

双磁阻磁力联轴器设计与传动特性分析

张进¹ 徐伟松²

(1. 广安职业技术学院 电子与信息工程学院, 广安 638000)

(2. 宿迁久恒机械有限公司, 宿迁 223800)

摘要:【目的】针对传统永磁磁力联轴器制造成本高、磁阻式磁力联轴器转矩能力不足的问题,提出了一种新型双磁阻磁力联轴器。【方法】首先,构建由轮辐状永磁转子与内外磁阻转子组成的双磁阻磁力联轴器;基于磁阻转子的磁场调制特性,建立气隙磁导与磁动势的数学模型,理论推导双磁阻磁力联轴器的气隙磁通密度与输出转矩;然后以转矩能力最大为目标,优化磁阻转子齿尺寸及内外磁阻转子的偏移角度;分析了双磁阻磁力联轴器的磁场分布及静态转矩特性,并制作样机进行试验验证。【结果】样机测试表明,相同尺寸下,双磁阻磁力联轴器较外磁阻磁力联轴器转矩能力提升了42%,且能稳定传递转矩。

关键词: 磁力联轴器; 双磁阻; 传动机理; 转矩能力; 电磁特性

中图分类号: TH133.4 10.16578/j.issn.1004.2539.XXXX.XX.001

0 引言

磁力联轴器,又称磁力耦合器,其主体一般由两个永磁转子组成;在磁力作用下,两个永磁转子非接触无摩擦传动,具有自动位置对准和过载保护特性。磁力联轴器应用广泛,可工作在液体^[1]或真空^[2]等环境中,实现全密封转矩传动;在物料输送机^[3]、农业机械^[4]等设备上,磁力联轴器可以减少振动和冲击,且过载状态下不损坏动力源。此外,磁力联轴器还具有弹性特征,可用作缓冲器、柔顺装置,应用于机器人关节传动^[5]。

磁力联轴器按结构分类,有轴向磁力联轴器^[6]和径向磁力联轴器^[7],采用的转子类型包括永磁转子、磁阻转子^[8]和涡流转子^[9]。①对于永磁转子,永磁体除传统的NS极配合外,研究者进一步提出了轮辐状永磁转子^[10]和Halbach阵列型永磁转子^[11];②磁阻转子是用铁芯极取代永磁极;③涡流转子则是用铜板取代永磁体。永磁磁力联轴器和磁阻磁力联轴器的转子均为同步传动,即从动转子与主动转子的转速相同;涡流式磁力联轴器通过感应磁场耦合实现传动,从动转子与主动转子之间存在速度差,属于异步磁力传动。

在上述几种磁力联轴器的基础上,研究者提出了新的分析方法及新的结构形式。LIU等^[12]提出了一

种轴向磁力联轴器气隙磁场解析模型,基于变量分离法求解圆柱坐标系中的拉普拉斯方程和泊松方程,利用磁标量势和修正的贝塞尔函数计算三维解析磁场分布,模型计算结果与有限元仿真结果高度吻合。刘晓等^[13]设计了一种双段Halbach阵列型轴向磁力联轴器,并通过多目标优化使转矩密度提升近4.2%,但Halbach转子也极大提升了制造难度和成本。张嘉睿等^[14]基于传统NS极永磁联轴器设计了一种筒式磁力联轴器,将NS极梯形永磁体嵌入转子轭楔形槽,实现结构简化;并采用等效磁路法对所提出的磁力联轴器进行了磁力传动分析,试验测得,新型筒式磁力联轴器的抗偏载性能较传统结构提高48.6%。杨先进^[15]对永磁体径向充磁的径向磁阻磁力联轴器进行有限元仿真,分析了磁阻联轴器的电磁特性和动力学特性,计算其最高工作转速可达15 000 r/min。LUBIN等采用仿真分析、二维半解析模型^[16]和非线性三维半解析模型^[17]等方法对轴向磁阻磁力联轴器进行了分析设计,指出大气隙(非饱和)结构设计优选计算速度较快的二维半解析模型,小气隙(饱和)结构设计推荐使用三维半解析模型,并通过试验验证了理论模型的准确性。

传统永磁磁力联轴器要求内外永磁转子磁钢尺寸不同,因而制造成本较高,尤其是单件制作。磁

收稿日期: 2025-05-08 修回日期: 2025-07-20

基金项目: 广安市科技创新重点研发项目(2023NYF01)

作者简介: 张进,男,1987年生,江苏东台人,博士,讲师;主要研究方向为新能源农机及驱动电动机设计; jzhang_gzy@126.com。

引用格式: 张进,徐伟松.双磁阻磁力联轴器设计与传动特性分析[J].机械传动,XXXX,XX(XX):1-8.

ZHANG Jin,XU Weisong.Design and transmission characteristic analysis of a dual-reluctance magnetic coupling[J].Journal of Mechanical Transmission,XXXX,XX(XX):1-8.

