

铣削过程多源扰动影响下直线电机 推力电流频谱特性分析

权力^{1,2}, 赵万华^{1,2}

(1. 西安交通大学机械工程学院, 710049, 西安;

2. 西安交通大学机械制造系统工程国家重点实验室, 710049, 西安)

摘要: 针对机床实际铣削过程中进给系统受多源、多频扰动影响,特别是直驱进给系统由于“零传动”特性,运动精度受外界扰动影响更为显著的问题,研究了机床加工过程多源扰动机理、频谱特征及其影响下直线电机进给系统推力电流频谱特性,综合分析了铣削过程中刀具-主轴系统的多源扰动,建立了考虑刀具偏心跳动的铣削力模型、主轴离心力模型、主轴轴承振动模型,并分析多源扰动频谱特性。表征了多源扰动激励下直线电机进给系统输出位移波动特性,并在直线电机驱动的VMC0865机床上完成单轴进给切削实验。实验结果表明:在进给速度为1 500 mm/min、主轴转速为5 000 r/min、切宽为2 mm、切深为2 mm的情况下,X轴位移波动均方值从0.36 μm 增加到0.81 μm ,推力电流均方值从0.94 A增加到1.15 A;推力电流增加了主轴转频及其倍频、分频、边频的谐波成分;切削力会影响进给系统运动精度,从而影响零件加工质量和加工精度,验证了切削过程对直线电机进给系统推力电流频谱特征的影响;对比了不同切削参数对进给系统推力电流频谱特征的影响,明确了主轴转速是对推力电流频谱特征最为显著的切削参数。该研究对于直驱进给系统控制算法改进与加工参数选择具有重要指导意义。

关键词: 多源扰动;直线电机;推力电流;切削参数

中图分类号: TG659 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202104002 **文章编号:** 0253-987X(2021)04-0008-12



OSID 码

Linear Motor Thrust Current Spectrum Characteristics Under Influence of Multi-Source Disturbance in Milling Process

QUAN Li^{1,2}, ZHAO Wanhua^{1,2}

(1. School of Mechanical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. State Key Laboratory for Manufacturing Systems Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: The feed system is affected by multi-source and multi-frequency disturbances in the actual milling process of the machine tool, especially the direct-drive feed system due to the zero transmission, the motion accuracy is more significantly affected by external disturbances. The disturbance mechanism, frequency spectrum characteristics and linear motor feed system thrust current spectrum characteristics are investigated. Comprehensively considering the multi-source disturbance of tool-spindle system during the milling process, the milling force model, spindle centrifugal force model, spindle bearing vibration model are established and the corresponding multi-source disturbance spectrum characteristics are analyzed. The displacement fluctuation

收稿日期: 2020-08-10。 作者简介: 权力(1996—),男,博士生;赵万华(通信作者),男,教授,博士生导师。 基金项目: 国家科技重大专项资助项目(2018ZX04035001);国家自然科学基金资助项目(52075426)。

网络出版时间: 2020-11-12

网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20201112.1339.006.html>

characteristics of linear motor feed system under multi-source disturbance excitation are characterized, and single-axis feed cutting experiment is completed on VMC0865 machine tool driven by a linear motor. The experimental results show that as the feed speed is 1 500 mm/min, spindle speed is 5 000 r/min, cutting width is 2 mm, and cutting depth is 2 mm, the mean square value of X-axis displacement fluctuation increases from 0.36 μm to 0.81 μm , and the mean square value of thrust current increases from 0.94 A to 1.15 A; the thrust current heightens the harmonic components of the spindle frequency and its multiplication, division and side frequencies; cutting force affects motion accuracy of the feed system, thereby lowers the quality and accuracy of the part processing. The influence of the process on the spectral characteristics of thrust current of linear motor feed system and the influence of different cutting parameters on the spectral characteristics of thrust current are comparatively analyzed. It is obvious that spindle speed is the most significant cutting parameter for spectral characteristics of thrust current.

Keywords: multi-source disturbances; linear motor; thrust current; processing parameters

随着航空航天、医疗设备等行业对高速高精加工需求的日益增长,直驱进给系统在机床行业得到了越来越广泛的应用,直线电机驱动已成为机床驱动新趋势^[1]。2011年,中国机械工程学会将直线电机的控制理论和控制技术列入高速精密切削加工关键技术^[2],高速、精密直驱技术已经是高档数控机床的重要发展方向。

与传统旋转电机加滚珠丝杠传动形式相比,直线电机进给系统取消了所有中间传动机构,具有高速、高加速度及高定位精度等优点。但是,由于直线电机进给系统取消了所有传动机构,外界负载和干扰的变化直接作用于电机动子,增加了伺服系统的控制难度^[3]。针对直线电机进给系统控制方法,国内外学者已经提出了基于两自由度 PID^[4]、基于模型自适应控制^[5]、无模型自适应控制^[6]等多种控制策略。特别是,当直线电机进给系统应用于金属切削机床上时,切削过程引入的切削力等多种干扰成分具有幅值高、非线性、时变和参变等特性,会大大增加直线电机进给系统的控制难度。针对这一问题,国外学者已有诸多研究。1996年,Alter等提出了一种基于 H_∞ 的最优控制算法,并应用于直线电机进给系统,将系统动刚度提高了 46%^[7]。1999年,Choi等提出了一种针对多输入多输出系统的鲁棒控制算法,并在二维直线电机进给系统上进行了验证,相较传统 PID 控制,有效地提高了切削过程中的运动精度^[8]。2001年,Bin Yao等将(CARC 自适应鲁棒控制)应用于直线电机进给系统^[9],2008年,Jamaludin等将逆模型观测器和切削力前馈补偿技术应用于两轴联动直驱平台,将位移波动均方值降低了 60%以上^[10]。2009年,针对切削力干扰,

Altintas 提出了一种扰动自适应滑模控制算法,可以有效地提高直线电机进给系统刚度^[11]。基于扰动观测器方法可以有效地提高系统抗扰动能力^[12],目前已在伺服系统中得到了广泛应用^[13]。2011年,Takei等基于干扰观测器思想,设计了切削力的实时辨识算法并实现了对切削力扰动的补偿^[14]。

在研究切削力对直线电机进给系统的影响时,大部分学者均将切削力和摩擦力视为切削过程中的全部扰动,忽视了切削过程中主轴系统振动等多源扰动对于直驱进给系统推力电流的影响规律。同时,前期工作主要集中在对切削力扰动的补偿与抑制,未关注切削力扰动下直线电机进给系统推力电流实际频谱特征。基于此,本文将综合建模分析机床实际铣削过程中多源扰动,分析直驱进给系统推力电流在切削过程中频谱特征的演变规律。

1 铣削过程多源扰动建模分析

1.1 圆柱螺旋铣刀动态切削力建模

铣削过程是一个由多齿参与的断续切削过程,铣刀随机床主轴绕自身轴线回转从而与工件相对作进给运动。瞬时刚性力模型能够准确地对加工过程中任意时刻切削力的大小和方向进行预测,被广泛应用于切削力的建模分析中^[15]。

通过坐标转换和微元积分求和,可得到作用于整个铣刀上在进给、法线和轴向方向上的瞬时切削力

$$F_x = \sum_{j=1}^N \sum_{l=1}^M [-dF_{\tau jl} \cos(\phi_{jl}) - dF_{rjl} \sin(\phi_{jl})] \quad (1a)$$

$$F_y = \sum_{j=1}^N \sum_{l=1}^M [dF_{yjl} \sin(\phi_{jl}) - dF_{xjl} \cos(\phi_{jl})]$$

