

分数槽集中绕组双转子异步电机起动 转矩特性分析

张一鸣¹, 骆 皓^{1,2*}, 朱正鹏¹, 高 阳¹, 王子刚¹, 周明杰¹

(1. 南京工程学院 电力工程学院, 江苏 南京 211167;

2. 江苏省配电网智能技术与装备协同创新中心, 江苏 南京 211167)

Analysis of Starting Torque Characteristics of Fractional-Slot Concentrated Winding Dual-Rotor Asynchronous Motor

ZHANG Yiming¹, LUO Hao^{1,2*}, ZHU Zhengpeng¹, GAO Yang¹,
WANG Zigang¹, ZHOU Mingjie¹

(1. School of Electric Power Engineering, Nanjing Institute of Technology, Nanjing 211167, China;

2. Jiangsu Collaborative Innovation Center of Smart Distribution Network, Nanjing 211167, China)

Abstract: [Objective] Fractional-slot concentrated winding (FSCW) dual-rotor motor, due to its unique winding distribution, generates abundant magnetomotive force harmonics in the air gap. During direct starting, the motor generates a large amount of inrush current and torque pulsation. To address this issue, this paper analyzes the electromagnetic torque characteristics under two starting methods-hard starting and soft starting-to evaluate whether these methods are conducive to the stable operation of the motor. Additionally, the validity of the virtual displacement method under these two starting conditions is verified.

[Methods] This paper first introduced the basic structure and working principle of the FSCW axial dual-rotor motor. A mathematical model of the motor was then established based on winding theory. Based on simulation results, the transient and steady-state processes of hard and soft starting were analyzed, as well as the torque characteristics at different stator-rotor axial angles under both starting conditions. Next, the electromagnetic torque expression was derived based on the virtual displacement method. Finally, the electromagnetic torque under both starting conditions was discussed by combining the virtual displacement method and simulation

results. [Results] Simulation data showed that during hard starting, the electromagnetic torque increased sharply, and the subsequent torque waveforms exhibited significant fluctuations and noticeable oscillations. Over time, the torque fluctuations gradually stabilized and reached a steady state, with the transient peak about twice the steady-state peak. Under both hard and soft starting conditions, the simulated electromagnetic torque was slightly lower than the result calculated by the virtual displacement method. The peak values and fluctuations of the simulation waveform showed significant variations when the stator-rotor axial angle was altered. [Conclusion] The results indicate that hard starting is not conducive to the stable operation of the motor. The stator-rotor axis angle affects both the magnitude of the electromagnetic torque and the torque pulsation. The simulated electromagnetic torque aligns well with the theoretical value, and the derived expression shows high accuracy, serving as a reference for subsequent calculations of the motor's electromagnetic torque.

Key words: fractional-slot concentrated winding; dual-rotor motor; hard starting; soft starting; electromagnetic torque; virtual displacement method

基金项目: 中国博士后科学基金面上项目 (2017M621086); 江苏省配电网智能技术与装备协同创新中心开放基金项目资助 (XTCX202405)

General Program of China Postdoctoral Science Foundation (2017M621086); Project supported by Jiangsu Collaborative Innovation Center for Smart Distribution Network (XTCX202405)

摘 要: [目的] 分数槽集中绕组 (FSCW) 双转子电机由于其独特的绕组分布导致气隙中含有丰富的磁动势谐波, 在直接起动时, 电机将会产生大量的冲击电流和转矩脉动。针对上述问题, 本文将以硬起动与软起动为基础分析这两种起动方式下的电磁转矩特性, 判断这两种起

动方式是否有利于电机的稳定运行,并验证虚位移法在这两种起动方式下是否成立。【方法】本文首先介绍 FSCW 轴向双转子电机的基本结构及工作原理,并根据绕组理论建立了电机的数学模型,根据仿真结果分析了软硬起动的暂态过程与稳态过程以及该模型在软硬起动情况下不同定转子轴线夹角的转矩特性;然后,基于虚位移法推导出电磁转矩的表达式;最后结合虚位移法和仿真结果讨论了两种起动方式下的电磁转矩。【结果】由仿真数据可知,电机在硬起动的瞬间,电磁转矩急剧增加,并且后续转矩波形波动较大,存在明显的振荡。随着时间的推移,转矩波动逐渐平稳并进入稳态,其暂态峰值约为稳态峰值的 2 倍。在软硬起动条件下,电磁转矩的仿真结果略小于通过虚位移法计算出的结果。当定转子的轴线夹角发生变化时,仿真波形的峰值与波动也发生了明显的变化。【结论】结果表明,硬起动不利于该电机的稳定运行,定转子的轴线夹角会影响电磁转矩的大小和转矩脉动。电磁转矩的仿真值与理论值吻合度较高,推导出的表达式具有较高的准确性,为后续计算电机的电磁转矩提供了参考。

关键词: 分数槽集中绕组; 双转子电机; 硬起动; 软起动; 电磁转矩; 虚位移法

0 引言

随着机械化生产规模逐渐扩大,对于高效、可靠且经济的电动机需求日益增长。三相异步电机的出现正好满足了这一需求。其凭借简单的结构设计,在大规模生产制造中具有明显的经济优势,被广泛应用于各行各业。然而,一些异步电机调速系统的理论与技术还存在缺陷和需要改进的地方,如与直流电机相比,三相异步电机的调速比较困难,特别是在需要平滑调速的情况下,其缺点愈发明显。而且三相异步电机的起动电流较大,在直接起动时,起动电流可以达到额定电流的 4~7 倍,这将会对电网造成较大的影响,但可以通过降压起动来减小电机的起动电流^[1-2]。

