

MW级永磁风力发电机整体退磁与 补充磁装备研究及应用

李锐¹, 涂章², 吕以亮¹, 邹应冬³, 王秋良⁴, 李亮^{1*}

- (1. 国家脉冲强磁场科学中心(华中科技大学), 湖北省 武汉市 430074; 2. 东莞磁脉电气科技有限公司, 广东省 东莞市 523000; 3. 东方电气集团东方电机有限公司, 四川省 德阳市 618000;
4. 中国科学院电工研究所, 北京市 海淀区 100190)

Research and Application of Post Assembly Demagnetization and Supplementary Magnetization Equipment for MW-class Permanent Magnet Wind Turbines

LI Rui¹, TU Zhang², LYU Yiliang¹, ZOU Yingdong³, WANG Qiuliang⁴, LI Liang^{1*}

- (1. Wuhan National High Magnetic Field Centre (Huazhong University of Science and Technology), Wuhan 430074, Hubei Province, China; 2. Dongguan Cimai Electric Technology Co., Ltd., Dongguan 523000, Guangdong Province, China; 3. Dongfang Electric Machinery Co., Ltd., Dongfang Electric Corporation, Deyang 618000, Sichuan Province, China; 4. Institute of Electrical Engineering, Chinese Academy of Science, Haidian District, Beijing 100190, China)

ABSTRACT: With the rapid growth in the installed capacity of large permanent magnet wind turbines in China, a substantial number of turbines will enter the decommissioning and recycling stage in the near future. Conventional recycling methods for permanent magnet generators suffer from high energy consumption, significant environmental pollution, and an extremely high scrap rate of magnetic steel. Additionally, for permanent magnet motors that have lost magnetization due to faults, demagnetization and disassembly of the magnetic steel are required before supplementary magnetization, which entails considerable labor and material resources. Based on the post assembly magnetization technology for large permanent magnet motors, this paper proposes an in-situ demagnetization and supplementary magnetization method for large permanent magnet motors. First, the demagnetization and supplementary magnetization characteristics of NdFeB permanent magnets are investigated. Then, for the Dongfang Electric 26 MW permanent magnet wind turbine, the pulsed coil structure is optimized, and the mechanical stability under extreme conditions of high magnetic field and strong current is verified. Finally, taking the Dongfang Electric 18 MW and 26 MW permanent magnet wind turbines as examples, a set of integrated megawatt-level permanent magnet wind turbine

magnetization and demagnetization equipment is developed. This equipment enables in-situ demagnetization and supplementary magnetization of partially demagnetized magnetic poles for megawatt-scale large permanent magnet motors, providing a technical pathway for the decommissioning, recycling, and operational maintenance of permanent magnet wind turbines.

KEY WORDS: permanent magnet wind turbine; magnetic properties; in-situ demagnetization; post assembly supplementary magnetization; finite element analysis

摘要: 我国大型永磁风机装机容量大幅攀升, 未来有大量永磁风机进入退役回收阶段。传统永磁风机磁钢回收方法能耗大、污染严重且磁钢报废率极高; 部分因故障失磁的永磁电机, 需要将磁钢退磁拆卸后进行补充磁, 耗费人力物力。该文基于大型永磁电机整体充磁技术, 提出大型永磁电机原位退磁及补充磁方法。首先, 研究 NdFeB 永磁体退磁与补充磁特性; 然后, 针对东方电气 26 MW 永磁风机, 进行脉冲线圈结构优化设计并验证高磁场强电流极端条件下机械结构稳定性; 最后, 以东方电气 18 MW 与 26 MW 永磁风机为例, 研制一套兆瓦级永磁风力发电机整体充退磁一体化装备, 实现兆瓦级大型永磁电机的原位退磁与部分退磁后磁极的补充磁, 为永磁风力发电机的退役回收以及运行维护提供技术路线。

基金项目: 国家自然科学基金项目(51821005)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (51821005).

关键词: 永磁风力发电机; 磁特性; 原位退磁; 整体补充磁; 有限元分析

0 引言

近年,为进一步提高风能利用率和降低度电成本,风力发电机正朝着单机大功率化的方向发展^[1]。大型永磁风力发电机的磁极由多块永磁体拼装而成,现有制造技术多采用先分块充磁,后带磁装配的方法,预充磁的磁块在组装过程中由于强烈磁力作用,组装过程复杂、安全风险大,电机生产效率低^[2]。基于此,提出“先组装后充磁”的整体充磁技术,该技术目前多用于小尺寸、小功率电机^[3-8]。大型永磁电机的磁极数量多、体积大,转子整机或整极磁化所需的电源能量、线圈安匝数等与中小型永磁电机整体充磁相比,为数量级的增加。针对上述难点,华中科技大学杨宇平和王庆建等^[9-10]对2.5 MW直驱式永磁风力发电机转子进行整体充磁设计;在此基础上,华中科技大学李亮等^[11]提出20 MW级半直驱式大型永磁电机的整体充磁技术,成功实现20 MW级永磁电机的整极磁化。

风电机组一般按20年寿命进行设计,自2025年起,我国将会迎来风机退役的高峰期,预计至2030年,累计将有超过3万台机组达到退役年限,退役装机容量达4473万kW,由此带来的固体废弃物规模将达94.79万t^[12]。永磁电机传统热退磁方案多采用整机300℃热烘烤退磁,能耗巨大,高温烘烤带来的排污问题严重且经过热退磁处理后的永磁体报废率极高。未来,退役磁极磁钢回收再利用的需求将日益迫切^[13]。

永磁风机通常运行在恶劣工作环境下,其受高温升、强电枢去磁磁场、化学腐蚀和物理冲击等作用,电机转子上的永磁体容易出现退磁故障^[14],需要对永磁磁极进行退磁拆卸及磁极补充磁,耗费人力物力,永磁风机运行维护效率较低。据测算,2029年,中国海上风电维护市场的总规模将达140多亿元,如何及时、科学地开展海上风电场机群维护,减少因风电机组性能下降或故障导致的长时间停机损失,已成为亟待解决的难题之一^[15]。

现有电退磁方法多应用于原本无磁性,后因故障或持续施加外部磁场导致部分软磁材料具有剩磁的情况,采用导线缠绕在被磁化的部分通入交流或直流电进行电退磁^[16-17];对于变压器铁芯中存在的剩磁,可采用储能振荡退磁技术^[18]对其进行消磁处理。对于需要保持零磁状态的设备而言,采用在设备上铺设复杂线圈结构后通入交流电的方法进

行消磁处理^[19-20]。这些方法产生的磁场较小,仅能对矫顽力较低的软铁材料进行退磁,对于高矫顽力大体积的硬磁材料而言,难以通过简单绕组产生所需要的退磁场。另一方面,补充磁所需磁场强度相较于充磁更大,高强度磁场带来极端条件下的磁体载荷,大型永磁电机补充磁难以产生技术突破。

针对上述问题,本文基于大型永磁电机整体充磁技术,为兆瓦级永磁风机的退役回收以及运行维护提出一条技术路线并开展相关研究。

1 NdFeB 永磁体退磁与补充磁特性研究

永磁体作为永磁电机的磁性来源,其剩余磁通量是永磁体磁性质量的关键指标,这直接决定了永磁电机的运行性能^[21]。由于现有研究多针对于永磁电机磁极中永磁体的磁化过程,对于永磁体的电退磁过程以及具有磁化历史的永磁体补充磁理论研究较少,因此,本节针对26 MW电机中牌号为N48H的烧结型钕铁硼永磁体样品,将大块样品缩小至18 mm×18 mm×4.2 mm,进行一系列永磁体充退磁实验,根据实验结果结合理论模型,从而得到该永磁体样品退磁与补充磁特性。

1.1 永磁体退磁特性研究

磁性材料从饱和磁化状态退回到磁化强度为零的状态被称为反磁化过程,也称为退磁过程。永磁体发生退磁现象可能是由于温度波动、时间老化、电磁场作用、机械振动等诸多种原因^[22]。在电磁场作用下的退磁现象中,直流退磁是通过在永磁体施加一个反向磁化场进行永磁体的反磁化,根据定义,永磁体的内禀矫顽力即为永磁体磁化强度从正向值变到反向值经过 $M=0$ 时所对应的临界外加磁场强度大小。而交流退磁是通过在永磁体施加一个振幅逐步衰减的交流磁场来减少永磁体的磁化强度,其过程如图1所示。交流退磁的过程中,要求所施加的磁场始终与永磁体磁化方向相反,且磁场强度大于永磁体矫顽力。永磁体剩余磁化强度 M_r 会随着外界磁场的变化而发生改变,随着外部磁场 H 逐渐振荡减小至零,永磁体磁滞回线逐渐靠近原点,永磁体剩余磁化强度幅值也相应减小至原点附近,最终,永磁体失去磁性,完成永磁体退磁过程。

在磁畴理论^[23]中,Stoner-Wohlfarth(S-W)模型是一种描述形核型烧结NdFeB磁体磁化与反磁化的微磁学理想模型,可以用来分析磁矩转动的过程^[24]。根据S-W模型,定义 M_s 为磁畴的自发磁化