(1b)

$$F_z = \sum_{j=1}^N \sum_{l=1}^M dF_{qjl}$$

(1c)

式中： F_x 、 F_y 、 F_z 为三向切削力； F_t 、 F_r 、 F_q 为刀具微元部分径向、法向与轴向切削力； ϕ 为微元与轴线夹角。

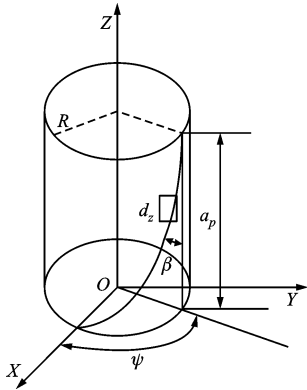


图 1 圆柱螺旋铣刀切削刃几何示意图
Fig. 1 Geometry of cutting edge of cylindrical spiral milling cutter

铣削刀具在制造和安装过程中受到制造工艺和安装方式的影响,不可避免地会导致刀具回转中心和几何中心存在偏差,即刀具偏心。刀具偏心跳动对刀具的切入和切出状态以及瞬时切削厚度会产生较大影响,使各个刀齿受力状态发生改变,影响各齿切削力峰值。因此,有必要建立考虑刀具偏心跳动的瞬时铣削力模型。

建立刀具偏心跳动模型如图 2 所示。刀具的几何中心偏移了刀具旋转中心,刀具偏心量为 ρ ,偏心方向与 1 号刀齿刀尖点处的夹角为 λ 。由图 2 可以看出,由于存在刀具偏心跳动,刀齿切削半径与刀具实际几何半径有所不同,可推导刀具实际切削半径的递推公式如下

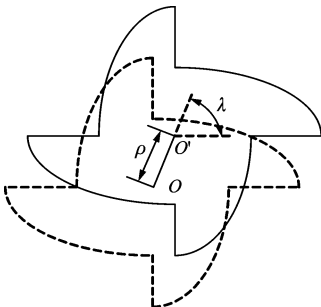


图 2 刀具偏心跳动几何模型
Fig. 2 Geometric model of tool eccentric beating

$$\left. \begin{aligned} d(k) &= 0 \\ h_{k+1,l}(\varphi) &= f_t \sin(\varphi) + R_{k+1,l} - R_{k,l} + d(k) \\ d(k+1) &= \begin{cases} 0, & h_{k+1,l} \geq 0 \\ h_{k+1,l}, & h_{k+1,l} < 0 \end{cases} \\ &\vdots \\ h_{i-1,l}(\varphi) &= f_t \sin(\varphi) + R_{i-1,l} - R_{i-2,l} + d(i-2) \\ d(i-1) &= \begin{cases} 0, & h_{i-1,l} \geq 0 \\ h_{i-1,l}, & h_{i-1,l} < 0 \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

利用上述模型进行切削力仿真,仿真条件如表 1 所示。

表 1 切削力仿真参数

Table 1 Parameters for cutting force simulation

工件材料和参数	材料和参数值
刀具材料	高速钢
直径/mm	20
螺旋角/(°)	30
齿数	3
工件材料	AL7075
切深/mm	2
每齿进给/mm	0.5
转速/(r·min ⁻¹)	10 000
偏心量/mm	0.5
夹角	π/4

利用上述模型进行切削力仿真,圆柱螺旋立铣刀的切削力仿真结果如图 3 所示。

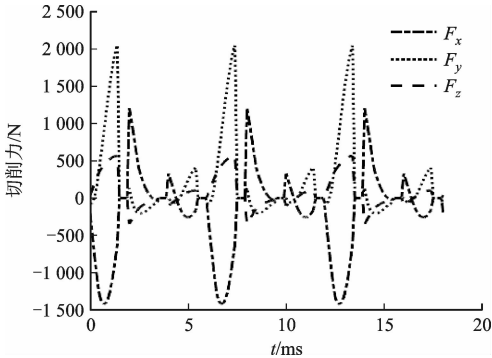


图 3 考虑刀具偏心的切削力仿真结果
Fig. 3 Simulation results of milling force considering tool eccentricity

对理想情况下的圆柱螺旋立铣刀切削力模型和考虑刀具偏心跳动的切削力模型进行傅里叶变换,频谱分析结果如图 4 所示。对于理想情况下的螺旋立铣刀切削力主要集中在刀刃频率处(刀刃频率等于主轴转频乘齿数),当考虑刀具偏心跳动的影

后,切削力分布在主轴转频及其倍频处。

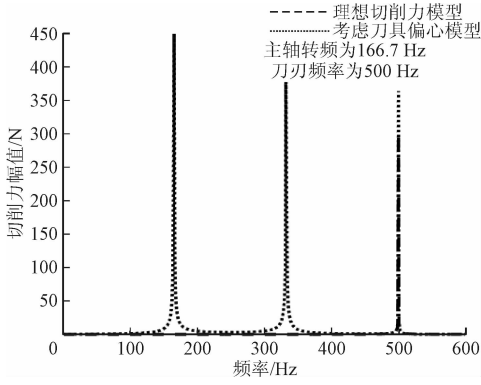


图4 切削力频谱图

Fig. 4 Frequency spectrum of cutting force

1.2 主轴振动特性建模

由于转子加工和装配误差、转子与机械负载的连接不对中、轴承磨损等因素的影响,电机转子存在静态偏心、动态偏心或者静态、动态偏心同时出现的混合偏心问题。电机转子偏心会产生不平衡磁拉力,造成转子发生径向振动。

采用一维相对磁导函数表征转子动偏心对气隙磁场的影响。在定子坐标系中对存在转子动偏心情况下的气隙进行表征,几何关系如图5所示。

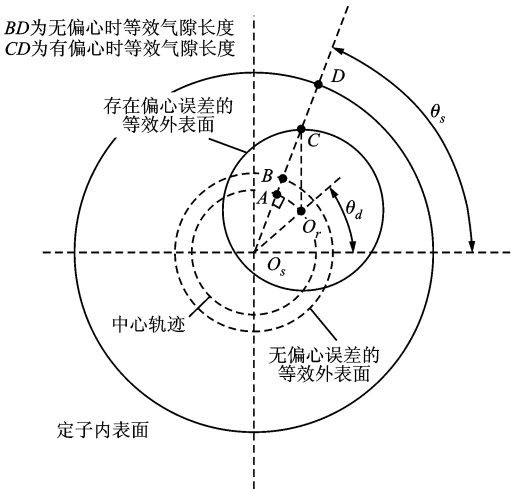


图5 存在转子动偏心的电机气隙长度表征

Fig. 5 Characterization of the air gap length of a motor with dynamic rotor eccentricity

考虑动偏心作用的等效气隙长度表达式如下

$$\delta(\theta) = g' - e_d \cos(\theta_s - \theta_d) \quad (3)$$

式中: δ 为等效气隙长度; g' 为初始气隙长度; θ_d 为转子几何中心在定子极坐标系下的角度位置; e_d 为长度坐标。

考虑转子动偏心的一维相对磁导函数为

$$\tilde{\Lambda}_d(\theta_s) = \frac{1}{1 - (e_d/g') \cos(\theta_s - \theta_d)} \quad (4)$$

