合作为补偿信号;③在控制器的设计中,改进扰动前馈补偿策略由于引入了舵机的模型,考虑了舵机自身响应特性的影响,能在线预估舵机的实际输出特性并进行扰动补偿,可实现较高频率扰动抑制。

### 3 多余力抑制仿真

多余力定义为仅由舵机运动所引起的力,其存在会严重降低 ELLTS 的动态加载精度。多余力抑制仿真旨在评价文中所提出改进扰动前馈补偿策略对舵机运动扰动的抑制能力,从而从理论上验证该算法的合理性与可行性。仿真时通常使加载前向通道输入值为 0,仅舵机进行运动,此时观察 ELLTS 系统对多余力的抑制能力。

#### 3.1 SIMULINK 仿真模型

为验证笔者提出的控制方法的合理性与可行性,针对文中提出的控制策略进行多余力抑制仿真验证。采用 SIMULINK 软件搭建如图 5 所示的 ELLTS 与直线舵机系统模型。设计了所提出的控制器,以实现该控制策略的仿真验证。ELLTS 仿真参数如表 1 所示。

#### 3.2 多余力抑制仿真

令 ELLTS 力指令为 0,分别使直线舵机进行幅值为 5 mm、频率为 1 Hz(简称为 5 mm-1 Hz),幅值为 2 mm、频率为 5 Hz(简称为 2 mm-5 Hz)与幅值为 1 mm、频率为 10 Hz(简称为 1 mm-10 Hz)的正弦跟

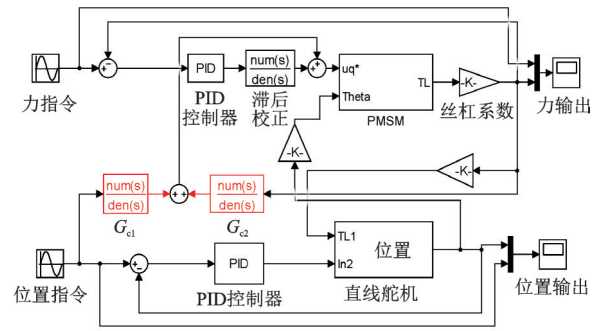


图5 耦合系统仿真模型

Fig.5 Simulation model of coupling system

表 1 ELLTS 仿真参数

Tab.1 Simulation parameters for ELLTS

参数	数值
转动惯量 $J_m / (\text{kg} \cdot \text{m}^2)$	0.009 1
转矩常数 $K_t / (\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{A}^{-1})$	1.75
电感 $L_m / \text{mH}$	11.4
电阻 $R_m / \Omega$	2.1
反电动势数 $K_e / (\text{V} \cdot \text{rad}^{-1} \cdot \text{s})$	1.069 5
刚度系数 $K_A / (\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1})$	6 100
滚珠丝杠导程 $P / \text{mm}$	25
PID 控制器	$P=0.6; I=0.001; D=0$

踪。为了验证补偿前后的效果,先对仅采用力闭环 PID 控制的 ELLTS 进行仿真,再引入提出的控制器重复上述实验。多余力仿真结果如图 6 所示。可见,由于舵机运动扰动的存在,在舵机分别进行 5 mm-1 Hz, 2 mm-5 Hz 与 1 mm-10 Hz 正弦信号跟踪时,仅采用力闭环控制的 ELLTS 系统产生的多余力幅值分别达到了 185.9, 263.3 和 438.8 N(红色虚线),系统受舵机运动的扰动比较大;采用了改进扰动前馈补偿的 ELLTS 的多余力明显减小(蓝色实线),多余力幅值分别降至 15.1, 30.5 与 59.6 N。笔者提出的补偿策略的多余力抑制率分别达到 93.2%, 90.1% 和 85.5%,多余力抑制效果较为理想。

