



移动扫码阅读

王誉廷, 张 宏. 新型大功率分断式永磁涡流摩擦限矩器的轴向力-滑差特性研究[J]. 煤炭科学技术, 2023, 51(4): 198-208.  
WANG Yuting, ZHANG Hong. Research on the axial force-slip characteristics of permanent magnetic eddy current frictional torque limiter[J]. Coal Science and Technology, 2023, 51(4): 198-208.

## 新型大功率分断式永磁涡流摩擦限矩器的 轴向力-滑差特性研究

王誉廷, 张 宏

(太原科技大学 机械工程学院, 山西 太原 030024)

**摘要:** 针对煤矿机械中摩擦限矩器过载保护装置存在的寿命短、可靠性差的现状, 提出一种由永磁涡流传动机构与摩擦离合器组合而成的新型的大功率快速分断式永磁涡流摩擦限矩器 (PMEFTL), 其工作原理是: 永磁涡流传动机构中磁体盘与导体盘之间的静态磁场引力对摩擦离合器的摩擦片施加轴向压力, 形成摩擦限矩器的扭矩传输, 借助过载瞬间主从摩擦片的相对滑差控制导体盘和磁体盘间轴向斥力, 实现摩擦片脱离并快速切断传动系统。首先建立了 PMEFTL 的涡流磁场数学描述及其有限元模型, 基于瞬态磁场分析研究了 PMEFTL 中永磁涡流机构产生轴向力的机制, 提出了 PMEFTL 的轴向力的麦克斯韦张量形式及摩擦限矩器转矩计算方程, 表明永磁涡流机构的总轴向力由背铁轴向力和导体盘轴向力合成, 随着滑差增大, 背铁轴向力总是表现为引力并逐渐减小, 导体盘轴向力总是表现为斥力, 并逐渐增大, 总轴向力则由引力逐渐变为斥力, 并存在静态引力点和脱离转速点 2 个特征点。PMEFTL 的传递力矩与总轴向力成正比, 过载打滑前, 传递力矩等于摩擦副静摩擦力, 过载打滑后, 传递力矩由摩擦力矩和电磁力矩组成。其次基于三维有限元方法研究了 PMEFTL 轴向力-滑差特性的影响因素, 得出提高永磁体的厚度和占空比、增加导体齿槽数、减小导体齿槽占空比等都可以提升静态引力, 进而提高 PMEFTL 的传动能力; 脱离转速点与轴向引力和轴向斥力的相对关系有关, 在静态引力确定的前提下, 调节导体齿槽占空比、导体齿槽数可以调节脱离转速点。最后对 375 kW 的矿用 PMEFTL 的永磁体的厚度、占空比和极数与导体的占空比和槽数等设计参数进行优化, 与初选参数相比, 优化后静态引力提高 90%, 摩擦副对数减少近 1 倍。PMEFTL 在煤矿机械的应用将有效提高传动系统的可靠性和使用寿命, 减少相应的停机维修工作, 提高生产效率。

**关键词:** 永磁涡流摩擦限矩器 (PMEFTL); 有限元法; 轴向力特性; 永磁涡流传动

中图分类号: TD41 文献标志码: A 文章编号: 0253-2336(2023)04-0198-11

### Research on the axial force-slip characteristics of permanent magnetic eddy current Frictional torque limiter

WANG Yuting, ZHANG Hong

(School of Mechanical Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

**Abstract:** In view of the current situation of short life and poor reliability of the overload protection device of friction moment limiter in coal mine machinery, a new high-power fast breaking permanent magnet eddy current friction Moment limiter (PMEFTL) is proposed, which is composed of permanent magnet eddy current transmission mechanism and friction clutch. Its working principle is as follows: The magnet static magnetic attraction of permanent magnet eddy current drive mechanism between the plate and the conductor plate exerts axi-

收稿日期: 2022-08-21 责任编辑: 王 凡 DOI: 10.13199/j.cnki.cst.2022-1352

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52075355)

作者简介: 王誉廷(1993—), 男, 山西运城人, 硕士研究生。E-mail: 2475601707@qq.com

通讯作者: 张 宏(1970—), 男, 山西太原人, 教授, 博士生导师。E-mail: 2014015@tyust.edu.cn

al pressure on friction clutch friction plate, forming friction limit of torque transmission torque, with the aid of instant overload master-slave friction plate relative slip control of axial repulsion between conductor plate and the magnet plate, friction plate from and quickly cut off the transmission system. Firstly, the eddy current magnetic field mathematical description and finite element model of PMEFTL are established. Based on transient magnetic field analysis, the axial force generation mechanism of permanent magnet eddy current mechanism in PMEFTL is studied, and the axial force maxwell tensor form of PMEFTL and the torque calculation equation of friction torque limit are proposed. The results show that the total axial force of the permanent magnet eddy current mechanism is composed of the axial force of the back iron and that of the conductor disk, along with the increase of slip, back iron axial force is always characterized by gravity and gradually reduce, conductor plate of axial force is always characterized by repulsion, and gradually increase, the total axial force is gradually by attraction into a repulsive force, and static attraction point and disengage speed point two feature points. The transmitted torque of PMEFTL is proportional to the total axial force. Before overload skidding, the transmitted torque is equal to the static friction force of the friction pair; after overload skidding, the transmitted torque is composed of friction torque and electromagnetic torque. Secondly, the influencing factors of axial force slip characteristics of PMEFTL are studied based on three-dimensional finite element method. It is concluded that increasing the thickness and duty cycle of permanent magnet, increasing the number of conductor grooves, and decreasing the duty cycle of conductor grooves can improve the static attraction and improve the transmission ability of PMEFTL. The detachment speed point is related to the relative relationship between axial attraction and axial repulsion force. On the premise that static attraction is determined, the detachment speed point can be adjusted by adjusting the duty cycle of conductor cogs and the number of conductor cogs. Finally, the design parameters of the thickness, duty cycle, poles of the permanent magnet and the duty cycle and the number of slots of conductor plate of 375 kW PMEFTL are optimized. Compared with the primary parameters, the static attraction is increased by 90% and the amount of friction pairs is reduced by nearly one time after optimization. The application of PMEFTL in coal mine machinery will effectively improve the reliability and service life of the transmission system, reduce the corresponding downtime and maintenance work, and improve the production efficiency

**Key words:** permanent magnetic eddy current frictional torque limiter(PMEFTL); FEM; axial force characteristics; permanent magnet eddy current drive

## 0 引 言

煤矿机械的工作条件恶劣,运转时其传动系统会频繁受到冲击载荷,经常发生传动件损坏的恶性事故,严重影响煤矿生产的连续性,常用的解决方法是在电机与减速器之间安装干式摩擦限矩器进行过载保护。干式摩擦限矩器的原理是通过主从动端的摩擦片相结合产生的静摩擦转矩进行传动,过载时通过摩擦片打滑进行转矩保护,优点是功率密度高,存在的问题是过载后不能自动卸载,持续磨损及发热,因而寿命短,可靠性差。因此迫切需要研究一种满足煤矿大功率机械装备要求的可靠、有效、长寿命的矿用过载保护装置。解决这个问题有2种技术途径:①采用无磨损或者非接触式的限矩器;②设法使过载打滑时摩擦限矩器可以迅速脱开,以减少磨损,停机时又能够自动复位,便于下次启动。永磁涡流联轴器<sup>[1]</sup>是近年来出现的一种非接触式联轴器,由导体铜盘和磁体盘组成,其中磁体盘上镶嵌有圆周分布的永磁体,永磁体的N、S极沿轴向交替布置,磁体盘和导体盘分别与电机和负载联结,其工作原理是,由电机带动交替充磁的磁体盘旋转,在导体盘上产生时变激励磁场、感应涡流及感应电磁转矩进行传动,其转矩特性与交流异步电机机械特性形状