阻式磁力联轴器由于只有1个永磁转子，能够有效降低成本，但相同尺寸下，转矩能力极度下降。为提升磁阻式磁力联轴器的转矩能力，本文提出了一种新型双磁阻磁力联轴器，讨论了其传动机理，并通过试验验证了双磁阻磁力联轴器的转矩特性。

1 双磁阻磁力联轴器结构

双磁阻磁力联轴器的拓扑结构如图1所示，该联轴器包括外磁阻转子、永磁转子和内磁阻转子3部分。外磁阻转子和内磁阻转子的齿数相等，通过刚性连接构成整体结构；永磁转子由磁钢和铁芯极交替组合形成轮辐状结构，磁钢采用切向充磁。永磁转子的极数 $2P_{pm}$ 与磁阻转子的齿数 N_t 相等，即

$$N_t = 2P_{pm} \quad (1)$$

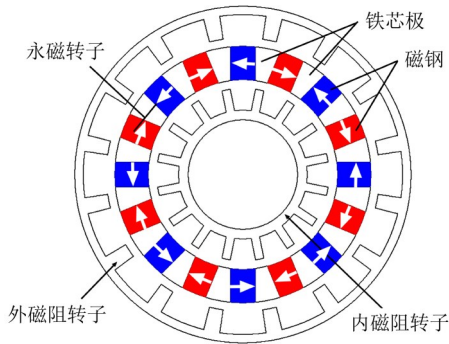


图1 双磁阻磁力联轴器拓扑结构
Fig. 1 Structure of DR-MC

参考双定子永磁游标电动机的分析方法^[18-19]，双磁阻磁力联轴器的磁路分布如图2(a)所示。永磁转子发出的磁力线分别与内外磁阻转子形成回路，与单磁阻磁力联轴器相比，有效提升了磁场利用率。双磁阻磁力联轴器可分解成两个磁力联轴器。其中，图2(b)所示外磁阻磁力联轴器由外磁阻转子和永磁转子组成；图2(c)所示内磁阻磁力联轴器由内磁阻转子和永磁转子组成。

2 双磁阻磁力联轴器传动机理

2.1 单磁阻磁力联轴器工作原理

磁阻转子为齿形结构，对磁场具有调制作用。忽略高次谐波，气隙磁导可表达为

$$\Lambda(\theta) = \Lambda_0 + \Lambda_1 \cos(N_t \theta) \quad (2)$$

式中， Λ_0 、 Λ_1 分别为磁导的平均值和1次谐波分量幅值。

单磁阻磁力联轴器两个转子同步转动。假设转动过程中永磁转子与磁阻转子的相对位置为 θ_r 。则忽略高次谐波，永磁转子磁动势可表达为

$$F(\theta) = F_{pm} \cos[P_{pm}(\theta - \theta_r)] \quad (3)$$

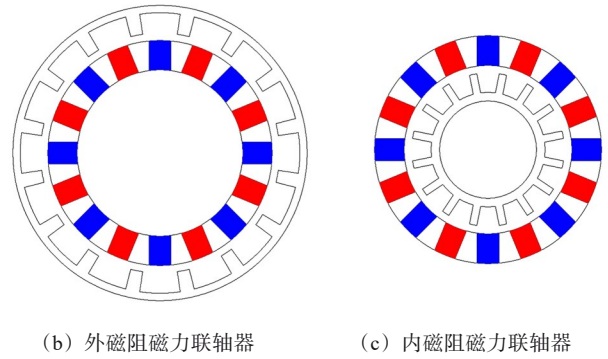
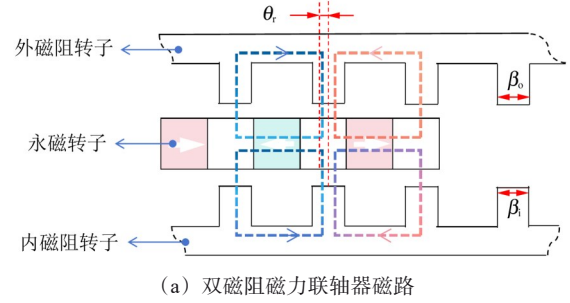


图2 双磁阻磁力联轴器结构分解

Fig. 2 Structure decomposition of DR-MC

式中， F_{pm} 为转子磁动势幅值。考虑 $N_t = 2P_{pm}$ ，根据磁通密度等于磁导与磁动势的乘积，永磁转子引起的气隙磁通密度可表达为

$$\begin{aligned} B_a(\theta) &= F(\theta)\Lambda(\theta) = \\ &F_{pm} \cos\left[\frac{N_t}{2}(\theta - \theta_r)\right] \cdot [\Lambda_0 + \Lambda_1 \cos(N_t \theta)] = \\ &F_{pm} \Lambda_0 \cos\left[\frac{N_t}{2}(\theta - \theta_r)\right] + \\ &F_{pm} \Lambda_1 \cos\left[\frac{N_t}{2}(\theta - \theta_r)\right] \cos(N_t \theta) \end{aligned} \quad (4)$$

根据虚位移法，转矩表达式为

$$T = -\frac{\partial W}{\partial \theta_r} \quad (5)$$

式中， W 为磁能，可表达为

$$W = \frac{1}{2\mu_0} \int B_a^2 dV = \frac{2\pi L_{stk} R_a}{2\mu_0} \int_0^{2\pi} B_a^2(\theta) d\theta \quad (6)$$

式中， L_{stk} 为有效轴向长度； R_a 为气隙平均半径。

将 $B_a^2(\theta)$ 展开，有

$$\begin{aligned} B_a^2(\theta) &= F_{pm}^2 \Lambda_0^2 \cos^2\left[\frac{N_t}{2}(\theta - \theta_r)\right] + \\ &2F_{pm}^2 \Lambda_0 \Lambda_1 \cos^2\left[\frac{N_t}{2}(\theta - \theta_r)\right] \cos(N_t \theta) + \\ &F_{pm}^2 \Lambda_1^2 \cos^2\left[\frac{N_t}{2}(\theta - \theta_r)\right] \cos^2(N_t \theta) \end{aligned} \quad (7)$$

利用三角函数公式，仅保留与 θ_r 相关的交调项（非周期项在积分中为0），最终有效项为

$$B_a^2(\theta) \propto F_{pm}^2 \Lambda_0 \Lambda_1 \cos(N_t \theta_r) \quad (8)$$

将式(8)代入式(6)，得

$$W = \frac{2\pi L_{stk} R_a}{2\mu_0} \cdot \frac{F_{pm}^2 A_0 A_1}{2} \cos(N_t \theta_r) \quad (9)$$