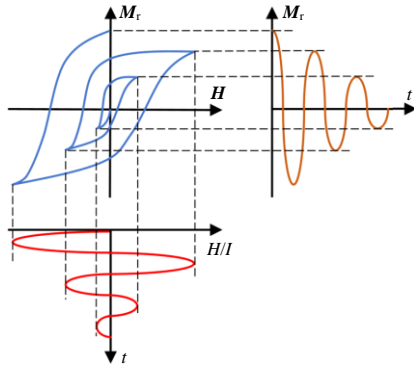


图 1 永磁体交流退磁原理

Fig. 1 Principle of AC demagnetization of permanent magnets

强度, ψ 为外加磁场 H 与易磁化轴之间的夹角, 永磁体中晶粒的形核场 H_N 可表达为

$$H_N = a \frac{2K}{\mu_0 |M_s|} - N_{\text{eff}} |M_s| \quad (1)$$

式中: a 和 N_{eff} 为永磁体的微结构参量; K 为永磁材料的磁各向异性常数, 均可通过实验确定。永磁体中所有晶粒形核场的平均值即为内禀矫顽力, 当永磁体为均匀磁体时, 内禀矫顽力 H_{cj} 与形核场相等。目前, 相关研究发现, 烧结 NdFeB 内禀矫顽力与角度的关系在常温下近似满足钉扎磁体的 Kondorsky 规律^[25-26], 即:

$$H_{\text{cj}}(\psi) = \frac{1}{\cos(\psi)} H_{\text{cj}}(0) = \frac{a}{2\mu_0 |M_s| \cos(\psi)} \quad (2)$$

式中 a 为畴壁能梯度的最大值, 与永磁体的微结构相关, 可通过实验确定。上述研究均表明, 随着外加磁场与易磁化轴夹角 ψ 增大, 内禀矫顽力也逐渐增大, 即磁性材料饱和和磁化所需外加磁场值也逐渐增大。

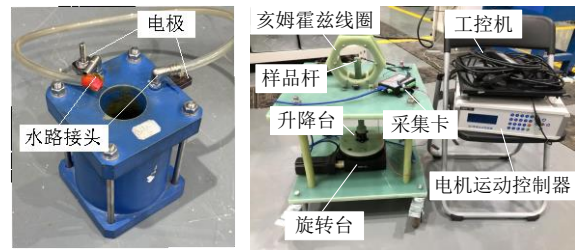
基于上述永磁体退磁理论, 当外加退磁磁场强度大于永磁体内禀矫顽力时, 永磁体发生退磁, 因此, 确定内禀矫顽力的实际值对于永磁磁极的退磁十分关键。基于式(2)可知, 永磁体内禀矫顽力与永磁体结构以及外加磁场方向有关, 需要通过进一步实验得到永磁体退磁场大小。

本节将采用如图 2 所示的小型充退磁实验装置对永磁体充退磁性能进行研究, 充退磁线圈参数列于表 1 中, 充退磁电源采用国家脉冲强磁场科学中心脉冲电源^[24], 定义永磁体饱和程度

$$\eta = \frac{\Phi}{\Phi_s} \times 100\% \quad (3)$$

式中: η 为饱和程度; Φ 为亥姆霍兹线圈测得磁通;

Φ_s 为饱和磁通值。



(a) 充退磁线圈 (b) 磁通测量装置

图 2 永磁体充退磁特性实验装置

Fig. 2 Experimental equipment for magnetization and demagnetization of permanent magnets

表 1 线圈参数

Table 1 Coil parameters

参数	数值	参数	数值
线圈内径/mm	60	线圈电阻/mΩ	36.46
线圈外径/mm	120	线圈电感/μH	431.85
线圈高度/mm	200	线圈匝数	16×6
导线外尺寸/mm ²	6.7×4.6	最大磁场/T	9
导线水路尺寸/mm ²	4.5×2.4	磁场不均匀度/%	0.56

将永磁体样品放入图 2(a) 中的充退磁线圈的中心区域, 由于线圈高度远高于永磁体高度, 在永磁体区域线圈可以产生一个均匀磁场, 为简化实验, 后续实验中磁场方向均平行于易磁化轴方向。根据式(2), 当外加磁场与易磁化轴夹角为零时, 永磁体内禀矫顽力取最小值:

$$H_{\text{cj}} = \frac{a}{2\mu_0 |M_s|} \quad (4)$$

从而得到永磁体退磁至磁中性状态时, 最小的外加磁感应强度:

$$B_d = \frac{a}{2M_s} \quad (5)$$

首先, 对永磁体样品进行单脉冲直流退磁实验, 将样品进行饱和充磁后, 对其进行半波脉冲退磁处理, 实验结果如图 3 所示。可知, 单次与逐次退磁的结果基本相同, 在样品饱和充磁后, 采用单个脉冲半波退磁至 86.7% 的饱和程度所需磁场峰值为 1.73 T, 退磁至 49.9% 的饱和程度所需磁场峰值为 2.14 T, 退磁至 0.3% 的饱和程度所需磁场峰值为 2.48 T。

然后, 研究永磁体的交流震荡退磁性能。将样品进行饱和和充磁后, 对其施加一个幅值逐渐衰减的交流震荡磁场进行退磁实验, 震荡磁场的波形如图 4 所示。

改变第 1 个半波的磁场峰值, 观察永磁体的退

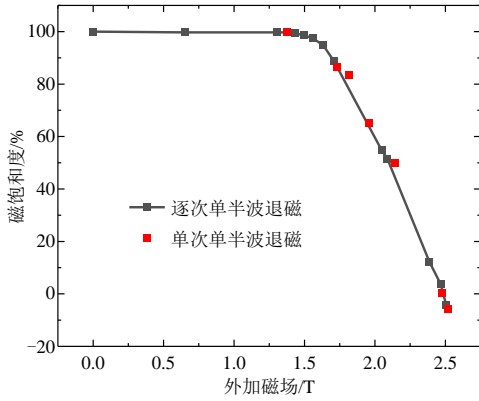


图3 单次与逐次退磁对比

Fig. 3 Comparison of single demagnetization with successive demagnetization

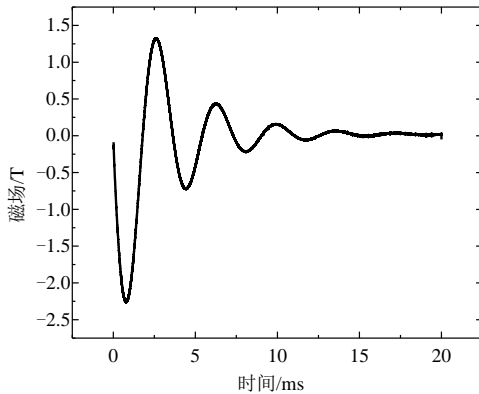


图4 退磁至-2.6%饱和程度的磁场波形

Fig. 4 Magnetic field waveform that demagnetizes to a saturation level of -2.6%

磁情况。在对饱和充磁的样品施加3个周期，第1个半波峰值不同的反向震荡磁场后，实验结果如图5所示。

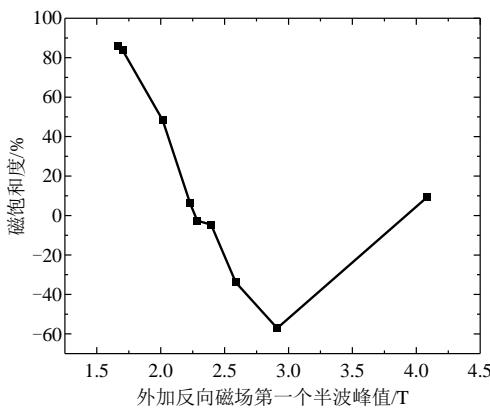


图5 交流震荡退磁结果

Fig. 5 Results of AC demagnetization

实验结果表明，饱和充磁后的样品，在3个周期的震荡磁场作用下，反向退磁至86.1%饱和程度，所需的第1个半波磁场峰值为1.66 T，退磁至48.4%饱和程度，所需的第1个半波磁场峰值为2.02 T，退磁至-2.6%饱和程度，所需的第1个半波磁场峰

值为2.29 T。随着外加反向磁场继续增大，当第1个半波磁场峰值达到2.58 T时出现明显反向磁化，这是由于震荡周期仅有3个且幅值衰减程度较大，第1个半波的磁场将永磁体反向磁化，但第2个半波磁场不足以将反向磁化的永磁体退磁，因而出现反向剩磁。当第1个半波磁场峰值达到4.08 T时，第2个半波磁场足以将因为第1个半波反向磁化的部分退磁，因而此时磁饱和度又进一步下降。

观察震荡退磁与脉冲退磁结果发现，振荡磁场波型中第1个反向半波与单半波脉冲退磁磁场的幅值相近，推论影响永磁体剩磁状态的主要原因在于第1个反向半波脉冲磁场对永磁体进行了退磁，因此，第1个反向的脉冲波幅值对于永磁体的退磁情况起关键性作用。根据实验结果，单脉冲直流退磁至磁中性状态磁场峰值为2.48 T，根据式(5)，得到永磁体发生完全退磁的外加退磁磁场为

$$B_a(\psi) = \frac{2.48}{\cos(\psi)} \tag{6}$$

1.2 永磁体补充磁特性研究

饱和磁化的永磁体在经历不同原因退磁后，其内部存在一个磁化历史，对于具有磁化历史的永磁体进行再次充磁的过程称为补充磁。为了探究磁化历史对永磁体磁化特性的影响，本节采用已经饱和和充磁的样品，对其施加不同的脉冲半波后退磁至不同饱和程度，而后再对其进行单次脉冲充磁，实验结果如图6所示。

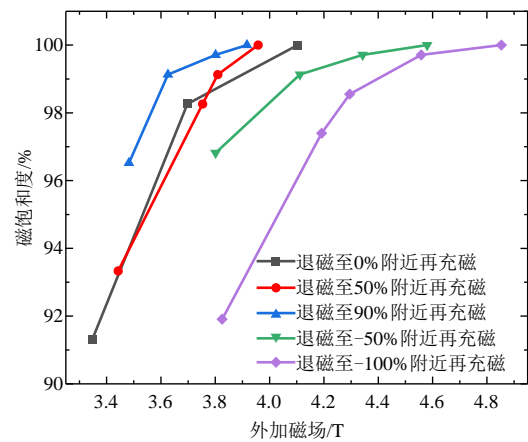


图6 不同程度脉冲退磁后再充磁对比

Fig. 6 Different degree pulse charge demagnetization and then magnetization comparison