电机起动方式可分为硬起动和软起动。硬起动即全压起动,是指电机直接接在高(低)压母线或专用变压器,以额定电压起动,也称为直接起动。而软起动是间接起动,一般是降压起动^[3-5]。在三相异步电机的基础上结合分数槽集中绕组(Fractional-Slot Concentrated Winding, FSCW)研究硬起动与软起动条件下的电磁转矩等,可验证 FSCW 对三相异步电机具有改善作用。

文献[6-7]分析了 FSCW 气隙中含有丰富的磁动势谐波并通过添加补偿绕组的方式消除了大量的谐波,并对谐波起动异步电机进行了起动性能分析。文献[8]分析了 FSCW 双转子电机的基本工作原理,并通过其原理建立了电磁耦合特性的数学模型。文献[9]详细分析了 FSCW 的构成条件与基本原理,并用理论分析和仿真验证了电机采用 FSCW 可增强电机的弱磁能力。文献[10-12]通过磁能和虚位移法分析了谐波磁场对电磁转矩的影响以及转矩脉动的特点,并对 FSCW 定子磁动势进行了详细的分解计算。文献[13]分析了硬起动与软起动对单转子电机转矩特性的影响。文献[14]讨论了交流异步电动机软起动器的几种主要控制方式,分析了各种控制方式的适用场合。文献[15]针对轴向电机的特性,分析了电机结构参数对其电磁转矩和转矩波动的影响。文献[16-17]详细的介绍了电机的起动方式,并以鼠笼型异步电机为例讲解了如何正确选择电机的起动方式。文献[18]以大功率高压异步电机的起动方式为研究对象,探讨了该电机起动方式的选择原则和步骤。文献[19-20]基于分数槽绕组理论,详细阐述了分数槽绕组的槽极配合约束条件,并研究了电磁转矩引起转矩脉动的内在机理。

根据堵转转矩特性可分析电机在零速情况下的动态响应速度、振荡特性和稳定性,因此,本文将在转子堵转的情况下,结合虚位移法和有限元仿真分析 FSCW 轴向双转子电机在硬起动与软起动条件下的电磁转矩特性,并分析比较两种起动方式的特点。

1 轴向双转子电机的基本结构及工作原理

1.1 基本结构

本文研究的 FSCW 轴向双转子感应电机模型如图 1 所示。该电机的定子铁心统一采用模块化结构,各模块大小相等并且呈 T 形,定子两侧采用非导磁材料的铝合金支架,集中绕组依次缠绕在每个齿上^[21]。定子铁心两侧开槽,其磁路能经过两侧的转子,较好的使其强耦合。两个转子铁心也均使用 T 形模块化结构,槽口朝向定子侧,齿槽

比例为 1:1。集中绕组绕制于两个转子铁心的齿部,并朝向定子侧开槽。

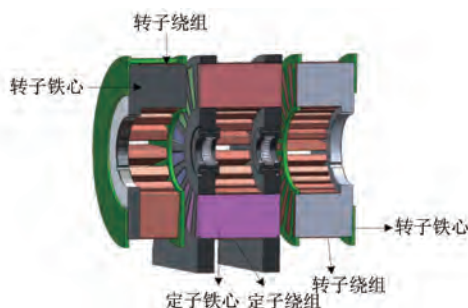


图 1 电机拓扑结构

Fig. 1 Motor topology structure

1.2 工作原理

图 2(a) 所示为 FSCW 双转子感应电机定子电磁耦合原理示意图。其中,1 号转子绕组为 15 槽、主导极为 7 对极和 8 对极,2 号转子绕组为 24 槽、主导极为 11 对极和 13 对极,定子为 18 槽、主导极为 7 对极和 11 对极。1 号、2 号转子与定子绕组之间互感主要通过 7 对极、11 对极磁通匝链。除 7 对极、11 对极谐波外,1 号转子、2 号转子其他谐波极对数与定子谐波极对数实现弱耦合。图 2(a)、2(b) 分别为 FSCW 双转子感应电机磁路及等效模型。

图 2(b) 中, F_s 、 R_{g1} 、 R_{g2} 、 R_{m1} 、 R_{m2} 和 $R_{\delta s}$ 分别为定子磁动势、1 号气隙磁阻、2 号气隙磁阻、1 号转子间隙磁阻、2 号转子间隙磁阻和漏磁等效磁阻。由图 2(a)、2(b) 可知,对定子线圈施加激励后,其产生的气隙磁通依次穿过 1 号转子轭部、1 号转子齿部、气隙 1、定子齿部、气隙 2、2 号转子齿部和 2 号转子轭部。

图中的磁路图可等效为磁动势 F_M 和一个磁路总磁阻 R_M ,其中:

$$R_M = 2(R_{g1} + R_{g2}) + R_{m1} + R_{m2} F_M \quad (1)$$

因此,在该磁动势下产生的磁通为

$$\varphi_M = \frac{F_M}{R_M} = \frac{F_M}{2(R_{g1} + R_{g2}) + R_{m1} + R_{m2}} \quad (2)$$

理论上,电机中的气隙 1 与气隙 2 的横截面积和宽度是相等的,并且文中的分析是在不考虑齿槽效应对磁场的影响下进行的,故气隙磁密为

$$B_M = B_{g1} = B_{g2} = \frac{\varphi_M}{S_g} = \frac{\mu_0}{l_g} F_M \quad (3)$$