## 4 实验验证

#### 4.1 实验台

图 7 为实验室搭建的 ELLTS 实验平台,从右到左分别为 PMSM、波纹管联轴器、转矩传感器、滚珠丝杠、力传感器和直线舵机。控制程序采用 LabVIEW 编写,控制周期为 0.1ms。实验台 ELLTS 主要元件如表 2 所示。根据实验室测试的某型号电动直线舵机的测试要求,ELLTS 相关技术参数为:

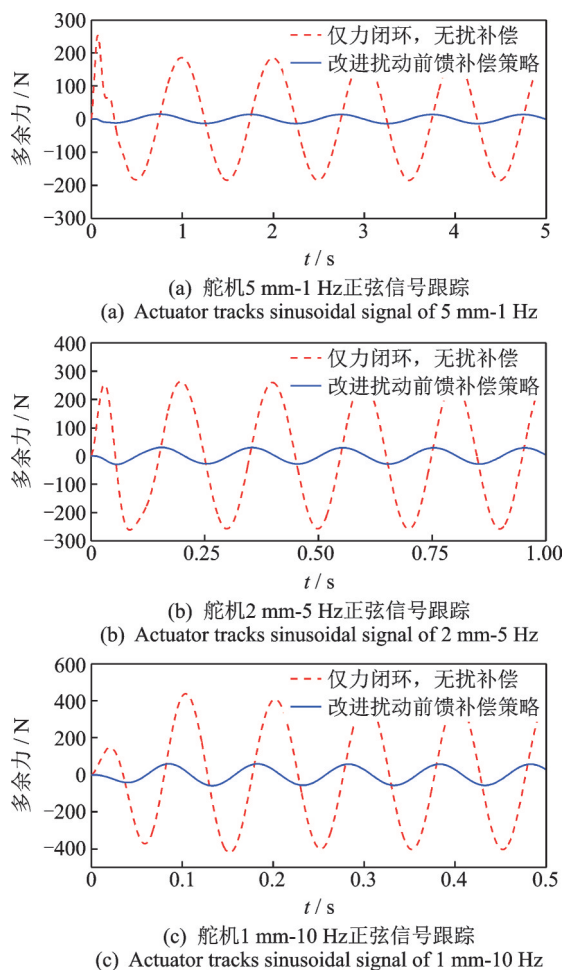


图 6 多余力仿真结果

Fig.6 Surplus force simulation results

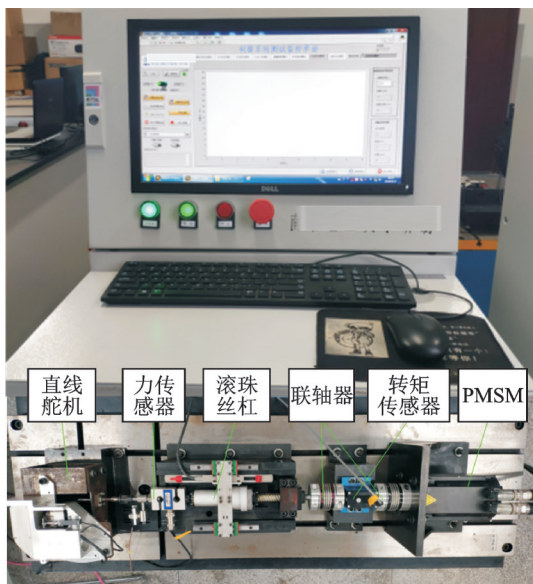


图 7 ELLTS实验平台

Fig.7 Experimental platform for ELLTS

- ①加载力范围为 0~3 000 N;
- ②加载行程为 0~15 mm(舵机行程为 5 mm);
- ③静态加载频率为 0~15 Hz;
- ④动态加载频率为 0~8 Hz。

表 2 ELLTS主要元件

Tab.2 Main component of ELLTS

元件	型号	参数
转矩传感器	Interface T3 50Nm	精度: ±0.1; 10kHz
拉压力传感器	Interface SSM 5kN	精度: ±0.05; 10kHz
滚珠丝杠	NSK LPFC2525-6(P)	25mm
PMSM	AKM53H-320VDC	3.02kW
数据采集卡	NI-PXIE-6341	500kS/s, 16bit
实时控制器	NI-PXIE-8840	i5, 4G