由图6可知，采用单脉冲退磁至90%饱和程度时，饱和充磁所需单脉冲半波磁场峰值约为3.6 T；退磁至50%饱和程度时，饱和充磁所需单脉冲半波磁场峰值约为3.7 T；退磁至无磁性状态时，再饱和

充磁所需单脉冲半波磁场峰值约为 3.8 T。以上结果说明, 不饱和程度越高, 补充磁所需的磁场也越大; 而如果继续退磁至反向磁化, 则重新充磁至正向磁化状态则需要更大磁场。

对比未经磁化的永磁体直接充磁, 与具有磁化历史的永磁体补充磁实验结果如图 7 所示, 可以看出, 当永磁体经历磁化后再退磁这一磁化历史后, 对其再次进行充磁所需磁场强度要高于不存在磁化历史的永磁体。

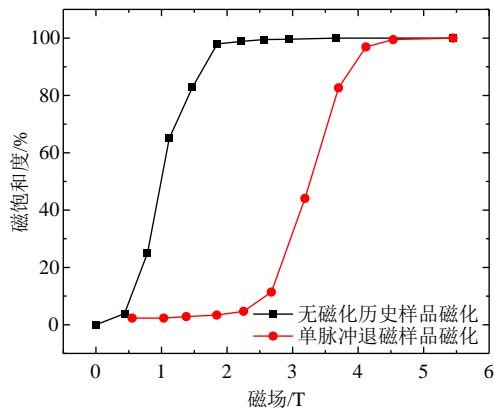


图 7 初始状态磁化与具有磁化历史样品磁化对比

Fig. 7 Comparison of initial state magnetization with samples with a history of magnetization

对于经历过退磁过程的永磁体而言, 在重新磁化的过程中, 除了畴壁的位移以及磁矩转向外, 还有反磁化核的形成和长大过程, 反磁化核是指其中的磁矩方向与周围环境的磁矩方向相反的一个小区域。根据发动场理论^[25-26], 反磁化核自身能量需要克服外界最大阻力时才能长大:

$$\mu_0 2H_s |M_s| dv \geq \mu_0 2H_0 |M_s| dv + \gamma ds + dE_d \quad (7)$$

式中: H_0 为临界场; 其余 2 项分别为反磁化核长大过程中畴壁能与退磁能的变化值。因此, 发动场 H_s 总是大于临界场 H_0 。因而, 当经历过退磁的永磁体需要重新充磁至饱和时, 其内禀矫顽力要大于未经过磁化的永磁体。

基于以上实验结果, 结合式(2), 可以得到永磁体补充磁至饱和所需磁场在取向方向上需达到至少 3.8 T, 得到以下包含角度关系饱和磁化判据:

$$B_s(\psi) = \frac{3.8}{\cos(\psi)} \quad (8)$$

需要说明的是, 这一系列实验中永磁体采用开路磁化方法, 永磁体内产生退磁场^[27-28], 该外加磁场大应大于永磁体内实际有效磁化磁场。对于整体充退磁技术而言, 装配在磁极盒内的永磁体经历的

是闭路磁化过程, 该过程没有退磁场影响, 因此, 实际补充磁磁场应当为外加磁场减去退磁场后的有效磁化场大小。后续为了保证补充磁磁极的饱和程度, 在仿真设计的过程中保留一定裕量, 认为永磁体退磁因子为零。

2 整体充退磁一体化系统线圈设计

对于退役报废磁极, 传统退磁方法多采用高温退磁, 不仅能耗巨大, 同时带来严重污染。针对这一问题, 提出一种永磁电机原位退磁方案。同时, 大容量永磁风机的运行维护过程存在诸多难题, 对于因故障失磁需要补充磁的永磁磁极, 传统方案采用先退磁后拆卸再充磁方法, 该过程困难复杂且耗费大量人力物力。基于此, 提出一种在线补充磁方法。

在永磁电机整体充磁的基础上, 本节首先分析设计线圈结构参数; 然后, 设计磁极原位退磁磁场的电磁参数; 同时结合磁极故障失磁情况设计补充磁磁场电磁参数, 进行电-磁-热-力耦合仿真, 制定原位退磁与整体补充磁方案。

2.1 磁体结构参数设计

半直驱永磁风力发电机具有极宽较宽、极间距较大的特点, 电机转子结构如图 8 所示。

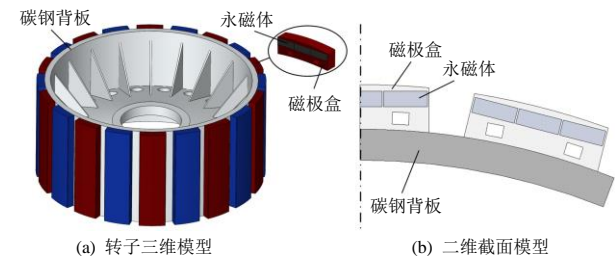


图 8 半直驱式永磁电机转子结构

Fig. 8 Rotor structure of semi-direct drive permanent magnet motor

由于磁极齿槽较深, 永磁体尺寸较大, 若采用磁极表面布设单线圈结构, 在目标磁极区域产生的磁场与永磁体易磁化轴分量夹角过大。由式(2)可知, 当夹角 ψ 越大, 永磁体内禀矫顽力越大, 永磁体退磁与补充磁所需磁场也就越大。基于半直驱式永磁电机转子结构, 充分利用磁极之间的空隙增加极间线圈结构, 从而有效改善充退磁磁场位形, 增大目标区域磁场易磁化轴分量, 进而减小总磁场大小。

首先, 初步分析线圈相对于磁极的位置。根据永磁磁极结构, 每次对单个磁极进行充退磁, 选择采用跑道型线圈结构。采用无限长细导线简化模型, 对外线圈在磁极位置所产生磁场进行初步计

算, 简化模型如图9所示, 线圈内径为 $2m$, 高度方向距离 P 点为 h 。

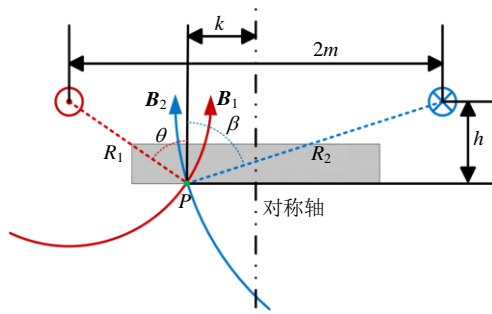


图9 简化计算模型

Fig. 9 Simplified calculation model

根据毕奥萨瓦尔定理与矢量叠加原理计算, 两根细导线在 P 点沿易磁化轴方向的磁场为

$$B_y = |B_1| \sin(\theta) + |B_2| \sin(\beta) = \left| \frac{\mu_0 I}{2\pi R_1} e_1 \right| \sin(\theta) + \left| \frac{\mu_0 I}{2\pi R_2} e_2 \right| \sin(\beta) = \frac{\mu_0 I}{2\pi \sqrt{(m-k)^2 + h^2}} \sin(\theta) + \frac{\mu_0 I}{2\pi \sqrt{(m+k)^2 + h^2}} \sin(\beta) = \frac{\mu_0 I}{2\pi} \left[\frac{m-k}{(m-k)^2 + h^2} + \frac{m+k}{(m+k)^2 + h^2} \right] \quad (9)$$

根据式(1)可以初步判断, 线圈的内径 $2m$ 越小, 距离永磁体距离 h 越小, 磁场 B_y 越大。但为保证磁场在磁钢角落处沿易磁化轴磁场分量满足需求, 线圈内径不宜过小, 将外线圈内径定为与磁钢最宽处宽度相同尺寸。实际情况中, 出于对线圈与转子之间安全绝缘距离及预留线圈加固及装配空间的考虑, 本文将外线圈与磁极盒上表面的距离定为 5 mm 。对于极间线圈而言, 为了线圈与磁极安装方便, 极间线圈内径与磁极侧面距离预留 5 mm 空间。

由于外线圈处于磁极表面, 可使用空间较大, 可令其匝数更多, 作为磁场来源的主要贡献。当线圈中通入脉冲电流时, 线圈会积累热量, 当线圈温度达到一定值时可能会对线圈造成破坏。因此, 对于匝数较多的外线圈, 采用 $6.7\text{ mm} \times 4.6\text{ mm}$ 空心导线, 内壁水管尺寸为 $4.5\text{ mm} \times 2.4\text{ mm}$ 。而对于处于磁极齿槽内的极间线圈, 由于其直边部分需要靠自身强度保持结构稳定性, 因此, 采用截面较大的 $15\text{ mm} \times 4\text{ mm}$ 实心导线。确定磁体所采用的导体规格后, 接着对磁体的匝数进行分析设计。