相似,可以在无机械接触的情况下传递动力,结构简单高效,可实现过载打滑,无磨损,可靠性高,寿命长。牛耀宏等<sup>[2]</sup>研究了矿用盘式永磁耦合联轴器的过载保护特性。孙柯等<sup>[3]</sup>研究了矿用筒式永磁耦合器的过载保护特性,得出永磁耦合器堵转后,温度快速上升。永磁耦合联轴器存在传递功率较小(提高功率需要足够的径向空间,煤矿井下安装空间有限)、堵转发热等问题,尚不能满足煤矿大功率机械装备要求。SMITH等<sup>[4]</sup>研究了永磁涡流联轴器工作时导体盘和磁体盘之间的轴向力特性,得出轴向力-滑差特性(以下简称为轴向力特性)具有类似于指数衰减曲线的特征,无滑差时,磁体盘与导体盘之间呈引力,随着滑差增加,引力逐渐减小,直至完全变为轴向推力。WALLACE<sup>[5]</sup>提出了一种可快速分离的永磁涡流联轴器,依靠磁体盘和可移动导体盘之间的轴向推力实现传动系统的快速分断和停机复位,但由于径向尺寸的限制,可实现的功率较小。如果将永磁涡流联轴器与传统的摩擦限矩器组合,用永磁涡流传动的轴向力特性控制摩擦限矩器的开合,从而有望形成一种大功率的、可过载脱离并停机复位的限矩器。

研究永磁涡流传动的轴向力-滑差特性就需要研究其电磁场问题,国内外学者在研究永磁涡流传

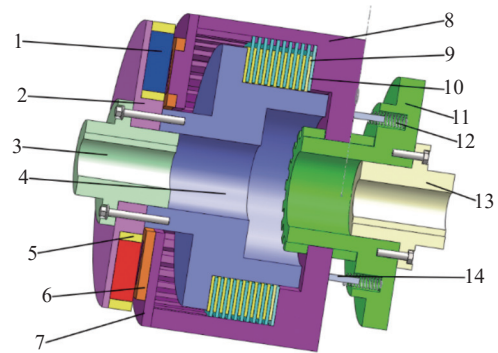
动的转矩特性时,对其电磁场问题进行了大量的研究,基于等效磁荷法<sup>[6]</sup>、等效磁路法<sup>[7-9]</sup>、层模型法<sup>[5]</sup>、分离变量法<sup>[10-12]</sup>等方法建立了永磁涡流传动机构的磁场二维解析模型和转矩计算公式,并利用三维有限元法和物理试验进行验证<sup>[13-16]</sup>。WALLACE等<sup>[5]</sup>基于层模型法建立了ECC的解析模型,导出了轴向力的数值计算式。文献<sup>[14, 17-20]</sup>建立了基于开槽、实心导体盘的永磁涡流联轴器轴向力的隐函数表达式,求解过程相当复杂。但基于磁场解析法的二维模型的理论分析结果与实际还有一定的误差,而三维解析模型又过于复杂,难以进行精确的参数化设计<sup>[15]</sup>。总之,目前对永磁涡流传动机构轴向力特性的研究还不够深入,也很少将其轴向力特性用于动力传动。

为满足煤矿大功率机械装备可靠、有效、长寿命的过载保护需求,将开槽导体盘式永磁涡流传动机构与多片式摩擦离合器相结合,提出一种快速分断式大力矩永磁涡流摩擦限矩器(PMEFTL),利用永磁涡流传动机构的轴向力特性对摩擦离合器实施离合控制,从而实现动力传输及其过载脱离,并且停机后可使其自动复位。首先建立PMEFTL的涡流磁场数学描述及其有限元模型,基于瞬态磁场分析研究PMEFTL中永磁涡流机构产生轴向力的机制。其次基于三维有限元方法研究PMEFTL轴向力-滑差特性的影响因素,建立PMEFTL的传递转矩的数学描述并研究其传动特性,最后对375 kW矿用PMEFTL的永磁体的厚度、占空比和极数与导体的占空比和槽数等设计参数进行优化,并对优化前后进行仿真试验。

## 1 永磁涡流摩擦限矩器的结构和工作原理

永磁涡流摩擦限矩器的结构如图1所示,主要由主动端转子和从动端转子组成,主动端转子由永磁体、主动端背铁、输入轴、花键轴、扼铁、内摩擦片构成,主动端背铁、花键轴通过螺栓与输入轴连接传递转矩;从动端转子由铜导体盘、从动端背铁、外壳、外摩擦片、轴套、缓冲弹簧、输出轴构成。其中,永磁体沿周向分布,充磁方向为轴向且N-S极交替分布;铜导体盘上开径向槽并由背铁填充;内摩擦片通过外花键轴与主动端背铁连接,外摩擦片通过内花键套与轴套花键连接;从动端背铁与外壳由螺栓连接,外壳和轴套通过花键连接可以滑动并传递转矩,从动端轴套与输出轴通过法兰和螺栓连接;一般情况下,输入轴与电机轴连接,输出轴与减速器轴相

联接。永磁体、主动端背铁和扼铁合称磁体盘组件,铜导体盘和从动端背铁合称导体盘组件。



1—永磁体; 2—主动端背铁; 3—输入轴; 4—花键轴; 5—扼铁; 6—铜导体盘; 7—从动端背铁; 8—外壳; 9—内摩擦片; 10—外摩擦片; 11—轴套; 12—缓冲弹簧; 13—输出轴; 14—导向杆

图1 永磁涡流摩擦限矩器结构

Fig.1 Structural of PMEFTL

当系统正常载荷下工作时,磁体盘组件与导体盘组件同步运行,没有滑差。此时,永磁体对从动端背铁产生吸引力,从动端外壳与外摩擦片花键联结并压紧摩擦片组,内摩擦片与主动端花键轴花键联结。永磁体对背铁的吸引力用于压紧摩擦片组,实现了转矩的摩擦传输。

当传动系统过载时,输出端停转,内外摩擦片打滑,由于内摩擦片与磁体盘组件相联结,外摩擦片与导体盘组件相联结,因而永磁体与导体盘之间产生相对滑动,则导体盘内产生反抗永磁体磁场的反向磁场,永磁体与反向磁场之间产生斥力,减小了永磁体和背铁之间的引力,滑差越大,斥力越大,减小了摩擦片之间的压力,从而也减小了离合器的传递力矩,导致磁体盘组件与导体盘组件之间滑差进一步增大,永磁体与导体盘之间的斥力大于永磁体与从动端背铁之间的引力,使导体盘组件快速右移,同时使摩擦片脱离接触,实现了动力传输的切断,电机轻载运行。设置弹簧和导杆的目的是减缓从动端外壳对从动端轴套的撞击,限矩器离合过程中弹簧与不接触,不影响过载保护的传动特性。

当切断电机电源后,电机减速,磁体盘组件转速也在下降,随着主从端滑差的减小,导体盘中的反向磁场越来越小,导体盘与永磁体之间的斥力越来越小,永磁体与从动端背铁之间的引力越来越大,当引力大于斥力时,导体盘组件向左移动,压紧摩擦片组,离合器产生的摩擦力继续制动磁体盘组件(与电机轴联结),使电机减速,使永磁体与导体盘之间的滑差减小,最终使磁体盘和导体盘同步,为下一次运行做好准备。



过载打滑过程是一个正反馈过程,因此脱开是非常迅速的,有效减少了摩擦片的打滑时间和滑做功,延长了摩擦片的使用寿命。与永磁涡流耦合器相比,本设计将其与摩擦离合器结合,大幅提高了传输功率。