将式(1)(2)展开为傅里叶级数,由于 e_d/g' 非常小,舍去2阶以上的级数

$$\tilde{\Lambda}_d(\theta_s) = 1 + \Delta_{d1} \cos(\theta_s - \Omega_r t) \quad (5)$$

式中

$$\Delta_{d1} = 2\epsilon_d / (\sqrt{1 - \epsilon_d^2} + 1 - \epsilon_d^2) \approx \epsilon_d = e_d/g'$$

不考虑转子转动角度 Δ 和转子几何中心转动角度 θ_s 之间的相位关系,设 $\Delta = \Omega_r t$,则考虑电机转子动偏心的气隙磁场表达式为

$$B_{dg} = B_g(\theta_s, \Delta) + \sum B_{dn} \cos[(np + 1)(\theta_s - \Omega_r t)] + \sum B_{dn} \cos[(np - 1)(\theta_s - \Omega_r t)] \quad (6)$$

式中:第1项是永磁体非正弦磁链引起的气隙磁场;后两项是转子动偏心引起的气隙磁场畸变量

$$\tilde{B}_{dg}(\theta_s, \Delta) = \sum_{n=1,3,5,\dots} B_{dn} \cos[(np + 1)(\theta_s - \Omega_r t)] + \sum_{n=1,3,5,\dots} B_{dn} \cos[(np - 1)(\theta_s - \Omega_r t)] \quad (7)$$

首先推导气隙磁密在一个线圈中感应的空载反电动势,然后推导一个线圈组的合成反电动势,最后推导各相空载反电动势。动态偏心引起的A相空载反电动势谐波表达式如下

$$e_{fda} = \sum_{n=1,3,5,\dots} \omega_s \tilde{\lambda}_{dn}^+ \sin[(np + 1)\Omega_r t] + \sum_{n=1,3,5,\dots} \omega_s \tilde{\lambda}_{dn}^- \sin[(np - 1)\Omega_r t] \quad (8)$$

式中:各阶磁链谐波系数 $\tilde{\lambda}_{dn}^+ = \tilde{\Phi}_{dn} \tilde{K}_n^+ N$, $\tilde{\lambda}_{dn}^- = \tilde{\Phi}_{dn} \tilde{K}_n^- N$,各阶谐波对应的每极磁通量为 $\tilde{\Phi}_{dn} = 2B_{dn} R_{si} l_{ef} / p$,绕组系数为

$$\tilde{K}_n^+ = \tilde{K}_{dn}^+ \tilde{K}_{qn}^+ = \tilde{K}_{dn}^- \tilde{K}_{qn}^-$$

设AB、AC相绕组之间的空间机械角度分别为 φ_{AB} 、 φ_{AC} ,则B相和C相空载反电动势表达式如下

$$e_{fdb} = \sum_{n=1,3,5,\dots} \omega_s \tilde{\lambda}_{dn}^+ \sin[(np + 1)(\Omega_r t - \varphi_{AB})] + \sum_{n=1,3,5,\dots} \omega_s \tilde{\lambda}_{dn}^- \sin[(np - 1)(\Omega_r t - \varphi_{AB})] \quad (9)$$

$$e_{fdc} = \sum_{n=1,3,5,\dots} \omega_s \tilde{\lambda}_{dn}^+ \sin[(np + 1)(\Omega_r t - \varphi_{AC})] + \sum_{n=1,3,5,\dots} \omega_s \tilde{\lambda}_{dn}^- \sin[(np - 1)(\Omega_r t - \varphi_{AC})] \quad (10)$$

在考虑转子动偏心引起的力矩谐波时,将三相电流设置为理想电流 $i_A = I \sin(\omega_s t)$, $i_B = I \sin(\omega_s t - \frac{2}{3}\pi)$, $i_C = I \sin(\omega_s t + \frac{2}{3}\pi)$ 。采用能量守恒方法,推导的力矩谐波频率特性表达式如下

$$\Delta T_{ecc} =$$

$$\frac{pI}{2} \sum_{n=1,3,5,\dots} \tilde{\lambda}_{dn} T_{en}^1 \sin[(n - 1 - 1/p)\omega_s t + \gamma_{en}^1] +$$

$$\begin{aligned} &\frac{pI}{2} \sum_{n=1,3,5,\dots} \tilde{\lambda}_{dn}^{+} T_{en}^{\text{II}} \sin[(n-1+1/p)\omega_s t + \gamma_{en}^{\text{II}}] + \\ &\frac{pI}{2} \sum_{n=1,3,5,\dots} \tilde{\lambda}_{dn}^{-} T_{en}^{\text{III}} \sin[(n+1-1/p)\omega_s t + \gamma_{en}^{\text{III}}] + \\ &\frac{pI}{2} \sum_{n=1,3,5,\dots} \tilde{\lambda}_{dn}^{+} T_{en}^{\text{IV}} \sin[(n+1+1/p)\omega_s t + \gamma_{en}^{\text{IV}}] \end{aligned} \quad (11)$$

根据式(11),转子动偏心引起的力矩谐波的频率为电流基频偶倍频加减转频。在本节规定的边界条件下,动态偏心引起的谐波成分的频率只出现在电流基频的偶倍频(包括 0 Hz)附近,而且距离电流基频偶倍频的频率为转频。可以推测,如果转子几何中心的旋转运动中明显含有频率为转频的 2、3、4…倍频的周期性圆周运动,在偶倍频谐波附近出现的边频谐波的频率与偶倍频的距离分别为 2、3、4…倍转频。

转子偏心质量造成的离心力载荷幅值与转子转速平方成正比,其幅值为

$$F_c = m\omega^2 e \quad (12)$$

式中: m 为转子节点质量; ω 为转子转频。

由于离心力载荷由转子转动引起,故其角频率为一倍转频。

综上所述,由于主轴不平衡造成的主轴振动主要集中在主轴转频及其倍频部分。

1.3 主轴系统轴承振动建模

考虑轴承加工与装配工艺影响,轴承零件的工作表面存在程度不同的非圆误差,通称为波纹度误差。轴承运转时,波纹度误差会引起接触副变形的周期性变化,产生周期变化的激励力,目前国内外对此问题已经做了比较充分的研究^[16]。

运动学分析表明,轴承公转和自转频率如下

$$\begin{aligned} f_c &= \frac{f_i}{2} \left(1 - \frac{D}{d} \cos\alpha \right) \\ f_b &= \frac{f_i}{2} \left(1 - \left(\frac{D}{d} \cos\alpha \right) \right) \frac{d}{D} \end{aligned} \quad (13)$$

式中: f_i 为转子旋转频率; d 为钢球直径; D 为轴承节圆直径; α 为轴承接触角。

考虑轴承不同零件表面波纹度谐波分量激励作用、钢球尺寸偏差的激励作用以及各误差的激励交互作用,轴承运行过程中振动的激励频率及频率来源如表 2 所示^[17]。

由表 2 可知,由于轴承系统加工波纹度误差的激励,会造成大量的振动,其谐波频率会是主轴转频的分数倍频率或边频,频率分布规律与主轴转速密切相关。

表 2 轴承运行中振动的激励频率及频率来源

Table 2 Excitation frequency and frequency source of vibration in bearing operation