将式(9)代入式(5), 得转矩表达式为

$$T = -\frac{\partial W}{\partial \theta_r} = \frac{\pi L_{stk} R_a F_{pm}^2 A_0 A_1 N_t}{2\mu_0} \sin(N_t \theta_r) = T_{max} \sin(2P_{pm} \theta_r) \quad (10)$$

$$\text{式中, } T_{max} = \frac{\pi L_{stk} R_a F_{pm}^2 A_0 A_1 N_t}{2\mu_0}.$$

由式(10)可以看出: ①单磁阻磁力联轴器通过改变永磁转子与磁阻转子的相对位置 θ_r 来传递转矩, 输出转矩与 θ_r 之间呈正弦关系。②输出转矩 T 的大小由最大转矩 T_{max} 和转子相对位置 θ_r 共同决定。③最大转矩 T_{max} 正比于永磁体磁动势平方(F_{pm}^2)、平均磁导(A_0)、1次谐波分量幅值(A_1)、磁阻转子齿数(N_t)、轴向长度(L_{stk})和气隙半径(R_a)。④磁力联轴器在 θ_r 不超过 $\pi/(2N_t)$ 范围内能稳定传递与负载匹配的转矩, 其最大值受限于 T_{max} 。

2.2 双磁阻磁力联轴器转矩传递

参考文献[20], 将双磁阻磁力联轴器的内外磁阻转子构成一个整体, 定义内外磁阻转子的相对位置偏移为 α , $\alpha=0$ 表示两个磁阻转子齿-齿对齐。假设外磁阻转子位置不变, 内磁阻转子相对外磁阻转子偏移 $\alpha=0, \beta_0/2, \pi/N_t$ 时, 气隙磁导 Λ_d 的波形如图3所示(图3中, β_i, β_o 分别为内、外磁阻转子的齿极弧度; H_i, H_o 分别为内、外磁阻转子的齿厚)。3个偏移量下, 磁导波形不同, 但呈现周期性且周期均等于磁阻转子齿距 $2\pi/N_t$ 。因此, 采用傅里叶变换, 在忽略高次谐波的情况下, 双磁阻转子引起的气隙磁导可表达为

$$\Lambda_d(\theta) = \Lambda_{d-0}(\alpha) + \Lambda_{d-1}(\alpha) \cos(N_t \theta) \quad (11)$$

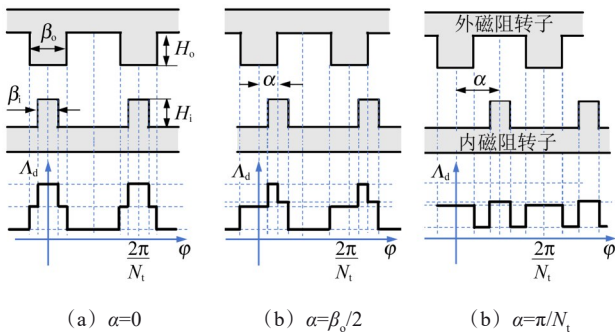


图3 双磁阻磁力联轴器内磁阻转子偏移引起的磁导变化

Fig. 3 Waveforms of magnetic permeance due to inner rotor shift of DR-MC

式中, $\Lambda_{d-0}(\alpha)$ 、 $\Lambda_{d-1}(\alpha)$ 分别为双磁阻结构磁导的平均值和1次谐波分量幅值, 两个量均与内外磁阻转子的偏移量 α 有关。可将 $\Lambda_{d-0}(\alpha)$ 和 $\Lambda_{d-1}(\alpha)$ 代入式(10), 计算永磁转子的转矩。图3(a)所示 $\alpha=0$ 处, 总体磁

导为内外磁阻转子引起的气隙磁导叠加。与单磁阻转子的磁力联轴器相比, 在 $\alpha=0$ 处, 双磁阻磁力联轴器具有使转矩明显增大的效果。

双磁阻磁力联轴器受力如图4所示, 永磁转子受到内外磁阻转子的双重作用。假设传动过程中, 内外磁阻转子的受力分别为 T_i 和 T_o , 则永磁转子的受力为 T_i+T_o 。由于内外磁阻转子的齿数均为 N_t , 根据式(10), 永磁转子转矩可表达为

$$T_d = -T_i - T_o = -T_{i-max} \sin(N_t \theta_r) - T_{o-max} \sin(N_t \theta_r) = -(T_{i-max} + T_{o-max}) \sin(N_t \theta_r) = -T_{d-max} \sin(N_t \theta_r) \quad (12)$$

式中, T_{i-max} 、 T_{o-max} 分别为内、外磁阻转子的最大转矩; $T_{d-max}=T_{i-max}+T_{o-max}$ 为永磁转子的最大输出转矩, 该转矩反映了双磁阻磁力联轴器的转矩能力; “-”表示永磁转子的转矩方向与磁阻转子的转矩方向相反。

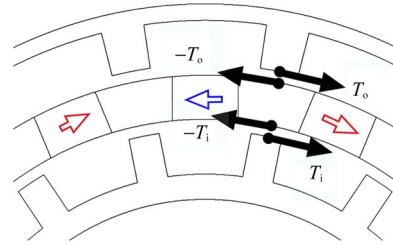


图4 双磁阻磁力联轴器转矩传递示意图

Fig. 4 Diagram of torque transmission in DR-MC

图5所示为 $\alpha=0$ 时, 双磁阻磁力联轴器输出转矩与 $N_t \theta_r$ 的关系曲线, 以及 $N_t \theta_r=0^\circ, 90^\circ$ 和 180° 处双磁阻磁力联轴器的磁力线分布。