### 4.2 多余力抑制测试实验

为验证所提出策略在舵机不同频率、不同幅值运行时的多余力抑制能力,设计了若干组多余力抑制实验。实验时令 ELLTS 加载指令为 0,结合舵机实际运行工况,分别使舵机带动 ELLTS 在 5 Hz 与 5 mm 以内作不同频率与幅值的正弦运动,并实时采集力传感器输出数据。设计了 3 组对比实验方案:方案 1 仅力闭环控制,无扰动补偿;方案 2 传统扰动前馈补偿;方案 3 改进扰动前馈补偿。

舵机运行在幅值为 5 mm、频率为 0.5 Hz(简称为 5 mm-0.5 Hz),幅值为 3 mm、频率为 1 Hz(简称为 3 mm-1 Hz),幅值为 1 mm、频率为 2 Hz(简称为 1 mm-2 Hz)和幅值为 0.5 mm、频率为 5 Hz(简称为 0.5 mm-5 Hz)等 4 组正弦信号时的多余力曲线如图 8 所示。可见:未采用任何补偿策略的方案 1(红色虚线)的多余力最大;方案 2(绿色点划线)抑制效果在低频时较好,但随着频率的升高,多余力抑制效果逐渐变差;方案 3(蓝色实线)的多余力抑制效果最佳。笔者采用改进扰动前馈补偿的 ELLTS 在 4 次实验时的多余力抑制率分别达到 89.7%, 89.4%, 84.1% 和 81.1%,相比传统扰动前馈补偿,所提出的控制策略多余力抑制效果有所提高,系统抗扰能力进一步增强。

为评价改进扰动前馈补偿在舵机运行不同频率与幅值时的多余力抑制能力,改进扰动前馈补偿多余力抑制率如表 3 所示。可以看出,在较低频率时,ELLTS 的多余力抑制率达到 80% 以上,较高频率的抑制率也达到了 65% 以上。可见,采用改进扰动前馈补偿系统的扰动抑制效果较好。

### 4.3 动态加载测试实验

为衡量 ELLTS 在舵机位移扰动下的直线力加载精度,针对典型加载工况(ELLTS 与舵机同频率且同时运行),实验 1 使舵机作幅值为 5 mm、频率为 1 Hz(简称为 5 mm-1 Hz)的正弦运动,ELLTS 正弦