由于外线圈作为目标磁场主要贡献来源, 首先确定外线圈匝数。将线圈作为整体充磁线圈进行优化设计, 采用参数化扫描方法对其匝数进行分析,

在固定电源能量的情况下, 增大外线圈的径向匝数 N_x 与轴向层数 N_y 以期得到更大的目标磁极饱和和充磁程度, 得到的结果如图10所示。

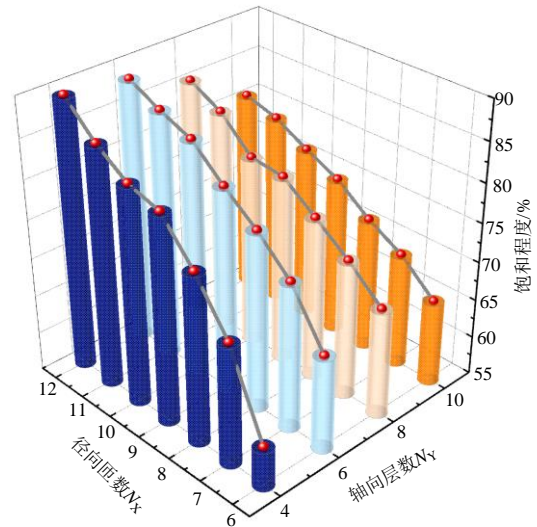


图10 不同外线圈匝数下的磁极饱和程度

Fig. 10 Saturation degree of the magnetic pole under different turns of external coil

根据仿真结果得出如下规律: 在电源能量一定的情况下, 随着外线圈径向匝数 N_x 的增大, 目标磁极的饱和程度逐步提高; 对于外线圈的轴向层数 N_y , 当层数达到8层以上时, 随着轴向层数的增加, 磁极的饱和程度反而有下降趋势。这是因为当 N_y 过大时, 由于增加的层数离目标区域距离较远, 产生的磁场贡献较小, 反而由于电阻电感的增大削弱了电流密度, 因此, 将轴向层数 N_y 确定为8层; 对于径向匝数, 过多的径向匝数 N_x 会在相邻磁极上产生杂散磁场, 该磁场可能对已经磁化的磁极产生退磁效应, 或对已经退磁的相邻磁极重新磁化。因此, 在目标磁钢区域尽可能产生足够大的取向方向磁场的条件下, 同时限制磁体不对相邻磁极产生影响, 此处同步引入极间线圈结构参数进行协同优化设计。由于极间线圈会改善目标磁极与相邻磁极区域磁场波形, 使得磁场的取向方向分量增大, 因此, 目标磁极的磁化饱和程度会有所提升的同时, 相邻磁极的退磁程度则会下降。本文针对极间线圈匝数进行参数化扫描设计, 固定外线圈匝数的同时增大极间线圈径向匝数 N_x 与轴向层数 N_y , 观察目标磁极的磁化饱和程度以确定极间线圈匝数。

由图11可知, 随着极间线圈径向匝数 N_x 的增大, 目标磁极的饱和程度进一步提高, 因此, 在考虑预留加固结构的情况下, 将极间线圈的径向匝数 N_x 定为10匝, 轴向层数 N_y 定为2层, 该结构参数

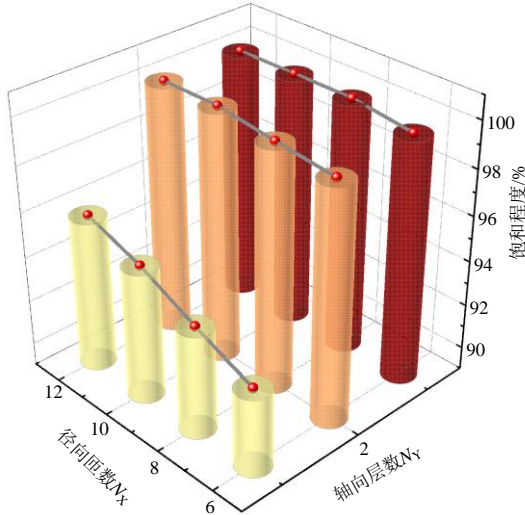


图 11 不同极间线圈匝数下的磁极饱和程度
Fig. 11 Saturation degree of the magnetic pole under different turns of interpole coil

下磁极饱和程度已达 100%。

确定极间线圈结构参数后,最后确定外线圈的径向匝数 N_x 。外线圈对相邻磁极的影响已通过极间线圈进行改善,然而,当 N_x 继续增加时,极间线圈所受到来自外线圈的径向电磁力将会进一步提高。确定极间线圈参数后逐步增大外线圈径向匝数 N_x ,观察极间线圈受力峰值,结果如图 12 所示。过大的电磁力对极间线圈的加固方案带来更大的挑战,为了保证磁体系统的结构稳定性,确定外线圈的径向匝数 N_x 为 11 匝。

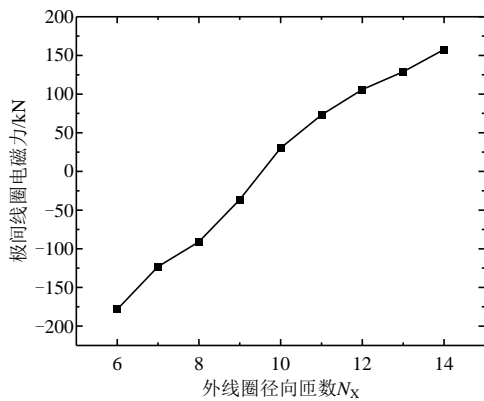


图 12 极间线圈受轴向电磁力变化趋势
Fig. 12 Tendency of the interpole coil to receive axial electromagnetic force

2.2 电源参数设计

基于上文线圈位置分析与线圈匝数优化结果设计充退磁磁场,针对 26MW 永磁磁极设计退磁与补充磁方案。在 COMSOL 有限元仿真软件中进行建模分析,由于跑道型线圈长径比较大,采用二维对称模型简化计算。双线圈结构如图 13 所示。

为了保证双线圈产生的磁场同步,外线圈与极间线圈采用串联连接,双线圈电路拓扑结构如图 14 所示。

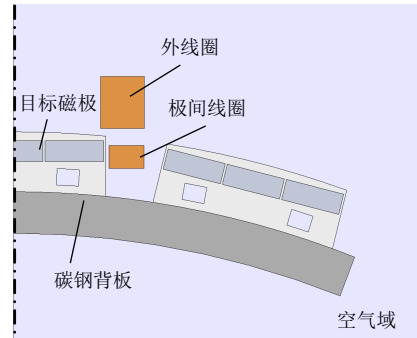


图 13 双线圈方案的 COMSOL 二维模型
Fig. 13 Two-dimensional model of two-coil scheme in COMSOL

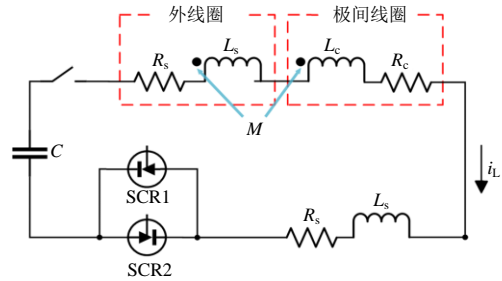
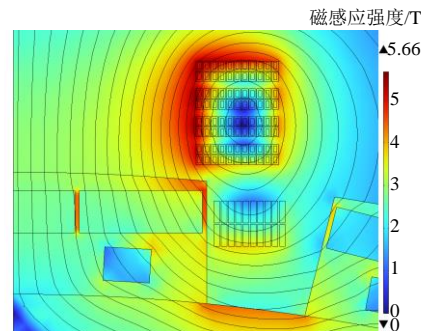


图 14 双线圈方案电路拓扑
Fig. 14 Two-coil scheme circuit topology

2.2.1 退磁磁场电磁设计

东方电气 26MW 永磁电机已通过分块充磁后带磁装配的方法进行组装,磁极已带有磁性。对于已经饱和磁化的磁极进行退磁至磁中性状态的退磁场仿真计算。根据式(6)得到的永磁体退磁判据,依据此退磁判据设计电源电磁参数。由于本文采用单脉冲直流退磁,为了减小转子背板中涡流对线圈磁场的影响,电源电容选取最大值 12.2 mF 且固定不变。逐步提高放电电压直至 15kV 时,磁场分布与目标区域退磁情况如图 15 所示。

由仿真结果可知,退磁至零饱和程度的区域占比 90.445%,认为磁极此时已基本退磁至磁中性状态,已足以便于实际磁极的拆卸过程。



(a) 退磁磁场波形

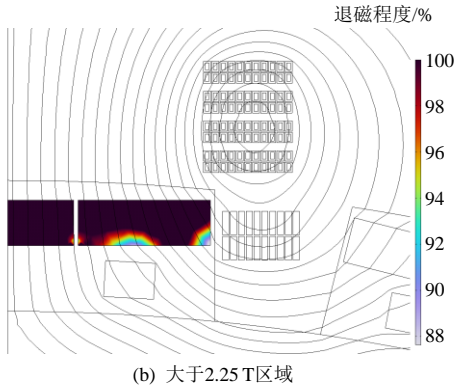


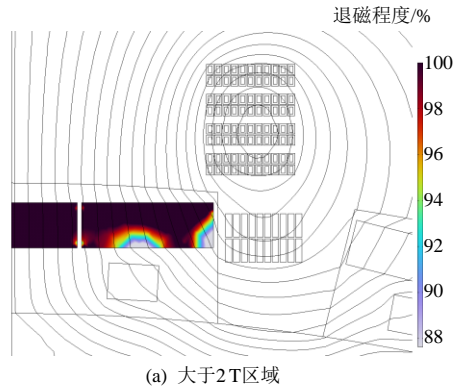
图 15 退磁磁场分布与饱和情况

Fig. 15 Distribution and saturation of demagnetized magnetic field

2.2.2 补充磁磁场电磁设计

为了验证一体化装备在线补充磁的可行性，需首先模拟磁极在运行过程中出现部分失磁的情况，对磁极进行部分退磁处理，而后再对失磁磁极进行补充磁实验。

对已经饱和和充磁的 26MW 永磁磁极进行退磁仿真计算。基于上文永磁体退磁特性实验结果，采用单脉冲半波直流退磁，以退磁磁场大小 2T 作为部分退磁的设计目标，2.48 T 作为反向磁化的临界值，基于此退磁判据设计退磁磁场电磁参数。当放电电压采用 10.8kV 时，在目标区域产生大于 2T 磁场区域与大于 2.48 T 磁场区域如图 16 所示，大