$N_t \theta_r=0^\circ$ 为双磁阻磁力联轴器的空载状态位置, 磁阻转子齿极中心与永磁转子铁芯极中心对齐。内外磁阻转子磁力线解耦, 由永磁转子发出的磁力线经铁芯极聚磁后, 主磁路分别沿径向通过内磁阻转子和外磁阻转子, 形成两组闭合回路。该位置的磁力联轴器处于稳定平衡点, 输出转矩为0。若系统发生微小偏移($\theta_r \neq 0^\circ$), 所产生的转矩方向始终指向恢复至 $\theta_r=0^\circ$ 的方向, 形成恢复转矩。

随着负载增大, 永磁转子与磁阻转子间的相对位置 θ_r 也增大; 输出转矩按式(12)变化, 当 $N_t \theta_r=90^\circ$ 时, 输出转矩达到最大值。最大转矩 T_{d-max} 体现了双磁阻磁力联轴器的转矩能力, 当负载转矩超过 T_{d-max} , 双磁阻磁力联轴器产生过载保护, 永磁转子与磁阻转子发生打滑现象。

双磁阻磁力联轴器的非稳定平衡点为 $N_t \theta_r=180^\circ$ 。在该位置, 磁阻转子的齿与永磁转子的磁钢对齐。虽然经过内外磁阻转子的磁力线解耦, 但磁力线由永磁转子的磁钢发出后, 经过铁芯极聚磁, 绝大部

分磁力线沿切向通过磁阻转子的齿尖再回到永磁转子，形成回路。若系统发生微小偏移($\theta_r \neq 180^\circ$)，所产生的转矩方向将使偏移持续增大，磁力联轴器无

法自行恢复至 $\theta_r=180^\circ$ 状态，而是趋向于稳定的 $\theta_r=0^\circ$ 位置。当负载消失后，双磁阻磁力联轴器自动对准稳定平衡位置。

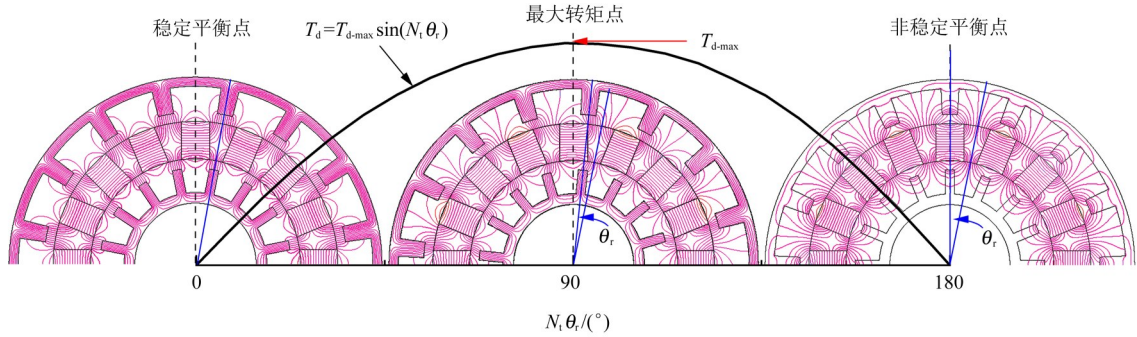


图5 双磁阻磁力联轴器输出转矩与转子位置关系
Fig. 5 Relation between output torque and rotor position of DR-MC

3 磁阻转子优化设计

所提出的双磁阻磁力联轴器尺寸参数如表1所示，其配置为 $N_i=2P_{pm}=16$ 。

表1 双磁阻磁力联轴器尺寸参数
Tab. 1 Specifications of the DR-MC

参数	数值
外磁阻转子外径 D_{o-o}/mm	80
外磁阻转子内径 D_{o-i}/mm	65
永磁转子外径 D_{pm-o}/mm	61
永磁转子内径 D_{pm-i}/mm	45
内磁阻转子外径 D_{i-o}/mm	41
外磁阻转子齿厚 H_o/mm	5.5
内磁阻转子齿厚 H_i/mm	5.2
外磁阻转子齿极弧系数 K_o	0.2
内磁阻转子齿极弧系数 K_i	0.2
磁钢尺寸(厚×宽×长)/mm	8×6×20
内、外层气隙厚度/mm	2
轴向长度/mm	18
磁钢材料	钕铁硼,宽度方向充磁
背铁材料	50A470硅钢片

由式(10)和式(12)可知，双磁阻磁力联轴器转矩能力与磁导有关；而由图3可以看出，总体磁导与内外磁阻转子的齿极尺寸有关。磁阻转子的齿极弧度为 β ；齿距为 $2\pi/N_i$ 。定义磁阻转子齿极弧系数为

$$K = \frac{\beta}{2\pi/N_i} = \frac{\beta N_i}{2\pi} \tag{13}$$

记内、外磁阻转子齿极弧系数分别为 K_i 和 K_o 。图6所示为双磁阻磁力联轴器的转矩能力与齿极弧系数的关系曲线。采用控制变量法，在齿极弧系数

0.15~0.4范围内， K_i 和 K_o 单一参数增大，对应的转矩能力先稍微增大后下降，且在超过0.2后，下降趋势明显。取 $K_i=K_o=0.2$ 。

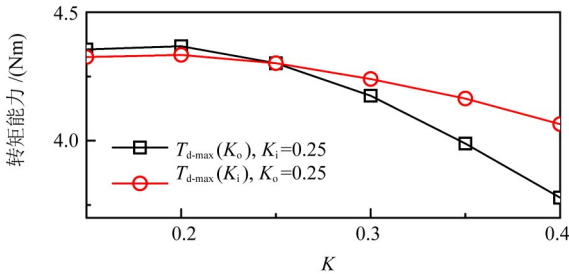


图6 双磁阻磁力联轴器的转矩能力与齿极弧系数的关系曲线
Fig. 6 Torque capacity versus teeth arc ratio of reluctance rotors in DR-MC