式中: μ_0 为真空磁导率; S_g 为气隙的横截面积; l_g

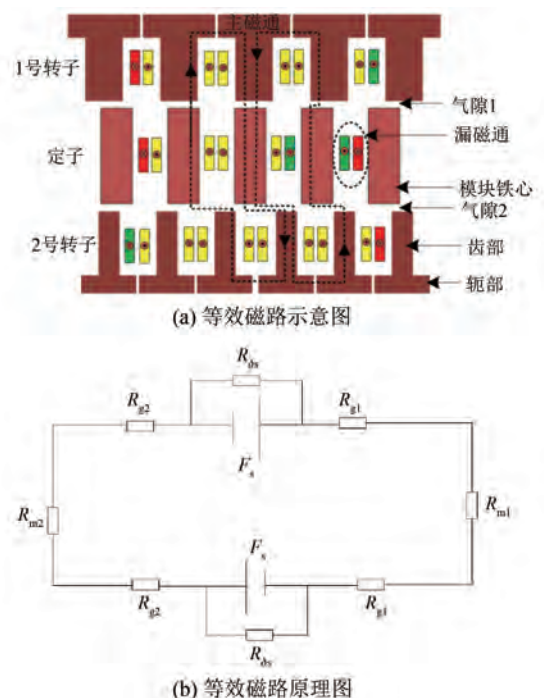


图 2 双转子感应电机等效磁路模型

Fig. 2 Equivalent magnetic circuit model of dual-rotor induction motor

为气隙长度。

2 FSCW 的基础理论

2.1 FSCW 理论

对于 FSCW,其每极每相槽数为分数,并遵循磁动势合成的基本原理。设其定子绕组相数为 m ,定子槽数为 Q ,转子极对数为 p 。若 Q 与 p 之间有最大公约数 t ,即 $Q/p = Q_0/p_0$, Q_0 是 m 的整数倍,则槽数为 Q_0 、极对数为 p_0 的电机称为单元电机,原电机由 t 个单元电机组成^[22]。单元电机每极每相槽数 q 为

$$q = \frac{Q_0}{2mp_0} = \frac{N}{d} \quad (4)$$

式中: N/d 为不可约的真分数。

电机通常按 π/m 相带分相,采用双层绕组时, N 为能够串联在一起组成 1 个线圈组的线圈数。

为提高绕组系数,使合成电动势尽量更大,需使 Q 和 $2p$ 比较接近,即 $Q \approx 2p$ 。本文电机槽极配合:定子 14 极 18 槽,1 号转子 14 极 15 槽,2 号转子 22 极 24 槽。FSCW 与传统的整数槽相比,减小了绝缘的槽空间,提高了槽满率。并且由于其

线圈端部较短,能够节省铜线,节约成本。同时也减小绕组电阻,降低铜耗,提高电机的效率。由于 FSCW 具备少槽多极的特性,所以在低速大转矩电机中的应用非常广泛。然而,其磁势中存在着大量的空间谐波,这会导致电机产生转矩脉动,并且出现电机噪声大、振动等不利情况。

2.2 电磁转矩基础理论

本研究采用虚位移法进行电磁转矩的推导。电磁转矩可以分为洛伦兹力转矩和反应转矩。FSCW 电机通过电磁转矩进行机电能量转换。根据能量守恒定律可得,在一定时间内,电源向耦合磁场输入静电能 W_E 。静电能 W_E 可以分为耦合磁场内磁能的增量 W_m 和电机输出的总机械能 W_{mech} ,即^[23]:

$$W_E = W_m + W_{mech} \quad (5)$$

当磁路为线性时,求磁能 W_m 时,自变量是 θ 和 ψ ;而对于磁共能 W'_m ,其自变量是 θ 和 i_s ,由此可知二者自变量不同,但在数值上是相等的。

根据法拉第电磁感应定律,当磁链发生变化时,各个绕组内将会感生出电动势,如式(6)所示:

$$E_s = -\frac{d\psi_s}{dt} \quad (6)$$

式中: E_s 为第 s 个绕组的电动势; $d\psi_s$ 为第 s 个绕组内磁链的变化。

忽略绕组电阻 R_s 上的损耗,第 s 个绕组输入的静电能 $dW_{E(s)}$ 为

$$dW_E = \sum_1^n dW_{E(s)} = \sum_1^n i_s d\psi_s \quad (7)$$

因此,总输入静电能 dW_E 和 W_m 与绕组 s 中的电流 i_s 的关系分别为

$$dW_E = \sum_1^n dW_{E(s)} = \sum_1^n i_s d\psi_s \quad (8)$$

$$W_m = \frac{1}{2} \sum_1^n \psi_s i_s \quad (9)$$

设转子发生虚位移 $d\theta$,耦合场向机械系统输出的总机械能 dW_{mech} 为

$$dW_{mech} = T d\theta_{mech} \quad (10)$$

$$\theta_{mech} = \theta/p \quad (11)$$

式中: T 为转子上的电磁转矩; θ_{mech} 为转子的机械角度; p 为电机的极对数。

将式(7)和式(10)代入式(5)中,可得:

$$dW_m = \sum_1^n i_s d\psi_s - T d\theta_{mech} \quad (12)$$

将式(12)进行变换后,可得:

$$T = \frac{1}{2} \frac{\sum_1^n i_s d\psi_s}{d\theta_{mech}} = \frac{\sum_1^n i_s d\psi_s}{d\theta_{mech}} - \frac{dW_m}{d\theta_{mech}} = \left. \frac{\sum_1^n i_s d\psi_s - \sum_1^n d\left(\frac{1}{2} \psi_s i_s\right)}{d\theta_{mech}} \right|_{inconstant} \quad (13)$$

将式(13)的分子分母同时对时间求导,可得:

$$T = \left. \frac{\sum_1^n i_s d\psi_s - \sum_1^n d\left(\frac{1}{2} \psi_s i_s\right)}{\frac{d\theta_{mech}}{dt}} \right|_{inconstant} \quad (14)$$

将式(11)代入式(14)中,可得:

$$T = \frac{\sum_1^n i_s d\psi_s}{p \frac{d\theta_{mech}}{dt}} - \frac{\sum_1^n d\left(\frac{1}{2} \psi_s i_s\right)}{\omega} \left|_{inconstant} \quad (15)$$

