

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2020.08.016

126 kV 真空断路器电机驱动负载需求分析与优化

杨 锐, 刘 宇, 韩书谟, 韩国辉, 闫飞越, 赵晓民, 范乃元, 何保营
(平高集团有限公司, 河南 平顶山 467001)

摘要:文中针对电机驱动机构在126 kV真空断路器的应用,首先进行理论建模,分别构建了旋转电机驱动机构传动链的运动学和动力学约束方程。基于MATLAB求解约束方程,并对伺服电机负载扭矩的组成进行了分解和分析。然后为减小伺服电机负载扭矩,从拐臂起始角度、灭弧室自闭力和触头动端质量三方面进行了优化。最后利用刚体动力学分析软件Adams对不同伺服控制策略下的负载扭矩进行了仿真计算。位置伺服控制模式下,伺服电机负载扭矩波动范围大,分闸过程中转矩利用率低。为提高电机转矩利用率,文中提出基于提高转矩利用率的闭环转角控制,通过仿真计算与试验测试对比,在超程段和加速段,电机电流都处于400 A较高幅值区间,在减速段电流迅速下降,转矩整体利用率达到49.4%,间接反映出伺服电机输出扭矩与仿真结果的趋势比较吻合。

关键词:电机驱动;真空断路器;电机负载扭矩;转矩利用率

Analysis and Optimization of Load Torque Demand of 126 kV Vacuum Circuit Breaker Based on Motor Driving

YANG Rui, LIU Yu, HAN Shumo, HAN Guohui, YAN Feiyue, ZHAO Xiaomin,
FAN Naiyuan, HE Baoying
(Pinggao Group Co., Ltd., Henan Pingdingshan 467001, China)

Abstract: For the application of the motor driving mechanism in the 126 kV vacuum circuit breaker, theoretical modeling is carried out, and kinematic and dynamic constraint equations of the transmission chain of the rotary motor driving mechanism are constructed. MATLAB is employed to solve the constraint equations, and the load torque of the servo motor is decomposed and analyzed. In order to reduce the load torque of the servo motor, optimization is performed on the starting angle of the crank, the self-closing force of the arc extinguishing chamber, and the mass of the contact moving end. The rigid body dynamics analysis software Adams is used to simulate the load torque under different servo control strategies. In the position servo control mode, the fluctuation range of servo motor load torque is large, and the torque utilization rate during switching-off process is low. To improve the motor torque utilization rate, a closed-loop rotation angle control method is proposed. Comparison of the results between simulation calculation and test show that the motor current is in the higher amplitude range of 400 A in the over-travel section and the acceleration section, and descends rapidly during the deceleration phase. The torque utilization rate reaches 49.4%, which indirectly reflects that the output torque of the servo motor is in good agreement with the trend of the simulation results.

Key words: motor drive; vacuum circuit breaker; motor load torque; torque utilization rate

收稿日期:2020-02-23; 修回日期:2020-04-25

基金项目:国家电网有限公司总部科技项目(新型电磁驱动关键技术研究及系列化样机研制)资助。

Project Supported by Science and Technology Project of State Grid Corporation of China(Research on Key Technology of New Electromagnetic Drive and Development of Serial Prototype).

0 引言

近年来,随着电力电子技术和数字控制技术的快速发展,采用具备闭环控制算法的旋转电机作为断路器分合闸动力装置的研究和应用逐渐成为热点,在行业内称作电机驱动或电机操动机构。该类型机构传动链简单,没有机械锁扣、脱扣装置,运动部件少,相比于传统弹簧操动机构,动作可靠,输出可控,机械寿命长^[1-4]。作为执行元件的电机有无刷直流电机(BLDC)、交流永磁同步电机(PMSM)、开关磁阻电机(SRM)等,依据工作原理不同其采用的伺服控制策略各有差异。总体来说,伺服电机通过安装编码器精确感知转动角度和位置,再依据电机励磁换相策略,借助高精度实时数字信号处理器(DSP)及时控制电机绕组电流通断,最终获得位置、速度和力矩可控的输出特性。伺服电机输出轴通过简单的传统链带动断路器灭弧室触头进行分合闸运动,通过在伺服控制器中预置动触头行程和速度曲线,可以实现触头运动的精确控制^[5-8]。

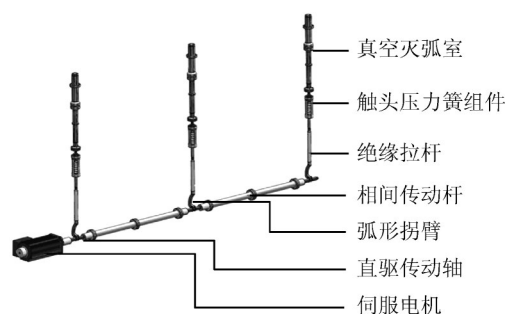
文中研制的额定电压 126 kV,额定电流 2 500 A,额定短路开断电流 40 kA 的真空断路器,采用一台交流永磁同步伺服电机带动三相真空断路器负载。相比于同规格的 SF₆ 断路器,真空断路器触头采用平板对接形式,触头保持力达到 15 000 N,操作功约增加 30%,分合闸过程中冲击非常大,要求操动机构所选用的电机有足够大的额定转矩和功率,并且在短时间内应具备较强的过载能力,为了有效指导伺服电机进行电磁设计,首先需要对电机驱动的传动结构负载需求进行精确计算。另一方面,在灭弧室动触头运动速度满足要求的前提下,采用位置控制、转角控制或恒转矩控制等不同控制策略时,对于伺服电机而言其出力特性存在较大差异,控制策略选择不当会导致电机设计扭矩过大,造成成本过高,不利于产品的小型化设计。针对研制的 126 kV 真空断路器,合闸速度 0.8 m/s,分闸速度 3.8 m/s,相比而言分闸需要克服灭弧室自闭力产生更大的动能,对伺服电机的出力要求更高。

基于上述分析,文中针对研制的 126 kV 真空电机驱动机构,借助理论计算和仿真结合的方法,对真空断路器动触头不同分闸特性下的电机需求转矩和输出转速进行核算和优化,为伺服电机电磁设计和小型化设计提供依据^[9-15]。