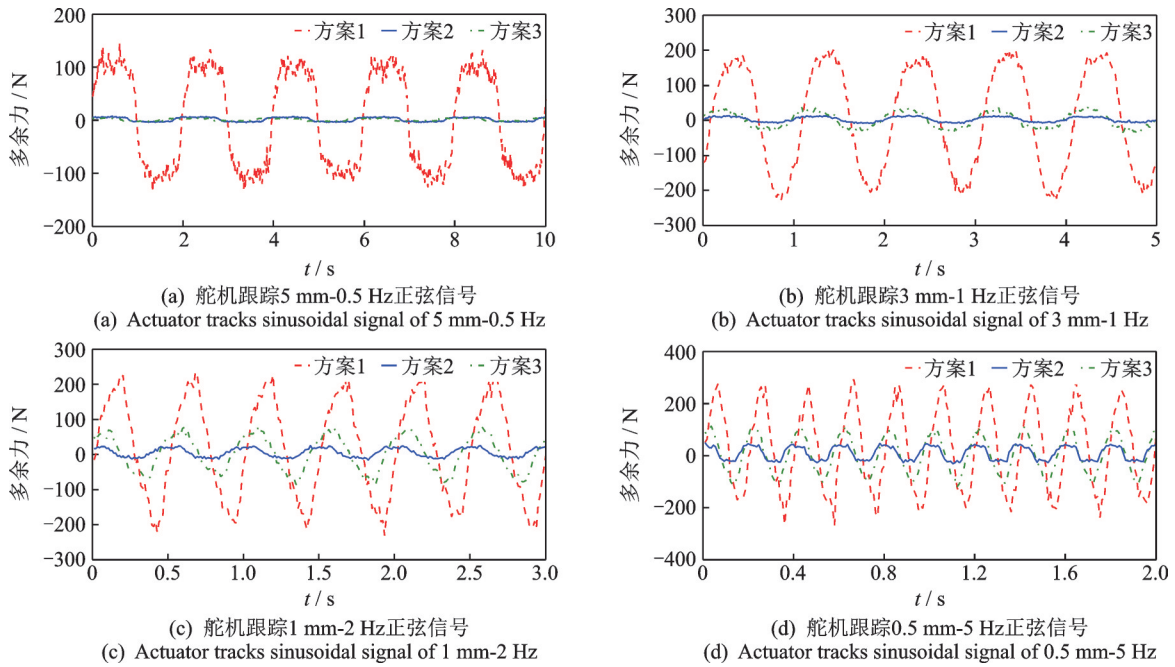


图8 多余力实验

Fig.8 Surplus force experiments

表3 改进扰动前馈补偿多余力抑制率

Tab.3 Surplus torque suppression ratio for improved disturbance feedforward compensation

幅值/ mm	运动 频率/Hz	补偿前 多余力/N	补偿后 多余力/N	抑制率/ %
1	0.5	91.2	5.1	94.4
	1.0	145.6	14.3	90.2
	2.0	221.6	35.1	84.1
	5.0	271.3	64.3	76.3
3	0.5	114.7	9.0	92.1
	1.0	196.3	20.8	89.4
	2.0	243.2	47.4	80.5
5	0.5	159.7	17.0	89.7
	1.0	211.6	30.0	85.8
	2.0	265.1	57.3	78.4
	5.0	280.3	94.5	66.3

加载指令为 1 kN-1 Hz(幅值为 1 kN、频率为 1 Hz); 实验 2 使舵机作幅值为 2 mm、频率为 3 Hz(简称为 2 mm-3 Hz)的正弦运动,正弦加载指令为 1 kN-3 Hz(幅值为 1 kN、频率为 3 Hz)。同样设计 3 组实验方案:方案 1 仅力闭环控制,无扰动补偿;方案 2 传统扰动前馈补偿;方案 3 改进扰动前馈补偿。

