

DOI: 10.7652/xjtuxb201707017

复合式磁力耦合器的设计与试验研究

王爽¹, 郭永存¹, 王鹏彧^{1,2}, 李德永¹

(1. 安徽理工大学安徽矿山机电装备协同创新中心, 232001, 安徽淮南;
2. 中国科学院合肥物质科学研究院, 230000, 合肥)

摘要: 为有效解决硬岩掘进机启动冲击振动较大和经常性过载工作的问题,提出一种基于柔性传动技术的复合式磁力耦合器。根据新型复合式磁力耦合器的结构特点,应用化“场”为“路”的方法,建立了气隙磁场的计算公式;基于电流叠加性,将电流折算到铜导体表面,并沿圆周方向对感生电动势进行积分,建立了空间磁场的电磁扭矩模型。为了验证理论分析的正确性,设计并制造了一台 1:2 样机,对其机械性能进行了仿真分析及试验测试。结果表明:当转差率相同时,理论值、仿真值及试验值三者之间的差距小于 10%;在同等体积条件下,相较于普通双盘式磁力耦合器,复合式磁力耦合器传递的扭矩增大了 30.7%;与配备相同容量异步电机的硬岩掘进机相比,配备复合式磁力耦合器的硬岩掘进机的线性工作区域较宽,机械特性较软,因此过载保护能力更强。此项研究也可承受大启动冲击和经常性过载的机械设备的 设计 和 应用 提供 参考。

关键词: 硬岩掘进机;复合式磁力耦合器;柔性传动;电磁扭矩模型;机械性能

中图分类号: TH133 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2017)07-0115-09

Design and Experimental Research on Hybrid Magnetic Coupler

WANG Shuang¹, GUO Yongcun¹, WANG Pengyu^{1,2}, LI Deyong¹

(1. Anhui Mining Machinery and Electrical Equipment Collaborative Innovation Center, Anhui University of Science and Technology, Huainan, Anhui 232001, China; 2. Hefei Institute of Material Science, Chinese Academy of Sciences, Hefei 230000, China)

Abstract: To solve the problem of strong impact vibration and frequent overload during the rock break and excavation process of tunnel boring machines, a hybrid magnetic coupler based on flexible drive technology was proposed. According to the structural features of the hybrid magnetic coupler, the calculation formula of air gap magnetic flux density was established by turning “electromagnetic field” into “electric circuit”. Based on the current superposition property, the current was converted to the surface of the copper conductor, and the electromagnetic torque model of the space magnetic field was established by integrating the induced electromotive force along the circumferential direction. To verify the correctness of the theoretical analysis, an experimental prototype of the hybrid magnetic coupler at a scale of 1:2 was designed and produced. Then simulation verification and experimental measurement for its mechanical behavior were performed. Results show that under the same slip ratio, the relative errors among theoretical, experimental and simulation values are less than 10%; and under the condition of same volume size, the transmission ability of the hybrid magnetic coupler is stronger compared with that of the general double-disc type magnetic coupler. Compared with the hard

收稿日期: 2016-12-13。 作者简介: 王爽(1991—),女,博士生;郭永存(通信作者),男,教授,博士生导师。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(41542002);高等学校博士学科点专项科研基金资助项目(20133415110003);安徽省教育厅自然科学研究资助项目(KJ2016A199)。

rock boring machine with the same capacity of asynchronous motor, the linear operating region of the hard rock boring machine equipped with the hybrid magnetic coupler is wider, and the mechanical behaviors are soft, so the overload protection ability is stronger. This research may provide a reference for design and application of mechanical equipment under great start impact and frequent overload.

Keywords: tunnel boring machine; hybrid magnetic coupler; flexible drive; electromagnetic torque model; mechanical behavior

截割机构是硬岩掘进机的核心部件,其性能优劣直接影响到掘进机的结构强度和使用寿命^[1-3]。为提高截割机构的性能,可考虑采用柔性传动技术^[4],以减缓硬岩掘进时的冲击振动和截齿磨损,延长截齿的使用寿命,提高掘进效率^[5]。基于磁力驱动技术的耦合器是一种新型的调速设备^[6],具有轻载启动、过载保护、隔离震动等特性^[7],因此受到了国内外的广泛关注。磁力耦合器的磁力源可以是永磁体,也可以是电磁装置。现有的磁力耦合器大致可分为径向筒式磁力耦合器^[8]、轴向盘式磁力耦合器^[9]以及笼型异步磁力耦合器^[10]3类。孙中圣等深入研究了筒式结构永磁调速器的磁场及机械特性,基于三维运动涡流场建立了筒式永磁调速器的有限元模型,并对其磁场进行了瞬态分析,得到了筒式永磁调速器输出功率和扭矩随转差率和啮合面积的变化曲线^[11];张萌等研究了径向磁通式永磁磁力耦合器的调速性能及能效特性,搭建了相应的能效测试平台,对其调速性能、自身损耗及能效特性进行了系统的试验研究^[12];张洪军等应用 MATLAB 软件模拟了磁力耦合器的启动及脱耦过程,并在扭矩与转角差试验台上进行了试验,验证了单纯性启动脱耦的判定条件,认为采用延时启动的方法可以解决磁力耦合器的脱耦问题^[13];Kim 等基于解析法提出了筒式磁力耦合器的线性耦合特性,并通过二维磁场仿真与试验验证了该线性耦合特性^[14];Wang 等通过改进轴向盘式磁力耦合器的二维磁场分布,在旋转的导体上建立了二维笛卡尔坐标系,将永磁体区域视为行波,求解了多层边界问题^[15];Budhia 等针对单盘式磁力耦合器的盘式结构存在轴向磁力,很难做到轴向力完全平衡,甚至会出现擦盘现象、毁损设备的问题,提出了一种双盘式磁力耦合器,利用其自身结构的对称性来平衡轴向力^[16];Mohammadi 等对单/双盘磁力涡流耦合器进行了优化设计,结合传统法拉第电磁感应定律和安培定律,提出了一种易于处理复杂几何形状和材料性能的解析模型^[17];葛研军等采用标量磁位法及二维场边界条件建立了