式中: ω 为转子的电角速度; $inconstant$ 表示电流 i_s 可变。

2.3 起动方式分析

电机不同起动方式的优缺点如表 1 所示。

表 1 FSCW 双转子电机不同起动方式的基本性能对比
Tab. 1 Basic performance comparison of fractional-slot concentrated winding dual-rotor motor under different starting methods

参数名称	直接起动	Y-Δ 起动	自耦降压 起动	软起动
成本	低	较低	高	高
起动电流	大	较小	较小	较小
起动转矩	大	较小	较小	较小
泛用性	低	低	低	高
对电网的冲击	大	较小	较小	较小
起动时长	短	较短	较长	较长
电路复杂程度	相对简单	复杂	复杂	复杂
功率	高	低	低	低
转速	迅速上升	逐渐上升	逐渐上升	平滑上升
电磁转矩	大	小	小	小

异步电机的起动是指在接通电源后,电动机从静止状态到稳定运行状态的过程。起动方式可以分为直接起动、Y-Δ 起动、自耦降压起动和软起

动等,对于与电机在同一电网下工作的其他用电设备,过大的起动电流将不利于稳定运行。一些精密仪器可能会因为电压波动而出现测量误差增大甚至损坏的情况。

3 轴向双转子电机参数化有限元模型

3.1 仿真模型的搭建

本研究的有限元模型采用 Maxwell 仿真软件进行搭建,其仿真模型、电机的各项参数分别如图 3、表 2 所示。

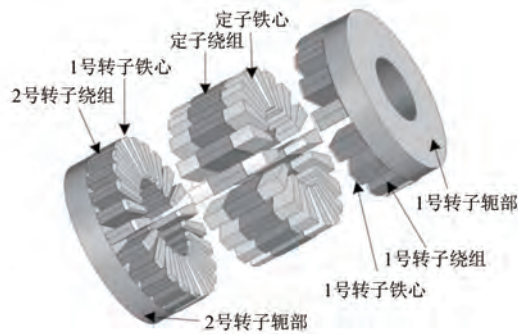


图 3 双转子电机结构示意图

Fig. 3 Schematic diagram of dual-rotor motor structure

表 2 双转子感应电机参数

Tab. 2 Parameters of dual-rotor induction motor

参数名称	参数值
定子外圆半径/mm	100
定子内圆半径/mm	50
定子极对数、槽数	7、18
1 号、2 号转子外圆半径/mm	100
1 号、2 号转子内圆半径/mm	60
1 号、2 号齿部内圆半径/mm	50
1 号、2 号转子气隙长度/mm	1
1 号转子极对数、槽数	7、15
2 号转子极对数、槽数	11、24
并联支路	1
线圈匝数	56

1 号转子和定子主极磁场的转动方向均为正;而 2 号转子和定子主极磁场的转动方向与 7 对极谐波磁场相反,为负。若使定子绕组在空间上都按“A 相→B 相→C 相”的相轴线对应顺序排列,则关于绕组主导极谐波磁场转向的正方向标注示意图如图 4 所示。对于图 4 中的标注,规

定 1 号转子的正转向为其绕组产生的 7 对极谐波磁场的转向,而 2 号转子的正转向为其绕组产生的 11 对极谐波磁场的转向。

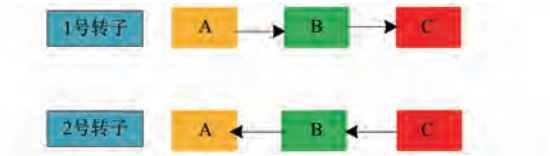


图 4 1 号、2 号转子三相绕组排布顺序

Fig. 4 Three-phase winding arrangement sequence of rotors 1 and 2

3.2 1 号转子起动转矩特性分析

3.2.1 硬起动转矩特性分析

硬起动方式下,电机在起动瞬间就将承受额定电压,定子绕组中将会立即产生额定磁场,从而与转子相互作用产生转矩,使电机开始转动^[24]。

本文仿真均在电机堵转且忽略两个转子之间的互感条件下进行。在仿真模型中,对 FSCW 轴向双转子电机的定子施加 7 A/50 Hz 电流源激励,使转子各相短路。

调整模型转子位置,使得电机 1 号转子三相绕组轴线 a、b、c 与定子三相绕组轴线 A、B、C 分别重合,在此条件下,根据表 1 中的参数进行仿真。得到的起动转矩的波形如图 5 所示,可以看出在电机起动瞬间电磁转矩突然急剧增加,在 5.5 ms 时达到最大值 393.69 mN·m,并且后续转矩波形波动较大,存在明显的振荡,此时为电机的暂态过程。随着时间推移,转矩波形的振荡幅度逐渐减小,趋于平稳,此时电机进入稳态过程,暂态过程约为 53 ms。处于稳态的一个周期内,硬起动电磁转矩的平均值约为 137.05 mN·m。在稳态过程中,电磁转矩的最大值约为 152.40 mN·m。由此可知,暂态时电磁转矩的最大值约为稳态时电磁转矩最大值的 2.58 倍。

根据虚位移法计算电磁转矩,分析电机运行状态下的稳态转矩,并在定子电流激励的基础上分别计算定子绕组上三相电流幅值 I_{sm} 、 I_{tm} 与初相角 φ_s 、 φ_r 。用该电流源给定转子施加激励,计算可得转子 A 相电流激励为 $I_s = I_{tm} \cos(2\pi ft - \varphi_r)$, B 相、C 相初相角依次滞后 120°。通过这种计算方法可在 Maxwell 中忽略暂态时刻,直接得到稳态转矩,提高了数据的准确性。