## 2 永磁涡流传动机构数学模型和三维有限元分析

PMEFTL 中永磁涡流机构的磁路结构本质上与开槽式永磁耦合器类似。其磁路图如图 2 所示,图中,下方黄色剖面线方形区域为铜导体辐条,上方深红色、深蓝色方形区域分别表示极性相反的永磁体,上下边缘浅灰色区域为铁磁性背铁材料。导体辐条切割磁力线产生电动势,而相邻辐条形成回路产生感应电流(图 2 中的 $\odot$ 表示电流流出纸面, $\otimes$ 表示电流流入纸面)和感应磁场,感应电流受到安培力形成转矩,感应磁场受到轴向力斥力,在齿槽和背铁的调制作用下增强了感应磁场。与实心导体不同,由于导体盘开槽,每个辐条处的磁通回路与涡流分布随主从动端相位、导体槽和永磁体极数、导体和磁体占空比等因素的变化而变化,涡流回路很难用一个直观的图像进行描述。

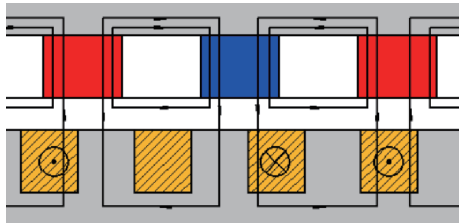


图 2 永磁机构磁路

Fig.2 Magnetic circuit diagram of PMEFTL

### 2.1 永磁涡流传动机构的数学模型

永磁涡流传动机构属于低频电磁场,其特性满足三维运动涡流场的特点,当磁体盘与导体盘相对滑移时,导体盘磁通量发生变化并产生感应电流,由于滑移速度较低,忽略电位移矢量 $D$ 的变化,则该模型满足麦克斯韦方程组,即:

$$\begin{cases} \nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \\ \nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \\ \nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \end{cases} \quad (1)$$

相应的本构方程

$$\begin{cases} \mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} \\ \mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \end{cases} \quad (2)$$

其中, $\mathbf{E}$ 为电场强度; $\mathbf{B}$ 为磁感应强度; $\mathbf{H}$ 为磁场

强度; $\mathbf{J}$ 为电流密度矢量; $\sigma$ 为电导率; $\mu$ 为磁导率。矢量磁位 $\mathbf{A}$ 和标量电位 $\phi$ 满足<sup>[21]</sup>:

$$\begin{cases} \mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \\ \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \nabla \phi \end{cases} \quad (3)$$

涡流区的控制方程为

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times \mathbf{A} = -\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \nabla \phi \quad (4)$$

空气隙的方程为

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} \nabla \times \mathbf{A} = 0 \quad (5)$$

永磁体区的方程为

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} (\nabla \times \mathbf{A} - \mathbf{B}_r) = 0 \quad (6)$$

其中: $\mathbf{B}_r$ 为永磁体的剩磁。求出各区域的矢量磁位和标量电位后,进而可以求出其他总电磁场量。

### 2.2 永磁涡流传动机构有限元分析模型

为详细研究永磁涡流传动机构的轴向力特性和关键参数的影响,按照刮板输送机的配套要求,设计了额定功率为 375 kW 的 PMEFTL。考虑到煤矿机械传动系统安装的径向尺寸限制,首先按照永磁结构与摩擦限矩器尺寸协调的原则完成了结构设计,其次参考李延民等<sup>[22]</sup>的永磁涡流联轴器轴向力特性的研究结果,初选永磁涡流传动机构的主要参数见表 1,摩擦离合器的初选参数见表 2。依据表 1、2 的参数建立 PMEFTL 的永磁涡流传动机构实体模型如图 3a 所示。

表 1 仿真模型几何参数

Table 1 Geometric parameters of simulation model

参数	数值
主动端背铁厚度 $H_{back1}/\text{mm}$	10
永磁体厚度 $H_{PMc}/\text{mm}$	37
气隙厚度 $H_{air-gap}/\text{mm}$	3
导体盘厚度 $H_{copper}/\text{mm}$	6
从动端背铁厚度 $H_{back2}/\text{mm}$	8
磁体盘/导体盘内径 $R_{in}/\text{mm}$	107
磁体盘/导体盘外径 $R_{out}/\text{mm}$	202
永磁体径向长度 $l_{mag}/\text{mm}$	79.5
导体盘齿槽径向长度 $l_{slot}/\text{mm}$	79.5
永磁体极数 $N_{mag}/\text{mm}$	18
导体盘齿槽数 $N_{slot}/\text{mm}$	25
永磁体占空比 $\zeta_1$	1
导体齿槽占空比 $\zeta_2$	1

表2 模型材料设置

Table 2 Material settings in the simulation model

模型区域	材料	模型区域	材料
背铁	铁	钢架	不锈钢
永磁体	NdFe35	band域	空气
导体盘	纯铜	求解域	空气

表3 摩擦离合器参数

Table 3 Friction clutch parameters

变量	数值
摩擦层内径 $r_1/m$	0.157
摩擦层外径 $r_2/m$	0.212
摩擦副数量 $n$	29
静摩擦系数 $\mu_0$	0.13
动摩擦系数 $\mu_f$	0.10

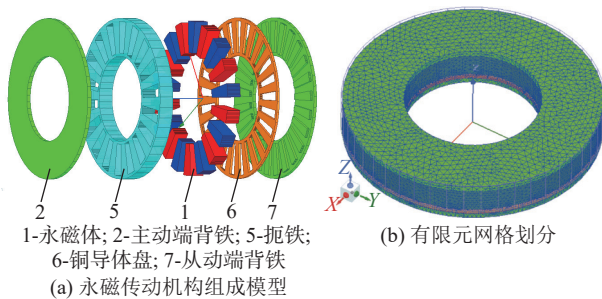


图3 永磁涡流传动机构有限元分析模型

Fig.3 Finite element analysis model of PM eddy current transmission structure

对模型做出如下假设和简化:

- 1) 永磁体材料为钕铁硼, 沿轴向均匀磁化, 且不考虑涡流效应的热传导导致的永磁体退磁。
- 2) 导磁体为各向同性的材料。
- 3) 只考虑模型中与电磁效应有关的部件, 即永磁体、导体、背铁, 忽略外壳, 传动轴等金属零部件的电磁作用, 即其余部件当作空气处理。

如图3a所示, 主动端转子由永磁体、不锈钢扼铁钢架和主动端背铁组成, 被band域包围并以固定角速度旋转, 其转速即为永磁涡流摩擦限矩器主从端的相对转速, 永磁体为扇形沿周向向心分布, 沿轴向交替N-S极充磁; 从动端转子由铜导体盘和从动端背铁组成, 导体盘与背铁相嵌合。几何尺寸的参数和材料设置见表1和表2。永磁涡流传动机构有限元网格划分模型如图3b所示, 其中铜导体盘划分2层且限制最大网格边长为3 mm, 气隙区域划分最

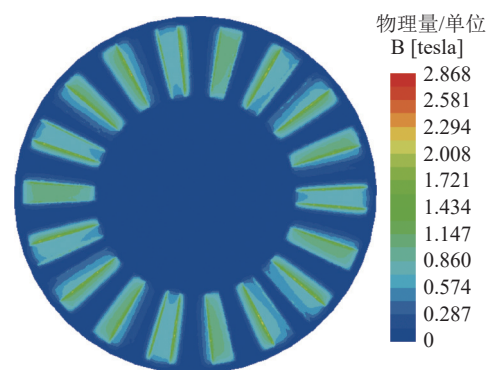
大网格限制2 mm, 求解域为模型本身300%范围的空间。

为减少轴向力和转矩的周期性波动, 永磁体的极对数和导体开槽数应互质。

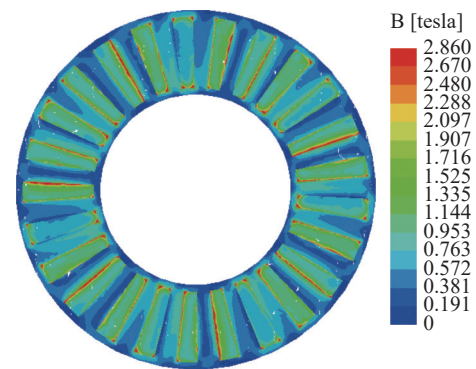
## 2.3 瞬态磁场分析与永磁涡流摩擦限矩器的传动特性

### 2.3.1 永磁涡流传动机构的瞬态磁场分析

当相对转速为0时, 仿真得到的导体盘表面的磁密云图如图4a所示。主动盘和从动盘相对固定不动, 能维持一个稳定的静磁场, 气隙磁场主要表现为永磁体的剩磁。导体盘的背铁在磁场中受到轴向引力, 主从动摩擦片被压紧, 从而维持了传动所需的静摩擦转矩。