(a) 大于2T区域

(b) 大于2.48 T区域

反向磁化程度/%

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

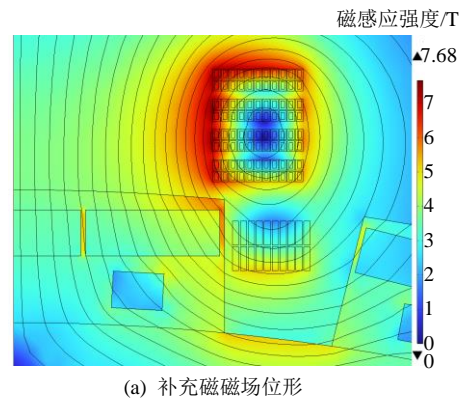
(b) 大于2.48 T区域

(b) 大于2.48 T区域

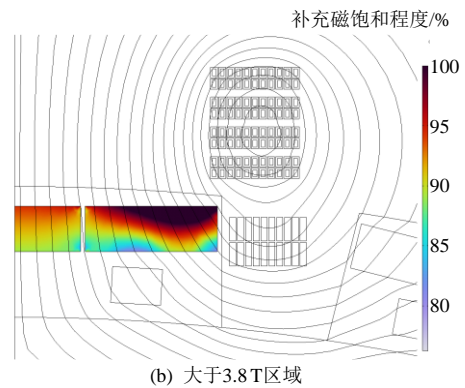
图 16 退磁区域分布
Fig. 16 Demagnetization area is distributed

于 2T 区域占比 92.967%，大于 2.48T 区域占比 11.895%。

由于永磁磁极经饱和和充磁后退磁，永磁体存在磁化历史，根据式(8)得到的补充磁磁化判据，退磁后再充磁所需磁场提高至 3.8 T。基于此磁化判据，因电源最大放电电压为 20kV，为保证电源安全，选择放电电压 19 kV，充磁磁场位形与大于 3.8 T 区域分布如图 17 所示。充磁磁场大于 3.8 T 区域占比 13.033%，对比前述退磁仿真中，退磁场大于 2.48 T 发生反向磁化的区域，可以对其进行覆盖，从而完成磁极的补充磁。



(a) 补充磁磁场位形



(b) 大于3.8 T区域

图 17 补充磁磁场分布与饱和情况
Fig. 17 Supplement magnetic field distribution and saturation

根据上述电磁仿真方案，详细电源电磁参数及线圈参数如表 2 所示。

表 2 26 MW 半直驱机型电源及线圈结构参数
Table 2 26 MW semi-direct drive model power supply and coil structure parameters

参数	数值	参数	数值
电源电容/mF	12.2	峰值电流/kA	12.5/7.5/13.6
放电电压/kV	15/10.8/19	电流脉宽/ms	33
线路电阻/mΩ	60	线圈匝数	11×8/10×2
线路电感/mH	0.5	线圈电阻/mΩ	264.1/19.7
线圈温升/K	48/4.5	线圈电感/mH	13.16/2.36

2.3 结构稳定性研究

由于磁体工作在高重频高场强环境下, 强大的脉冲磁场会在线圈中产生极大电磁力, 若不对磁体进行额外加固措施, 线圈可能发生大变形, 超过材料的抗拉极限最终造成破坏。同时, 线圈中高重频的大电流脉冲会在磁体中积累热量, 若不及时散热可能会因过热破损失效。因此需在磁体制造之前对其外部加固结构进行设计与仿真验算, 并验证水冷线圈能否满足在每次放电时间间隔内冷却到初始温度。

2.3.1 力稳定性

对于传统螺线管磁体, 多采用沿线圈绕制方向环向缠绕高强纤维丝的方法进行加固, 这种加固方式针对径向电磁力较大的传统高场螺线管磁体被证明是有效的方法^[30]。而对于本文中所提出的跑道型磁体, 由于其存在较长的直边, 若采用传统环向加固方法, 其直边会发生极大变形, 环向加固失效。对于该种高长径比磁体, 本文选择采用轴径双向加固的方式, 在原有环向缠绕的玻璃纖維丝基础上, 在线圈直边上横向缠绕多层玻璃纖維从而减小跑道型线圈直边的变形情况。将该种加固方式应用于外线圈中, 具体模型如图 18(a)所示。

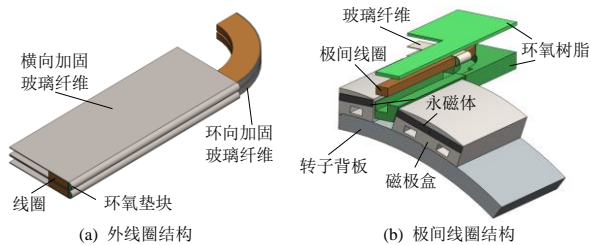


图 18 磁体结构示意图

Fig. 18 Schematic diagram of magnet structure

对于双线圈的另一结构极间线圈而言, 由于其装配位置处于转子磁极齿槽内, 在跑道型线圈的中心孔径位置存在转子磁极对加固纤维产生干涉, 无法采用与外线圈相同的横向纤维加固方式。针对极间线圈, 在环向纤维加固的基础上, 选择在端部位置缠绕部分横向纤维, 接着将纤维加固后的线圈安装在专门设计的环氧凹槽模具当中经灌胶封装后固定, 保证其结构稳定性。环氧凹槽与转子齿槽尺寸基本相同, 同时起到保证每次充退磁实验线圈与磁极的相对位置一致的功能, 具体装配方法如图 18(b)所示。

由于外线圈结构相对于极间线圈更为对称, 且其中包含水冷通道结构更为复杂, 选择在 COMSOL

中建立外线圈二维对称模型进行结构力学的仿真计算。对外线圈的力学分析结果如图 19(a)所示, 在双向纤维加固下, 线圈在充退磁不同工况下最大 Von Mises 等效应力为 120 MPa, 低于铜线的抗拉极限。仿真结果充分证明了环向与横向双向纤维加固方法的有效性与可行性。通过 ANSYS 软件对极间线圈的力学分析结果如图 19(b)所示, 在端部缠绕径向玻璃纖維加固配合特定形状的环氧板加固情况下, 极间线圈的最大 Von Mises 等效应力为 126.9 MPa, 低于铜的抗拉极限。综合上述仿真结果, 证明了该双线圈加固结构可以满足充退磁过程中重复加载极端电磁力载荷下的结构稳定性需求。

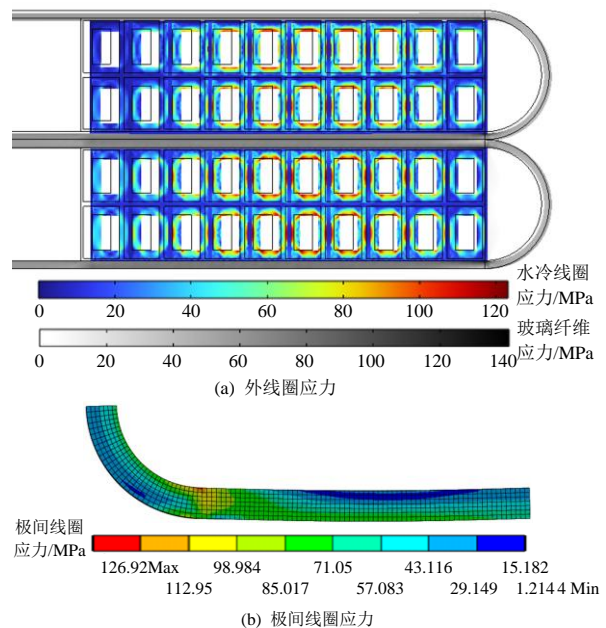


图 19 磁体应力分析结果

Fig. 19 Results of stress analysis of magnet

2.3.2 热稳定性

在线圈每次放电的过程中, 外线圈都会产生约 50 K 的温升, 由于磁体系统需要对整个转子多个磁极进行放电, 需经历多次放电过程, 若不采取适当冷却方法, 每次放电产生的热量会在磁体系统内累积, 最终可能造成磁体系统的损坏。因此, 外线圈选择采用空心导体绕制, 在其中通入冷却水进行冷却。通过 COMSOL 有限元仿真软件得到单次放电结束后线圈产生的总热量为 Q , 同时, 脉冲电流脉宽为 30 ms, 从而得到磁体在放电时间 Δt 内的平均热功率 P 为

$$P = Q / (V \cdot \Delta t) \quad (10)$$

将得到的平均热功率带入固体传热模块中计算, 得到线圈在 5 min 内的平均温度如图 20 所示。

从图中可以看出,线圈平均温度在 5 min 内降温至初始温度,满足冷却需求。

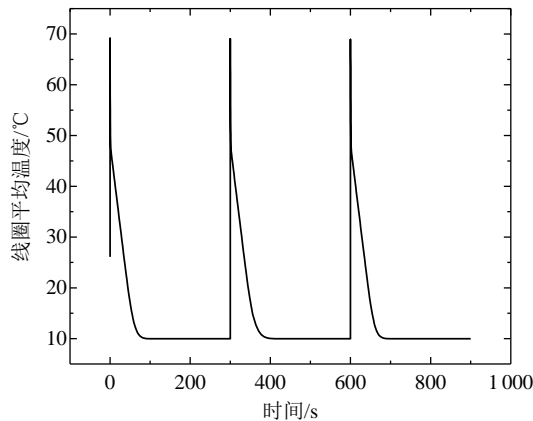


图 20 线圈平均温度

Fig. 20 Average temperature of the coil

3 兆瓦级永磁风机整体退磁及补充磁实验

基于上述充退磁线圈优化设计结果,绕制并组装双线圈磁体系统,进一步搭建整体充磁实验平台,完成对 26 MW 半直驱永磁风力发电机的原位退磁及 18、26 MW 半直驱永磁风力发电机磁极部分退磁后补充磁等相关试验。