需要说明的是，双磁阻磁力联轴器齿极弧系数比较小，能够有效降低材料用量，便于轻量化设计。

进一步地，保持双磁阻磁力联轴器的外径不变，对内外磁阻转子的齿厚进行优化。图7所示为内外磁阻转子不同齿厚下磁力联轴器的转矩能力图谱。当内磁阻转子齿厚 H_i 一定时，转矩能力随外磁阻转子齿厚 H_o 的增大先增大后减小，在 $H_o=5\sim5.5\text{ mm}$ 附近，接近最大值；当 H_o 超过最优值后，继续增大，永磁体用量减少，会导致磁力下降，转矩能力明显降低。当 H_o 一定时， H_i 的变化对永磁体用量不产生影响，因此，转矩能力随 H_i 的增大先增大，但在超过5 mm后，趋于平缓。本文取 $H_o=5.5\text{ mm}$ ， $H_i=5.2\text{ mm}$ 。

双磁阻磁力联轴器中包含两个磁阻转子，设计时需要考虑两个磁阻转子的相对位置对转矩能力的影响。图3定性给出了内外磁阻转子相对位置对总体磁导的影响。图8所示为双磁阻磁力联轴器转矩能力与内外磁阻转子偏移角度 α 之间的关系曲线。在 $0\sim180^\circ/N_i$ 范围内，转矩能力随 α 的增大而减小。因此，

当 $\alpha=0$ 时,即内外磁阻转子齿-齿对齐,双磁阻磁力联轴器的磁导幅值 $[\Lambda_{d-0}(0)$ 和 $\Lambda_{d-1}(0)]$ 最大,对应的转矩能力最优。

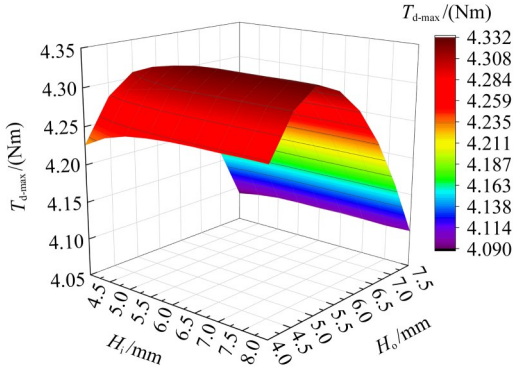


图7 双磁阻磁力联轴器的转矩能力与内外磁阻转子厚度的关系

Fig. 7 Effect of inner and outer reluctance rotor thickness on torque capacity in DR-MC

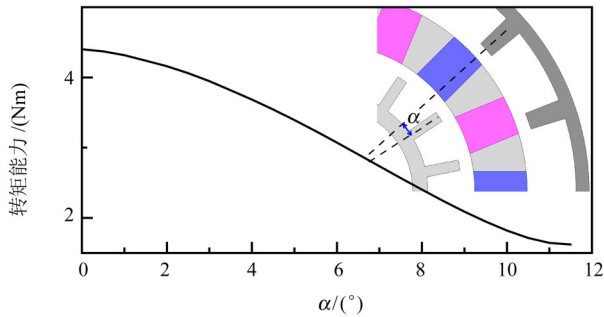


图8 内外磁阻转子偏移对双磁阻磁力联轴器转矩能力的影响

Fig. 8 Effect of inner-outer reluctance rotor offset on torque capacity of DR-MC

4 双磁阻磁力联轴器电磁特性分析

4.1 磁场分布

双磁阻磁力联轴器磁通密度分布如图9所示,最大磁通密度为1.9 T。结合图5所示的磁力线分布,可以看出,磁力线在铁芯极处分流,形成低磁通密度区,且永磁转子与磁阻转子相对位置发生变化时,低磁通密度区在铁芯极上的位置不变。设计时,可在低磁场密度区开孔,方便机械装配,同时能够保证对磁路不产生明显影响。

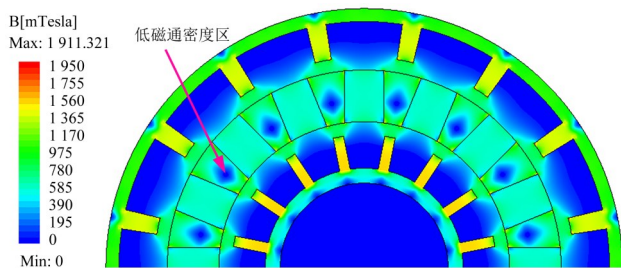


图9 双磁阻磁力联轴器磁通密度分布

Fig. 9 Flux density distribution of the DR-MC

式(4)给出了磁阻式磁力联轴器的气隙磁通密度表达。对式(4)采用三角函数积化和差公式,得到简化后的气隙磁通密度表达式为

$$B_a(\theta) = F_{pm} \Lambda_0 \cos \left[\frac{N_l}{2} (\theta - \theta_r) \right] + \frac{1}{2} F_{pm} \Lambda_1 \cos \left[\frac{N_l}{2} (\theta + \theta_r) \right] + \frac{1}{2} F_{pm} \Lambda_1 \cos \left(\frac{3N_l}{2} \theta - \frac{N_l}{2} \theta_r \right) \quad (14)$$