(a) 静态时导体表面磁感应强度云图



(b) 动态时导体盘表面磁感应强度云图

图4 动态和静态时导体盘表面的磁感应强度云图

Fig.4 Magnetic induction intensity clouds of magnet disk surface and conductor disk surface without slip

当载荷超过PMEFTL的最大静摩擦转矩时, 主从动盘开始相对转动, 导体盘铜辐条切割磁力线, 产生感应电流并由此产生转矩和轴向力。图4b显示, 相比相对静止状态, 处于相对滑动状态的铜盘产生了与槽形状对应的感应磁场, 这是由于感应涡流和槽内的铁芯的影响而导致的。

图5为相对转速600 r/min时铜导体盘的涡流密度云图和矢量图。从图5可以看出, 涡流回路被强制在导体辐条上, 围绕齿槽形成回路, 由于永磁体的

充磁方向交替排列,产生的相邻涡流旋转方向也刚好相反。沿辐条方向的电流在涡流磁场中受到周向的安培力,所有辐条受到的安培力的合力形成了电磁转矩;而沿齿槽回路的涡电流产生了感应磁场,感应磁场受到永磁体磁场的轴向斥力,其与背铁所受轴向引力的合力即为轴向力。

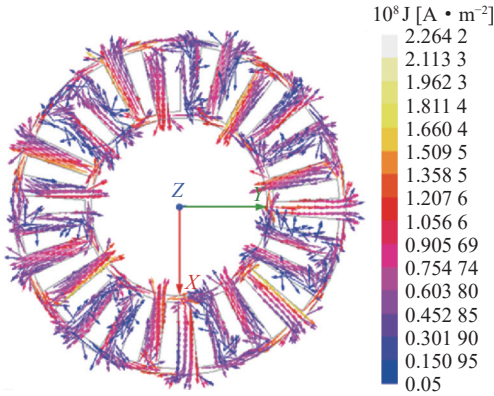


图5 相对转速 600 r/min 时的导体盘的电流密度矢量

Fig.5 Current density cloud and density vector of the conductor disk at a relative speed of 600 r/min

轴向磁密是决定轴向力变化特性的直接因素。选取相对速度为 0 和 600 r/min 时,3 对永磁体在平均半径处的气隙轴向磁密如图 6 所示。由图 6 可以看出,相对静止时磁场的气隙磁密大体上以永磁体的几何位置为周期,其不规则的原因是导体盘齿槽分布和背铁影响了磁场分布,因为永磁体数与齿槽数是互质的,气隙磁场分布包含了永磁体拓扑为周期和以导体槽拓扑为周期的磁场分量。当主从端存在滑差时,根据楞次定律,导体盘内感应磁场会阻碍永磁体磁场的变化,此时导体盘会产生与磁体盘的斥力,随着滑差增大,使整体磁体盘与导体盘间的轴向引力减小甚至完全转变为斥力。

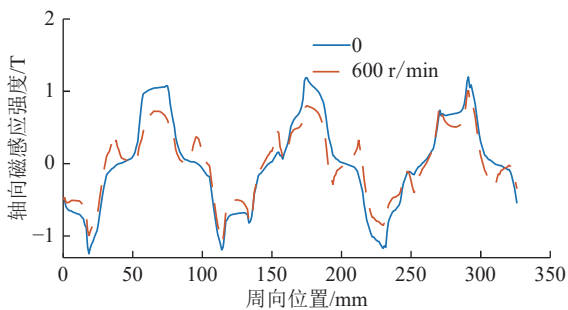


图6 平均半径处气隙的磁感应强度轴向分量

Fig.6 Axial component of magnetic induction of air gap at mean radius

### 2.3.2 永磁涡流摩擦限矩器的轴向力特性及其模型描述

PMEFTL 的传动特性是由轴向力决定的摩擦转

矩和电磁转矩的叠加结果。在电磁场分析得到总场量后,轴向力可以通过麦克斯韦应力张量在导体盘和背铁盘表面上的曲面积分得到<sup>[23]</sup>

$$F_{\text{axial}} = \iint_{S_1+S_2} \mathbf{T} \cdot d\mathbf{S} \quad (7)$$

其中,  $S_1$  为包围导体盘的曲面;  $S_2$  为包围背铁的曲面;  $\mathbf{T}$  为麦克斯韦应力张量。由于导体盘表面的电流密度矢量没有轴向分量,因此省略电场强度矢量后的麦克斯韦应力张量<sup>[24]</sup> 为

$$\mathbf{T} = \frac{1}{\mu_0} \mathbf{B}\mathbf{B} - \frac{1}{2\mu_0} \mathbf{I}B^2 \quad (8)$$

其中:  $\mathbf{I}$  为单位张量;  $\mu_0$  为真空磁导率。

主从动盘之间的电磁转矩可以通过导体盘上的涡流损耗和滑差得到:

$$T_{\text{PM}} = \frac{1}{\omega_r \sigma_{\text{copper}}} \int_{V_{\text{copper}}} |\mathbf{J}|^2 dV \quad (9)$$

其中:  $\mathbf{J}$  为电流密度矢量。轴向力由轴向引力  $F_{\text{iron}}$  和轴向斥力  $F_{\text{copper}}$  两部分组成,则总轴向力可以表示为:

$$F_{\text{axial}} = F_{\text{iron}} + F_{\text{copper}} \quad (10)$$

以表 1 和表 2 的数据为基础,采用有限元方法,基于式 (1) — 式 (10) 研究了 PMEFTL 的轴向力特性 (图 7)。

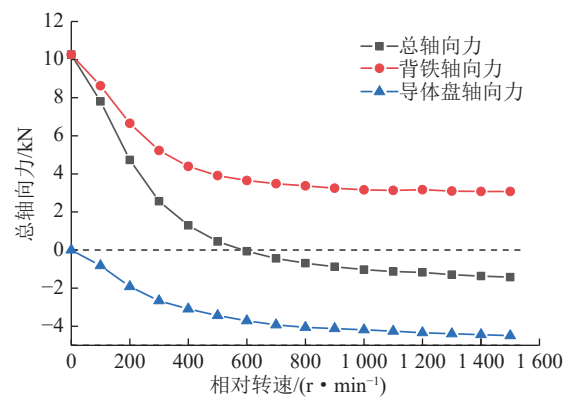


图7 永磁涡流传动机构的轴向力特性

Fig.7 Axial force characteristics of the permanent magnet structure part

图 7 中有 3 条曲线,背铁轴向力  $F_{\text{iron}}$  曲线、导体盘轴向力  $F_{\text{copper}}$  曲线和总轴向力  $F_{\text{axial}}$  曲线。  $F_{\text{iron}}$  曲线反映的是磁体盘与导体盘的背铁之间的引力随滑差的变动关系,  $F_{\text{copper}}$  反映的是磁体盘与铜导体盘之间斥力  $F_{\text{copper}}$  随滑差的变化规律,  $F_{\text{axial}}$  反映的是磁体盘组件与导体盘组件之间的总轴向力曲线。因为导体盘与其背铁固定在一起,所以该曲线为  $F_{\text{axial}}$  和  $F_{\text{copper}}$