3.1 磁体测试

由于线圈的实际绕制过程中,匝间厚度与导体总长度等都可能与仿真值不尽相同,因此需要首先对线圈的实际参数进行测量。采用电桥对线圈的电阻电感进行测量,实测电阻值为直流电阻,电感测量频率为 20 Hz,线圈参数实测值与仿真值对比如表 3 所示。

表 3 双线圈的电磁参数

Table 3 Electromagnetic parameters of double coil

参数	电阻/mΩ		电感/mH	
	仿真	实测	仿真	实测
分类				
极间线圈	19.7	19	2.35	0.8
外线圈	264.1	317.4	13.2	11.1
双线圈	283.8	344	15.6	14.5

3.2 兆瓦级永磁风力发电机原位退磁实验

东方电气 26 MW 半直驱式永磁风机整体充退磁一体化实验装置如图 21 所示,通过改变脉冲电流波形,即可根据要求在线圈中产生充磁或退磁场。整体充退磁一体化装备包括充退磁线圈、推进系统、旋转平台与水冷机组成,充退磁线圈采用前述线圈参数优化得到的双线圈结构。

进行 26 MW 单磁极退磁实验,采用单脉冲直流电退磁方法。由于磁极两端受到线圈半圆形端部

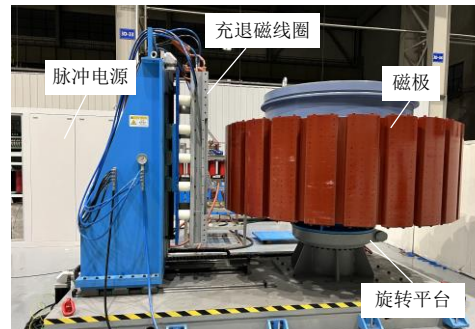


图 21 26 MW 永磁风机充退磁实验现场

Fig. 21 Magnetization and demagnetization test site of the 26 MW permanent magnet wind turbine

磁场作用,该处磁场较大,而磁极中心区域则为磁场最小区域。在磁极表面中心处选择一系列共 16 个测量点,采用手持高斯计进行表磁测量,逐步提高退磁磁场直至 2.75 T 时,发现两端磁场开始反向,退磁结果如图 22 所示。

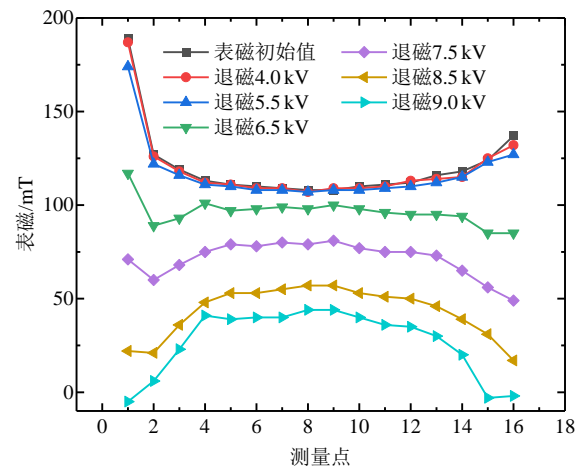


图 22 逐步退磁磁极表磁

Fig. 22 Pole surface magnetic field of the progressive demagnetization

由图 22 可知,磁极两端磁钢已基本退磁至磁中性状态,磁极中心区域表磁约 40 mT,相较初始未退磁情况已减少约 60%,可以证明该原位退磁方法有效。较低的剩磁已足以便于工人拆卸磁极与磁钢,极大地提高工人拆装效率。对比传统热退磁方法,永磁体报废率从 40%降低至低于 1%,退磁时间从原有 12 h 降低至 100 ms 即可完成整极的退磁,能耗方面,从 3000 kWh 降低至 24 kWh。证明原位退磁技术避免了热退磁过程中的能耗、污染与磁钢报废率问题,成功实现退役磁极的绿色回收。

3.3 兆瓦级永磁风力发电机补充磁实验

永磁电机运行过程中难免因化学腐蚀或电退磁原因造成磁极失磁故障,磁极剩磁的下降带来永磁电机磁动势减少,电机效率降低等问题。对于东

方电气 8 MW 故障磁极失磁情况进行分析，对比故障电机与正常运行磁极表磁如图 23 所示。

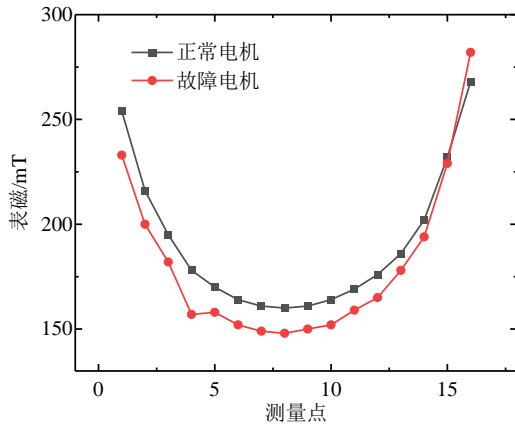


图 23 8 MW 故障磁极与正常磁极表磁对比

Fig. 23 Surface magnetic comparison between 8 MW faulty magnetic pole and normal magnetic pole

由图 23 可知，故障磁极相较于正常磁极退磁约 5%。基于该电机退磁情况，对 18 及 26 MW 磁极进行部分退磁后补充磁实验。

3.3.1 18 MW 风机补充磁实验

18 MW 半直驱式永磁风力发电机整体充磁装置样机如图 24 所示，由于结构相似，采用针对 26 MW 机型设计的双线圈对 18 MW 机型进行充退磁实验。

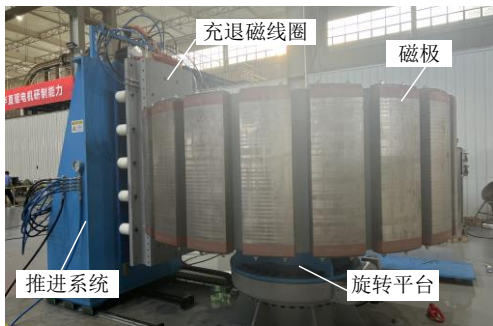


图 24 18 MW 转子充退磁实验现场

Fig. 24 Magnetization and demagnetization test site of the 18 MW permanent magnet wind turbine

首先，针对 18 MW 永磁风机的 1 号磁极进行整体充磁实验。根据前文充退磁方案设计，对比线圈测试结果，逐步提高充磁磁场直至 2.67 T。为了评估磁极的充磁质量，选择在磁极盒表面均匀选取 13 个测量点，通过高斯计测量磁极的表面磁场来验证充磁性能，磁极表磁情况如图 25 所示。当磁化场达到 2.67 T 后继续增大磁场时磁极表磁不再发生变化，即 2.67 T 为磁极临界饱和充磁磁场，为了保证磁极饱和充磁，后续磁极充磁至饱和所需磁场为 2.88 T。对相邻两列磁极同样进行 2.88 T 充磁实验，

再次进行 1 号磁极的表磁测量得到 1 号磁极磁饱和标准值，如图 25 所示。

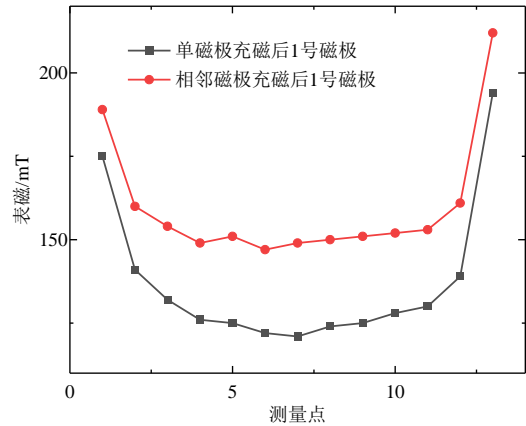


图 25 18 MW 整体充磁后表磁

Fig. 25 18 MW integral magnetized surface magnetic

根据 8 MW 故障磁极失磁情况，对 1 号磁极进行退磁实验，逐步提高退磁磁场直至 1.43 T。通过测量磁极的表面磁场评估退磁情况，取 1 号磁极与充磁实验测量中相同的 13 个点进行表磁测量，实验结果如图 26 所示。

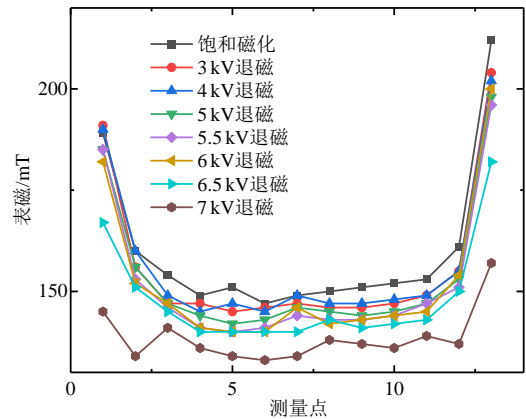


图 26 不同退磁场下的磁极表磁

Fig. 26 Magnetic pole surface magnetization under different demagnetization fields