可以看出,气隙磁通密度中包含极对数为 $N_l/2=P_{pm}$ 的基波,以及极对数为 $3N_l/2$ 的谐波。图10所示为双磁阻磁力联轴器气隙径向磁通密度。图10(a)为气隙径向磁通密度波形,内外层气隙磁通密度的基波极对数均为8,且内外层气隙磁场方向相反。图10(b)为对应的气隙径向磁通密度频谱,显著磁通密度的极对数分别为8和24,与式(14)吻合。图10(c)对比了双磁阻磁力联轴器、外磁阻磁力联轴器(去除双磁阻磁力联轴器的外磁阻转子)和内磁阻磁力联轴器(去除双磁阻磁力联轴器的内磁阻转子)的气隙径向磁通密度(极对数为8的基波),双磁阻磁力联轴器的气隙磁通密度幅值较单磁阻磁力联轴器对应气隙磁通密度幅值有所减小。

4.2 静态转矩

双磁阻磁力联轴器静态转矩能够反映转子转矩与相对位置之间的关系。将内外磁阻转子固定,永磁转子以 $1(^{\circ})/s$ 的速度转动,所得双磁阻磁力联轴器的静态转矩特性如图11所示。作用在内、外磁阻转子和永磁转子的最大转矩分别为 $T_{i-max}=1.3 \text{ N}\cdot\text{m}$ 、 $T_{o-max}=3 \text{ N}\cdot\text{m}$ 和 $T_{d-max}=4.3 \text{ N}\cdot\text{m}$,且满足 $T_{d-max}=T_{i-max}+T_{o-max}$ 。

5 双磁阻磁力联轴器样机测试

图12所示为双磁阻磁力联轴器样机示。永磁转子采用矩形磁钢和扇形硅钢片铁芯交替排布;永磁转子极对数为 $P_{pm}=8$ 。内外磁阻转子安装于同一工件的腔体中,通过定位标志保证齿-齿对齐。样机磁阻转子齿极弧系数为 $K_i=K_o=0.25$,较优化值0.2略有偏差。

图13所示为样机测试装置。永磁转子与转矩传感器的轴固定连接,测试时固定永磁转子,手动旋转磁阻转子。双磁阻磁力联轴器去除1个磁阻转子可形成单磁阻转子,作为对比,本研究对内磁阻磁力联轴器和外磁阻磁力联轴器进行了测试。

测得双磁阻磁力联轴器的最大转矩如表2所示。对应的测试值与仿真值对比如图14所示。由于安装

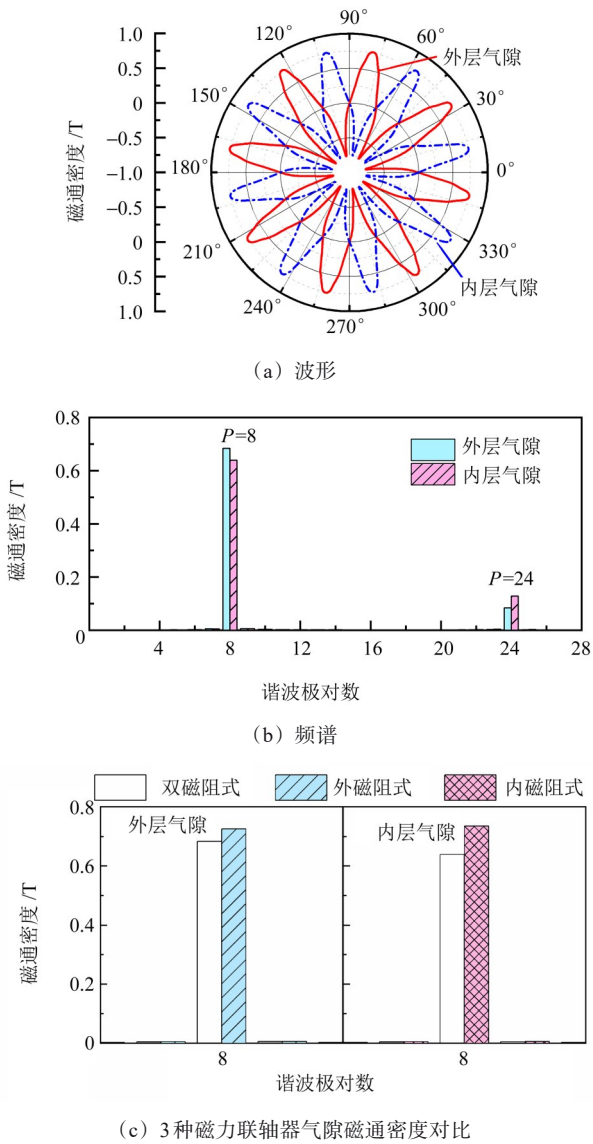


图 10 双磁阻磁力联轴器气隙径向磁通密度
Fig. 10 Radial flux density in air-gaps of the DR-MC

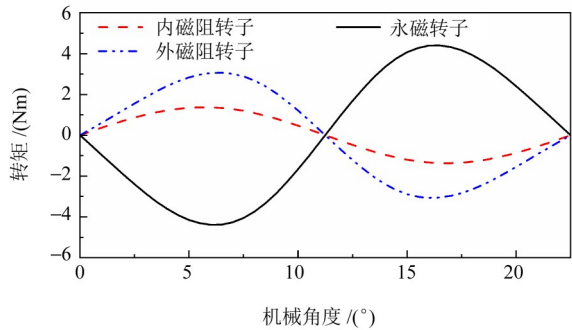


图 11 双磁阻磁力联轴器静态转矩
Fig. 11 Static torques of the DR-MC

误差的存在，测试值比仿真值要小，特别是矩形磁钢使得样机外层气隙的厚度大于计算模型，导致测得的双磁阻磁力联轴器转矩能力(3.7 N·m)较仿真计算值(4.1 N·m)下降，误差小于10%。