旋转电机转子使得电机转子三相绕组轴线

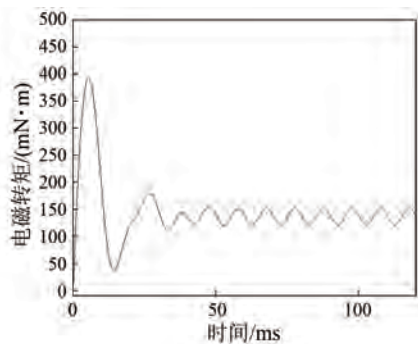


图 5 1 号转子硬起动电磁转矩

Fig. 5 Electromagnetic torque of rotor 1 during hard starting

a、b、c 与定子三相绕组轴线 A、B、C 具有一定的偏转角度,分别对其进行起动转矩仿真,并与理论值进行对比。定转子轴线夹角 θ_{sr} 为 30° 和 60° 时的理论值与仿真值的波形如图 6 所示。通过 Maxwell 仿真得到定转子轴线夹角 θ_{sr} 为 30° 和 60° 时的平均电磁转矩分别为 $127.08 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $118.50 \text{ mN}\cdot\text{m}$,最大值分别为 $143.38 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $125.14 \text{ mN}\cdot\text{m}$,峰-峰值转矩脉动分别为 $32.71 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $13.36 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 。通过虚位移法理论计算出的定转子轴线夹角 θ_{sr} 为 30° 和 60° 时的平均电磁转矩分别为 $151.93 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $122.80 \text{ mN}\cdot\text{m}$,其理论值与仿真值的误差分别为 19.55% 、 3.62% 。

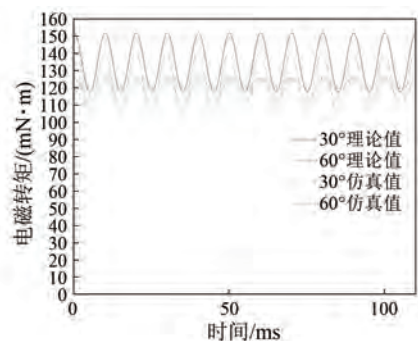


图 6 硬起动电磁转矩

Fig. 6 Electromagnetic torque during hard starting

3.2.2 软起动转矩特性分析

软起动的过程是比较平滑的,其特点是在起动的瞬间瞬时电流较小,使得其可以在空载电机中充分发挥优势^[25]。

在硬起动激励条件下,改变激励电流的幅值和频率,对定子施加 $0.5 \text{ A}/10 \text{ Hz}$ 电流源激励,转子各相短路,以同样方法得到软起动条件下的电磁转矩。如图 7 所示,软起动的暂态过程同样约

为 50 ms ,暂态运行时的电磁转矩最大值为 $1.12 \text{ mN}\cdot\text{m}$,且在电机起动的瞬间电磁转矩并未像硬起动一样急剧增加,相反,暂态过程的电磁转矩变化趋势与稳态时的电磁转矩变化趋势基本相同。在稳态运行时的电磁转矩平均值与最大值分别为 $1.00 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $1.05 \text{ mN}\cdot\text{m}$,其大小与暂态时的电磁转矩的最大值相差较小。

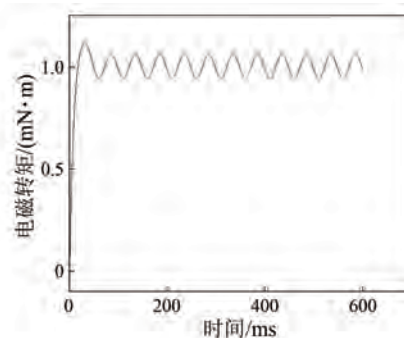


图 7 1 号转子软起动电磁转矩

Fig. 7 Electromagnetic torque of rotor 1 during soft starting

定转子轴线夹角 θ_{sr} 为 30° 和 60° 时的理论值与仿真值的对比如图 8 所示。通过 Maxwell 仿真得到定转子轴线夹角 θ_{sr} 为 30° 和 60° 时的平均电磁转矩分别为 $0.90 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $0.89 \text{ mN}\cdot\text{m}$,最大值分别为 $0.99 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $0.90 \text{ mN}\cdot\text{m}$,峰-峰值转矩脉动分别约为 $0.18 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $0.02 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 。通过虚位移法理论计算出平均电磁转矩分别为 $0.98 \text{ mN}\cdot\text{m}$ 、 $1.02 \text{ mN}\cdot\text{m}$,其理论值与仿真值的误差分别为 8.89% 、 14.60% 。1 号转子电磁转矩对比如表 3 所示。

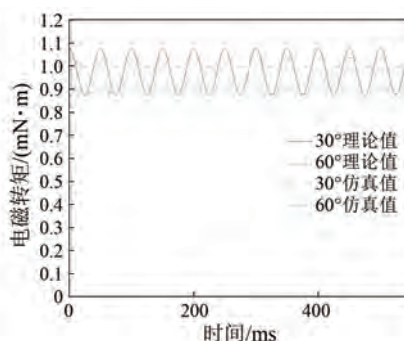


图 8 软起动电磁转矩

Fig. 8 Electromagnetic torque during soft starting

3.3 2 号转子起动转矩特性分析

3.3.1 硬起动转矩特性分析

调整模型转子位置,使得电机 2 号转子三相

绕组轴线 a、b、c 与定子三相绕组轴线 A、B、C 分别重合,并对定子施加 7 A/50 HZ 的三相对称电流激励。仿真后得到起动转矩的波形如图 9 所示,可以看出在电机起动的瞬间电磁转矩急剧增加,并在 4 ms 时达到最大值,最大值为 226.75 mN·m,暂态过程约 23 ms,之后趋于稳态。在稳态时,其电磁转矩的平均值约为 103.07 mN·m。在稳态过程中,电磁转矩的最大值约 136.17 mN·m。由此可知,暂态时电磁转矩的最大值约为稳态时电磁转矩最大值的 1.67 倍。根据 1 号、2 号转子硬起动的暂态过程可知,在工程的实际运用中,硬起动较于软起动不利于电机的稳定运行,主要原因是在电机起动的瞬间,电机的电磁转矩瞬间达到最大值,为稳态过程电磁转矩最大值的 2 倍左右,这会使电机的轴和联轴器等部件受到很大的拉力,会对电机造成损害^[26-28]。