实验结果如图 9,10 所示。根据实验结果,图 11 为 3 组方案的动态加载精度统计图。

由于舵机运动扰动,未采用补偿策略的 ELLTS

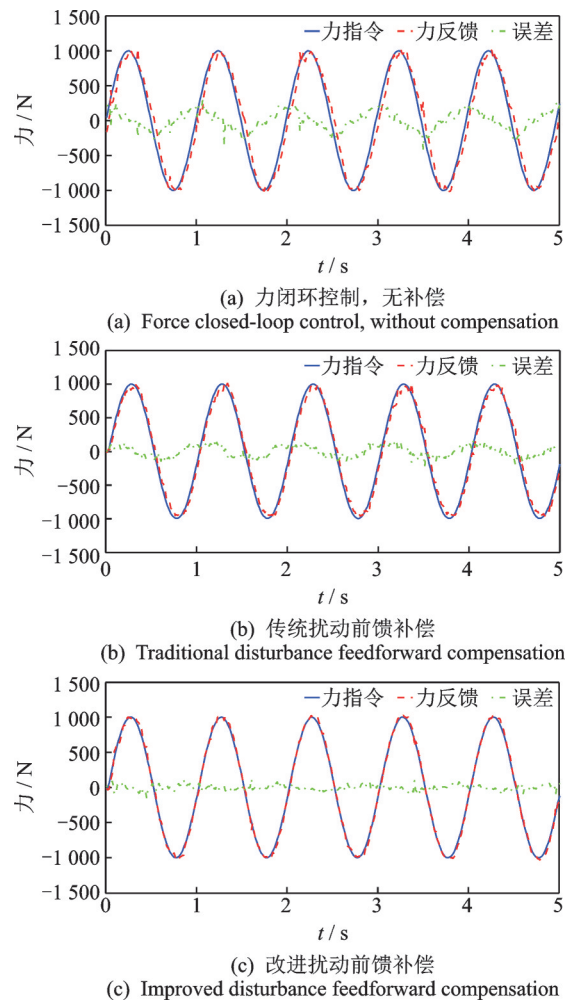


图9 舵机跟踪 5 mm-1 Hz,力跟踪 1 kN-1 Hz

Fig.9 Actuator tracks 5 mm-1 Hz, force tracks 1 kN-1 Hz

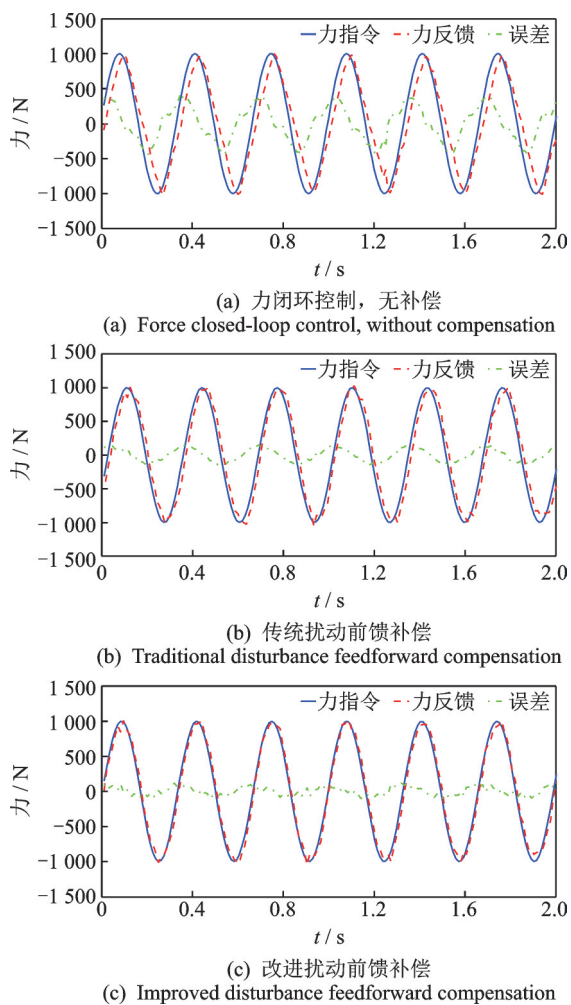


图 10 舵机跟踪 2 mm-3 Hz, 力跟踪 1 kN-3 Hz

Fig.10 Actuator tracks 2 mm-3 Hz, force tracks 1 kN-3 Hz

的动态加载效果较差,其相位滞后与幅值误差分别如图 11 所示。采用传统扰动前馈补偿能够抑制大部分的多余力,而采用了改进扰动前馈补偿的力输出精度最好,加载精度进一步提高,2次加载的相位滞后均在 10°以内,且误差幅值分别为 5.6% 和 9.1%,均在 10% 以内,满足双十指标<sup>[3]</sup>,动态加载精度明显提升。

## 5 结 论

1) 在传统扰动前馈补偿的基础上,提出了基于舵机位移指令信号的改进扰动前馈补偿策略。该策略无高阶微分特性与噪声干扰,更适合作补偿,且不需要舵机传感器反馈信号,省去了速度传感器的安装,更适用于工程中。

2) 为了验证该策略的理论正确性,采用 SIMULINK 软件搭建了 ELLTS 与直线舵机耦合模型,对所提出方法进行多余力仿真验证。仿真证明,该策略能够较好地抑制多余力。