气隙磁场数理模型,在气隙磁通密度中引入时间变量,推导出了感生电流随时间变化的表达式,基于电流叠加性将笼条电流折算到转子表面,再沿圆周方向对感生电流所形成的洛伦兹力进行积分,建立了永磁式异步磁力耦合器的电磁扭矩模型^[18],并且针对磁路法、有限元法及磁力线闭合回路法计算永磁式异步磁力耦合器漏磁系数的各种缺陷,将积分法与区域划分法相结合,对永磁式异步磁力耦合器进行了漏磁系数分析与计算^[19];杨超君等针对一台 14 对极 21 个调磁极片的调磁式异步磁力联轴器,研究了其气隙中永磁磁场与调制磁场的空间分布规律,并利用有限元模拟的方法得出了静态与瞬态下三维气隙磁场的分布及周期性^[20]。

筒式磁力耦合器通过调节啮合面积改变电磁扭矩,因此调速手段较为单一,但在同等功率条件下,筒式磁力耦合器比盘式磁力耦合器重量轻,体积小,转动惯量小,效率更高。针对上述不足,本文提出一种复合式磁力耦合器(hybrid magnetic coupler, HMC),将传统筒式磁力耦合器与双盘式磁力耦合器相结合,可增大感应磁场面积,并从轴、径向同时充磁来提高传递效率,减小掘进机截割部的启动冲击振动,并为截割部在经常性过载时提供保护。

1 气隙磁通密度模型

本文对于复合式磁力耦合器的研究基于本课题组进行的大型磁力耦合器软启动特性研究项目。大型磁力耦合器为调速型磁力耦合器,使用执行机构调节铜盘转子与磁盘转子之间的气隙宽度,能改变负载端的转速,但是该装置传递扭矩较小,当传递相同的功率时,占用的空间体积将大于复合式磁力耦合器的。

本文结合现有磁力耦合器的结构特征,提出一种复合式磁力耦合器,其永磁体在径向和轴向同时充磁,铜导体在径向和端面同时切割磁力线,增加电磁阻尼,可在同等体积或尺寸的条件下,大幅提高传动功率,且在传递功率一定时,可缩小耦合器体积和

尺寸,减小占用空间。图 1 为复合式磁力耦合器的结构示意图。

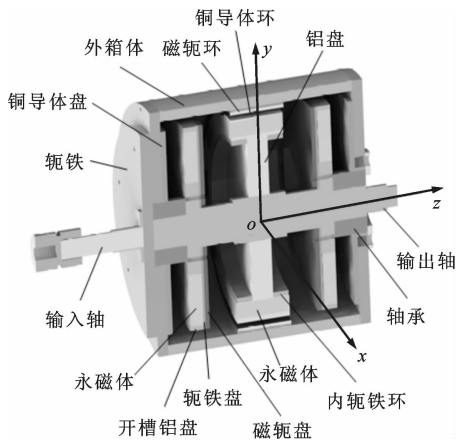


图 1 复合式磁力耦合器结构示意图

由于复合式磁力耦合器是左右对称式结构,为了简化分析,取其 1/4 进行磁路分析。图 2 为复合式磁力耦合器的磁力线走势图,它的磁通路径较普通筒式磁力耦合器或盘式磁力耦合器更复杂,整个磁路由主磁路、气隙漏磁回路、复合漏磁回路和槽漏磁回路构成。大多数磁力线选择磁阻较小的通道,穿过气隙、铜盘及轭铁形成主磁路,包括主磁路 1 和主磁路 2;直接经气隙或邻近永磁体的小部分磁力线回路为漏磁,不被旋转铜导体切割。漏磁分为气隙漏磁回路、复合漏磁回路和槽漏磁回路,其中气隙漏磁随着气隙长度的变化而改变;槽漏磁与永磁体的布置数量有关;复合漏磁源于铝槽内永磁体与铝盘内永磁体之间的磁力线回路,应当考虑加装隔磁装置,减小复合漏磁。

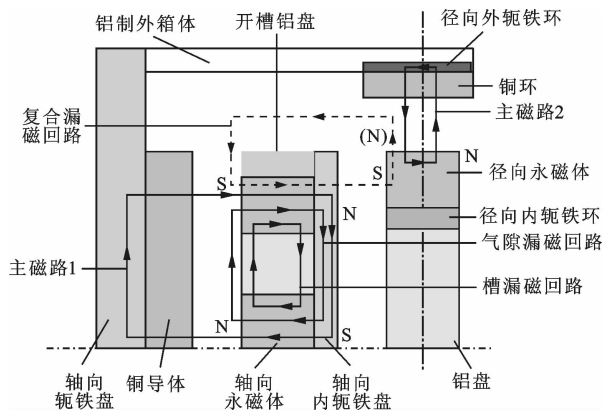


图 2 复合式磁力耦合器磁力线走势图

2 等效磁路模型

图 3 为复合式磁力耦合器带负载时一对极下外磁路的等效磁路图。当带载运行的复合式磁力耦合

器处于稳定运行状态时,铜导体中产生的涡流趋向于稳定且方向交替变化,根据楞次定律,感应电流的磁场要阻碍原磁通的变化,因此其产生的磁场与永磁体产生的原磁场作用相反,使磁路中增加了涡流磁动势 F_a (单位为 A)。