表 3 1 号转子电磁转矩对比表

Tab.3 Comparison of electromagnetic torque of rotor 1

参数名称	硬起动		软起动	
	30°	60°	30°	60°
仿真值/(mN·m)	127.08	118.50	0.90	0.89
转矩脉动/(mN·m)	32.71	13.36	0.18	0.02
理论值/(mN·m)	151.93	122.80	0.98	1.02
误差/%	19.55	3.62	8.89	14.60

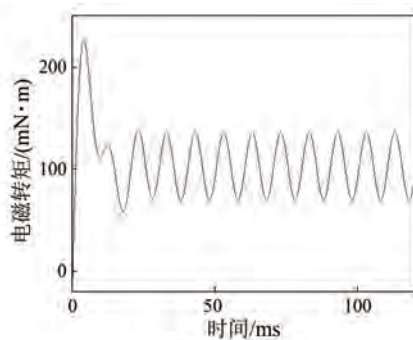


图 9 2 号转子硬起动电磁转矩

Fig. 9 Electromagnetic torque of rotor 2 during hard starting

硬起动条件下定子转子轴线夹角 θ_{sr} 为 30° 与 60° 时的理论值与仿真值的对比如图 10 所示。由图可知,其平均电磁转矩的仿真值分别为 128.61 mN·m、105.27 mN·m,最大值分别为 143.52 mN·m、138.22 mN·m,峰-峰值转矩脉动分

别为 29.94 mN·m、66.18 mN·m。由虚位移法理论计算的平均电磁转矩分别约为 133.36 mN·m、109.90 mN·m,其理论值与仿真值的误差分别约为 3.69%、4.40%。

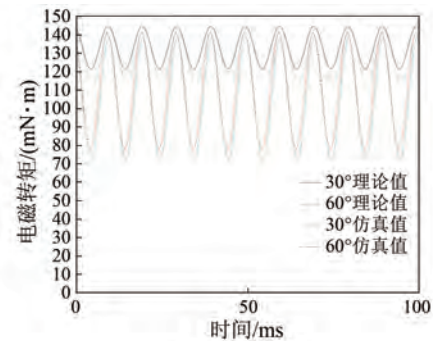


图 10 硬起动电磁转矩波形

Fig. 10 Electromagnetic torque waveforms during hard starting

3.3.2 软起动转矩特性分析

在硬起动激励条件下,将激励电流改为 0.5 A/10 Hz 电流源激励,转子各相短路,根据同样方法便可得到软起动条件下的电磁转矩。由图 11 可知,在软起动时暂态过程约 23 ms,此后趋于稳态。在稳态时,其电磁转矩的平均值约为 0.41 mN·m。在稳态过程中,电磁转矩的最大值约 0.59 mN·m。在暂态过程中,电磁转矩的最大值约为 0.58 mN·m,其大小与稳态时的电磁转矩的最大值相差较小且起动电流较小,相较于硬起动,软起动是有利于电机稳定运行的。

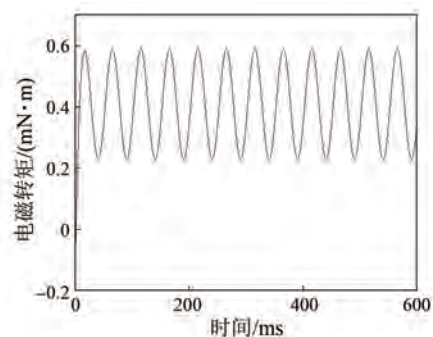


图 11 2 号转子软起动电磁转矩

Fig. 11 Electromagnetic torque of rotor 2 during soft starting

软起动条件下定子转子轴线夹角 θ_{sr} 为 30° 与 60° 时的理论值与仿真值的对比如图 12 所示。其平均电磁转矩的仿真值分别为 0.49 mN·m、0.50 mN·m,最大值分别为 0.57 mN·m、

0.65 mN·m,峰-峰值转矩脉动分别为 0.17 mN·m、0.30 mN·m。由虚位移法理论计算的平均电磁转矩分别约为 0.54 mN·m、0.59 mN·m,其理论与仿真值的误差分别约为 10.20%、18.00%。2 号转子电磁转矩对比如表 4 所示。

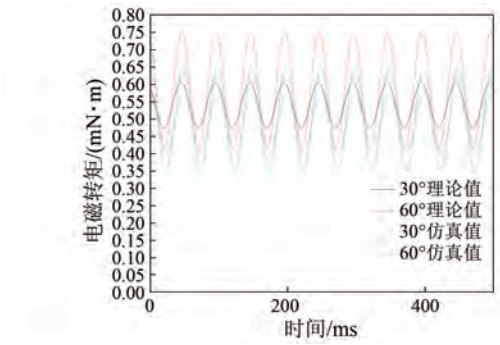


图 12 软起动电磁转矩

Fig. 12 Electromagnetic torque during soft starting

表 4 2 号转子电磁转矩对比表

Tab. 4 Comparison of electromagnetic torque of rotor 2

参数名称	硬起动		软起动	
	30°	60°	30°	60°
仿真值/(mN·m)	128.61	105.27	0.49	0.50
转矩脉动/(mN·m)	29.94	66.18	0.17	0.30
理论值/(mN·m)	133.36	109.90	0.54	0.59
误差/%	3.69	4.39	10.20	18.00