分析退磁实验结果发现 1.12 T 退磁场已经对 1 号磁极起到退磁 5% 作用，而 1.43 T 退磁磁场则可以将磁极退磁至 90% 剩磁以下，该退磁情况足以表征因故障而发生部分失磁的永磁磁极。

然后，对 1 号磁极进行补充磁实验。根据前述永磁体充退磁实验研究，对于具有磁化历史的永磁体，补充磁磁场大于零状态下充磁磁场。逐步提高再充磁磁场，测量 1 号磁极表面相同测量点的表磁，实验结果如图 27 所示。当补充磁磁场达到 3.48 T 时磁极表磁基本不再增加，认为磁极已补充磁至饱和。

对比整体充磁及退磁后补充磁实验结果，由图 28 可知，1 号磁极经历退磁后再充磁已恢复至初

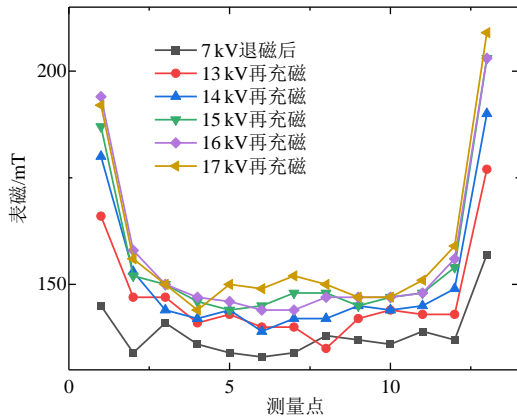


图 27 18MW 磁极补充磁实验

Fig. 27 18 MW pole supplementary magnetic experiment

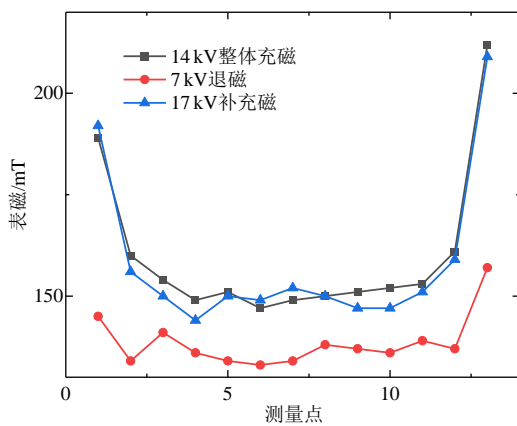


图 28 18MW 磁极整体充磁、退磁及补充磁对比

Fig. 28 Comparison of total magnetization, demagnetization and supplementary magnetization of 18 MW pole

始表磁。结果表明,该整体充退磁一体化系统可以实现磁极经历部分退磁发生故障后进行补充磁,使得磁极磁性恢复至初始状态,从而得以实现大型永磁转子的在线维护过程,避免了复杂低效的退磁拆卸再充磁工艺。单个磁极进行补充磁所需时间仅为 5 min,对于 1 台 20 极的永磁电机而言,仅需 100 min 即可完成整机的补充磁,显著地提升了因故障失磁的永磁电机的运行维护效率。

3.3.2 26 MW 风机补充磁实验

26 MW 转子磁极已预先通过先充磁后组装的方法完成装配,人工选取磁极表面均匀分布的 19 个测量点进行表磁测量。选择 3 号磁极作为实验目标磁极,初始状态下表磁数据如图 29 所示。

采取与 18 MW 永磁风机补充磁实验相同实验方案。首先,对 26 MW 永磁风机磁极进行部分原位退磁实验,选择其中 3 号磁极作为实验目标,根据前述实验结果,退磁磁场选择 1.43 T。对部分退

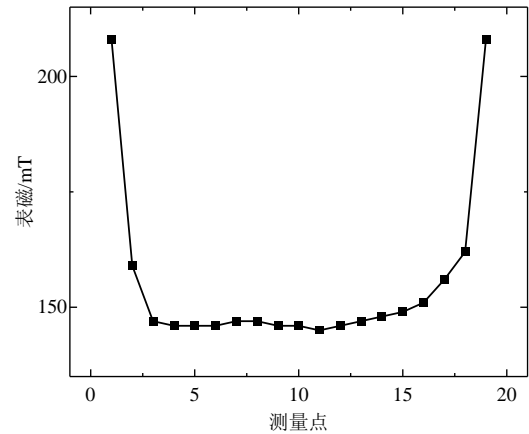


图 29 26 MW 转子 3 号磁极表磁

Fig. 29 26 MW rotor No. 3 pole surface magnetic

磁后的磁极表磁进行测量,退磁后的表磁与初始状态下的表磁对比如图 30 所示。

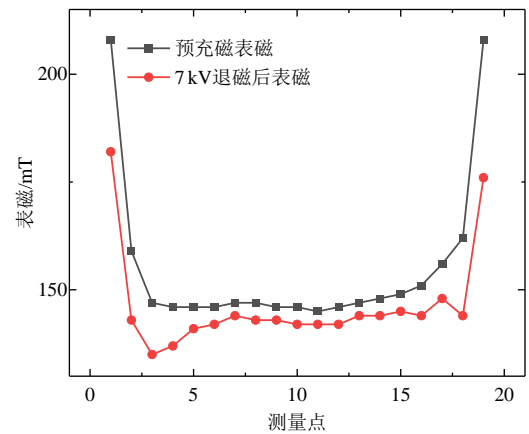


图 30 26 MW 磁极退磁后表磁

Fig. 30 26 MW magnetic pole demagnetization after the surface magnetic

通过计算,1.43 T 半波脉冲直流退磁磁场作用下,3 号磁极表磁平均值减少约 5.8%,退磁效果明显,已足以表征故障失磁磁极退磁情况。

然后,对已退磁的 3 号磁极进行补充磁实验,充磁逐步提高至 3.37 T 时磁极表磁基本不再增加,可以认为磁极在此磁场下已重新充磁至饱和。对比 18 MW 补充磁实验,由于针对 26 MW 磁极退磁程度低于上一实验,因此,该实验中采用更小补充磁磁场即可使磁极重新充磁至饱和状态,该实验结果符合 1.2.2 节中不同退磁程度的永磁体补充磁实验结果。对比磁极初始状态与退磁后再充磁的磁极表磁如图 31 所示。由结果可知,磁极已达到饱和,补充磁磁极表磁甚至略高于初始状态,这证明补充磁工艺在 26 MW 因故障失磁磁极上同样有效,同时进一步证实整体充磁下磁极磁性质量高于分块充磁后带磁组装磁极的优点。

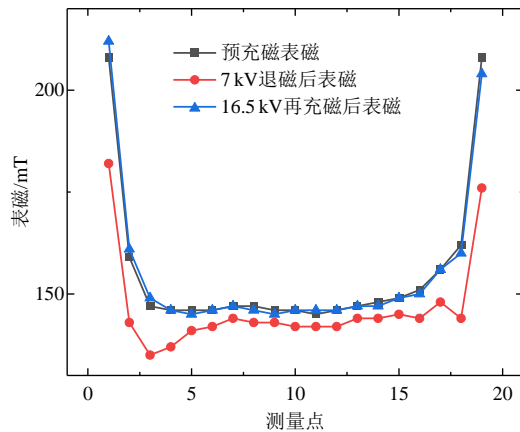


图 31 26MW 磁极补充磁实验

Fig. 31 26MW pole supplementary magnetic experiment

3.4 永磁电机运行实验

为进一步验证补充磁后的永磁电机是否存在性能损失的问题,对补充磁后的 18 MW 及 26 MW 永磁风力发电机进行一系列运行性能测试,并与先分块充磁后带磁组装的同一台转子进行对比。18 MW 与 26 MW 传统工艺电机与整体补充磁电机运行实验比较结果如表 4 所示。

表 4 18 MW 及 26 MW 预充磁与整体补充磁电机性能参数
Table 4 18 MW and 26 MW pre-magnetization and post-assembly supplementary magnetization motors performance parameters

机型	参数	传统工艺电机	整体补充磁电机
18 MW 永磁电机	表磁平均值/mT	135.4	135.6
	试验频率/Hz	104.14	104.13
	空载反电势/V	1499.1	1496
26 MW 永磁电机	表磁平均值/mT	144.4	143.7
	试验频率/Hz	104.52	104.52
	空载反电势/V	1509	1511

由表 4 可知,整体补充磁的转子与传统工艺安装的转子磁极中心表磁平均值基本一致。而后,在表磁测量的基础上对电机的空载反电势进行测量。可知,整体补充磁后的转子运行性能与预充磁后组装的转子性能基本一致,处于可接受误差范围,证明整体补充磁可以用于实际故障电机的维护应用中。

4 结论

本文提出一种兆瓦级大型永磁风力发电机运行维护以及回收再利用方法,通过永磁体充退磁理论分析,有限元仿真计算及开展现有机型整体充退磁实验,得出以下结论:

1) 对于 NdFeB 永磁体,不论采用交流震荡磁

场退磁或直流脉冲磁场退磁,外加磁场的第 1 个反向半波脉冲对于永磁体的退磁程度起关键性作用;对于已经发生退磁的永磁体,不饱和程度越高,补充磁至饱和和所需的磁场也越大。

2) 对于半直驱式永磁风力发电机,采用主辅复合线圈对于改善充退磁磁场分布有效;对于产生高强磁场的大长径比跑道型线圈,采用环径双向加固可以在抑制线圈弧边形变的同时,对线圈直边的形变抑制同时起到很好效果。