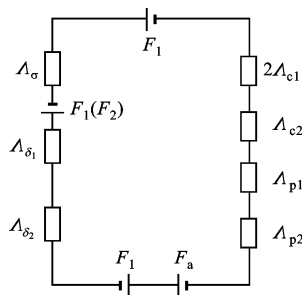


图 3 复合式磁力耦合器带负载时一对极下的等效磁路图

在图 3 中: F_1 、 F_2 分别为轴向、径向每极永磁体向外提供的等效磁势(A),由于本文将轴、径向永磁体的极化方向长度设置为相等,因此可近似认为 $F_1 = F_2$; F_a 为涡流产生的等效磁动势; Λ_σ 为复合漏磁导, Λ_{p1} 为轴向永磁体磁导, Λ_{p2} 为径向永磁体磁导, Λ_{c1} 为轴向铜盘磁导, Λ_{c2} 为径向铜环磁导, Λ_{δ_1} 为轴向气隙磁导, Λ_{δ_2} 为径向气隙磁导。

外磁路的总磁位差 ΣF 等于各部分磁路磁位差之和,即

$$\Sigma F = 2F_{c1} + F_{c2} + F_{p1} + F_{p2} + F_\sigma + 2F_{\delta_1} + F_{\delta_2} \quad (1)$$

式中: F_{c1} 为轴向铜盘的磁位差, A; F_{c2} 为径向铜环的磁位差, A; F_{p1} 、 F_{p2} 分别为轴向和径向永磁体的磁位差, A; F_σ 为复合磁位差, A; F_{δ_1} 为轴向气隙磁位差, A; F_{δ_2} 为径向气隙磁位差, A。

主磁导是主磁路中各段磁路磁导的合成,设复合式磁力耦合器外磁路磁导为 Λ , 则有

$$\Lambda = \frac{1}{2\Lambda_{c1}^{-1} + \Lambda_{c2}^{-1} + \Lambda_{p1}^{-1} + \Lambda_{p2}^{-1} + \Lambda_\sigma^{-1} + 2\Lambda_{\delta_1}^{-1} + \Lambda_{\delta_2}^{-1}} \quad (2)$$

因此,磁路中的总磁动势

$$F = F_1 - F_a \quad (3)$$

式中: $F_1 = H_c h$, 其中 H_c 为永磁体的矫顽力, A/m, h 为永磁体的极化方向长度, m; $F_a = k_e i_e$, 其中 $k_e = 1.5 \sim 2.5$ 为等效折算系数, 本文取 2.5, i_e 为涡流的有效值, A^[21]。

由磁阻计算公式可得

$$\Lambda_{p1} = \Lambda_{p2} = \frac{\mu_r S_{pm}}{h} \quad (4)$$

$$\Lambda_{\delta_1} = \frac{\mu_0 S_{pm}}{\delta_1} \quad (5)$$

$$\Lambda_{\delta_2} = \frac{\mu_0 S_{pm}}{\delta_2} \quad (6)$$

$$\Lambda_{c1} = \frac{\mu_0 S_{pm}}{l_1} \quad (7)$$

$$\Lambda_{c2} = \frac{\mu_0 S_{pm}}{l_2} \quad (8)$$

以上各式中: S_{pm} 为永磁体的正对面积, mm^2 ; l_1 为轴向铜盘厚度, mm ; l_2 为径向铜环厚度, mm ; $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$ 为空气磁导率; μ_r 为永磁体的相对磁导率。

气隙中的磁通 Φ_g 及磁通密度 B_g 的表达式为

$$\Phi_g = \frac{F}{1/\Lambda} = (F_1 - F_a) \cdot$$

$$\left(\frac{2}{\Lambda_{c1}} + \frac{1}{\Lambda_{c2}} + \frac{1}{\Lambda_{p1}} + \frac{1}{\Lambda_{p2}} + \frac{2}{\Lambda_\sigma} + \frac{1}{\Lambda_{\delta_1}} + \frac{1}{\Lambda_{\delta_2}} \right) \quad (9)$$

$$B_g = \frac{\Phi}{S_{pm}} \quad (10)$$

3 磁场扭矩模型

设 r_1 、 r_2 分别为轴向铜盘的内、外径(mm), r_3 、 r_4 分别为径向铜环的内、外径(mm)。将轴向铜盘视为由无数根长度为 $(r_2 - r_1)$ 且过圆心的铜条组成, 将径向铜环视为由无数根长度为 $(r_4 - r_3)$ 且过圆心的铜条组成, 如图 4 所示。

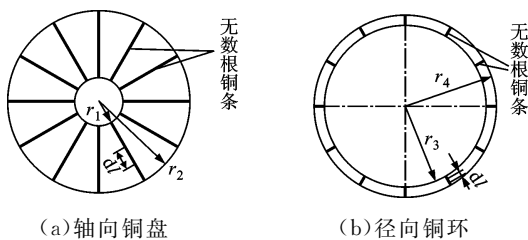


图 4 铜盘、铜环的等效结构图

铜条 dl 段上产生的感应电动势

$$d\epsilon = B_g \omega_s \sin(\omega_s t) dl \quad (11)$$

式中: B_g 为气隙中的磁通密度, T ; ω_s 为轴向铜盘(或径向铜环)相对永磁体盘的转差角速度, $\omega_s = \omega_1 - \omega_2$, 其中 ω_1 、 ω_2 分别为铜导体(或铜环)和轴向永磁体盘(或径向永磁体盘)的旋转角速度。