波纹度 所在表面	谐波次数或序列	激励频率
外圈滚道	$\lambda_o = kZ - 1$	kZf_c
	$\lambda_o = kZ$	kZf_c
	$\lambda_o = kZ + 1$	kZf_c
内圈滚道	$\lambda_i = kZ - 1$	$kZ(f_i - f_c) - f_i$
	$\lambda_i = kZ$	$kZ(f_i - f_c)$
	$\lambda_i = kZ + 1$	$kZ(f_i - f_c) + f_i$
钢球表面	$\lambda_b = 2k$	$2kf_b \pm f_c$
		$2kf_b$
外圈和内圈	$ \lambda_o \mp \lambda_i = kZ$	$ kZf_c \pm \lambda_i f_i $
	$ \lambda_o \pm 1 \pm \lambda_i = kZ$	$ kZf_c \pm \lambda_i f_i $
外圈滚道和 钢球表面	$\lambda_o = kZ$	$kZf_c \pm 2\lambda_b f_b$
	$\lambda_o = kZ \pm 1$	$kZf_c \pm 2\lambda_b f_b$
内圈滚道和 钢球表面	$\lambda_o = kZ$	$kZ(f_i - f_c) \pm \lambda_b f_b$
	$\lambda_o = kZ$	$kZ(f_i - f_c) \pm f_i \pm 2\lambda_b f_b$

1.4 多源扰动传递路径分析

由上文分析可知,切削加工中由于切削力及主轴系统多源振动影响,会产生大量外界干扰力,具有丰富的频谱特征。直线电机进给系统由于取消了传动机构,所有外界干扰直接作用于进给系统工作台,进而作用于电机动子,形成复杂的推力谐波成分,严重影响进给系统运动精度。

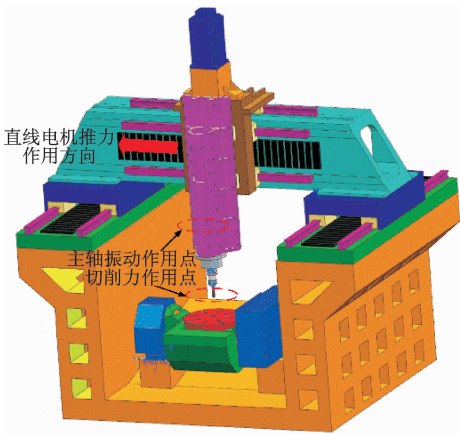


图 6 某型号龙门加工中心三维模型

Fig. 6 Three-dimensional model of a gantry machining center

特别对于龙门式加工中心,以图 6 所示的三维模型为例,由于主轴系统及切削系统都“背负”在 X

轴直驱进给系统之上,在切削加工过程中,切削力扰动以及主轴系统扰动会通过刀具主轴-Z轴的复合机械系统作用于X轴工作台,进而影响该轴运动精度。

目前对于主轴系统的动力学模型已有较为深入的研究,一般来讲,主轴系统的一阶固有频率均在1 kHz以上^[18]。本文关注的由于切削过程引起的推力谐波分析分量主要集中在1 kHz以下,因此在本文研究中忽略主轴垂直轴的复杂机械系统影响,简化扰动传递路径。

2 运动平稳性分析

直线电机进给系统的伺服环节主要包括驱动电路、电机、伺服控制环节以及机械系统4部分。考虑实际数控系统中,电流环带宽远大于速度环和位置环,可将控制系统中的电流环简化为等效环节,并对机械系统做一定程度的简化。

为了建立考虑切削力扰动下的直线电机进给系统模型,做以下假设:

- (1)忽略机械系统高阶和非线性特性,简化为单惯量系统;
- (2)不考虑电机交直轴的耦合作用;
- (3)不考虑数控系统插补、加减速等过程;
- (4)系统为连续型系统;
- (5)忽略伺服系统的小延时环节;
- (6)系统摩擦力等非线性谐波成分以干扰的形式加入伺服系统;
- (7)切削过程多源扰动以干扰的形式加入伺服系统。

最终,建立考虑切削力的直线电机进给系统模型如图7所示。

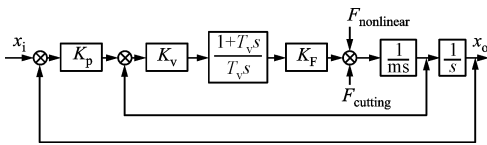


图7 切削力干扰下的直线电机进给系统模型

Fig. 7 Linear motor feed system model under interference of cutting force

分析外界干扰力对于进给系统控制性能的影响,由图7可以计算系统动柔度如下

$$G_r(s) = \frac{x_o(s)}{F_r(s)} = T_v s / (m T_v s^3 + K_v K_F T_v s^2 + (K_v K_F + K_F K_v K_p T_v) s + K_F K_v K_p) \quad (14)$$

式中:\$x\$为输入指令;\$F_r\$为等效外界扰动;\$m\$为电机

工作台质量;\$K_p\$为位置环增益;\$K_v\$为速度环增益;\$T_v\$为速度环积分时间;\$K_F\$为电机电力常数。

计算干扰力作用下直线电机进给系统的输出响应,令指令为0,系统的响应为

$$x_{tr0}(s) = (T_v s / (m T_v s^3 + K_v K_F T_v s^2 + (K_v K_F + K_F K_v K_p T_v) s + K_F K_v K_p)) F_{thrust}(s) \quad (15)$$

根据式(15),利用拉氏逆变换即可得到系统的输出响应。在进行拉氏逆变换时,关键是求解系统特征方程的3个根

$$m s^3 + K_v K_F s^2 + (K_v K_F / T_v + K_F K_v K_p) s + K_p K_v K_F / T_v = 0 \quad (16)$$

基于文献[19],可得三次特征方程根的判别与计算公式。

干扰力是多个周期性的正弦形式,其最终的输出响应是多个谐波的叠加。为了简化计算过程,选其中一项,即假设推力谐波为

$$F_{thrust}(t) = F_{tr} \sin(\omega_{tr} t + \varphi_{tr}) = F_{tr} \cos \varphi_{tr} \sin(\omega_{tr} t) + F_{tr} \sin \varphi_{tr} \cos(\omega_{tr} t) = F_{trc} \sin(\omega_{tr} t) + F_{trs} \cos(\omega_{tr} t) \quad (17)$$

式中:\$F_{trc}\$为频率主导谐波力;\$F_{trs}\$为相位主导谐波力。对应的拉氏变换为

$$F_{thrust}(s) = \frac{F_{trc} \omega_{tr}}{s^2 + \omega_{tr}^2} + \frac{F_{trs} s}{s^2 + \omega_{tr}^2} \quad (18)$$

由式(18)可得,推力谐波可分为两部分,即前部分为干扰频率主导部分,后部分为干扰相位主导部分。考虑到二者的形式类似,本文仅对干扰频率主导部分造成的位移波动的计算过程进行说明。

推力谐波的频率主导部分作用下的系统输出响应为

$$x_{trc0}(s) = (T_v s / (m T_v s^3 + K_v K_F T_v s^2 + (K_v K_F + K_F K_v K_p T_v) s + K_F K_v K_p)) \frac{F_{trc} \omega_{tr}}{s^2 + \omega_{tr}^2} \quad (19)$$

(1)当特征方程有3个实根时,系统的输出响应可简化为

$$x_{trc0}(s) = \frac{A_{trc}}{s + s_1} + \frac{B_{trc}}{s + s_2} + \frac{C_{trc}}{s + s_3} + \frac{D_{trc} s + E_{trc}}{s^2 + \omega_{tr}^2} \quad (20)$$