在表2和图14中，测试值和仿真值均显示，相

同尺寸下，所提出的双磁阻磁力联轴器的转矩能力大于内磁阻磁力联轴器和外磁阻磁力联轴器。相比同体积的外磁阻磁力联轴器，双磁阻磁力联轴器的转矩能力提升了42%[(3.7-2.6) N·m/2.6 N·m]。但双磁阻磁力联轴器的转矩能力小于内磁阻磁力联轴器和外磁阻磁力联轴器的转矩能力之和。结合图10(c)，其主要原因是，对于单磁阻磁力联轴器，主要磁通集中于单一工作磁路；而双磁阻结构中，磁通分流的路径导致每个磁阻转子实际耦合的磁通量减少，从而削弱了总转矩的叠加性。

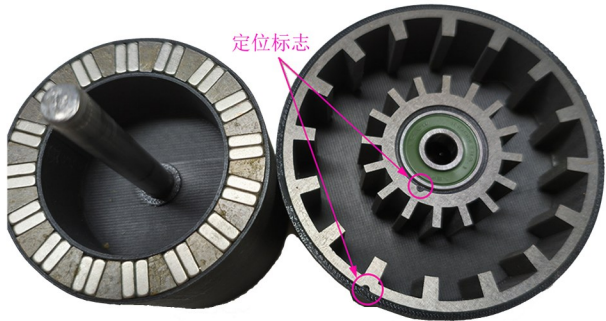


图 12 双磁阻磁力联轴器样机
Fig. 12 Prototype of DR-MC

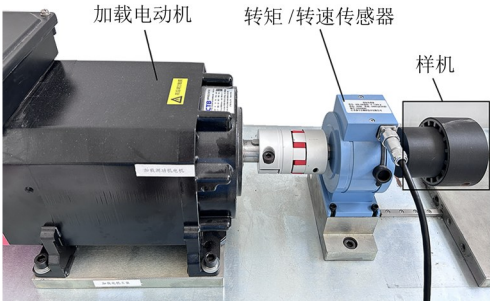


图 13 双磁阻磁力联轴器测试台
Fig. 13 Test bed for DR-MC

图15所示为双磁阻磁力联轴器的加载曲线。双磁阻磁力联轴器能够稳定传递转矩，在转矩能力允许范围内，输出转矩随负载的增大而增大。

表 2 磁阻磁力联轴器转矩能力
Tab. 2 Torque capacity of MCs

磁力联轴器	内磁阻式	外磁阻式	双磁阻式
转矩/(N·m)	1.5	2.6	3.7

6 结论

1) 所提出的双磁阻磁力联轴器采用轮辐状永磁转子，永磁转子产生的磁通同时耦合内外磁阻转子，形成双路径磁回路，显著提高了磁场利用率。内外磁阻转子的转矩叠加效应满足 $T_{d-max} = T_{i-max} + T_{o-max}$ ，但受限于磁通分流现象，双磁阻磁力联轴器输出转矩低

于内、外单磁阻磁力联轴器的线性叠加值。

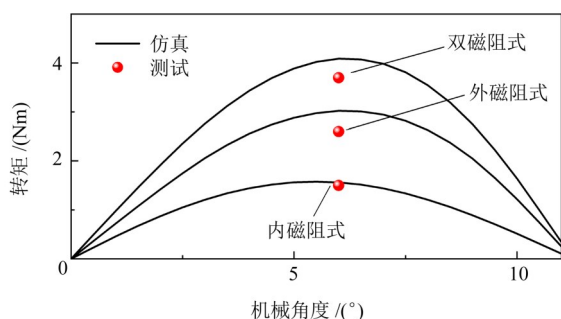


图14 磁力联轴器静态转矩

Fig. 14 Measured static torques of the three MCs

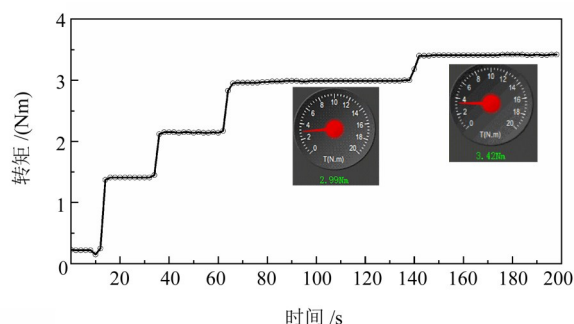


图15 双磁阻磁力联轴器加载测试

Fig. 15 On-load torque test of the DR-MC

2) 磁阻转子参数优化显示, 内外磁阻转子齿-齿对齐时, 转子齿极弧系数在 $K_i=K_o=0.2$ 处, 双磁阻磁力联轴器转矩能力近似最大值。

3) 双磁阻磁力联轴器通过轮辐状永磁转子与内外磁阻转子的协同作用, 显著提升了磁阻式联轴器的转矩性能。试验验证表明, 在相同尺寸下, 双磁阻磁力联轴器的最大转矩能力为 $3.7 \text{ N}\cdot\text{m}$, 较外磁阻磁力联轴器提升了 42%。