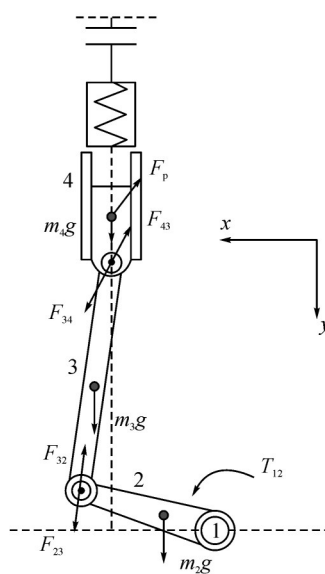
1 旋转电机驱动机构组成与理论建模

126 kV 真空电机驱动的主传动链由伺服电机、

直驱传动轴、弧形拐臂、相间传动杆、绝缘拉杆、触头压力簧组件和真空灭弧室组成,见图 1(a)。为简化分析,忽略传动过程中运动副的摩擦阻力,电机带动灭弧室分闸的过程可以等效看作曲柄滑块运动机构,见图 1(b)。其中轴 1 代表伺服电机转子、直驱传动轴、相间传动杆等效至旋转轴心的运动组件,拐臂 2、连杆 3 分别代表弧形拐臂、绝缘拉杆的等效组件,滑块 4 代表真空灭弧室动触头和触头压力簧的等效组件。



(a) 三维结构模型



(b) 传动结构简图

图 1 旋转电机驱动机构模型

Fig. 1 Model of rotating motor driving mechanism

1.1 运动学方程

具备对称性的运动过程见图 2,为使传动机构的运动过程具有对称性,即序 2 运动的起始和终止位置关于水平轴对称,应满足如下条件^[16-20]

$$\begin{cases} \theta_{20} + \theta_{2e} = \pi \\ \theta_{30} = \theta_{3e} = \max(\theta_3) \\ \max(\theta_3) + \min(\theta_3) = 0 \end{cases} \quad (1)$$

序 2 的拐臂长度 R_2 、序 1 和序 4 的水平距离 L_c 完全由动触头行程 S_c 和起始角度 θ_{20} 决定,表达式为

$$\begin{cases} R_2 = \frac{S_c}{2 \cos \theta_{20}} \\ L_c = \frac{1}{2} R_2 (1 + \sin \theta_{20}) = \frac{S_c (1 + \sin \theta_{20})}{4 \cos \theta_{20}} \end{cases} \quad (2)$$

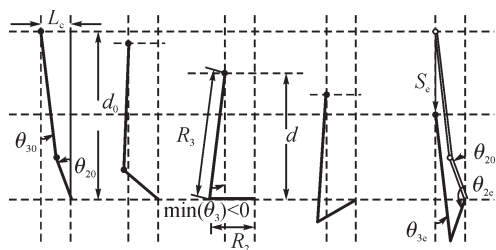


图2 具备对称性的运动过程

Fig. 2 Movement process with symmetry

真空断路器的动触头行程为 $S_0=65$ mm, 其中超程 10 mm, 开距 55 mm, 拐臂起始角 $0^\circ \leq \theta_{20} < 90^\circ$ 。

根据图 2 可以得到传动机构任意时刻的位置

$$\begin{cases} R_2 \alpha_2 \cdot \sin \theta_2 + R_3 \alpha_3 \cdot \sin \theta_3 + R_2 \omega_2^2 \cos \theta_2 + R_3 \omega_3^2 \cos \theta_3 = a \\ R_2 \alpha_2 \cdot \cos \theta_2 - R_3 \alpha_3 \cdot \cos \theta_3 - R_2 \omega_2^2 \sin \theta_2 + R_3 \omega_3^2 \sin \theta_3 = 0 \end{cases} \quad \theta_2 \in [\theta_{20}, \pi - \theta_{20}] \quad (5)$$

a, α_2, α_3 分别为动触头加速度, 拐臂角加速度和绝缘拉杆角加速度。

当分闸过程中动触头运动特性已知, 则任意时刻的 d, v, a 可求得, 式(3)–(5)方程变成代数方程, 可以根据时间点逐一求解, 计算出拐臂转角 θ_2 和绝缘拉杆 θ_3 等运动参量在分闸过程中的数值。

1.2 动力学方程

1) 动触头部分的动力学方程。动触头受力示意图见图 3, 灭弧室动端在 y 方向受力方程为

$$F_{43y} + m_4 g + F_{py} - F_z = m_4 a \quad (6)$$

式(6)中: F_{py} 为触头压力簧反力; F_z 为灭弧室自闭力; F_{43y} 为绝缘拉杆对灭弧室动触头的作用力在 y 方向的分力。

2) 绝缘拉杆的动力学方程。绝缘拉杆受力示意图见图 4, 绝缘拉杆质心的平动、转动方程:

$$\begin{cases} F_{32x} - F_{43x} = m_3 a_{3x} \\ F_{32y} - F_{43y} + m_3 g = m_3 a_{3y} \end{cases} \quad (7)$$

$$F_{43x} R_{43} \cos \theta_3 - F_{43y} R_{43} \sin \theta_3 + F_{32x} R_{23} \cos \theta_3 - F_{32y} R_{23} \sin \theta_3 = I_{G3} \alpha_3 \quad (8)$$

式(7)、(8)中: F_{43x} 为绝缘拉杆对灭弧室动触头的作用力在 x 方向分力; F_{32x}, F_{32y} 为拐臂对绝缘拉杆作用力在 x, y 方向分力; I_{G3} 为绝缘拉杆对质心的转动惯量。

根据图 5 得到绝缘拉杆质心位置满足式(9)

$$\begin{cases} x_3 = R_2 \sin \theta_2 - R_{23} \sin \theta_3 \\ y_3 = R_{23} \cos \theta_3 + R_2 \cos \theta_2 \end{cases} \quad (9)$$

$$\begin{cases} a_{3x} = \omega_3^2 R_{23} \sin \theta_3 - \alpha_3 R_{23} \cos \theta_3 - \omega_2^2 R_2 \sin \theta_2 + \alpha_2 R_2 \cos \theta_2 \\ a_{3y} = -\omega_3^2 R_{23} \cos \theta_3 - \alpha_3 R_{23} \sin \theta_3 - \omega_2^2 R_2 \cos \theta_2 - \alpha_2 R_2 \sin \theta_2 \end{cases} \quad (10)$$