曲线的合成。

正常工况下,限矩器的主从端同步运行,磁体盘与导体盘相对静止,相互之间只会产生轴向引力( $F_{\text{iron}} = F_0, F_{\text{copper}} = 0$ ),使得主、从动摩擦片被压紧,输入轴的转矩通过摩擦片传递到从动盘,PMEFTL所传递的最大摩擦转矩<sup>[25]</sup>为

$$T_c = n\mu_0 F_0 r_m \quad (11)$$

其中: $n$ 为摩擦副对数; $\mu_0$ 为摩擦副静摩擦因数; $r_m$ 为摩擦副的等效半径:

$$r_m = \frac{2(r_2^3 - r_1^3)}{3(r_2^2 - r_1^2)} \quad (12)$$

其中: $r_2$ 摩擦副外径; $r_1$ 为摩擦副内径。

同时限矩器应满足在传动系统中的传动能力和过载保护特性,即限矩器的最大摩擦扭转设定为电机额定扭转的 $\beta$ 倍, $\beta$ 为保护系数,对于刮板输送机,一般取3,对于375 kW电机,其额定力矩(1 490 rpm)为2 403.5 N·m,对应的保护力矩为7 210.5 N·m。

结合图7的数据和表3的初选参数,由式(11)、式(12)计算得到限矩器的最大力矩 $T_c$ 为7 217.3 N·m,满足375 kW功率的保护力矩需求。

当负载超过最大摩擦转矩时,主从动端产生相对滑动,铜导体盘切割磁力线,在导体盘上产生涡流效应,磁体盘和导体盘之间产生电磁转矩、滑差和轴向斥力( $F_{\text{copper}}$ ,磁铁与铜导体盘之间的斥力)。此时传递力矩为

$$T_c = n\mu_f F_{\text{axial}} r_m + T_e \quad (13)$$

其中: $\mu_f$ 为摩擦副滑动摩擦因数,当摩擦片脱离接触时,满足 $\mu_f = 0$ 。 $T_e$ 为永磁涡流传动机构的电磁转矩。通过静态力 $F_0$ 、式(11)、式(12)及要求的保护力矩计算可得到所需的摩擦副数 $n$ ,并由式(1)、式(2)、式(9)、式(11)—式(13)结合表3计算得到PMEFTL的传递转矩特性如图8所示。

综合图7和图8可以看出,随着相对转速增加,斥力相应增加,主从端之间轴向引力逐渐减小,传递转矩从静态摩擦转矩快速过渡到动摩擦转矩和电磁转矩。当轴向斥力和引力平衡时,即 $F_{\text{axial}} = F_{\text{iron}} + F_{\text{copper}} = 0$ 时,摩擦片被松开(此时的相对转速称为脱离转速 $n_d$ ),主从端之间仅存在电磁转矩的相互作用。

基于有限元法研究气隙变化对轴向力的影响,得到结果如图9所示,当气隙变化时在脱离转速附近轴向力保持为0,即PMEFTL断开后,气隙增加仍然能够保持摩擦片间无接触打滑。当摩擦片被松开后,限矩器传输力矩只由磁体盘组件与导体盘组件

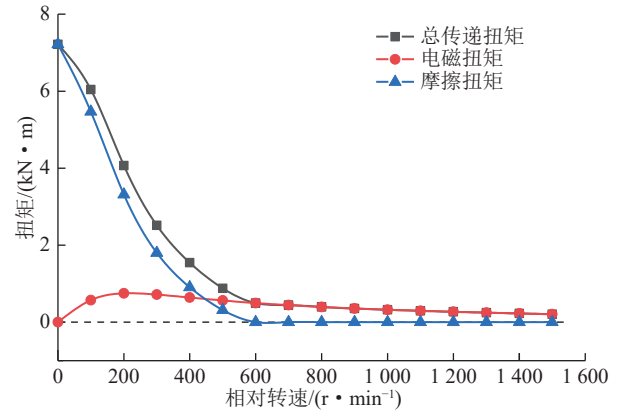


图8 永磁涡流限矩器的传递转矩特性

Fig.8 Transfer torque characteristics of PMEFTL

之间的电磁转矩构成,其远小于额定负载,随滑差进一步提高,轴向力完全变为斥力(图7中表现为负值),将从动盘推开并维持空载运行。另外,因为在限矩器当完全断开后气隙增大使得电磁转矩远小于额定转矩,后续动态响应仅影响停机时间,笔者仅讨论气隙为3 mm下的轴向力和转矩特性。

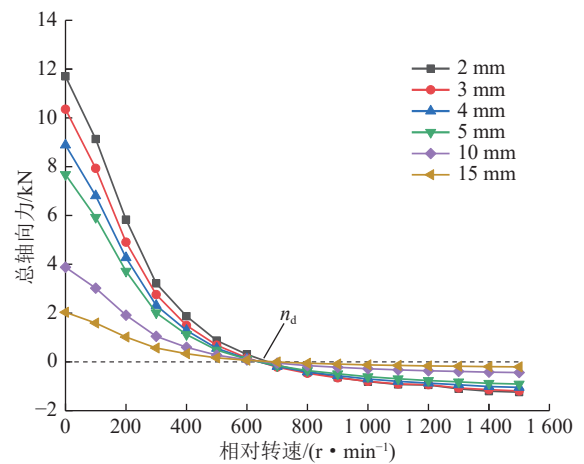


图9 气隙变化对轴向力特性的影响

Fig.9 Effect of air gap variation on axial force characteristics

因此输入轴和输出轴之间可以迅速断开动力传递,负载端停转,电机轻载运转,保护了电机和传动系统。控制电机断电、电机降速过程中,磁体盘与导体盘之间的轴向力又变为引力(图7中为正值),在引力作用下,从动盘自动复位,压紧摩擦片,下次可正常启动。

静态引力 $F_0$ 决定了联轴器中摩擦离合器所能传递的最大负载,脱离转速 $n_d$ 决定了当过载后系统从同步到脱离的滑磨功,决定了摩擦副的磨损寿命。与通用的摩擦限矩器相比,其快速脱离特性极大地延长了摩擦副的寿命。

### 3 结构参数对轴向力特性的影响及优化

轴向力特性是实现永磁涡流限矩器工作能力和过载保护功能实现的关键,其核心指标是静态引力和脱离转速。通过有限元分析技术研究导体盘和永磁体盘的占空比、开槽数,磁体盘厚度等参数对轴向力特性的影响,以指导 PMEFTL 的设计。有限元模型主要结构参数与材料特性见表 1、表 2。

#### 3.1 永磁体占空比的影响

调整永磁体占空比 $\zeta_1$ 对轴向力特性进行仿真,其它参数不变,仿真结果如图 10 所示。永磁体占空比 $\zeta_1$ 定义为:在永磁体平均半径的圆周上,永磁体的总长度与轭铁的总长度之比。

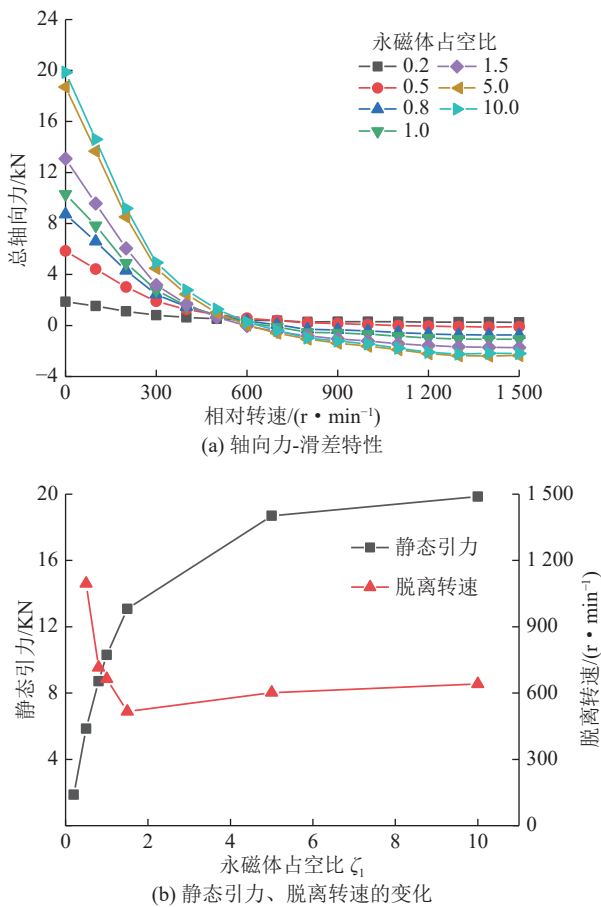


图 10 永磁体占空比对轴向力-滑差特性的影响

Fig.10 Effect of duty cycle of permanent magnets  $K_1$  on axial force-slip characteristics