设 s 为转差率, 其计算公式为

$$s = 2\pi \frac{\omega_1 - \omega_2}{\omega_1} \quad (12)$$

经过变化可得

$$\omega_s = 2\pi s n_1 \quad (13)$$

式中: n_1 为加载电机的转速, 即输入转速, r/min 。

轴向铜盘上的电动势 ϵ_a 和径向铜环上的电动势 ϵ_r 的计算公式分别为

$$\epsilon_a = \int_{r_1}^{r_2} d\epsilon = 2\pi s n_1 B_g \sin(2\pi s n_1 t) (r_2^2 - r_1^2) / 2 \quad (14)$$

$$\epsilon_r = \int_{r_3}^{r_4} d\epsilon = 2\pi s n_1 B_g \sin(2\pi s n_1 t) (r_4^2 - r_3^2) / 2 \quad (15)$$

假设铜导体的长度为 $l(\text{mm})$, 由于铜的电导率为 $\sigma(\text{S/m})$, 则 dl 微元段上的电阻

$$dR = \frac{dl}{2\pi \sigma l \Delta} \quad (16)$$

每极永磁体对应轴向铜盘上 r_1 到 r_2 的电阻为 R_{1a} , 对应径向铜环上 r_3 到 r_4 的电阻为 R_{1r} , 可以得出

$$R_{1a} = 2k_R N_{pa} \int_{r_1}^{r_2} \frac{dl}{2\pi \sigma l \Delta} = \frac{k_R N_{pa}}{\pi \sigma \Delta} \ln \frac{r_2}{r_1} \quad (17)$$

$$R_{1r} = 2k_R N_{pr} \int_{r_3}^{r_4} \frac{dl}{2\pi \sigma l \Delta} = \frac{k_R N_{pr}}{\pi \sigma \Delta} \ln \frac{r_4}{r_3} \quad (18)$$

式中: Δ 为铜导体的集肤深度, mm ; N_{pa} 为轴向极对数; N_{pr} 为径向极对数; k_R 为不同转速下电阻的修正系数, 其变化范围为 $0.6 \sim 4.6^{[22]}$ 。

由于铜导体几乎不导磁, 故将其磁导率近似为空气的磁导率^[23], 则轴向铜导体的集肤深度 Δ_a 与径向铜导体的集肤深度 Δ_r 分别为

$$\left. \begin{aligned} \Delta_a &= (\mu_0 \sigma N_{pa} \pi s n_1)^{-1/2} \\ \Delta_r &= (\mu_0 \sigma N_{pr} \pi s n_1)^{-1/2} \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

根据上述分析可知, 每极下永磁体产生的涡流

$$I_{1a} = \frac{\epsilon_a}{R_a}; \quad I_{1r} = \frac{\epsilon_r}{R_r} \quad (20)$$

式中: I_{1a} 为轴向每极永磁体产生的涡流; I_{1r} 为径向一对极下永磁体产生的涡流。

将式(9)和式(15)~式(20)代入式(10), 整理后可得气隙磁通密度

$$B_g = F \left[\frac{1}{\Lambda} S_p + \frac{k_e \pi \sigma \Delta \omega_s \sin(\omega_s t) (r_2^2 - r_1^2)}{2 N_{pa} k_R \ln(r_2/r_1)} + \dots + \frac{k_e \pi \sigma \Delta \omega_s \sin(\omega_s t) (r_4^2 - r_3^2)}{2 N_{pr} k_R \ln(r_4/r_3)} \right]^{-1} \quad (21)$$

轴向铜盘每极的涡流损耗

$$P_{1sa} = I_{1a}^2 R_{1a} \quad (22)$$

径向铜环上每极的涡流损耗 P_{1sr} 为

$$P_{1sr} = I_{1r}^2 R_{1r} \quad (23)$$

设 P_{sa} 为轴向铜盘上的总涡流损耗, P_{sr} 为径向铜环上的总涡流损耗, 复合式磁力耦合器的输入功率 P_{in} 等于总涡流损耗 P_s 与输出功率 P_{out} 之和, 即

$$P_{in} = P_s + P_{out} = P_{sa} + P_{sr} + P_{out} \quad (24)$$

且易知, 复合式磁力耦合器的输入扭矩 T_{in} 、电磁扭

矩 T_{out} 及负载扭矩 T_{load} 三者相等,即 $T_{in} = T_{out} = T_{load}$,故式(24)可改写为

$$T_{in}\omega_1 = T_{out}\omega_s + T_{out}\omega_2$$

(25)

即

$$P_s = T_{out}\omega_s$$

(26)

转差功率主要以铜导体、法兰、轭铁、永磁体上的热形式散失掉,但是与铜导体的热损失相比,其他三者的热损失可忽略不计,因此在工程设计中,一般近似认为转差损耗与铜导体的涡流损耗相等,从而可得出每极永磁体可传递的扭矩

$$T_1 = T_{1a} + T_{1r}; \quad T_{1a} = \frac{P_{sa}}{\omega_s}; \quad T_{1r} = \frac{P_{sr}}{\omega_s}$$

(27)

式中: T_{1a} 为轴向每极永磁体传递的扭矩,N/m; T_{1r} 为径向每极永磁体传递的扭矩,N/m; T_1 为每极永磁体传递的扭矩和,N/m。

复合式磁力耦合器的传递效率

$$\eta = 1 - \frac{p_s}{p_{in}} = 1 - \frac{\omega_s}{\omega_{in}}$$

(28)

即复合式磁力耦合器的传递效率仅与主动转子、从动转子之间的转速差有关,转速差越小,传递效率就越高。

将式(13)~式(17)代入式(28),可得

$$\left. \begin{aligned} T_{1a} &= \frac{\omega_s \pi \alpha \Delta \sin(\omega_s t) (r_2^2 - r_1^2)^2}{4 k_R N_P (\ln(r_2/r_1))^{1/2}} B_g^2 \\ T_{1r} &= \frac{\omega_s \pi \alpha \Delta \sin(\omega_s t) (r_4^2 - r_3^2)^2}{4 k_R N_P (\ln(r_4/r_3))^{1/2}} B_g^2 \end{aligned} \right\}$$