3) 拐臂的动力学方程。拐臂受力示意图见图 6。

$$T_{\text{load}} = I_{G12} \alpha_2 - m_2 g R_{12} \sin \theta_2 + F_{32x} R_2 \cos \theta_2 + F_{32y} R_2 \sin \theta_2 \quad (11)$$

方程

$$\begin{cases} R_2 \cos \theta_2 + R_3 \cos \theta_3 = d \\ R_2 \sin \theta_2 - R_3 \sin \theta_3 = L_c \end{cases} \quad \theta_2 \in [\theta_{20}, \pi - \theta_{20}] \quad (3)$$

代入 $d = d_0 - S$, 将式(3)对时间求导, 得到速度

方程

$$\begin{cases} R_2 \sin \theta_2 \cdot \omega_2 + R_3 \sin \theta_3 \cdot \omega_3 = v \\ R_2 \cos \theta_2 \cdot \omega_2 - R_3 \cos \theta_3 \cdot \omega_3 = 0 \end{cases} \quad \theta_2 \in [\theta_{20}, \pi - \theta_{20}] \quad (4)$$

v, ω_2, ω_3 分别为动触头速度, 拐臂绕转轴旋转的角速度和绝缘拉杆角速度, 对式(4)再求导一次得到加速度方程

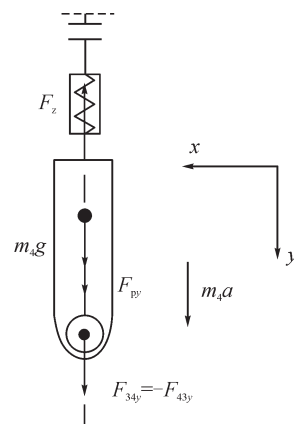


图3 动触头受力示意图

Fig. 3 Schematic diagram of applied force for dynamic contact

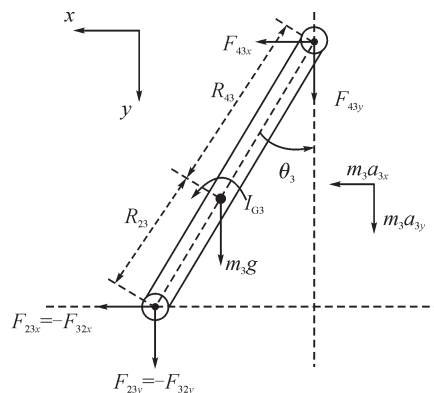


图4 绝缘拉杆受力示意图

Fig. 4 Schematic diagram of applied force for insulating rod

对式(9)进行二阶求导得到式(10)

式(11)中: T_{load} 为电机作用于旋转轴的驱动力矩; I_{G12} 为直驱传动轴 I_{G2} 、相间传动轴 I_{G1} 和电机转子 I_{G0} 对旋转轴中心的等效总转动惯量。

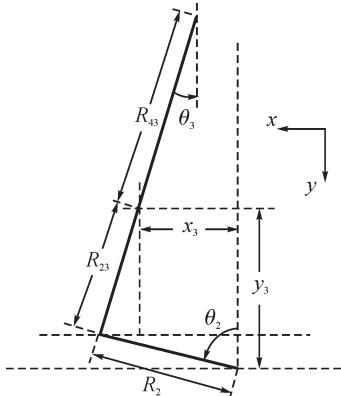


图5 绝缘拉杆质心位置几何约束

Fig. 5 Geometric constraint of insulating rod centroid

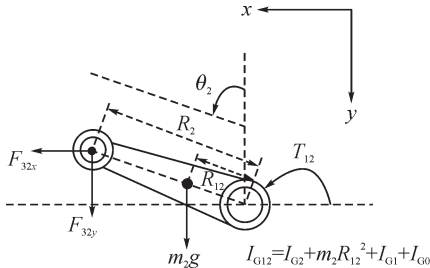


图6 拐臂受力示意图

Fig. 6 Schematic diagram of applied force for crutch arm

上述式(9)–(11)构建了旋转电机驱动机构传动链的动力学方程组,结合式(3)–(5)运动学方程组可在已知真空灭弧室动触头运动特性的条件下反求伺服电机的负载扭矩和转速,也可在既定伺服输出控制策略下确定灭弧室动触头运动特性^[21–26]。

2 电机负载需求影响因素分析

利用 MATLAB 软件将动力学和运动学方程联立求解,针对电机驱动机构不同结构参数下的负载需求进行求解,可以分析不同因素对电机峰值扭矩的影响程度,有利于对结构参数进行优化设计。文中研究的 126 kV 真空断路器基本参数见表 1。

表 1 126 kV 电机驱动机构参数

Table 1 126 kV motor driving mechanism parameters			
参数	数值	参数	数值
动触头行程/mm	65	真空灭弧室自闭力/N	1 900
超行程/mm	10	触头压力/N	3 000~5 000
分闸速度/(m·s ⁻¹)	3.8	动触头质量/kg	9.5
拐臂长度/mm	42.5	绝缘拉杆质量/kg	0.85
电机转子惯量/(kg·mm ²)	0.043	旋转轴等效转动惯量/(kg·mm ²)	0.014