3) 搭建了 ELLTS 实验平台并设计了对比实

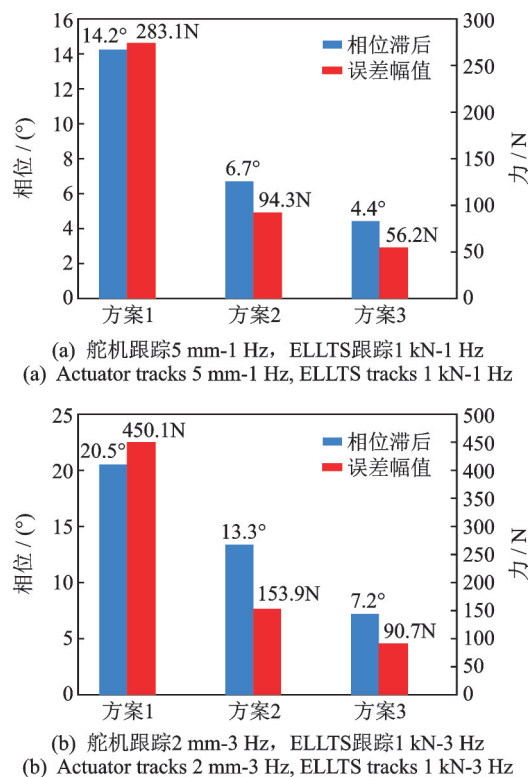


图 11 动态加载精度统计图

Fig.11 Statistical chart of dynamic loading accuracy

验。实验数据表明,在动态加载频率内,所提出算法的多余力较传统补偿方法抑制率提高,能够实现较高频率的多余力抑制。另外,在典型加载工况下,与仅采用力闭环控制和传统扰动前馈补偿相比,采用改进扰动前馈补偿的 ELLTS 加载精度进一步提高,幅值误差和相位误差都在 10% 以内,满足双十指标。

## 参 考 文 献

[1] 方强. 被动式力矩伺服控制系统设计方法及应用研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2006.

[2] 杨雪松, 李长春, 延皓, 等. 基于矢量匹配的扰动力矩消除方法[J]. 兵工学报, 2016, 37(2): 348-356.  
YANG Xuesong, LI Changchun, YAN Hao, et al. Vector matching-based disturbance torque elimination method[J]. Acta Armamentarii, 2016, 37(2): 348-356. (in Chinese)

[3] 焦宗夏, 华清, 王晓东, 等. 负载模拟器的评价指标体系[J]. 机械工程学报, 2002, 38(11): 26-30.  
JIAO Zongxia, HUA Qing, WANG Xiaodong, et al. Evaluation index system for load simulator[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2002, 38(11): 26-30. (in Chinese)

[4] 李成功, 靳红涛, 焦宗夏, 等. 电动负载模拟器多余力矩产生机理及抑制[J]. 北京航空航天大学学报, 2006, 32(2): 204-208.  
LI Chenggong, JIN Hongtao, JIAO Zongxia, et al. Mechanism and suppression of extraneous torque of motor driver load simulator[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2006, 32(2): 204-