由图 10 可以看出,永磁体的占空比 $\zeta_1$ 的提升能显著提高静态引力,同时降低了脱离转速,使整体轴向力-速度特性曲线更陡峭(图 10a);过低的占空比无法产生足够的感应涡流和轴向斥力使 PMEFTL 断开;而占空比超过 1.5 后脱离转速变化不明显,因为磁动势的增加与静态引力和斥力是同步变化的。在

综合考虑静态引力和脱离转速的要求,使永磁体占空比保持在 1~3 比较适宜,选择 $G_1 = 2.4$ 。

#### 3.2 导体盘齿槽占空比的影响

导体盘齿槽占空比 $\zeta_2$ 定义为:在导体盘上齿槽平均半径的圆周上,铜导体的总长度与背铁材料的总长度比值。改变导体盘齿槽占空比 $\zeta_2$ 进行仿真。仿真得出轴向力特性与导体盘齿槽占空比 $\zeta_2$ 的关系如图 11 所示。

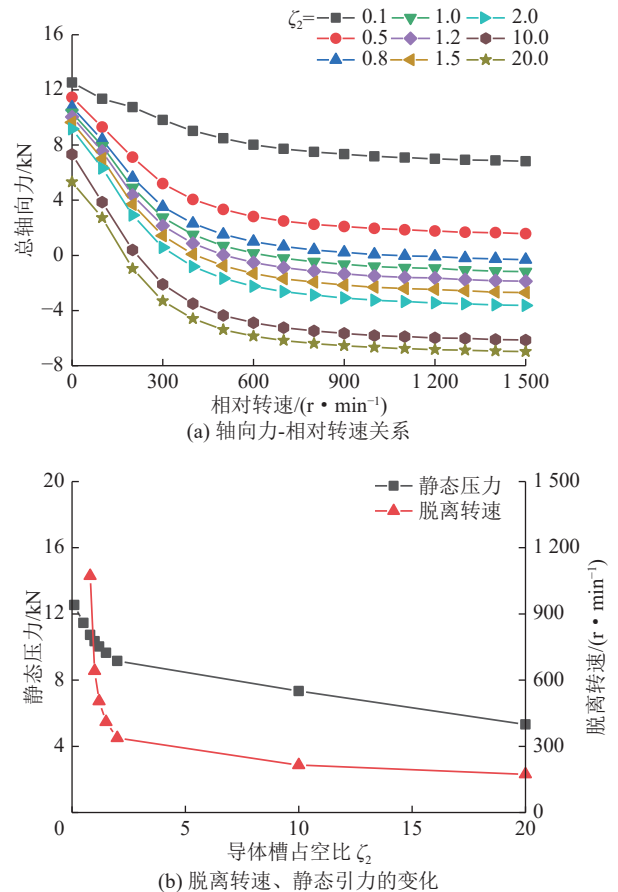


图 11 导体盘齿槽占空比对轴向力-滑差特性的影响

Fig.11 Influence of duty cycle of guide disc tooth slots on axial force-slip characteristics

由图 11 可以看出,过低的导体齿槽占空比 $\zeta_2$ 无法提供足够的涡电流,产生的轴向斥力过小而无法推开从动盘;随着导体齿槽占空比 $\zeta_2$ 的提高,使得受磁感线切割的导体体积增加,增强了感应涡流和相应的轴向斥力,使整组曲线更陡峭(图 11a)。随着导体齿槽占空比 $\zeta_2$ 增加,从动盘对磁力线的集聚作用减少,使得静态引力降低,传递最大转矩减小,从而使脱离转速降低,PMEFTL 能以更低的转速断开动力传递。调节体齿槽占空比 $\zeta_2$ 可以灵活地调节脱离转速点,但过大的 $\zeta_2$ 会降低静态引力,实际设计时应该兼顾,本例中取 $\zeta_2 = 1$ 。



### 3.3 导体盘齿槽数的影响

在保证齿槽总面积不变的前提下,通过改变铜导体盘齿槽数 $N_{\text{slot}}$ ,研究轴向力特性的变化。在考虑制造工艺的前提下,选取15、25、50、75条齿槽数情况研究其轴向力-滑差特性。由图12a可以看出,在齿槽数过低时,轴向力特性随速度变化平缓(静态引力过低、脱离转速超过1500 r/m),甚至无法实现脱离;增加齿槽数可以轴向力特性变得陡峭。随着开槽数的增加,静态引力随之增加,而脱离转速点缓慢下降(图12b)。这是由于随齿槽数的增加使得导体分布更为密集,使得对漏磁的汇集作用更强,同时也增大了感应涡流和感应磁场,使轴向力曲线更陡峭,使脱离转速降低。

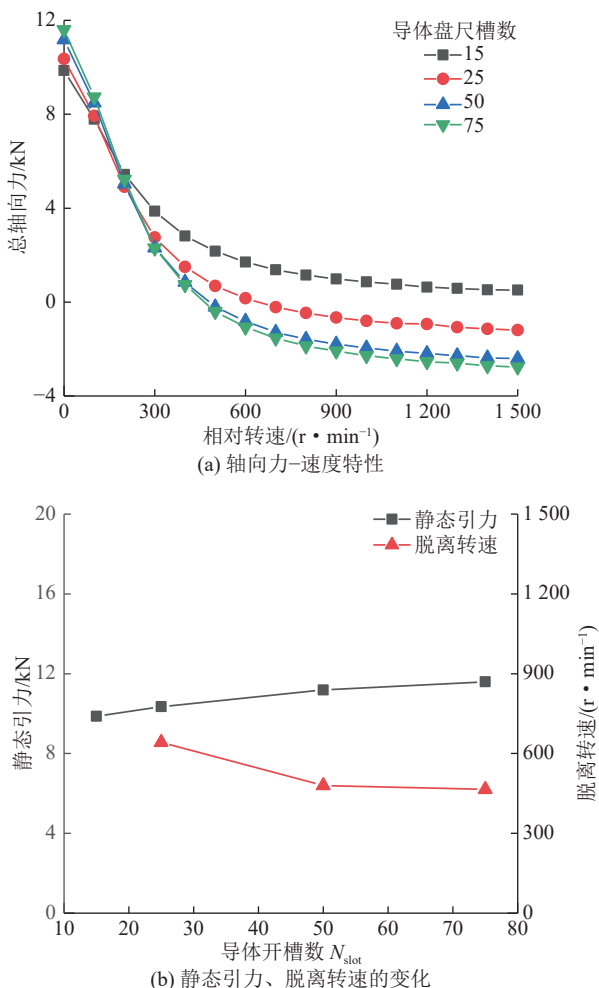


图12 导体盘齿槽数对轴向力-滑差特性的影响

Fig.12 Influence of the number of slots of the conductor disc on the axial force-slip characteristics.