2.1 负载扭矩 Tload 分解

根据式(11)计算电机负载扭矩及各分量组成见图 7。

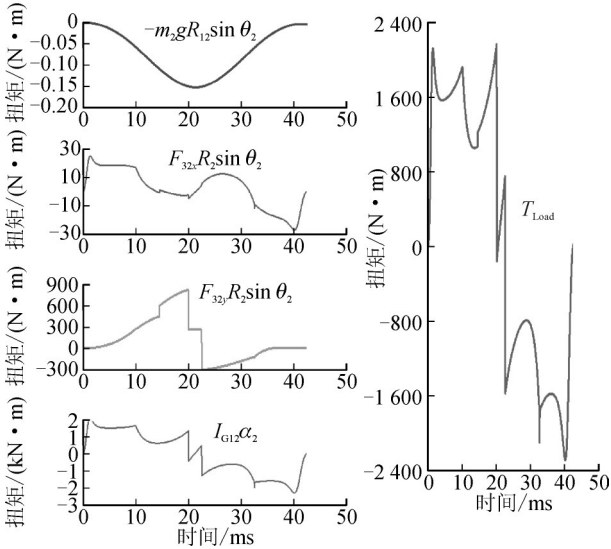


图7 负载扭矩 Tload 组成

Fig. 7 Composition of load torque Tload

从电机负载扭矩的组成看,对扭矩幅值占主要成分的是 $I_{G12}\alpha_2$ 项,由电机轴转动角加速度 α_2 决定,其次是 $F_{32y}R_2\sin\theta_2$,由绝缘拉杆对电机转轴驱动力的 y 向分量决定,其余项幅值基本可以忽略。为进一步找到影响电机负载扭矩的根源,依据式(6)、(7), F_{32y} 可分解为由 F_{43y} 和 a_{3y} 构成的分量,绝缘拉杆质量 m_3 较轻,故质心加速度 a_{3y} 分量可以忽略, F_{43y} 幅值主要由 F_{py} 、 F_x 、 m_4a 决定,即 F_{32y} 幅值主要取决于灭弧室动端质量与加速度、触头压力簧力值和自闭力值。触头压力簧力值受真空灭弧室触头通流和电动力限制,在灭弧室设计时已确定。自闭力取决于波纹管横截面积和两侧气压差值,在灭弧室设计时也已确定。

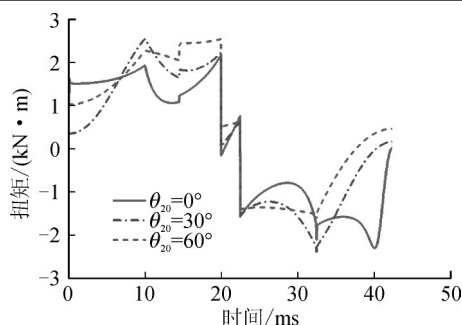
因此综合上述分析,对于 126 kV 真空电机驱动机构,要合理限制电机负载扭矩,需要从减小自闭力 F_x 和灭弧室动端质量 m_4 ,以及合理规划触头运动加速度 a 和电机转角加速度 α_2 出发。

2.2 拐臂起始角度 theta_20

根据图 2 当旋转电机传动结构确定后,拐臂长度、绝缘拉杆长度也随之确定,但拐臂起始角度 θ_{20} 尚未确定。为分析起始角度对电机负载扭矩的影响,取 θ_{20} 分别为 0° 、 30° 、 60° ,在保证动触头相同分闸运动特性的条件下,通过 MATLAB 计算得到电机负载扭矩见图 8。

基于运动对称性的设定条件下,从能量守恒的角度看,当动触头运动特性保持不变,则伺服电机通过传动机构提供给真空灭弧室的能量(包括摩擦损耗、自闭力做功、重力势能和触头动能)是一致的。而伺服电机在 $[\theta_{20}, \pi - \theta_{20}]$ 角度范围内,对该运动系统的做功为

$$W = \int_{\theta_{20}}^{\pi - \theta_{20}} T_{load} d\theta \tag{12}$$

图8 不同拐臂起始角度 θ_{20} 下的电机负载扭矩Fig. 8 Variation of load torque under different θ_{20}

当 θ_{20} 从 0° 开始逐渐增大,意味着伺服电机做功角度逐渐减小,为达到相同的做功能量,伺服电机负载扭矩必须增大。从图8可以看出,拐臂起始角度在 0° 、 30° 、 60° 时,负载扭矩的峰值分别为2 161.7、2 532.2、2 572.5 N·m。因此为了减小伺服电机负载扭矩,降低磁路负荷,实现电机的小型化设计,拐臂起始角度 θ_{20} 越小越好,结合产品结构尺寸约束,文中设定 θ_{20} 为 0.42° 。

2.3 真空灭弧室自闭力 F_z

波纹管受力示意图9,灭弧室自闭力 F_z 满足式(13)

$$F_z = (P_2 - P_1) \cdot S \quad (13)$$

式(13)中: P_1 为灭弧室内部压力,真空情况下为零; P_2 为灭弧室外部气压; S 为波纹管的有效面积。

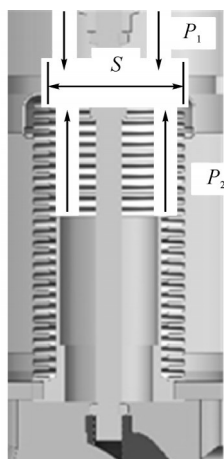


图9 波纹管受力示意

Fig. 9 Schematic diagram of applied force for corrugated pipe

126 kV 真空断路器依靠真空灭弧,为保证灭弧室外绝缘满足要求,气室外部需充一定压力的 N_2 。因此灭弧室自闭力 F_z 与外部气室的充气压力 P_2 直接相关。不同充气压力下灭弧室三相自闭力和对应操作功的减小情况见表2,从表2可以看出,在零表压下灭弧室自闭力最小。

利用 MATLAB 计算出不同充气压力下的伺服

表2 自闭力与气室压力(表压)关系

Table 2 Relation between self-closing force and charging pressure (relative)

充气压力/MPa	三相自闭力/N	操作功减小/J
0.25	8 000	0.0
0.20	6 857	66.3
0.15	5 714	137.7
0.00	2 285	352.0

电机负载扭矩峰值见图10。为降低伺服电机负载扭矩,在保证真空灭弧室外绝缘的前提下需要尽可能降低充气压力值。考虑到 N_2 的绝缘水平不如 SF_6 ,经过试验测试文中设定充气压力为0.15 MPa。