3) 采用直流电退磁方法可在 100 ms 完成整极的退磁,提高效率的同时极大降低了能耗;整体补充磁后的电机可以达到原先预充磁后组装的电机运行性能,该运行维护方法被证明有效。

参考文献

- [1] 王凤翔. 永磁电机在风力发电系统中的应用及其发展趋势[J]. 电工技术学报, 2012, 27(3): 12-24.
WANG Fengxiang. Application and development tendency of PM machines in wind power generation system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2012, 27(3): 12-24(in Chinese).
- [2] LÜ Yiliang, WANG Qingjian, LUO Bin, et al. Design and experiment of surface-mounted permanent-magnet motors with integrated magnetizing windings[C]//2017 20th International Conference on Electrical Machines and Systems(ICEMS). Sydney, Australia: IEEE, 2017: 1-5.
- [3] JEWELL G W, HOWE D, RILEY C D. The design of radial-field multipole impulse magnetizing fixtures for isotropic NdFeB magnets[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1997, 33(1): 708-722.
- [4] RILEY C D, JEWELL G W, HOWE D. Finite element modeling of powder aligning and multipole magnetizing systems for anisotropic bonded permanent magnets[J]. Journal of Applied Physics, 1996, 79(8): 6342-6344.
- [5] ZEC F, DRAGOSAVAC J, RADOVIĆ M. In-situ post-assembly magnetization of large rare-earth permanent-magnet machines[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2021, 129: 106860.
- [6] SEOL H S, KIM J Y, LIU Huaicong, et al. Design strategy of magnetizer for post-assembly magnetization of spoke-type ferrite magnet motor[J]. Journal of Electronic Materials, 2019, 48(3): 1368-1374.
- [7] NEGAHDARI A, TOLIJAT H A. Post-assembly magnetization of rare-earth permanent magnet materials in permanent magnet assisted synchronous reluctance motors[C]//2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference(IEMDC). Miami, USA: IEEE,

- 2017: 1-6.
- [8] KWON S J, LEE B H, KIM K S, et al. Design process of post-assembly 3-times magnetizer for 10-poles of flux concentrated rotor considering eddy current effect[J]. *IEEE Access*, 2023, 11: 34476-34485.
- [9] 杨宇平. 2 MW 风机转子整体充退磁线圈设计与应用[D]. 武汉: 华中科技大学, 2022.
YANG Yuping. Design and application of post-assembly magnetization coil for a 2 MW permanent magnet wind turbine rotor[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2022(in Chinese).
- [10] 王庆建. 永磁电机整体充磁系统关键技术研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2022.
WANG Qingjian. Investigation on the key technologies of post-assembly magnetization system of permanent magnet machines[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2022(in Chinese).
- [11] 李亮, 涂章, 李锐, 等. 大型永磁风力发电机整体充磁系统设计及应用[J]. *电工技术学报*, 2023, 38(24): 6596-6608.
LI Liang, TU Zhang, LI Rui, et al. Design and application of the post assembly magnetization system for large permanent magnet wind generators[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2023, 38(24): 6596-6608(in Chinese).
- [12] 都芑, 陈瑜, 李坤. “退役”潮即将到来百万吨风电设备当归何处[N]. *科技日报*, 2023-12-25(05).
DU Peng, CHEN Yu, LI Kun. Where Should Millions of Tons of Wind Power Equipment Go as the “Decommissioning Wave” Approaches?[N]. *Science and Technology Daily*, 2023-12-25(05)(in Chinese).
- [13] 陈立洋, 杨宇瑶, 汪鹏, 等. 碳中和驱动下的全球风电发展稀土需求[J]. *科技导报*, 2022, 40(21): 31-43.
CHEN Liyang, YANG Yuyao, WANG Peng, et al. Analysis of rare earth demand for global wind power development under carbon neutrality[J]. *Science & Technology Review*, 2022, 40(21): 31-43(in Chinese).
- [14] 徐政, 张建忠, 姜永将, 等. 基于高频信号注入的永磁同步电机局部退磁故障诊断研究[J]. *中国电机工程学报*, 2025, 45(08): 3205-3214.
XU Zheng, ZHANG Jianzhong, JIANG Yongjiang, et al. Detection of local demagnetization in permanent magnet synchronous machine based on high frequency signal injection[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2025, 45(8): 3205-3214(in Chinese).
- [15] 符杨, 应飞翔, 黄玲玲, 等. 基于维护信息更新的海上风电场预测性机会维护策略[J]. *中国电机工程学报*, 2025, 45(10): 3836-3848.
FU Yang, YING Feixiang, HUANG Lingling, et al. Predictive opportunity maintenance strategy for offshore wind farm based on maintenance information update[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2025, 45(10): 3836-3848(in Chinese).
- [16] 王忠明. 390H 型发电机转子退磁方法探讨[J]. *华电技术*, 2017, 39(3): 21-24.
WANG Zhongming. Discussion on the method of 390H generator rotor demagnetization[J]. *Huadian Technology*, 2017, 39(3): 21-24(in Chinese).
- [17] 孙芝茵. 大型零磁装置的磁场分析方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2016.
SUN Zhiyin. Research on the magnetic field analysis method of the large-scale facility for nearly zero magnetic field environment[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2016(in Chinese).
- [18] 郭泽, 魏君义, 赵晓震, 等. 基于储能振荡的大型电力变压器剩磁消除方法研究[J]. *中国电机工程学报*, 2025, 45(24): 9796-9806.
GUO Ze, WEI Junyi, ZHAO Xiaozhen, et al. Research on elimination method of residual magnetism in large power transformers based on energy storage oscillation [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2025, 45(24): 9796-9806 (in Chinese).
- [19] THIEL F, SCHNABEL A, KNAPPE-GRÜNEBERG S, et al. Demagnetization of magnetically shielded rooms[J]. *Review of Scientific Instruments*, 2007, 78(3): 035106.
- [20] KNAPPE-GRUENEBERG S, SCHNABEL A, WUEBBELER G, et al. Influence of demagnetization coil configuration on residual field in an extremely magnetically shielded room: model and measurements [J]. *Journal of Applied Physics*, 2008, 103(7): 07E925.
- [21] TROUT S R. Use of Helmholtz coils for magnetic measurements[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 1988, 24(4): 2108-2111.
- [22] HAAVISTO M, PAJU M. Temperature stability and flux losses over time in sintered Nd - Fe - B permanent magnets[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2009, 45(12): 5277-5280.
- [23] 周寿增, 董清飞, 高学绪. 烧结钕铁硼稀土永磁材料与技术[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2011.
Zhou Shouzheng, Dong Qingfei, Gao Xuexu. *Sintered NdFeB Rare-Earth Permanent Magnet Materials and Technology*[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2011(in Chinese).
- [24] 钟文定. 铁磁学(下册)[M]. 2版. 北京: 科学出版社, 2017: 142-149.
Zhong Wending. *Ferromagnetism(Volume II)*[M]. 2nd ed. Beijing: Science Press, 2017: 142-149.
- [25] KRONMÜLLER H, DURST K D, MARTINEK G. Angular dependence of the coercive field in sintered Fe77Nd15B8 magnets[J]. *Journal of Magnetism and*

- Magnetic Materials, 1987, 69(2): 149-157.
- [26] GIVORD D, TENAUD P, VIADIEU T. Angular dependence of coercivity in sintered magnets[J]. Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 1988, 72(3): 247-252.
- [27] DING Hongfa, DING Tonghai, JIANG Chengxi, et al. Design of power supplies for the pulsed high magnetic field facility at HUST[J]. Journal of Low Temperature Physics, 2010, 159(1): 349-353.
- [28] ZHU Minggang, LIU Xingmin, FANG Yikun, et al. Magnetic microstructure and coercivity mechanism of high performance Nd-Fe-B magnets[J]. Rare Metals, 2006, 25(6): 630-632.
- [29] MCDONALD D. Magnetizing and measuring B & H in high energy product rare earth permanent magnets [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1986, 22(5): 1075-1077.
- [30] 周改叶. 高矫顽力永磁材料强场退磁源的研究[J]. 西北工业大学学报, 1986, 4(3): 345-351.
ZHOU Gaiye. A study on the strong-magnetic-field demagnetizing device for high coercivity permanent magnets[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 1986, 4(3): 345-351(in Chinese).
- [31] 咎会萍. 磁性材料退磁场理论的研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2008.
ZAN Huiping. Researches on demagnetizing field theory of magnetic materials[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2008(in Chinese).
- [32] ZHOU Zhongyu, SONG Yunxing, XIAO Houxiu, et al.

Evaluation indexes of reinforcement for optimizing pulsed magnet design[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2012, 22(3): 4903504.



李锐

在线出版日期: 2025-05-28。

收稿日期: 2024-12-25。

作者简介:

李锐(2000), 男, 博士研究生, 研究方向为大型永磁风力发电机整体充退磁技术, 2237740157@qq.com;

涂章(1994), 男, 工学博士, 研究方向为强电磁技术及应用, tuzhang@hust.edu.cn;

吕以亮(1985), 男, 教授, 研究方向为强电磁技术及应用, Yilianglv@hust.edu.cn;

邹应冬(1986), 男, 工学硕士, 工程师, dfemzyd@126.com;

王秋良(1965), 男, 研究员, 中国科学院院士, 博士生导师, 研究方向为强电磁装备基础理论与工程技术, qiuliang@mail.iee.ac.cn;

*通信作者: 李亮(1963), 男, 教授, 博士生导师, 研究方向为脉冲磁场时空调控, 脉冲磁体分析、设计、制造及其应用, liangli44@hust.edu.cn。

(编辑 陈娟, 李新洁)