结果表明,在硬起动与软起动条件下,转矩仿真波形与理论波形吻合度较高,但存在一定的误差。造成误差的主要原因是虚位移法通过磁能与虚角位移之间的关系计算得出转矩,在这个过程中可能会简化模型,即忽略一些漏磁现象,而在仿真过程中漏磁会带走一部分磁场能量,使磁能减少,进而导致电磁转矩较小。因此造成了虚位移法的理论计算结果略高于仿真结果。

比较硬起动与软起动,通过仿真波形可以看出当角度发生改变时,其平均电磁转矩与转矩脉动也随之发生了改变,主要原因是当定转子轴线夹角发生变化时,定子绕组产生的旋转磁场与转子之间的有效耦合面积也会随之发生变化,使得磁链在定转子之间的传递受到影响,进而影响到磁链的大小并导致磁能发生变化,从而导致电机的平均电磁转矩和转矩脉动发生变化。

4 结语

本文采用 Maxwell 仿真软件建立了一种基于 FSCW 轴向双转子感应电机的参数化有限元仿真模型,并对硬起动和软起动的暂态过程和稳态过程中的电磁转矩进行仿真研究。通过虚位移理论分析电机定转子之间的能量变化,得到电磁转矩的一般表达式,并与仿真结果进行了比较分析,最终得出起动转矩的相关结论如下。

(1)在硬起动与软起动的条件下,电机的暂态过程时长基本相同,由于硬起动的起动电流较大,在起动瞬间电磁转矩会急剧增加,造成暂态过程的起动转矩为额定转矩的 2 倍左右,这将不利于电机的稳定运行。

(2)在硬起动与软起动的条件下,由于虚位移法在计算过程中会忽略一些漏磁现象造成了 Maxwell 仿真得出的结果略小于通过虚位移法计算出的结果。

(3)当定转子轴线夹角发生变化时,会引起定转子磁链的变化,从而影响电机定转子之间磁能的变化,导致电机的平均电磁转矩和转矩脉动发生变化。

利益冲突声明

所有作者声明不存在利益冲突。

All authors disclose no relevant conflict of interests.

作者贡献

张一鸣进行了方案设计、内容总结与论文撰写,张一鸣、朱正鹏、高阳进行了试验研究,张一鸣、骆皓、王子刚、周明杰参与了论文的审核与修改。所有作者均阅读并同意了最终稿件的提交。

The scheme design, content summary, and paper writing were carried out by Zhang Yiming. The experiment was conducted by Zhang Yiming, Zhu Zhengpeng, and Gao Yang. The manuscript was revised by Zhang Yiming, Luo Hao, Wang Zigang, and Zhou Mingjie. All authors have read and approved the final version of the paper for submission.

参考文献

- [1] 马益民, 朱凯格. 转子槽数对异步电机附加损耗的影响[J]. 电机技术, 2024, (5): 32-36.
MA Y M, ZHU K G. Influence on the additional losses of asynchronous motors by rotor slot numbers [J]. Electrical Machinery Technology, 2024, (5): 32-36.
- [2] ZHANG Z W, JIN S T, LIU G F, et al. Model-free adaptive direct torque control for the speed regulation of asynchronous motors [J]. Processes, 2020, 8 (3): 333-342.
- [3] 赵建文, 翟文利. 三相异步电动机起动方式的分析与选择[J]. 电机技术, 2006, (3): 46-48.
ZHAO J W, ZHAI W L. Analysis and selection of the way to start three-phase asynchronous motors [J]. Electrical Machinery Technology, 2006, (3): 46-48.
- [4] KONG M, WANG X F, LI Z L, et al. Asynchronous operation characteristics and soft-starting method for the brushless doubly-fed motor [J]. IET Electric Power Applications, 2017, 11(7): 1276-1283.
- [5] JIN Y, DONG J J, YANG W X. Optimization and improvement of three-phase asynchronous motor soft starter control circuit [J]. Journal of Physics: Conference Series, 2024, 2752(1): 012148.
- [6] 孙春阳, 骆皓, 吴刚, 等. 分数槽集中绕组感应电机非主导极次谐波磁动势抑制方法[J]. 电机与控制应用, 2023, 50(11): 86-95.
SUN C Y, LUO H, WU G, et al. Method for suppressing non-dominant pole log-harmonic magnetomotive force in fractional slot concentrated winding induction machines [J]. Electric Machines & Control Application, 2023, 50(11): 86-95.
- [7] 郑宜锋, 韦文武. 谐波起动异步电机的起动性能分析[J]. 电机与控制应用, 2013, 40(7): 24-26.
ZHENG Y F, WEI W W. Start performance analysis of asynchronous motor started by harmonic fields [J]. Electric Machines & Control Application, 2013, 40(7): 24-26.
- [8] 许祥威, 骆皓, 侍正坤, 等. 分数槽集中绕组双转子感应电机电磁耦合特性的分析[J]. 微电机, 2019, 52(9): 34-40.
XU X W, LUO H, SHI Z K, et al. Analysis of electromagnetic coupling characteristics of dual rotor induction machine with fractional slot concentrated winding [J]. Micromotors, 2019, 52(9): 34-40.
- [9] 董夏林. 分数槽集中绕组永磁电机研究[D]. 南京: 东南大学, 2015.
DONG X L. Research on permanent magnet machine with fractional slot concentrated windings [D]. Nanjing: Southeast University, 2015.
- [10] 翟长春, 骆皓, 吴刚, 等. 分数槽集中绕组双馈感应电机电磁特性分析[J]. 微电机, 2023, 56(1): 18-23+28.
- [11] ZHAI C C, LUO H, WU G, et al. Analysis of electromagnetic characteristics of fractional slot concentrative winding doubly-fed induction motor [J]. Micromotors, 2023, 56(1): 18-23+28.
- [12] 陈会崇, 宋承林. 分数槽集中绕组定子磁动势的分解[J]. 电机与控制应用, 2022, 49(1): 62-68.
CHEN H C, SONG C L. Decomposition of stator magnetomotive force of fractional-slot concentrated winding [J]. Electric Machines & Control Application, 2022, 49(1): 62-68.
- [13] SUN H, WANG K, LI F, et al. Contribution of winding space harmonics to average torque in fractional-slot concentrated permanent magnet machines with equal/unequal teeth [J]. IET Electric Power Applications, 2020, 14(4): 544-551.
- [14] 骆皓, 朱正鹏, 肖一凡, 等. 分数槽集中绕组感应电机起动转矩特性分析[J]. 电机与控制应用, 2024, 51(10): 88-97.
- [15] LUO H, ZHU Z P, XIAO Y F, et al. Analysis of starting torque characteristics of induction motors with fractional slot concentrated winding [J]. Electric Machines & Control Application, 2024, 51(10): 88-97.
- [16] 刘利, 王栋, 王民, 等. 异步电动机软起动器控制方式及仿真研究[J]. 电机与控制应用, 2014, 41(5): 50-55.
- [17] LIU L, WANG D, WANG M, et al. Research on control mode of induction motors soft starter and simulation [J]. Electric Machines & Control Application, 2014, 41(5): 50-55.
- [18] 赵慧超, 孙明冲, 王斯博, 等. 轴向磁通永磁电机转矩特性分析和优化[J]. 微电机, 2023, 56(9): 50-53+68.
- [19] ZHAO H C, SUN M C, WANG S B, et al. Characteristic analysis and torque ripple optimization of axial flux motor [J]. Micromotors, 2023, 56(9): 50-53+68.