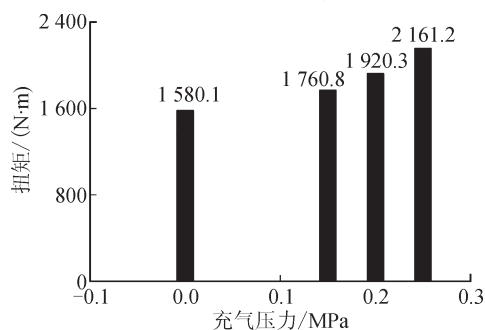


图10 电机负载扭矩峰值与充气压力关系

Fig. 10 Relation between charging pressure and peak load torque

2.4 灭弧室动端质量 m_4

触头刚分时触头压力簧在10 mm超程范围内快速释放能量,分闸起始阶段对伺服电机的负载扭矩需要不高,随着触头压力簧能量逐渐释放,伺服电机扭矩持续增加,驱动灭弧室触头加速获得动能,因此灭弧室动端质量对电机负载扭矩是关键参数。灭弧室动端减重量对负载扭矩峰值影响见图11。

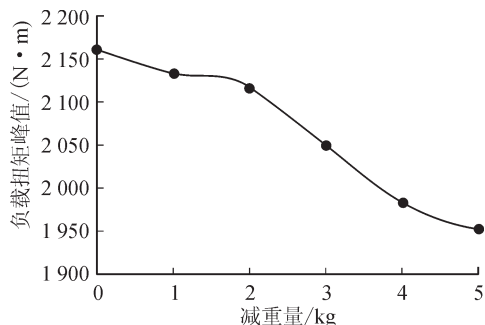


图11 灭弧室动端减重量对负载扭矩峰值影响

Fig. 11 Influence of reduced weight at the dynamic end of arc extinguishing chamber for peak load torque

灭弧室动触头作为承载电流的关键零件无优化空间,触头压力簧组件包含了螺杆、压力簧、接头、连接法兰等钢制零件,除压力簧外均可作为优化对象。触头压力簧组件的质量构成见表3。

从表3中可以看出,改变触头压力簧部分零件

表3 触头压力簧组件质量构成
Table 3 Composition of mass for contact pressure spring

零件	钢材重量/kg	硬铝材质重量/kg	减重/kg
接头	2.74	0.97	1.77
支撑	2.53	0.86	1.67
螺杆	0.98	0.36	0.62

的材质可以有效减重达到4.06 kg,对三相共计减重12.18 kg,根据图 11 分析结果,伺服电机负载扭矩峰值可减少8.2%。

3 不同控制策略下电机负载需求动力学仿真、优化与验证

前文对影响伺服电机负载扭矩除运动特性外的参数进行了分析和优化。根据对图 7 的分析,动触头加速度对负载扭矩具有较大影响,下面从动力学仿真出发,Adams 软件仿真模型见图 12,研究触头不同运动控制策略下负载需求扭矩,最后通过试验加以验证。

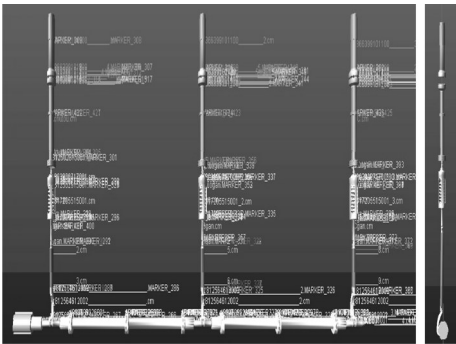
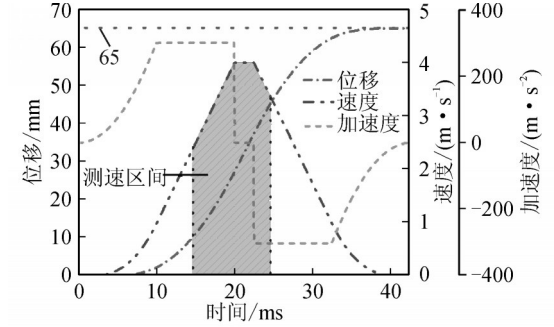


图 12 电机驱动机构动力学仿真模型
Fig. 12 Simulation model of rotating motor driving mechanism

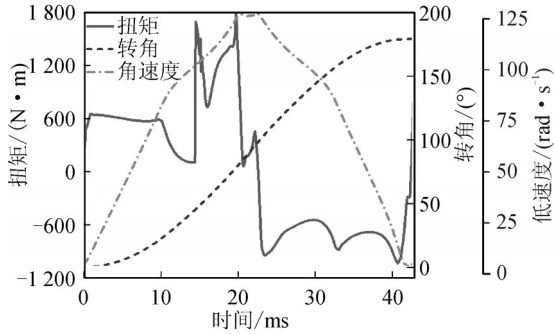
3.1 位置伺服控制下的负载扭矩

位置伺服控制策略通过设定预期行程曲线反算电机转矩输出曲线,可直观确定分闸行程和速度等关键参数。一组理想的预期运动曲线见图 13(a),其速度曲线采取三阶曲线和直线的平滑连接,有效避免起始时刻加速度突变带来的扭矩剧增。速度峰值为 4 m/s,测速区间速度平均值为 3.5 m/s。基于运动学方程约束,通过 MATLAB 反算出伺服电机轴的转角运动曲线并在动力学软件中设置为电机驱动轴的运动输入条件,经过仿真得出电机转角、角速度和扭矩曲线,见图 13(b)。

从电机扭矩的仿真结果看,当 $t < 14.8$ ms 时,触头在超程段,力矩需求不大,在 650~700 N·m 之间波动,在 $t = 14.8$ ms 左右,触头压力簧组件走完 10 mm 超程,开始与灭弧室动触头产生相互碰撞作用,带



(a) 触头预期运动曲线



(b) 电机转角、角速度和扭矩曲线

图 13 电机特性仿真曲线

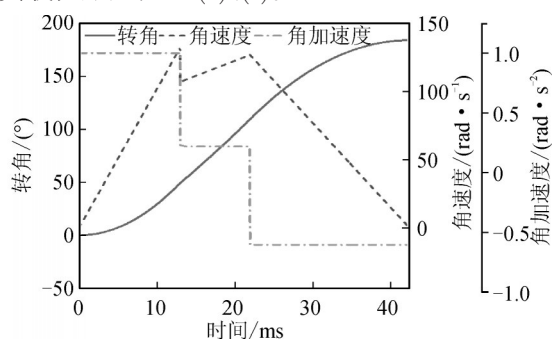
Fig. 13 Simulation curve by adams using position control