式中:\$s_1\$、\$s_2\$、\$s_3\$为式(16)的3个实根的相反数。

在所有推力谐波作用下的直线电机进给系统输出响应为

$$x_{\Sigma tr0}(t) = \sum_i x_{tr0i}(t) = \sum_i \left((A_{trsi} + A_{trci}) e^{-s_{1i} t} + (B_{trsi} + B_{trci}) e^{-s_{2i} t} + (C_{trsi} + C_{trci}) e^{-s_{3i} t} + (D_{trsi} + D_{trci}) \cos \omega_{tri} t + \frac{E_{trsi} + E_{trci}}{\omega_{tri}} \sin \omega_{tri} t \right) \quad (21)$$

(2)当特征方程有 1 个实根和 2 个虚根时,系统的输出响应可简化为

$$x_{\text{trc}0}(s) = \frac{A_{\text{trc}}}{s + s_1} + \frac{B_{\text{trc}}s + C_{\text{trc}}}{(s + a)^2 + \omega^2} + \frac{D_{\text{trc}}s + E_{\text{trc}}}{s^2 + \omega_{\text{tr}}^2}$$

(22)

式中: a 为两个共轭虚根实部的相反数; ω 为两个共轭虚根虚部的相反数。

最终,在所有推力谐波作用下的直线电机进给系统输出响应为^[20]

$$x_{\Sigma\text{tr}0}(t) = \sum_i x_{\text{tr}0i}(t) = \sum_i \left((A_{\text{trsi}} + A_{\text{trci}})e^{-s_i t} + (B_{\text{trsi}} + B_{\text{trci}})e^{-a_i t} \cos \omega_i t + \frac{(C_{\text{trsi}} + C_{\text{trci}}) - a_i (B_{\text{trsi}} + B_{\text{trci}})}{\omega_i} e^{-a_i t} \sin \omega_i t + (D_{\text{trsi}} + D_{\text{trci}}) \cos \omega_{\text{tri}} t + \frac{E_{\text{trsi}} + E_{\text{trci}}}{\omega_{\text{tri}}} \sin \omega_{\text{tri}} t \right)$$

(23)

由式(21)和式(23)可得,在推力谐波的作用下,系统的输出响应包括两部分,即瞬态冲击响应以及 与推力谐波同频的稳态振荡。振荡的幅值取决于系 统的控制参数与负载大小。

以切削力为铣削过程中典型扰动,在 Matlab/ Simulink 软件中,建立直线电机进给系统控制模 型,分别模拟只有摩擦力为干扰和摩擦力与切削力 共同干扰作用下的直线电机进给系统,观察分析不 同干扰条件下的直线电机进给系统运动平稳性。

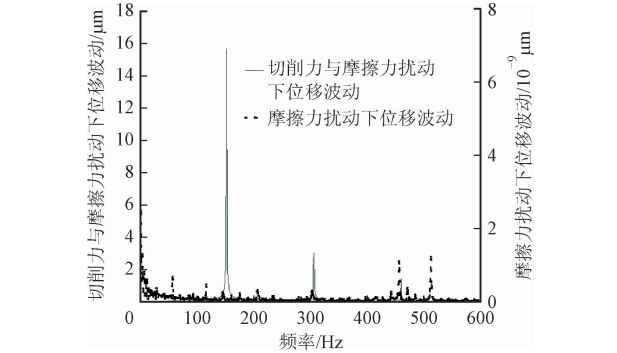


图 8 不同扰动下位移波动频谱图
Fig. 8 Displacement fluctuation spectrogram under different disturbances

由图 8 可知:①切削力作用下,直线电机进给系 统位移波动幅值大幅增加,切削作用极大地影响了 直线电机进给系统运动平稳性;②切削力作用下,直 线电机进给系统会产生主轴转频及其倍频的位移谐 波,在实际加工过程中,如果切削参数选择不恰当, 可能会使进给系统位移波动谐波频率与系统某阶固 有频率重合,大大恶化进给系统性能。

3 运动平稳性影响验证

3.1 切削实验设置

基于理论分析与仿真结果,利用实验室现有设 备设计实验,验证铣削过程对直线电机进给系统运 动平稳性的影响。

本次实验基于实验室 VMC-0865 五轴龙门式 机床,其中 X 轴和 Y 轴(双驱)为直线电机驱动,机 床数控系统为海德汉 iTNC 530 系统。本次实验采 用单轴进给切削方式,进给轴为 X 轴。切削刀具选 用 $\Phi 16$ mm 三齿硬质合金螺旋铣刀,切削材料为 AL7075 铝合金。实验过程利用 Kistler 9265B 测力 仪采集加工过程三向切削力,采样频率为 10 kHz。 实验过程中,利用海德汉系统自带 TNC Scope 软 件,采集进给系统推力电流、位移波动等数据。推力 电流采样频率为 10 kHz,位移波动采样频率为 333 Hz。图 9、图 10 为实验现场情况。

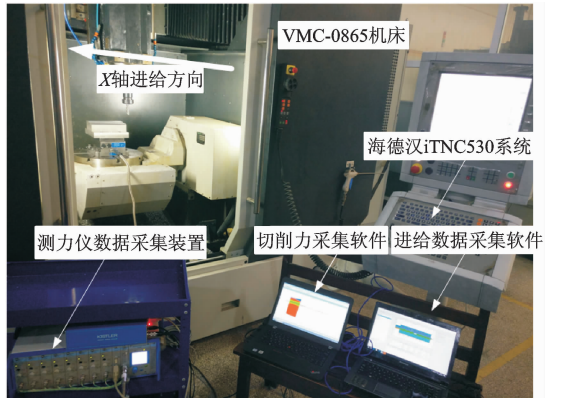


图 9 实验现场布置图
Fig. 9 Experimental site layout

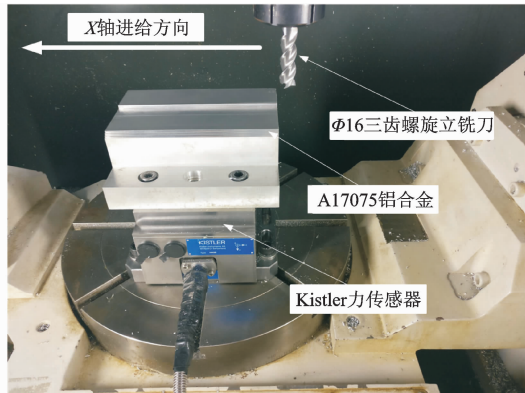


图 10 切削部分示意图
Fig. 10 Schematic diagram of cutting part

验证切削过程对于直线电机进给系统运动平稳 性的影响,具体切削参数如表 3 所示。

表 3 单轴进给切削参数

Table 3 Single-axis feed cutting parameters

切深 a_p/mm	2
切宽 a_e/mm	2
进给速度 $/(\text{mm} \cdot \text{min}^{-1})$	1 500
主轴转速 $/(\text{r} \cdot \text{min}^{-1})$	5 000