(29)

分析式(29)可知,复合式磁力耦合器的传递扭矩与轴的径向气隙长度、转速差有关,气隙越小,则气隙磁导越大,因此扭矩增大。然而当气隙一定时,传递的扭矩存在一个最大值,随着转速差的增大,传递的扭矩先增大后减小。因此,复合式磁力耦合器传递的总扭矩

$$T = 2N_{pr}T_{1r} + 2N_{pa}T_{1a}$$

(30)

4 磁场仿真与试验验证

为进一步验证复合式磁力耦合器的传递能力,选取相同尺寸参数的普通双盘式磁力耦合器和复合式磁力耦合器进行对比分析。

4.1 仿真

根据表 1 所示的复合式磁力耦合器和双盘式磁力耦合器试验样机的参数,利用三维磁场仿真软件 Ansoft 建立模型,其中的求解类型定义为瞬态电磁场仿真。永磁体材料为 NdFe35,永磁体轭铁材料为 steel_1010,求解时间设置为 0.3 s,步长为 0.001 s,外转子输入转速为 450 r/min。

由于网格的剖分直接影响有限元仿真结果的精确性,因此为得到较高的网格剖分质量,采用选择性剖分方法,即对求解精度要求较高的铜导体、轭铁、永磁体及气隙,网格划分应较密(网格数为 35 000),对求解精度要求较低的其他部分则划分较疏,以缩短仿真时间并提高仿真质量。

表 1 磁力耦合器的尺寸参数

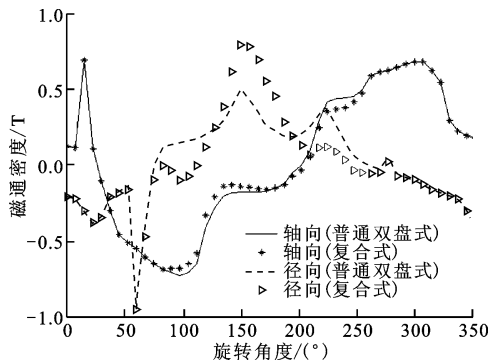
参数	数值	
	复合式	双盘式
轴向磁极对数	4	4
轴向转子外径/mm	200	200
轴向转子厚度/mm	50.4	50.4
轴向铜导体外径/mm	200	200
轴向铜导体厚度/mm	8	8
轴向轭铁盘外径/mm	200	200
轴向轭铁盘厚度/mm	10	10
径向磁极对数	4	
径向转子厚度/mm	50.4	
径向转子直径/mm	200	
永磁体尺寸/mm	50.8×25.4×12.7	50.8×25.4×12.7

根据上述设置,通过仿真获得了 2 种磁力耦合器在不同转子位置的气隙磁通密度分布(如图 5 所示)和扭矩波动(图 6 为复合式磁力耦合器的扭矩波动)。随后,仿真了不同转差下 2 种磁力耦合器的扭矩,其中复合式磁力耦合器的扭矩稳定值见表 2。

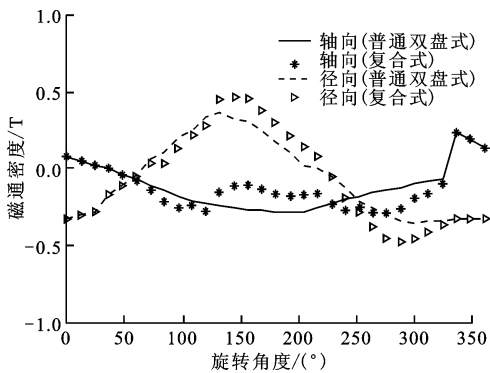
表 2 复合式磁力耦合器的仿真数据

输入转速/ r · min ⁻¹	输出转速/ r · min ⁻¹	转差率/ %	电磁扭矩/ N · m
450	447	0.65	9.9
450	446	0.80	13.4
450	445	1.0	17.6
450	443	1.5	22.0
450	442	1.8	29.4
450	440	2.2	34.7
450	439	2.5	39.4
450	437	2.7	45.1
450	436	2.9	49.2

分析图 5 可知,对于气隙磁场轴向磁通密度,复合式磁力耦合器和普通双盘式磁力耦合器相差无几,而对于径向磁通密度,复合式磁力耦合器的值大于普通双盘磁力耦合器的值,这是因为复合式磁力耦合器存在径向永磁转子,从而增大了磁场的正对