动触头加速,此时电机负载扭矩急剧增大,达到峰值约 1 785.3 N·m,在随后的短时间内产生振荡。在 $t = 20.1$ ms 左右,由于预期曲线产生反向加速度,电机负载扭矩迅速下降。分闸后期触头速度持续降低,电机负载扭矩反向制动。由此可见,为了满足动触头预期的运动规律,伺服电机的负载扭矩波动范围比较大,需要从较低负载突然急剧增加至峰值然后迅速跌落,大负载转矩输出的时间仅占分闸过程总时长的 15% 左右,其余时间内转矩需求都相当小,意味着整个分闸过程中转矩利用率很低。

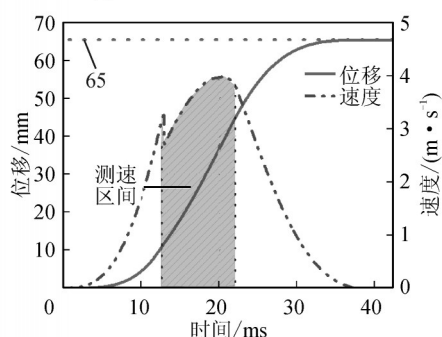
3.2 基于提高转矩利用率的闭环转角控制下的负载扭矩

转角伺服控制策略通过设定预期电机转角曲线反算电机转矩输出曲线,可以方便地与电机编码器结合实现闭环控制算法。鉴于位置伺服控制转矩利用率低,结合转角控制的闭环控制特点,文中提出基于提高转矩利用率的闭环转角控制策略,降低对触头运动曲线细微波动的敏感程度,关注测速区间内分闸平均速度能否满足要求,以及触头能否在分闸结束时平稳减速。结合式(11)对负载扭矩的构成幅值影响较大的分量——电机转角加速度 α_2 , 一组预期电机转角速度和加速度曲线见图 14(a),电机转动过程分为超程段、加速段和减速段 3 个阶段。调整超程段与加速段角加速度大小,减小两段的转矩幅值差异,调整超程段与减速段角加速度大

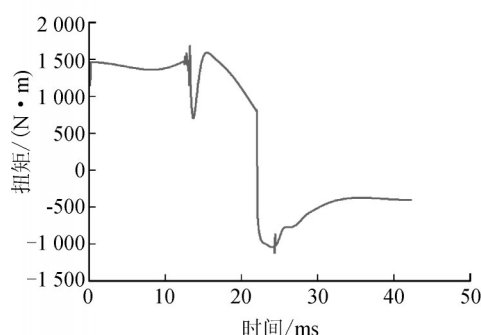
小,尽量使转矩需求的正负幅值相同,最大化转矩利用率。通过 Adams 仿真得出触头运动曲线和电机负载扭矩见图 14(b)、(c)。



(a) 电机转角、角速度和角加速度曲线



(b) 触头运动曲线



(c) 电机负载扭矩曲线

图 14 电机特性仿真曲线

Fig. 14 Simulation curve by Adams using rotation control

测速区间内触头运动平均速度为 3.56 m/s,满足技术要求。同时从电机负载扭矩曲线看出,从起始阶段负载扭矩就一直处于较高幅值 1 300 N·m 附近,在 $t=13.3$ ms 左右超程段结束,触头压力簧组件通过碰撞带动触头加速,负载扭矩增大至峰值 1 538.2 N·m,并在短时间内产生振荡波动, $t=22.1$ ms 左右电机输出开始减速,此时扭矩跨零后到负值实现制动。大负载转矩输出的时间占分闸过程总时长的 52% 左右,相比于位置伺服控制,电机负载转矩利用率得到较大提升。仿真得到的力矩和触头行程结果基本符合电机预期转角曲线的设计目标。

3.3 试验验证

为了验证前文分析和仿真的正确性,以某公司

生产的 126 kV 电机驱动真空断路器样机为对象,见图 15,进行试验验证。试验角位移传感器测量的分闸特性曲线见图 16(a),刚分 10 ms 内的平均速度为 2.15 m/s,折算至动触头侧分闸速度为 3.45 m/s。实际电机转角曲线与理论值对比见图 16(b),电机转角输出基本符合预期设定。伺服电机在恒转矩范围内扭矩与电流成正比,故试验测试了电机电流大小,用来与理论转矩作对比,见图 16(c)。

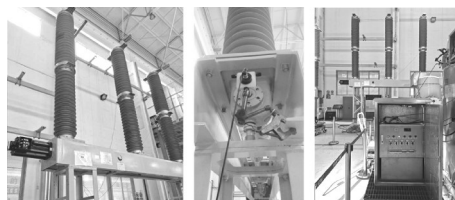
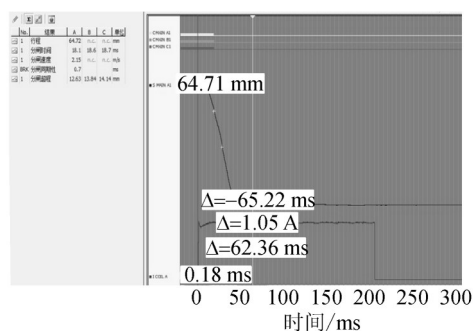
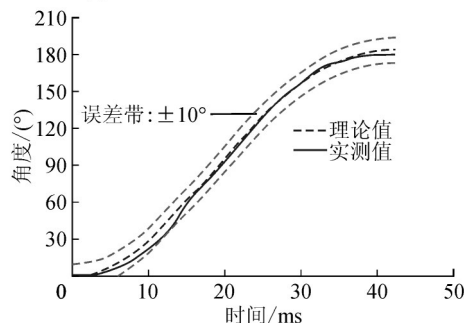