对 X 向切削力做傅里叶变换如图 11 所示,可知切削力主要分布在主轴转频及其倍频处,验证了前期建立的切削力理论模型的正确性。

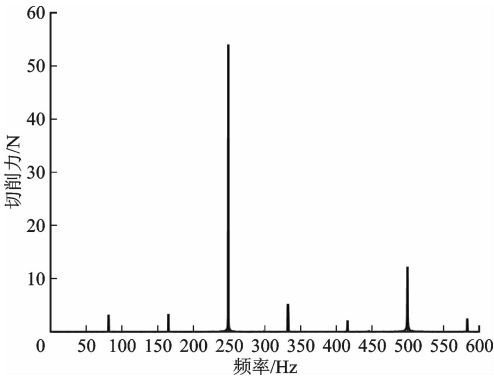
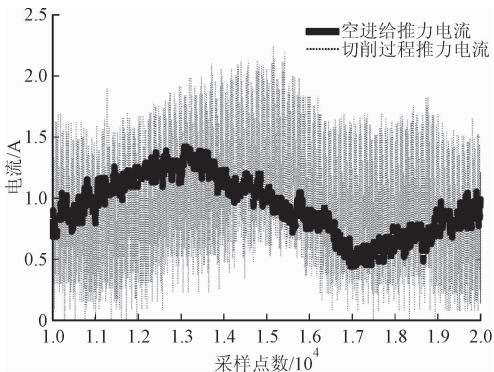


图 11 X 向切削力频谱图

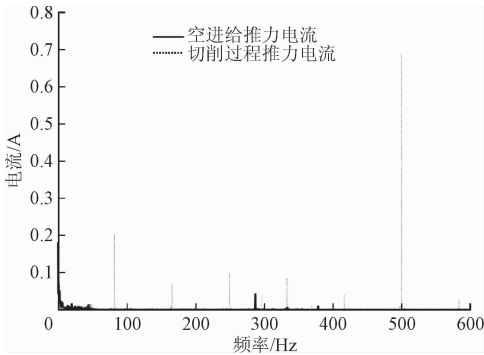
Fig. 11 X-direction cutting force spectrum

分别采集切削过程和空进给过程 X 轴推力电流与位移波动数据,对比时频域分析结果,如图 12、图 13 所示。由图可知:①切削过程会造成直线电机进给系统位移波动和推力电流幅值增大,影响直线电机进给系统运动精度。位移波动均方值从 $0.36\text{ }\mu\text{m}$ 增加到 $0.81\text{ }\mu\text{m}$,推力电流均方值从 0.94 A 增加到 1.15 A 。②切削力会使进给系统推力电流和位移波动出现主轴转频及其倍频的谐波成分,可能会对机床加工精度造成影响。

综上,实验结果验证了前期理论分析和仿真模型所得结论。



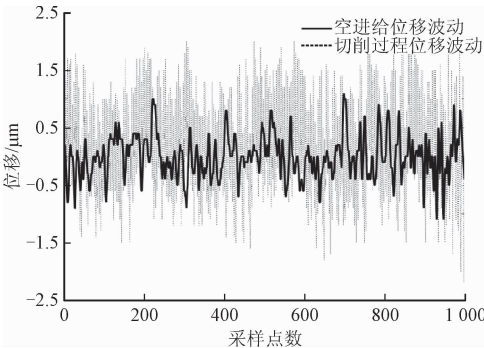
(a)推力电流时域对比



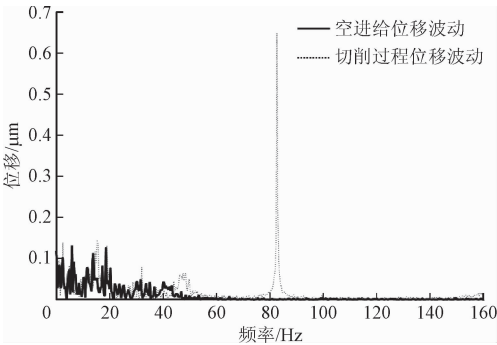
(b)推力电流频域对比

图 12 切削与空进给过程推力电流对比

Fig. 12 Comparison of thrust current during cutting and idling



(a)位移波动时域对比



(b)位移波动频域对比

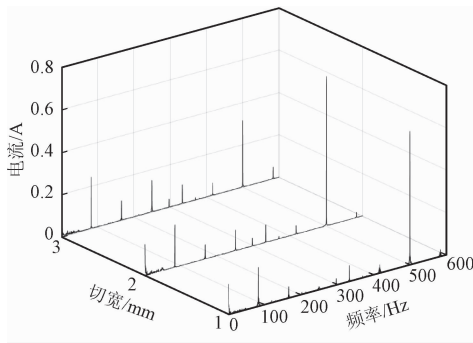
图 13 切削与空进给过程位移波动对比

Fig. 13 Comparison of displacement fluctuation during cutting and idling

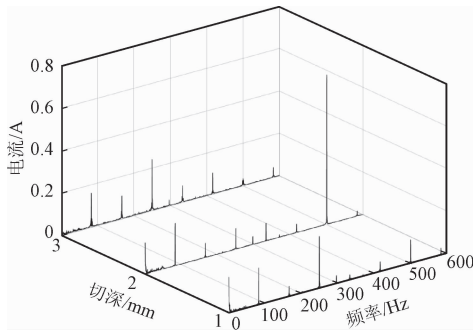
3.2 单一切削参数对电机推力电流频谱的影响

进一步探讨不同切削参数对于直线电机进给系统运动平稳性的影响。保持表 3 中其他切削参数不变,分别改变切宽、切深、进给速度、主轴转速,分析改变单一切削参数条件下直线电机进给系统推力电流频谱演变规律,结果如图 14 所示。

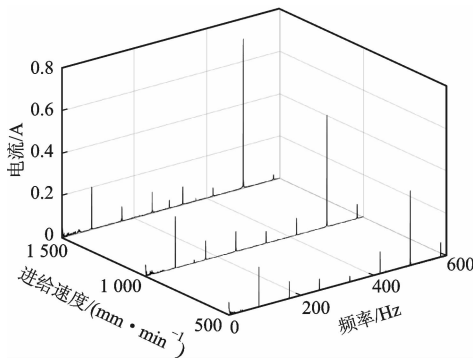
由图 14 可知,在稳定切削的情况下,改变切深、



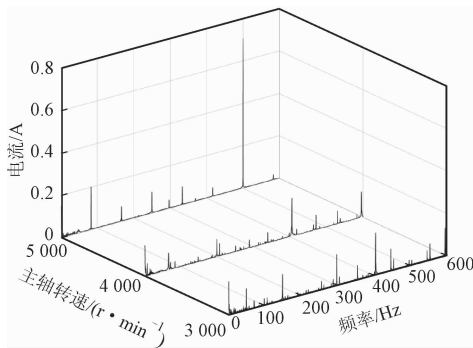
(a)切宽



(b)切深



(c)进给速度



(d)主轴转速

图 14 改变单一切削参数对电机推力电流频谱的影响
Fig. 14 The influence of changing single cutting parameter on the motor thrust current spectrum

切宽和进给速度,不会改变推力电流和位移波动的谐波频率分布情况,但不同频率的谐波幅值会随切深的改变而改变。改变主轴转速,会显著影响电机推力电流的频谱特征。主轴转速是对直线电机进给系统推力电流频谱特征影响最为明显的切削参数。

基于此结论,在不改变表 3 其余切削参数的情况下,采集机床在不同主轴转速下进行稳定铣削的相关数据,不同转速下直线电机进给系统推力电流频谱特征演变规律如图 15 所示。