(a) 径向气隙为 5 mm, 轴向气隙为 10 mm



(b) 径向气隙为 20 mm, 轴向气隙为 15 mm

图 5 气隙磁场中心的磁通密度分布

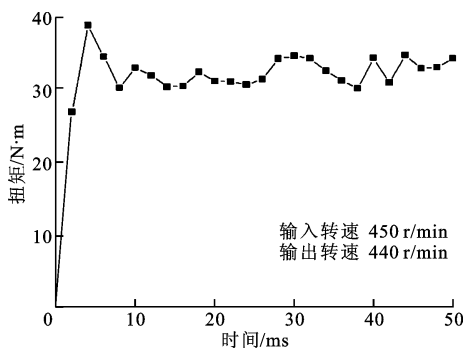


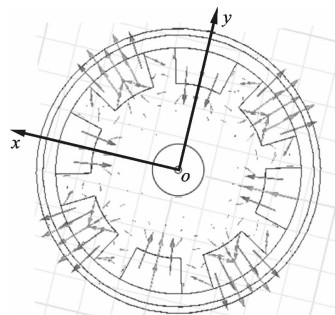
图 6 复合式磁力耦合器的扭矩仿真图

面积,增加了气隙磁场强度。

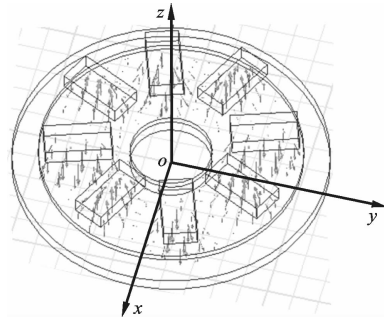
图 7 为复合式磁力耦合器的轴、径向三维磁力线分布图,可见在轴、径向磁场内,相较于主磁场的磁力线,漏磁的磁力线均较少。对于上文所述的复合漏磁回路的磁力线,由于采用了磁轭进行隔磁,且轴、径向 2 种永磁转子之间的距离较大,所以复合漏磁的磁力线可忽略不计,因此本文主要分析主磁场的磁路。

4.2 试验验证

复合式磁力耦合器的 1:2 样机试验装置如图 8 所示,主要包括 5IK120A-A(C/Y)F 型可调速加载



(a) 径向磁力线



(b) 轴向磁力线

图 7 复合式磁力耦合器的三维磁力线分布图

电机(调速范围为 50~1 350 r/min),YH-502 型动态扭矩传感器(北京余杭仪表科技有限公司,量程 0~500 N·m,精度 0.5%),弹性联轴器,UX-52 型数显调速器,1:2 复合式磁力耦合器样机,YE2-80L-4 型负载电机,MS6208B 型非接触式数显测速仪。

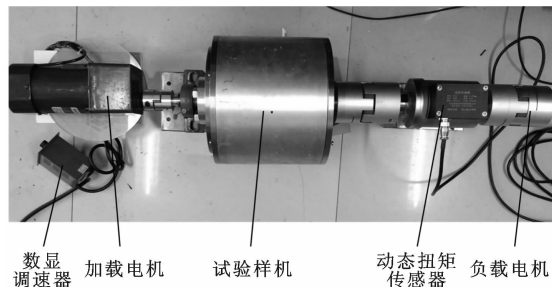


图 8 复合式磁力耦合器样机试验装置

加载电机采用调速器控制转速,负载电机采用变频器控制转速,用动态扭矩传感器对试验样机的电磁扭矩和转速进行实时监测,其测量范围为:0~500 N·m,0~6 000 r/min。

试验时,将试验样机的输出轴通过弹性联轴器与扭矩传感器的一端联结,而扭矩传感器的另一端与负载电机相连接,使其与负载电机同步旋转。为方便分析数据,通过变频器将负载电机的转速恒定为 450 r/min。通过控制加载电机的转速,使其提供 50~450 r/min 的转速,所加载的转速通过测速仪

测量。由于负载电机与复合式磁力耦合器样机同步旋转,因此试验样机的电磁扭矩即为扭矩传感器的显示读数。

首先空载启动负载电机使其进入平稳运行阶段,然后再启动加载电机,并逐步改变加载电机的转速,由扭矩传感器读取试验样机的电磁扭矩及转速并进行记录。利用非接触式转速仪测试每次改变加载电机转速后试验样机输出的稳定转速值,并根据式(13)计算试验样机的永磁体转子与铜导体转子的转差率,即可得出复合式磁力耦合器加载扭矩与转差率的关系,见表 3。表 3 中,加载扭矩以约 5 N·m 的步长逐步增加,由于负载电机的额定扭矩约为 45 N·m,所以可设定加载电机的最大扭矩为 47.2 N·m(相当于负载电机过载 5%)。

表 3 复合式磁力耦合器加载扭矩试验数据

加载扭矩/N·m	输出转速/r·min ⁻¹	转差率/%
2.4	447	0.67
7.4	446	0.89
12.6	445	1.10
17.6	443	1.56
22.2	442	1.78
27.1	440	2.20
32.3	439	2.40
37.5	438	2.67
42.1	437	2.89
47.2	435	3.30

由表 3 可知:随着加载扭矩逐步增大,输出转速逐渐减小;加载扭矩每增大 5 N·m,复合式磁力耦合器的转差率大约增加 0.22%,说明转差率与复合式磁力耦合器试验样机的加载扭矩基本成线性关系。由表 2、表 3 中的数据,结合式(29)和式(30),可绘制出复合式磁力耦合器的加载扭矩-转差率关系图,如图 9 所示。

由图 9 可知:随着加载扭矩逐步增大,电磁扭矩的理论值、仿真值及试验值基本呈线性增大,且三者较为接近(转差率相同时,最大误差为 10%),基本验证了本文模型的正确性。

由表 3 及图 9 可知,加载扭矩从 0 增大至 47.2 N·m 的过程中,复合式磁力耦合器的转差率变化范围为 0~3.3%,满足一般机械加工中对动力输出转速相对固定的要求,但在额定负载下,负载电机的转差率约为 1.9%,而复合式磁力耦合器的转差率为 3.3%,约为其 1.65 倍,说明复合式磁力耦合器