在结构允许的情况下,齿槽数越多越能提高限矩器的传动和过载保护性能,最终取齿槽数为 $N_{\text{slot}} = 41$ 。

### 3.4 永磁体厚度的影响

分别取不同的永磁体厚度 $H_{\text{mag}}$ 值,仿真计算轴向力-速度特性,仿真结果如图13所示,当永磁体厚度过小时PMEFTL无法脱离;而增加永磁体厚度能显著增大静态引力,同时主从端滑动时的气隙磁密和感应涡流也会显著增加,相应的轴向斥力也会增加,使整组曲线陡峭(图13a)、脱离转速降低。

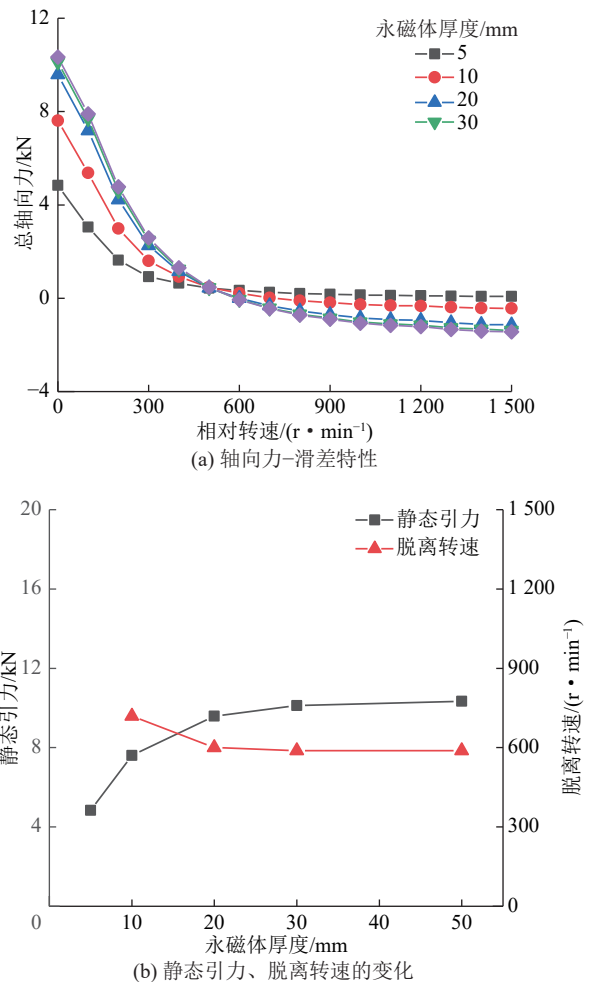


图13 永磁体厚度对轴向力-滑差特性的影响

Fig.13 Effect of permanent magnet thickness on axial force-velocity characteristics.

算例中,当永磁体厚度超过10 mm时,脱离转速缓慢下降;厚度超过30 mm时静态引力基本不变,因为离导体盘较远的永磁体所提供的磁动势大部分被漏磁和空气磁阻所消耗。总的原则是增大磁体厚度,可以提高静态引力。最终选取永磁体厚度为 $H_{\text{mag}} = 30 \text{ mm}$ 。

### 3.5 永磁体极数的影响

在保证永磁体总表面积不变的前提下,改变永磁体极数 $N_{\text{mag}}$ 进行仿真试验,其结果如图14所示,随着永磁体极数增多,磁极之间的间隔越短,从磁极

出发经过空气隙直接回到相邻磁极的漏磁随之增加，主磁路的磁动势减少使得轴向引力减小，同时也减弱了感应涡流的规模，使轴向力速度特性更趋于平坦。

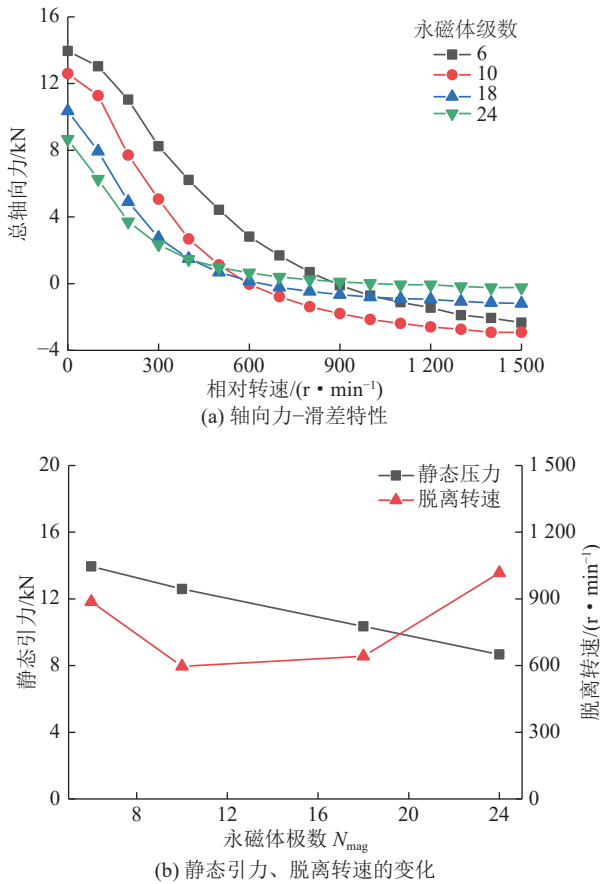


图 14 磁体盘永磁体数量对轴向力-滑差特性的影响

Fig.14 Influence of the number of permanent magnets in the magnet disk on the axial force-slip characteristics.

静态引力与磁极数量成反比，脱离转速与磁极数呈“浴盆”曲线形状，就本例而言，磁极在 10~18 能保持较低的脱离转速。实际设计时，在结构允许的情况下，按脱离转速的要求选择磁体数，但应保证相邻磁极之间足够的距离，防止产生过多的漏磁，算例中，最终取磁极数  $N_{mag} = 10$ 。

#### 4 参数优化后的 PMEFTL 的工作特性

优化后的结构参数见表 4，仿真其轴向力-滑差特性，如图 15a 所示。可以看出，静态点轴向引力达到 19.79 kN，相比初选模型提高了 90%，脱离转速为 300 r/min 左右，降低了 50%。因此按照表 4 参数计算整体的传递转矩特性如图 15b 所示，可以看出，只需要 16 个摩擦副即可满足 375 kW 的功率需求，此时过载限制转矩为 7 435.4 kN。因此在满足过载限制转矩的前提下，能够快速断开摩擦转矩传递，迅速过渡到电磁转矩，减少了摩擦片的磨损。对于更高

表 4 优化后的结构参数

Table 4 Optimized structural parameters

符号	参数	数值
$\zeta_1$	永磁体占空比	2.4
$\zeta_2$	导体占空比	1
$N_{slot}$	齿槽数	41
$H_{mag}$	永磁体厚度	30 mm
$N_{mag}$	永磁体极数	10

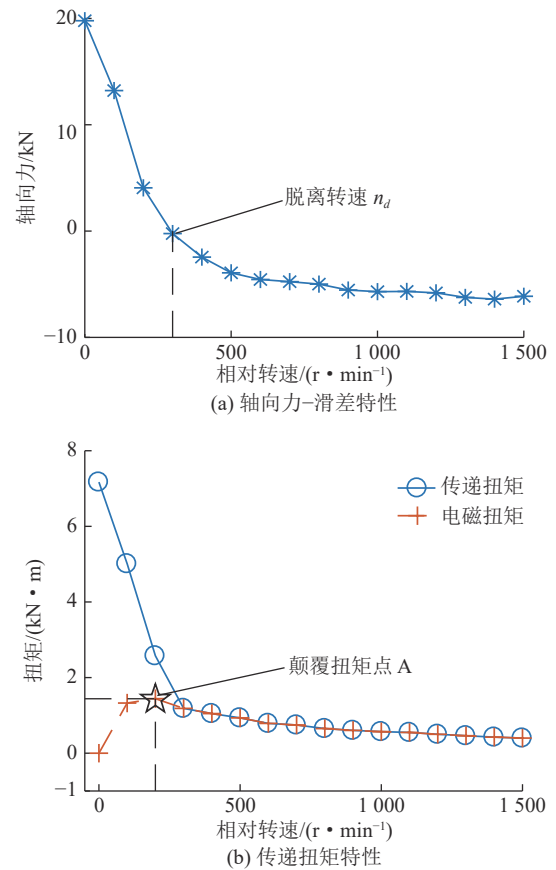


图 15 参数优化后 PMEFTL 的工作特性

Fig.15 Operating characteristics of PMETL with 375 kW after parameter optimization