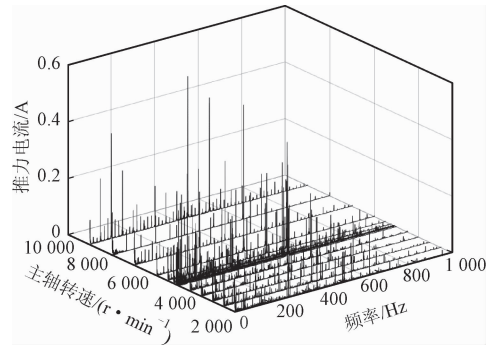


图 15 不同转速下电机推力电流频谱瀑布图
Fig. 15 Spectral waterfall diagram of motor thrust current at different speeds

由图 15 可知,直线电机推力电流频谱特征在切削过程中随主轴转速体现了复杂的演变关系,由于直线电机零传动的特点,运行过程中外界干扰会直接作用于工作台部分,进而引起电机推力电流的演变。同时,本实验中机床为龙门式机床,切削过程中多源、多频扰动会直接作用于进给轴,进一步恶化进给轴运动精度。

3.3 电机推力电流谐波溯源与分析

由图 15 可知,切削过程中,电机推力电流频谱特征较为复杂,有必要结合第 1 节的理论分析对电机推力电流谐波进行溯源分析。

(1)切削力影响。不同转速下铣削过程进给方向切削力频谱如图 16 所示,由图可知,切削过程中切削力分布在主轴转频及其倍频部分,而且能量主要集中在刀齿通过频率(转频 $\times$ 齿数),与 1.1 节理论分析结论一致。

对比图 15 和图 16 可以发现,切削过程中频率为主轴转频及其倍频的谐波成分由切削力造成,特别是频率成分为刀齿通过频率及其倍频的谐波成分,主要是由于切削力扰动进而引起的电机推力电流谐波。

(2)主轴不平衡力影响。对比图 15、图 16 可知,切削力频谱主要集中于刀齿通过频率及其倍频,

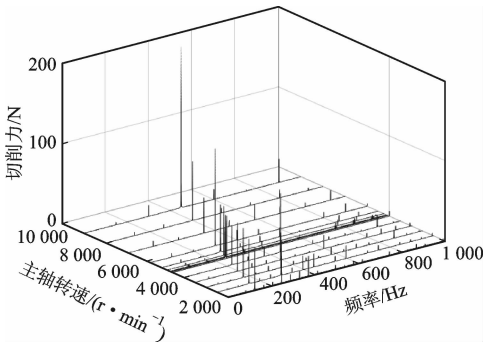


图 16 不同转速下进给方向切削力频谱
Fig. 16 Frequency spectrum of cutting force in feed direction at different speeds

主轴倍频处幅值较低,而电机推力电流在主轴转频倍频处幅值较高,说明电流推力、电流谐波亦受到多源扰动影响。结合 1.2 节分析结论,由于主轴不平衡、电机磁拉力等因素的影响,主轴振动主要集中在主轴转频及其倍频部分。主轴空转运行,X 轴直驱电机以 1 500 mm/min 匀速运行阶段电机推力电流的频谱见图 17。可以看到,主轴旋转过程中,由于动不平衡力等因素的影响,会对直驱进给系统造成显著的转频及其倍频谐波成分。

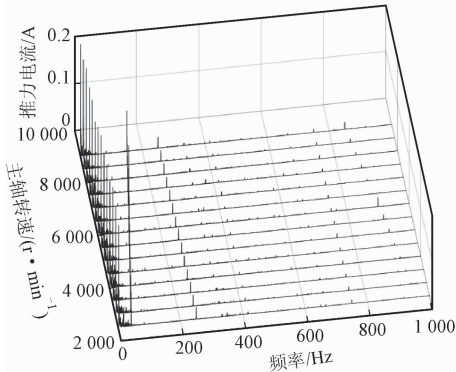


图 17 主轴空转电机推力电流频谱
Fig. 17 Thrust current spectrum during spindle motor idling

(3)轴承振动影响。电机推力电流频谱中会出现诸多分频、边频成分,这些谐波频率会随主轴转速的改变而进一步演变,根据 1.3 节分析,推测是由于轴承振动造成的扰动谐波。

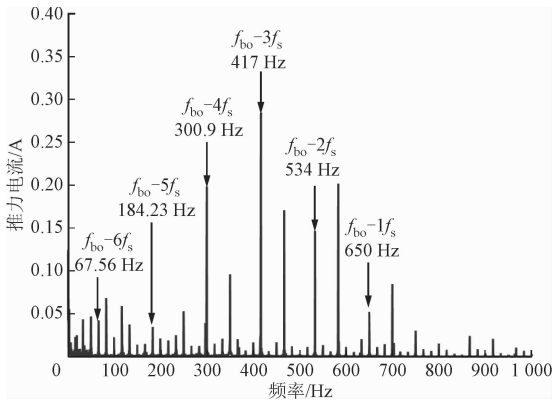
本实验测试机床的主轴前、后轴承组型号为 SKF 7010AC、7007AC 角接触球轴承组,根据厂商手册,查阅轴承组参数,如表 4 所示,可以计算其振动特征频率。

以主轴转速为 7 000、8 000 r/min 下的电机推力电流频谱为例分析其频谱特征。由表 4 和式(13)可以计算不同转速下轴承振动特征频率,转速为

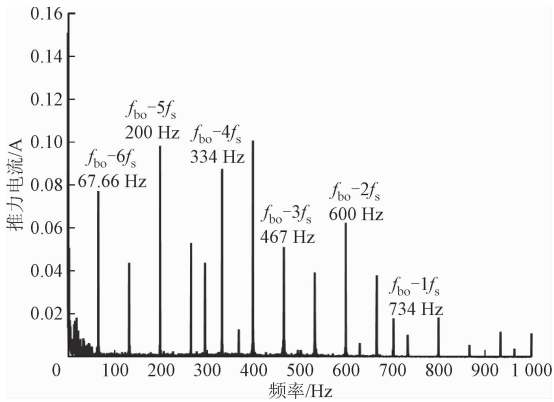
7 000 r/min 时内圈振动频率为 767.58 Hz,转速为 8 000 Hz 时,内圈振动频率为 867.33 Hz。由图 18 可知,对进给系统影响较大的频谱表现为 $f_{bo}-kf_s$, f_{bo} 为轴承外圈转子转动频率, f_s 为主轴转动频率。根据表 2 可知,该特征频率主要来源于外圈和内圈波纹度的共同作用。

表 4 轴承参数表
Table 4 Bearing parameters

轴承型号	节圆直径 D/mm	球直径 d/mm	接触角 $/(^{\circ})$	滚动体数量
7010A	65.0	8.26	30	15
7010C	65.0	8.26	15	15
7007A	48.5	7.43	30	15
7007C	48.5	7.43	15	15



(a)转速为 7 000 r/min



(b)转速为 8 000 r/min

图 18 电机推力电流谐波溯源分析

Fig. 18 Harmonic traceability analysis of motor thrust current

为了进一步验证上述结论的准确性,保持机床、刀具和工件参数如图 9、图 10 所示,切削参数 X 轴进给速度为 2 000 mm/min,切深、切宽均为 3 mm,