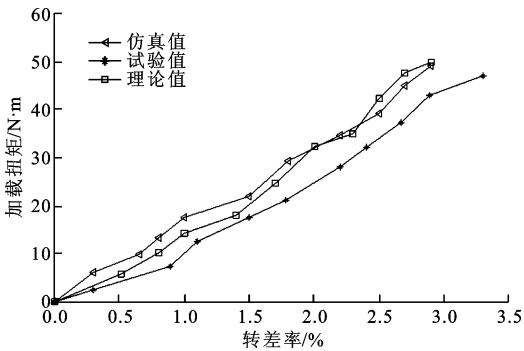


图 9 复合式磁力耦合器加载扭矩与转差率的关系

的机械特性较软。因此,将复合式磁力耦合器安装在掘进机截割部可以有效减小掘进机启动时的冲击振动。

当加载电机加载至最大试验扭矩 47.2 N·m 时,复合式磁力耦合器的转差率为 3.3%,相当于增加了额定负载转差率的 10%,仍在转差率线性区域内,说明复合式磁力耦合器具有较强的过载能力,可在掘进机截割硬岩时提供保护。

给定相同的加载电机转速,将同样尺寸的复合式磁力耦合器与普通双盘式磁力耦合器进行对比试验,得到相应的电磁扭矩,见表 4。

表 4 复合式与普通双盘式磁力耦合器的电磁扭矩试验数据对比

加载电机转速/ r·min ⁻¹	电磁扭矩/N·m		增加率/%
	普通双盘式	复合式	
335	4.4	6.3	0.43
340	5.1	7.6	0.49
360	6.8	8.7	0.28
365	8.2	12.4	0.51
380	11.3	13.6	0.20
385	12.0	14.6	0.22
390	12.7	15.2	0.20
420	13.9	16.4	0.18
430	15.0	19.1	0.27
450	17.2	22.1	0.28

由表 4 可知:当加载电机的输入转速相同时,复合式磁力耦合器产生的扭矩大于普通双盘式磁力耦合器产生的扭矩,数值上平均增加了约 30.7%,说明复合式磁力耦合器可在同等尺寸的情况下大幅提高传动功率,或在传动功率一定的情况下缩小尺寸,减少占用空间。

图 10 为相同运行条件下,复合式磁力耦合器与普通双盘式磁力耦合器样机的效率对比图。分析可

知,由于复合式磁力耦合器的结构特点,其效率略高于普通双盘式磁力耦合器的效率,提高了约0.5%。

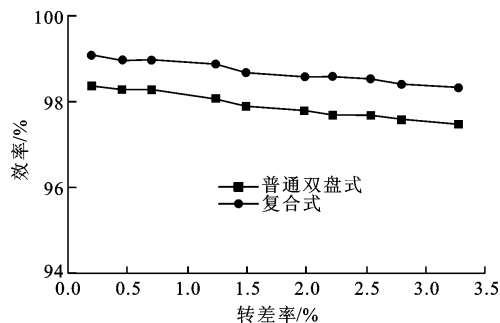


图10 2种磁力耦合器样机的效率对比

5 结 论

(1)本文提出了一种复合式磁力耦合器,并按1:2的比例制造了一台样机,对其机械特性进行了仿真分析与试验测试,结果表明,每当加载扭矩增大5 N·m,转差率可增加0.22%,说明复合式磁力耦合器的加载扭矩与转差率基本成线性关系。

(2)当转差率相同时,复合式磁力耦合器电磁扭矩的理论值、仿真值和试验值三者之间的误差小于10%,基本验证了本文所提出的电磁扭矩模型的正确性。

(3)在相同负载下,YE2-80L-4型负载电机的最大转差率为1.9%,而复合式磁力耦合器的转差率为3.3%,说明复合式磁力耦合器的机械特性偏软。

(4)在相同加载转速下,复合式磁力耦合器的电磁扭矩比相同尺寸的普通双盘式磁力耦合器的输出扭矩增加了30.7%,说明复合式磁力耦合器在同等尺寸的情况下可大幅提高传递功率,或在传递功率一定的情况下可缩小耦合器的尺寸,减小占用空间。

(5)当加载至最大试验扭矩47.2 N·m时,复合式磁力耦合器相对于额定负载时的转差率增加了10%,然而仍在线性区域内运行,即复合式磁力耦合器的过载承受能力较强。

(6)当掘进机截割硬岩时,由于复合式磁力耦合器既具有较软的机械特性,又具有较强的过载承受能力,因此可以有效地缓解掘进工作时的冲击振动,同时提供过载性保护。

参考文献:

[1] 耿麒,魏正英,孟昊,等. TBM的平面刀盘与两级刀盘的力学性能对比分析[J]. 西安交通大学学报, 2015, 49(3): 121-128.

GENG Qi, WEI Zhengying, MENG Hao, et al. Com-

parison of mechanical performances between the two-stage cutterhead and the flat-face cutterhead for rock tunnel boring machine [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2015, 49(3): 121-128.

[2] 耿麒,魏正英,杜军. 全断面岩石掘进机滚刀布置的优化方法[J]. 西安交通大学学报, 2013, 49(7): 10-16.

GENG Qi, WEI Zhengying, DU Jun. Cutter layout optimization method of full-face rock tunnel boring machine [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2013, 49(7): 10-16.

[3] 耿麒,魏正英,杜军,等. 基于灰关联分析的全断面岩石掘进机滚刀布局优化方法[J]. 机械工程学报, 2014, 50(21): 45-53.

GENG Qi, WEI Zhengying, DU Jun, et al. Cutters' layout optimization method of the full-face rock tunnel boring machine based on grey relational analysis [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50(21): 45-53.

[4] 霍军周,孙伟,欧阳湘宇,等. 隧道掘进机刀群与盘体支撑筋耦合布置设计[J]. 机械工程学报, 2014, 50(21): 23-30.

HUO Junzhou, SUN Wei, OUYANG Xiangyu, et al. Coupling layout design of disc cutters group and cutterhead supporting structure [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50(21): 23-30.

[5] 徐尤南,刘辛军,汪劲松. 掘进装备推进机构载荷顺应性及其评价方法[J]. 机械工程学报, 2014, 50(21): 60-68.