208. (in Chinese)
- [5] LI G Q, LIU W, HAN W F, et al. Research on structure decoupling of passive electro-hydraulic force servo system[J]. *Advances in Mechanical Engineering*, 2018, 10(5): 1-11.
- [6] WANG Z, WANG M Y, WANG G Q. Simulation analysis of a new electric dynamic load simulator based on double-stator permanent-magnet synchronous motor [C]//2012 IEEE 7th International Power Electronics and Motion Control Conference. Harbin: IEEE, 2012: 2617-2620.
- [7] 牛国臣, 王巍, 魏志强, 等. 基于力矩前馈和舵机角度补偿的力矩控制[J]. *北京航空航天大学学报*, 2013, 39(3): 300-304.  
NIU Guocheng, WANG Wei, WEI Zhiqiang, et al. Torque control based on torque feedforward and rudder angle compensation[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2013, 39(3): 300-304. (in Chinese)
- [8] WANG X, FENG D Z, HU H Y. Design and experiment of rudder load simulator for high dynamic aircraft[C]//2009 4th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications. Xi'an: IEEE, 2009: 2573-2577.
- [9] JIAO Z X, LI C G, REN Z T. The extraneous torque and compensation control on the electric load simulator [C]//Fifth International Symposium on Instrumentation and Control Technology. Beijing: SPIE, 2003: 723-727.
- [10] JIAO Z X, GAO J X, HUA Q, et al. The velocity synchronizing control on the Electro-Hydraulic Load Simulator[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2004, 17(1): 39-46.
- [11] HAN S S, JIAO Z X, YAO J Y, et al. Compound velocity synchronizing control strategy for electro-hydraulic load simulator and its engineering application [J]. *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 2014, 136(5): 1-13.
- [12] WANG C W, JIAO Z X, WU S, et al. An experimental study of the dual-loop control of electro-hydraulic load simulator[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2013, 26(6): 1586-1595.
- [13] LI Z H, SHANG Y X, JIAO Z X, et al. Surplus torque elimination control of electro-hydraulic load simulator based on actuator velocity input feedforward compensating method[J]. *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 2018, 140: 1-8.
- [14] SHAMISA A, KIANI Z. Robust fault-tolerant controller design for aerodynamic load simulator [J]. *Aerospace Science and Technology*, 2018, 78: 332-341.
- [15] WANG C, JIAO Z, WU S, et al. A practical nonlinear robust control approach of electro-hydraulic load simulator[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2014, 27(3): 735-744.
- [16] AHN K K, TROUONG D Q, LEE B R. Online self-tuning fuzzy proportional-integral-derivative control for hydraulic load simulator [J]. *Journal of Systems and Control Engineering*, 2008, 222(2): 81-95.
- [17] TROUONG D Q, AHN K K. Force control for hydraulic load simulator using self-tuning grey predictor-fuzzy PID [J]. *Mechatronics*, 2009(19): 233-246.
- [18] 黄婷, 孙立宁, 王振华, 等. 力控法兰的模糊PID恒力控制方法[J]. *振动、测试与诊断*, 2017, 37(4): 648-656.  
HUANG Ting, SUN Lining, WANG Zhenhua, et al. Fuzzy proportion integral derivative constant force control method of force-controlled flange[J]. *Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis*, 2017, 37(4): 648-656. (in Chinese)
- [19] 牛国臣, 王巍, 宗光华. 基于迭代学习的电动负载模拟器复合控制[J]. *控制理论与应用*, 2014, 31(12): 1740-1747.  
NIU Guochen, WANG Wei, ZONG Guanghua. Composite control for electric load simulator based on iterative learning [J]. *Control Theory and Applications*, 2014, 31(12): 1740-1747. (in Chinese)
- [20] 王明彦, 郭奔. 基于迭代学习控制的电动伺服负载模拟器[J]. *中国电机工程学报*, 2003, 23(12): 123-126.  
WANG Mingyan, GUO Ben. Electric servo load simulator based on iterative learning control [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2003, 23(12): 123-126. (in Chinese)
- [21] 徐志伟, 范元勋, 雷建杰, 等. 被动式力伺服系统的多余力抑制方法[J]. *组合机床与自动化加工技术*, 2018(6): 89-92.  
XU Zhiwei, FAN Yuanxun, LEI Jianjie, et al. A novel method for restraining surplus force of passive force system [J]. *Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique*, 2018(6): 89-92. (in Chinese)
- [22] 韩邦成, 杨莲慧, 李海涛. 动基座下DGCMG框架伺服系统干扰补偿控制[J]. *振动、测试与诊断*, 2014, 34(4): 686-693.  
HAN Bangcheng, YANG Lianhui, LI Haitao. Disturbance compensation control of Gimbal servo system for DGCMG used in spacecraft [J]. *Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis*, 2014, 34(4): 686-693. (in Chinese)



**第一作者简介:**潘卫东,男,1995年4月生,硕士生。主要研究方向为电动伺服加载测控设备、机电一体化系统设计。  
E-mail: pwdnjust@163.com

**通信作者简介:**范元勋,男,1964年2月生,教授、硕士生导师。主要研究方向为精密伺服传动技术及测试系统设计。  
E-mail: fanyx@mail.njust.edu.cn