功率的刮板输送机，在允许范围内增加其摩擦副对数即可匹配。其次，A 点为 PMEFTL 的电磁转矩最大值点，转矩值为 1.445 kN·m，即该径向尺寸下 PMEFTL 的过载限制转矩约为单面永磁涡流联轴器的 5 倍。

#### 5 结 论

1) 与常规永磁涡流耦合器相比，永磁涡流摩擦限矩器摩擦片磨损更少，传动能力更强。一定径向尺寸下其传动能力是普通永磁涡流耦合器的 5 倍以上；由于过载时可以在滑差为 300~600 r/min 时迅速脱离，相比普通摩擦限矩器减少了摩擦片的磨损，延

长了其使用寿命。

2) 永磁涡流摩擦限矩器的气隙磁场分布是永磁体磁场和感应磁场的耦合结果。随滑差增大,使得感应磁场的削弱使背铁所受引力减小,导体盘所受斥力增加,这2种力合并形成了轴向力特性,其传动特性表征为脱离转速和静态引力2个特征的工作点。

3) 提升静态引力的措施如下:增加永磁体的作用面积和体积,如提升永磁体的占空比、永磁体厚度、导体齿槽占空比可以提高静态引力,增大的限矩器的传输转矩。

4) 脱离转速的调节措施如下:引力和斥力的相对关系决定了脱离转速点,保证静态引力的前提下,提高铜导体占空比能降低脱离转速但会引起静态压力点降低,反之亦然。

5) 经过对 PMEFTL 参数化研究,选择最优参数后进行了验证,相对初选参数减少了约 50% 的脱离转速和摩擦副数目,显著提高了 PMEFTL 的传动能力。

#### 参考文献(References):

- [1] WALLACE A, WOHLGEMUTH C, LAMB K. A high efficiency, alignment and vibration tolerant, coupler using high energy-product permanent magnets[A]. Proceedings of Seventh International Conference on Electrical Machines and Drives[C]. Durham: IET, 1995: 232-236.
- [2] 牛耀宏, 孟国营. 矿用永磁耦合联轴器过载保护研究[J]. 煤炭工程, 2014, 46(2): 106-107.  
NIU Yaohong, MENG Guoying. Study on overload protection experiment of mine permanent magnetic coupling clutch. [J]. Coal Engineering. 2014, 46(2): 106-107.
- [3] 孙珂, 崔巍, 张涛, 等. 矿用筒式永磁耦合器软启动及过载保护特性研究[J]. 煤炭工程, 2021, 53(12): 164-169.  
SUN Ke, CUI Wei, ZHANG Tao, *et al.* Test on soft start and overload protection characteristics of cylinder permanent magnet coupler for mine[J]. Coal Engineering. 2021, 53(12): 164-169.
- [4] SMITH A C, WILLSAMSON H, BENHAMA N, *et al.* Magnetic drive couplings[A]. 9th International Conference on Electrical Machines and Drives[C]. Canterbury: IET, 1999: 232-236.
- [5] WALLACE A, JOUANNE A V, RAMME A, *et al.* A permanent-magnet coupling with rapid disconnect capability[A]. Proceedings of International Conference on Power Electronics Machines and Drives[C]. Bath: IET, 2002: 286-291.
- [6] CAI C, WANG J, HU M, *et al.* Electromagnetic properties of cylinder permanent magnet eddy current coupling[J]. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, 2017, 54(4): 655-671.
- [7] YANG C, PENG Z, TAI J, *et al.* Torque characteristics analysis of slotted-type eddy-current couplings using a new magnetic equivalent circuit model[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2020, 56(9): 1-8.
- [8] MOHAMMADI S, MIRSALIM M, VAEZ-ZADEH S, *et al.* Analytical modeling and analysis of axial-flux interior permanent-magnet couplers[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2014, 61(11): 5940-5947.
- [9] LI Y, LIN H, TAO Q, *et al.* Analytical analysis of an adjustable-speed permanent magnet eddy-current coupling with a non-rotary mechanical flux adjuster[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2019, 55(6): 1-5.
- [10] CANOVA A, VUSINI B. Design of axial eddy-current couplers[J]. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2003, 39(3): 725-733.
- [11] WANG J. A generic 3-d analytical model of permanent magnet eddy current couplings using a magnetic vector potential formulation[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2021, 69(1): 663-672.
- [12] WANG J, LIN H, FANG S, *et al.* A general analytical model of permanent magnet eddy current couplings[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, 50(1): 1-9.
- [13] SMITH A C, EL-WAKEEL A, WALLACE A. Formal design optimization of PM drive couplings[A]. Conference Record of the 2002 IEEE Industry Applications Conference. 37th IAS Annual Meeting Pittsburgh: IEEE, 2002: 205-211.
- [14] XU W, DAZHI W, ZHEN L, *et al.* Eddy current field analysis and performance calculations for adjustable permanent magnetic coupler[J]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2012, 33(1): 155-160.
- [15] SHIN H, CHOI J, JANG S, *et al.* Design and analysis of axial permanent magnet couplings based on 3D FEM[J]. *IEEE transactions on magnetics*, 2013, 49(7): 3985-3988.
- [16] FONTCHASTAGNER J, LUBIN T, NETTER D. Axial - field eddy - current coupling: a 3D test problem for numerical experiments[J]. *International Journal of Numerical Modelling: Electronic Networks, Devices and Fields*, 2018, 31(2): 1-11.
- [17] LUBIN T, REZZOUG A. Steady-state and transient performance of axial-field eddy-current coupling[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2014, 62(4): 2287-2296.
- [18] LUBIN T, MEZANI S, REZZOUG A. Simple analytical expressions for the force and torque of axial magnetic couplings[J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2012, 27(2): 536-546.
- [19] DAI X, LIANG Q, CAO J, *et al.* Analytical modeling of axial-flux permanent magnet eddy current couplings with a slotted conductor topology[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2015, 52(2): 1-15.
- [20] LI Z, WANG D, ZHENG D. Accurate prediction and analysis of electromagnetic fields and forces in flux-focusing eddy current coupling with double slotted conductor rotors[J]. *IEEE Access*, 2018, 6: 37685-37699.
- [21] 谢德馨. 三维涡流场的有限元分析[M]. 北京: 机械工业出版社, 2001.
- [22] 李延民, 蔡硕, 姚建峰, 等. 大功率永磁涡流联轴器结构参数对传递特性的影响分析[J]. *中国机械工程*, 2017, 28(13): 1588-1592.  
LI Yanmin, CAI Shuo, YAO Jianfeng, *et al.* Influence analysis of structural parameters on transfer characteristics of high-power permanent magnet eddy-current coupling[J]. *China Mechanical Engineering*, 2017, 28(13): 1588-1592.
- [23] 黄晓琴. 麦克斯韦应力张量方法及其应用[J]. *南京师大学报(自然科学版)*, 1995, 18(1): 41-43.  
HUANG Xiaoin. Maxwell stress tensor method and its application[J]. *Journal of Nanjing Normal University(Natural Science)*, 1995, 18(1): 41-43.
- [24] 郭硕鸿. 电动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 1979: 29-33.
- [25] 花家寿. 新型联轴器与离合器[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 1989: 245-251.