XU Younan, LIU Xinjun, WANG Jingsong. Payload compliance and its design theory for thruster mechanisms of shield machines [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50(21): 60-68.

[6] 何富君,仲于海,张瑞杰,等. 永磁涡流耦合传动特性研究[J]. 机械工程学报, 2016, 52(8): 23-28.

HE Fujun, ZHONG Yuhai, ZHANG Ruijie. Research on characteristics of permanent magnet eddy-current coupling drive [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(8): 23-28.

[7] DUTT A, VARSHNEY S K, MAHAPATRA S. Design of tunable couplers using magnetic fluid filled three-core optical fibers [J]. IEEE Photonics Technology Letters, 2012, 24(3): 164-166.

[8] WU P, SUN J, CAO Y. Relativistic electron motion in cylindrical waveguide with strong guiding magnetic field and high power microwave [J]. Physics of Plasmas, 2015, 22(6): 063107.

[9] MOHAMMADI S, MIRSALEM M. Double-sided per-

- manent-magnet radial-flux eddy current couplers: three-dimensional analytical modelling, static and transient study, and sensitivity analysis [J]. IET Electric Power Applications, 2013, 7(9): 665-679.
- [10] 杨超君, 郑武, 李直腾, 等. 可调速异步盘式磁力联轴器性能参数计算 [J]. 中国机械工程, 2011, 22(5): 604-608.
- YANG Chaojun, ZHENG Wu, LI Zhiteng, et al. Performance parameter calculation of adjustable speed asynchronous disk type magnetic coupling [J]. China Mechanical Engineering, 2011, 22(5): 604-608.
- [11] 孙中圣, 周丽萍, 王向东, 等. 筒式永磁调速器的磁场分析与特性研究 [J]. 中国机械工程, 2015, 26(13): 1742-1747.
- SUN Zhongsheng, ZHOU Liping, WANG Xiangdong, et al. Magnetic field analysis and characteristics research of cylindrical permanent magnet adjustable speed drive [J]. China Mechanical Engineering, 2015, 26(13): 1742-1747.
- [12] 张萌, 赵海森, 刘晓芳, 等. 径向磁通式永磁磁力耦合器能效特性试验 [J]. 电机与控制应用, 2014, 41(3): 52-56.
- ZHANG Meng, ZHAO Haisen, LIU Xiaofang, et al. Experimental efficiency characteristics of permanent magnetic coupling with radial flux [J]. Motor and Control Applications, 2014, 41(3): 52-56.
- [13] 张洪军, 包丽, 李旭艳. 同轴圆筒式磁力耦合器启动特性研究 [J]. 工程设计学报, 2012, 19(6): 489-493.
- ZHANG Hongjun, BAO Li, LI Xuyan. Starting behavior research of coaxial cylinder magnetic coupler [J]. Journal of Engineering Design, 2012, 19(6): 489-493.
- [14] KIM J M, CHOI J Y, KOO M M, et al. Characteristic analysis of tubular-type permanent-magnet linear magnetic coupling based on analytical magnetic field calculations [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2016, 26(4): 1-5.
- [15] WANG J, LIN H, FANG S, et al. A general analytical model of permanent magnet eddy current couplings [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2014, 50(1): 1-9.
- [16] BUDHIA M, BOYS J T, COVIC G, et al. Development of a single-sided flux magnetic coupler for electric vehicle IPT charging systems [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60(1): 318-328.
- [17] MOHAMMADI S, MIRSALEM M. Design optimization of double-sided permanent-magnet radial-flux eddy-current couplers [J]. Electric Power Systems Research, 2014, 108(3): 282-292.
- [18] 葛研军, 袁直, 贾峰, 等. 笼型异步磁力耦合器机械特性与试验 [J]. 农业工程学报, 2016, 32(12): 68-74.
- GE Yanjun, YUAN Zhi, JIA Feng, et al. Mechanical properties and testing for squirrel cage asynchronous magnetic coupler [J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering, 2016, 32(12): 68-74.
- [19] 葛研军, 石运卓, 贾峰, 等. 永磁式异步磁力耦合器漏磁系数计算 [J]. 机械设计与制造, 2013(7): 67-70.
- GE Yanjun, SHI Yunzhuo, JIA Feng, et al. Leakage coefficient computation of permanent magnetic asynchronous coupling [J]. Machinery Design & Manufacture, 2013(7): 67-70.
- [20] 杨超君, 孔令营, 张涛, 等. 调磁式异步磁力联轴器三维气隙磁场研究 [J]. 机械工程学报, 2016, 52(8): 8-15.
- YANG Chaojun, KONG Lingying, ZHANG Tao, et al. Research on 3D air-gap magnetic field of field modulated asynchronous magnetic couplings [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(8): 8-15.
- [21] 严登俊, 刘瑞芳, 胡敏强, 等. 处理电磁场有限元运动问题的新方法 [J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(8): 163-167.
- YAN Dengjun, LIU Ruifang, HU Minqiang, et al. A new method to deal with the motion problem in electromagnetic field finite element analysis [J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(8): 163-167.
- [22] 邓阳春, 陈钢, 杨笑峰. 消除电阻应变片大应变测量计算误差的算法研究 [J]. 实验力学, 2008, 23(3): 227-233.
- DENG Yangchun, CHEN Gang, YANG Xiaofeng. Algorithm study of eliminating calculation errors in large strain measurement with strain gauges [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2008, 23(3): 227-233.
- [23] HUANG X, XIE Y M, JIA B, et al. Evolutionary topology optimization of periodic composites for extremal magnetic permeability and electrical permittivity [J]. Structural & Multidisciplinary Optimization, 2012, 46(3): 385-398.

(编辑 葛赵青)