- [16] 刘娜. 软启动技术在电机控制中的应用研究[J]. 装备维修技术, 2019, (4): 27-27.
LIU N. Research on the application of soft start technology in motor control [J]. Equipment maintenance technology, 2019, (4): 27-27.
- [17] WON G K, SHIK P J. A Study on squirrel-cage induction motor starting method considering a transformer capacity [J]. The Transaction of the Korean Institute of Electrical Engineers P, 2019, 68P(1): 36-40.
- [18] 常志拓, 高浩. 高压大功率异步电机起动方式研究[J]. 电工技术, 2020, (21): 168-170+177.
CHANG Z T, GAO H. Research on starting mode of high-voltage high-power asynchronous motor [J]. Electric Engineering, 2020, (21): 168-170+177.
- [19] 孙珂. 分数槽集中绕组永磁电机转矩脉动抑制与性能优化研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2022.
SUN K. Research on torque ripple suppression and performance optimization of permanent magnet motors with fractional-slot concentrated windings [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2022.
- [20] DAI Y, LEE J H. Torque ripple and electromagnetic vibration suppression of fractional slot distributed winding ISG motors by rotor notching and skewing [J]. Energies, 2024, 17(19): 4964.
- [21] HYUK T J, HO C K, JOON H Y, et al. Back yoke design of axial flux permanent magnet motors with fractional-slot concentrated winding for high power density [J]. Journal of Electrical Engineering & Technology, 2022, 18(1): 329-338.
- [22] 陈益广, 潘玉玲, 贺鑫. 永磁同步电机分数槽集中绕组磁动势[J]. 电工技术学报, 2010, 25(10): 30-36.
CHEN Y G, PAN Y L, HE X. Magnetomotive force in permanent magnet synchronous machine with concentrated fractional-slot winding [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(10): 30-36.
- [23] 汤蕴璆. 电机学[M]. 4 版. 北京: 机械工业出版社, 2011.
TANG Y Q. Electric Machinery [M]. 4th ed. Beijing: China Machine Press, 2011.
- [24] 万子威. 混合动力汽车用轴向磁通混合励磁 ISG 电机研究[D]. 武汉: 湖北工业大学, 2021.
WAN Z W. Research on axial flux hybrid excitation ISG motor for hybrid electric vehicle [D]. Wuhan: Hubei University of Technology, 2021.
- [25] 苏媛. 可变电抗式高压异步电机软起动器的研究[D]. 天津: 天津大学, 2010.
SU Y. Research on high-voltage asynchronous motor soft-starter based on variable reactor [D]. Tianjin: Tianjin University, 2012.
- [26] 李耀华, 秦辉, 苏锦仕, 等. 永磁同步电机级联模型预测转矩控制优化[J]. 电机与控制应用, 2023, 50(4): 16-25.
LI Y H, QIN H, SU J S, et al. Optimization of cascaded model predictive torque control for permanent magnet synchronous motor [J]. Electric Machines & Control Application, 2023, 50(4): 16-25.
- [27] 陈彬, 李霞, 肖勇, 等. 基于转矩分离的永磁辅助同步磁阻电动机转矩脉动抑制[J]. 电机与控制应用, 2022, 49(12): 53-59.
CHEN B, LIN X, XIAO Y, et al. Suppression of torque ripple for permanent magnet-assisted synchronous reluctance motor based on torque separation [J]. Electric Machines & Control Application, 2022, 49(12): 53-59.
- [28] 聂杰, 王凯, 郭玲玲, 等. 交替极永磁电机转矩脉动抑制控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(3): 1118-1126.
NIE J, WANG K, GUO L L, et al. Control strategy of torque ripple suppression for consequent-pole permanent magnet machines [J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(3): 1118-1126.

收稿日期: 2024-12-18

收到修改稿日期: 2025-02-17

作者简介:

张一鸣(2001-), 男, 硕士研究生, 研究方向为新型电机的设计及控制技术, 2721992724@qq.com;

* 通信作者: 骆 皓(1978-), 男, 博士, 教授, 研究方向为双馈风力发电机及交流励磁控制技术, 5188051@qq.com.