后续将进一步考虑气隙厚度、磁钢用量等参数, 对双磁阻磁力联轴器进行多目标优化设计, 并开展工程应用研究。

参 考 文 献

- [1] KIM I C, WATA J, TONGPHONG W, et al. Magnetic coupling for a 10 kW tidal current turbine: design and small scale experiments [J]. *Energies*, 2020, 13(21): 5725.
- [2] CONG M, LI T. Design and application of magnetic coupling used for ultra-high vacuum robot [C]//2008 15th International Conference on Mechatronics and Machine Vision in Practice. IEEE, 2009: 346-351.
- [3] YUAN W Q, LIU Y, LI D, et al. Research on overloading protection of permanent magnetic coupler in coal mine [J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2014, 597: 492-497.
- [4] 张进, 黄银蓉, 李云波, 等. 一种适用于小型纵轴流收获机的脱粒装置: CN222396266U [P]. 2025-01-28.
- [5] ZHANG Jin, HUANG Yinrong, LI Yunbo, et al. Threshing device suitable for small longitudinal axial flow harvester: CN222396266 U [P]. 2025-01-28.
- [6] MRAK B, LENAERTS B, DRIESEN W, et al. Optimal magnetic spring for compliant actuation—validated torque density benchmark [J]. *Actuators*, 2019, 8(1): 18.
- [7] DOLISY B, MEZANI S, LUBIN T, et al. A new analytical torque formula for axial field permanent magnets coupling [J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2015, 30(3): 892-899.
- [8] 田杰, 徐严磊. 安装误差下径向永磁联轴器振动特性分析 [J]. *机械传动*, 2020, 44(1): 137-142.
- [9] TIAN Jie, XU Yanlei. Analysis of vibration characteristic of radial permanent magnet coupling under installation error [J]. *Journal of Mechanical Transmission*, 2020, 44(1): 137-142.
- [10] LUBIN T, COLLE A. Simulation analysis and experimental evaluation of the transient behaviour of a reluctance magnetic coupling [J]. *IET Electric Power Applications*, 2020, 14(3): 391-397.
- [11] WANG J X, WANG D Z, WANG S H, et al. A review of recent developments in permanent magnet eddy current couplers technology [J]. *Actuators*, 2023, 12(7): 277.
- [12] LI Y B, LIN H Y, TAO Q C, 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): 8000805.
- [13] LI D Y, WANG S, GUO Y C, et al. Modelling and experimental study of halbach array magnetic coupler [J]. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 2023, 27(1): 261-269.
- [14] LIU R H, HAN H L, ZHANG J D, et al. 3-D analytical model of magnetic field for axial-flux permanent magnet couplings [J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2024, 60(10): 8000707.
- [15] 刘晓, 肖罗鹏, 崔鹤松, 等. 新型二段 Halbach 阵列轴向永磁联轴器的多目标优化 [J]. *电机与控制学报*, 2021, 25(6): 63-71.
- [16] LIU Xiao, XIAO Luopeng, CUI Hesong, et al. Multi-objective optimization of axial magnetic couplings with two-segment Halbach array [J]. *Electric Machines and Control*, 2021, 25(6): 63-71.
- [17] 张嘉睿, 何涛, 苏桂龙, 等. 筒式永磁联轴器传动特性解析算法及结构优化 [J]. *中国机械工程*, 2024, 35(9): 1575-1583.
- [18] ZHANG Jiarui, HE Tao, SU Guilong, et al. Analytical algorithm and structural optimization of transmission characteristics of cylindrical permanent magnet couplings [J]. *China Mechanical Engineering*, 2024, 35(9): 1575-1583.
- [19] 杨先进. 磁阻式永磁磁力联轴器磁场分析及动力学研究 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2017: 53-61.
- [20] YANG Xianjin. The magnetic field analysis and dynamics research of reluctance type permanent magnet magnetic coupling [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2017: 53-61.
- [21] LUBIN T, VAHAJ A A, RAHIDEH A. Design optimisation of an axial-flux reluctance magnetic coupling based on a two-dimensional semi-analytical model [J]. *IET Electric Power Applications*,

- 2020, 14(5):901-910.
- [17] DORGET R, LUBIN T. Non-linear 3-D semi-analytical model for an axial-flux reluctance magnetic coupling[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2022, 37(3):2037-2047.
- [18] ZHAO F, LIPO T A, KWON B I. Dual-stator interior permanent magnet vernier machine having torque density and power factor improvement[J]. Electric Power Components and Systems, 2014, 42(15):1717-1726.
- [19] 张进. 双定子同极内嵌永磁游标电机转子永磁体极弧系数优化[J]. 微特电机, 2023, 51(10):6-9.
- ZHANG Jin. Permanent magnet arc ratio optimization for a dual-stator vernier machine with consequent-pole rotor[J]. Small & Special Electrical Machines, 2023, 51(10):6-9.
- [20] ZHANG J, ZHANG Q J. Investigation of the torque transmission characteristics in dual-flux-modulated magnetic gear[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2020, 56(11):8000808.

Design and transmission characteristic analysis of a dual-reluctance magnetic coupling

ZHANG Jin¹ XU Weisong²

(1. School of Electronics and Information Technology, Guang'an Vocational and Technical College, Guang'an 638000, China)

(2. Suqian Jiuheng Machinery Co., Ltd., Suqian 223800, China)

Abstract: [Objective] To address the high manufacturing cost of traditional permanent magnet magnetic couplings (PM-MCs) and the insufficient torque capacity of reluctance MCs, a novel dual-reluctance MC (DR-MC) is proposed. [Methods] Firstly, a DR-MC composed of a spoke-type PM rotor and inner/outer reluctance rotors is constructed. Based on the magnetic field modulation characteristics of reluctance rotors, mathematical models of air-gap magnetic conductance and magnetomotive force were established to theoretically derive the air-gap magnetic flux density and output torque of the MCs. Then, with the goal of maximizing torque capacity, the tooth dimensions of reluctance rotors and the offset angle between inner and outer reluctance rotors were optimized. The magnetic field distribution and static torque characteristics of the DR-MC were analyzed, and a prototype was fabricated for test validation. [Results] Prototype tests show that, under the same dimensions, the torque capacity of the DR-MC is 42% higher than that of the outer reluctance MC, and it can stably transmit torque.

Key words: Magnetic coupling (MC); Dual-reluctance (DR); Transmission mechanism; Torque capacity; Electromagnetic characteristics