图 15 126 kV 真空断路器测试样机

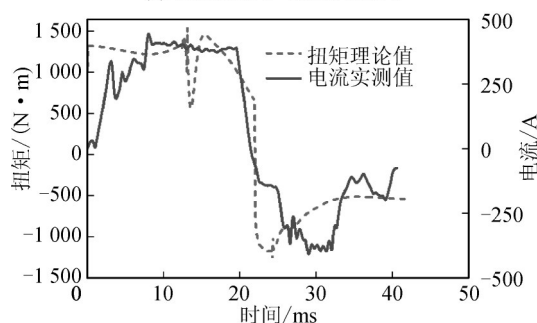
Fig. 15 Testing prototype of 126 kV vacuum circuit breaker



(a) 机械特性测试仪测试分闸曲线



(b) 理论角位移与实际角位移



(c) 理论扭矩与实际电机电流

图 16 126 kV 真空断路器测试结果

Fig. 16 Testing results for 126 kV vacuum circuit breaker

从电流实测值看,整体变化趋势与扭矩仿真计

算值比较一致,在0~20 ms区间电流处于400 A较高幅值附近,之后电机进入减速阶段,电流反向,使扭矩换向实现制动。电流实测值反映出电机扭矩整体利用率较高,达到49.4%,与仿真计算结果吻合。

4 结论

文中首先对126 kV真空电机驱动机构进行理论建模,从运动学和动力学角度构建了旋转电机驱动机构传动链的约束方程。然后基于MATLAB求解约束方程,对伺服电机负载扭矩的组成进行了分析,从拐臂起始角度、触头动端质量和灭弧室自闭力三方面进行优化,降低负载扭矩峰值。最后利用刚体动力学分析软件Adams对不同伺服控制策略下的负载扭矩进行了仿真计算,并将基于提高转矩利用率的闭环转角控制仿真结果与试验结果进行对比,得出主要结论如下:

1)伺服电机负载扭矩幅值受真空灭弧室自闭力 F_1 、灭弧室动端质量 m_4 、触头运动加速度 a 和电机转角加速度 α 影响较大,减小自闭力、触头运动质量可以有效降低负载扭矩峰值。

2)电机输出拐臂起始角度对负载扭矩峰值存在较大影响,基于文中分析,拐臂起始角度应接近竖直,转角区间为 $0.4^\circ \sim 176.6^\circ$ 较为适宜。

3)位置伺服控制模式下,为满足动触头预期的运动规律,伺服电机负载扭矩波动范围大,从较低负载 $650 \text{ N}\cdot\text{m}$ 急剧增加至峰值约 $1\,785.3 \text{ N}\cdot\text{m}$,然后迅速跌落,大负载转矩输出的时间仅占分闸过程总时长的15%左右,分闸过程中转矩利用率低。

4)转角伺服控制模式下,降低对触头运动曲线细微波动的敏感程度,合理规划电机预期转角曲线,便于实现闭环控制,同时从电机电流实测变化规律看,在超程段和加速段,电机电流都处于400 A较高幅值区间,在减速段迅速下降,转矩整体利用率达到49.4%,直观反映出伺服电机输出扭矩与仿真结果的趋势比较吻合。

参考文献:

- [1] 林 莘,马希志,李昊旻. 126 kV 真空断路器电机操动机构动态仿真与试验研究[J]. 高压电器, 2015, 51(9): 9-16.
LIN Xin, MA Xizhi, LI Haomin. Dynamic simulation and experiment of motor operating mechanism for 126 kV vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2015, 51(9): 9-16.
- [2] 黄瑜珑,张祖安,温伟杰,等. 高压直流断路器中电磁斥力快速驱动器研究[J]. 高电压技术, 2014, 40(10): 3171-3178.
- [3] 王 亮,荆澜涛. 高压断路器电机机构智能控制系统研制[J]. 高压电器, 2018, 54(3): 59-69.
WANG Liang, JING Lantao. Development of intelligent control system for motor mechanism of high voltage circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2018, 54(3): 59-69.
- [4] 林 莘,李永祥,徐建源,等. 高压断路器直线电机操动机构的动态特性分析[J]. 高压电器, 2009, 45(2): 7-10.
LIN Xin, LI Yongxiang, XU Jianyuan, et al. Dynamic characteristics analysis of linear motor actuator for driving high voltage circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2009, 45(2): 7-10.
- [5] 钟建英,郭煜敬,林 莘,等. 高压真空断路器用无刷直流电机操动机构控制器设计研究[J]. 高压电器, 2014, 50(7): 63-69.
ZHONG Jianying, GUO Yujing, LIN Xin, et al. Research on design of brushless DC motor actuator controller for high voltage vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2014, 50(7): 63-69.
- [6] 唐 诚,韩书谟,吴军辉,等. 高压断路器电机驱动操动机构控制方法[J]. 微电机, 2017, 50(2): 32-35.
TANG Cheng, HAN Shumo, WU Junhui, et al. High voltage circuit breaker motor drive operating mechanism control method[J]. Micromotors, 2017, 50(2): 32-35.
- [7] 何保营,邓 渊,何大伟,等. 电机驱动操动机构永磁同步电机矢量控制策略[J]. 微电机, 2019, 52(3): 62-68.
HE Baoying, DENG Yuan, HE Dawei, et al. Vector control strategy of permanent magnet synchronous motor with motor driven actuator[J]. Micromotors, 2019, 52(3): 62-68.
- [8] 马铭遥,袁克湘,杨晴晴,等. 基于电流软斩波的开关磁阻电机分段PWM变占空比控制[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(18): 5582-5589.
MA Mingyao, YUAN Kexiang, YANG Qingqing, et al. Sub-section PWM variable duty cycle control of switched reluctance motor based on current soft chopping[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(18): 5582-5589.
- [9] 林 莘,王德顺,徐建源. 高压断路器直线伺服电机操动机构及其控制技术[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(27): 137-141.
LIN Xin, WANG Deshun, XU Jianyuan. Linear servo motor operating mechanism and control technique for high-voltage circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(27): 137-141.
- [10] 李永祥,林 莘,徐建源. 高压断路器有限转角永磁电机操动机构两种定子结构[J]. 电工技术学报, 2010, 25(5): 61-68.
LI Yongxiang, LIN Xin, XU Jianyuan. Two stator structures of limited angle permanent magnet motors for operating