对比不同转速下实际切削过程电机推力电流频谱特征分布与演变规律。图19为不同转速下切削过程电机推力电流频谱瀑布图。

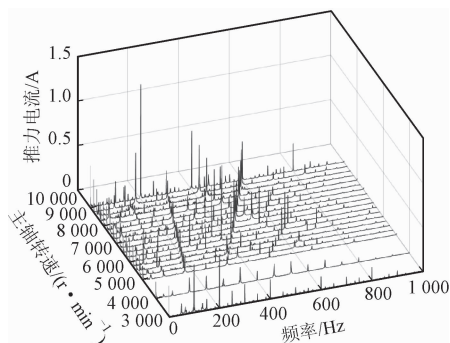


图19 不同转速下切削过程电机推力电流频谱

Fig. 19 Motor thrust current spectrum during cutting at different speeds

对比图15与图19可知,改变切削参数后,电机推力电流频谱特征依然表现出随主轴转速演变的规律,主要的谐波频率集中在主轴转频及其倍频部分,并且同样存在大量分频及边频成分。以转速为8000 r/min的电机推力电流频谱数据为例,如图20所示,分析表明,谐波成分主要是由轴承波纹理度激励造成。

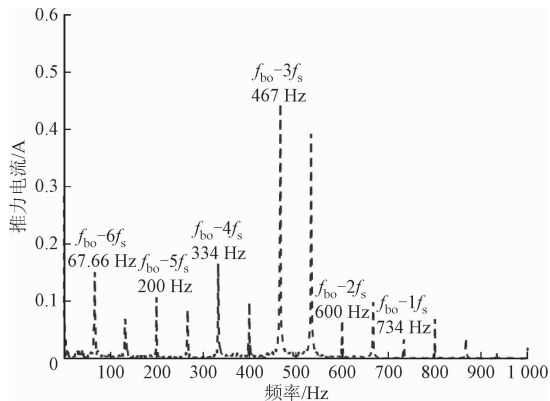


图20 转速为8000 r/min下电机推力电流频谱

Fig. 20 Motor thrust current spectrum at 8000 r/min

4 结 论

(1)本文建立了切削过程多源扰动模型,构建了考虑刀具偏心跳动的圆柱螺旋铣刀切削力模型,构建了由于主轴不平衡引起的电机拉力及离心力模型,构建了由于轴承波纹理度激励造成的轴承振动模型,并分析了多源振动的频谱特征规律。

(2)表征了多源扰动激励下直线电机进给系统输出位移波动特性。在实验室现有以直线电机驱动的VMC0865机床上完成单轴进给切削实验。在进

给速度为1500 mm/min、主轴转速为5000 r/min、切宽为2 mm、切深为2 mm的情况下,X轴位移波动均方值从0.36 μm 增加到0.81 μm ,推力电流均方值从0.94 A增加到1.15 A。推力电流增加了主轴转频及其倍频、分频、边频的谐波成分,切削力会影响进给系统运动精度,进而进一步影响零件加工质量和加工精度。

(3)改变切削参数,实验不同切削参数对直线电机进给系统运动平稳性的影响。实验结果表明,改变切深、切宽以及切削进给速度不会改变谐波分布频率,改变主轴转速会影响推力电流的谐波分布频率。对不同转速下电机推力电流谐波频谱特征进行溯源分析,验证了切削过程中多源扰动对于电机推力电流的影响作用。因此,在直线电机进给系统实际应用于切削过程中,有必要选择合理的切削参数,避免切削过程产生的谐波频率与进给系统固有频率重合,影响加工质量和机床寿命。

本文对直线电机进给系统的控制优化与切削参数优化具有重要意义。

参考文献:

- [1] 叶云岳. 直线电机在现代机床业中的应用与发展[J]. 电机技术, 2010(3): 1-5.
YE Yunyue. Application & development of the linear motor in the modern machine tool industry [J]. Electrical Machinery Technology, 2010(3): 1-5.
- [2] 中国机械工程学会. 中国机械工程技术路线图[M]. 北京: 中国科学技术出版社, 2011: 10-15.
- [3] ALTINTAS Y, VERL A, BRECHER C, et al. Machine tool feed drives [J]. CIRP Annals, 2011, 60(2): 779-796.
- [4] PAN Zhenbao, DONG Fei, ZHAO Jiwen, et al. Combined resonant controller and two-degree-of-freedom PID controller for PMSLM current harmonics suppression [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 65(9): 7558-7568.
- [5] CHEN Yuanrui, WU Jie, CHEUNG N C. Lyapunov's stability theory-based model reference adaptive control for permanent magnet linear motor drives [C]// First International Conference on Power Electronics Systems and Application. Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2004: 260-265.
- [6] CAO Rongmin, HOU Zhongsheng, ZHAO Yunjie, et al. Model free adaptive iterative learning control for tool feed system in noncircular turning [J]. IEEE Access, 2019, 7: 113712-113725.

- [7] ALTER D M, TSAO T C. Control of linear motors for machine tool feed drives: design and implementation of H_{∞} optimal feedback control [J]. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 1996, 118(4): 649-656.
- [8] CHOI C, TSAO T C. Control of linear motor machine tool feed drives for end milling: robust MIMO approach [J]. *Mechatronics*, 2005, 15(10): 1207-1224.
- [9] XU Li, YAO Bin. Adaptive robust precision motion control of linear motors with negligible electrical dynamics: theory and experiments [J]. *ASME Transactions on Mechatronics*, 2001, 6(4): 444-452.
- [10] JAMALUDIN Z, VAN BRUSSEL H, PIPELEERS G, et al. Accurate motion control of xy high-speed linear drives using friction model feedforward and cutting forces estimation [J]. *CIRP Annals*, 2008, 57(1): 403-406.
- [11] ALTINTAS Y, OKWUDIRE C E. Dynamic stiffness enhancement of direct-driven machine tools using sliding mode control with disturbance recovery [J]. *CIRP Annals*, 2009, 58(1): 335-338.
- [12] OHNISHI K. New development of servo technology in mechatronics [J]. *IEEJ Transactions on Industry Applications*, 1987, 107(1): 83-86.
- [13] YANG Jun, CHEN Wenhua, LI Shihua, et al. Disturbance/uncertainty estimation and attenuation techniques in PMSM drives: a survey [J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2017, 64(4): 3273-3285.
- [14] TAKEI M, KURIHARA D. Hybrid control for machine tool table applying sensorless cutting force monitoring [J]. *International Journal of Automation Technology*, 2011, 5(4): 587-593.
- [15] ALTINTAS Y. Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design [M]. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 2012: B84.
- [16] 杨蕊. 滚动轴承振动特性分析与微弱故障诊断方法研究 [D]. 大连: 大连理工大学, 2019: 20-30.
- [17] 赵联春. 球轴承振动的研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2003: 56-79.
- [18] SCHMITZ T L, SMITH K S. Turning dynamics [M] // *Machining Dynamics*. Boston, MA: Springer US, 2009: 275-280.
- [19] 谢国芳. 一般三次方程的简明新求根公式和根的判别法则 [J]. *数学学习与研究(教研版)*, 2012(21): 125-128.
- XIE Guofang. The concise new root-finding formula and root-discriminating rule of general cubic equation [J]. *Mathematics Learning and Research*, 2012(21): 125-128.
- [20] 杨晓君. 永磁同步直线电机进给系统运动平稳性分析与优化 [D]. 西安: 西安交通大学, 2017: 45-60.

(编辑 杜秀杰)