- mechanism on high voltage circuit breaker[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(5): 61-68.
- [11] 魏凯, 马峰, 刘相蕊, 等. 一种电动操动机构直流永磁电机的改进[J]. 电气工程学报, 2018, 13(9): 44-49.
WEI Kai, MA Feng, LIU Xiangrui, et al. Improvement of a DC permanent magnet motor with electric operating mechanism[J]. Journal of Electrical Engineering, 2018, 13(9): 44-49.
- [12] 林莘, 宋立峰, 李永祥, 等. 真空断路器新型电机操动机构的多体动力学仿真[J]. 电网技术, 2012, 36(3): 76-80.
LIN Xin, SONG Lifeng, LI Yongxiang, et al. Multi-body dynamics simulation and analysis on novel motor-operating mechanism for vacuum circuit breakers[J]. Power System Technology, 2012, 36(3): 76-80.
- [13] 李永祥, 林莘, 马跃乾, 等. 高压断路器新型电机操动机构的研究[J]. 电气技术, 2008(9): 78-83.
LI Yongxiang, LIN Xin, MA Yueqian, et al. The research on novel motor operating mechanism of high voltage circuit breaker[J]. Electrical Engineering, 2008(9): 78-83.
- [14] 张磊, 刘闯, 韩守义. 基于一种新型磁链模型开关磁阻电机无位置传感器技术[J]. 电机与控制学报, 2018, 22(7): 27-34.
ZHANG Lei, LIU Chuang, HAN Shouyi. Sensorless technology of switched reluctance motor based on a flux model[J]. Electric Machines and Control, 2018, 22(7): 27-34.
- [15] 苏东海, 章申, 刘鑫. 高压断路器液压操动机构关键参数对分闸过程动态特性的影响[J]. 机械工程师, 2018(1): 1-3.
SU Donghai, ZHANG Shen, LIU Xin. Effect of hydraulic operation mechanism parameters in high voltage circuit breaker on dynamic characteristics[J]. Mechanical Engineer, 2018(1): 1-3.
- [16] 刘超, 赵伟涛, 张强, 等. 真空断路器弹簧操动机构机械特性的仿真与优化[J]. 高压电器, 2019, 55(8): 65-71.
LIU Chao, ZHAO Weitao, ZHANG Qiang, et al. Simulation and optimization of mechanical characteristics of spring operating mechanism of vacuum circuit breaker [J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(8): 65-71.
- [17] 王泽涛, 迟长春, 张梦成, 等. 基于ADAMS的低压塑壳断路器操作机构的优化设计[J]. 电工电气, 2019(8): 62-66.
WANG Zetao, CHI Changchun, ZHANG Mengcheng, et al. Optimization design of operating mechanism of low voltage molded case circuit breaker based on ADAMS[J]. Electrotechnics Electric(Jiangsu Electrical Apparatus), 2019(8): 62-66.
- [18] 白世军, 刘辉, 张振兴, 等. 用于FES的电机直驱式操动机构设计研究[J]. 高压电器, 2017, 53(12): 42-47.
BAI Shijun, LIU Hui, ZHANG Zhenxing, et al. Design and verification of motor direct-driven actuator for FES[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(12): 42-47.
- [19] 王亮, 荆澜涛, 许东, 等. 高压真空断路器电机操动机转子设计仿真研究[J]. 高压电器, 2017, 53(2): 61-67.
WANG Liang, JING Lantao, XU Dong, et al. Improvement and simulation of the motor actuator rotor for high voltage vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(2): 61-67.
- [20] 邵盛楠, 黄瑜琰, 王静君, 等. 高压断路器电动机驱动操动机构的研究[J]. 高电压技术, 2008, 34(3): 555-559.
SHAO Shengnan, HUANG Yulong, WANG Jingjun, et al. Motor drive mechanism of high-voltage circuit breaker[J]. High Voltage Engineering, 2008, 34(3): 555-559.
- [21] 吴益飞, 郭佳豪, 杨飞, 等. 直流快速开关高速斥力机构运动特性分析[J]. 高电压技术, 2018, 44(5): 1641-1650.
WU Yifei, GUO Jiahao, YANG Fei, et al. Analysis of the motion characteristics of the high speed repulsion mechanism of DC fast switch[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(5): 1641-1650.
- [22] 边春元, 段鹏飞, 肖鸿权, 等. 一种用于无刷直流电机回馈制动的PWM调制方式[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(17): 5247-5256.
BIAN Chunyuan, DUAN Pengfei, XIAO Hongquan, et al. A PWM scheme for regenerative braking of brushless DC motor[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(17): 5247-5256.
- [23] 夏长亮, 王明超, 史婷娜, 等. 基于神经网络的开关磁阻电机无位置传感器控制[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(13): 123-128.
XIA Changliang, WANG Mingchao, SHI Tingna, et al. Sensorless control of switched reluctance motors based on neural network[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(13): 123-128.
- [24] 付鹏飞, 张晓东, 王璨, 等. 一种复合直线开关磁阻电机高精度位置控制[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(23): 7044-7054.
FU Pengfei, ZHANG Xiaodong, WANG Can, et al. High precision position control of a composite linear switched reluctance motor[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(23): 7044-7054.
- [25] 钱家骊, 关永刚. 高压断路器操动机构的碰撞分析[J]. 高压电器, 2001, 37(6): 20-20.
QIAN Jiali, GUAN Yonggang. Analysis of mechanical impact in operating device for HV circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2001, 37(6): 20-20.
- [26] 林莘, 李永祥, 马跃乾, 等. 高压断路器新型电机操动机构的动态特性分析[J]. 电机与控制学报, 2009, 13(2): 216-221.
LIN Xin, LI Yongxiang, MA Yueqian, et al. Dynamic characteristics analysis on novel motor actuator of high voltage circuit breaker[J]. Electric Machines and Control, 2009, 13(2): 216-221.

杨锐(1987—), 女, 工程师, 主要从事高压电器产品开发
(E-mail: 48161467@qq.com)。