

高温超细长潜油永磁电机温升研究^{*}

冯 威¹, 杨 松², 张炳义¹

(1. 沈阳工业大学 电气工程学院, 辽宁 沈阳 110870;

2. 中国核动力研究设计院 核反应堆系统设计技术重点实验室, 四川 成都 610000)

摘 要: 潜油电机槽满率低、振动大, 增大了绕组绝缘损坏的风险。为此, 提出一种定子模块组合式潜油电机(MCSPMM)结构, 能够有效增大电机的槽满率, 减小电机振动。但在高温高压的工作条件下, 需要对这种特殊结构电机的温升进行进一步设计和校核。由于实际工况下电机温升测试困难, 为了确保电机运行的稳定性, 对超细长潜油永磁电机的温升进行了研究。其发热量可用热负荷进行近似考量并用有限元进行了验证, 计算极限工况下电机的温升分布, 为超细长 MCSPMM 的设计提供重要依据。

关键词: 永磁电机; 电机设计; 模块组合; 温度场分析

中图分类号: TM 351 文献标志码: A 文章编号: 1673-6540(2021)02-0050-07

doi: 10.12177/emca.2020.192

Research on Temperature Rise of High-Temperature Ultra-Slim Long Submersible Permanent Magnet Motor^{*}

FENG Wei¹, YANG Song², ZHANG Bingyi¹

(1. School of Electrical Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, China;

2. Science and Technology on Reactor System Design Technology Laboratory,

Nuclear Power Institute of China, Chengdu 610000, China)

Abstract: Traditional submersible motors have low slot full rate and large vibration, which increase the risk of damage to the winding insulation. A structure of combined stator module submersible motor is proposed, which can effectively increase the slot full rate to reduce motor vibration. However, under the working conditions of high temperature and high pressure, the temperature rise of this special structure motor needs to be further designed and checked. Due to difficulties in motor temperature test under actual operating conditions, to ensure the stability of the motor running, temperature rise of ultra-slim long submersible permanent magnet motor is studied. Its calorific value can be approximated by thermal load and verified by finite element method. The temperature rise distribution of the motor under extreme conditions is calculated, which provides an important basis for the design of ultra-slim long modular combined submersible permanent magnet motor (MCSPMM).

Key words: permanent magnet motor; motor design; module combination; temperature field analysis

0 引 言

潜油螺杆泵采油系统作为一种无杆采油装

备, 解决了抽油杆磨损问题, 具有系统效率高、适合稠油井开采等优点, 是未来采油向斜井、平井等复杂井况发展的不二选择^[1-4]。潜油电机作为其

收稿日期: 2020-11-06; 收到修改稿日期: 2020-12-15

^{*} 基金项目: 国防科技工业核动力技术创新中心项目(HDLCXZX-2019-HD-06)

作者简介: 冯 威(1996—), 男, 硕士研究生, 研究方向为特种电机及其控制。

杨 松(1985—), 男, 高级工程师, 研究方向为泵阀设备。

张炳义(1954—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为特种电机及其控制。

驱动器,井口直径的限制使其长径比较大,高温也严重影响了潜油电机的可靠性。潜油永磁电机设计为多极结构,可以解决传动链长的问题实现低速直驱,但其特殊的冷却方式与较高的环境温度也使设计时难以像传统电机一样通过热负荷预估温升。同时,由于井下数千米处无法测量电机温升,故现阶段试验均为井上常温试验,但井上试验难以准确模拟潜油电机的实际运行工况,试验结果参考价值有限。而电机温升过高可能会出现绝缘损坏等情况。综上所述,分析潜油电机设计热负荷及极限温升情况,对解决潜油电机的可靠性问题具有重要意义。

目前国内外对潜油永磁电机温升情况的研究较少,文献[5]采用 10 极 24 槽双分数槽绕组的特殊设计,降低了电机额定运行时的转速,但并未实现潜油电机的低速直驱。文献[6]提出了单元组合式永磁电机,但其每段均存在端部,不利于井下散热。文献[7]采用田口法优化了电机的输出性能,但对样机仅进行了井上的对比试验,并未实际模拟潜油电机的运行工况。文献[8]利用热路法计算了考虑定转子气隙的温度场模型,但计算的通用性有限。文献[9]采用流热耦合的方法求解整机的温度场分布情况,为初期设计提供了参考依据,但其方法较为复杂耗时。

为了解决潜油永磁电机运行可靠性低、难以控制温升的问题,本文提出一种模块组合式潜油永磁电机(MCSPMM)。将定子分块分别下线后组装,其槽满率可达到 80%,解决了绕组绝缘易损坏的问题,与传统潜油电机相比,MCSPMM 具有端部绕组更少,散热条件更加理想的优势。同时,对模块组合结构特点及电磁性能进行分析,采用有限元的方法求取电机损耗及极限温升,归纳出设计准则。

1 设计研究

1.1 MCSPMM 设计及分析

MCSPMM 整体结构如图 1 所示。本文提出的 MCSPMM 利用分数槽集中绕组线圈绕在齿上的特点,在设计及制造时,去掉分块齿上的线圈,实现潜油电机的模块化制造组装。在设计时需在每相每条支路去掉一个线圈,将定子设计为大小槽结构并在轴向长度上进行补偿。

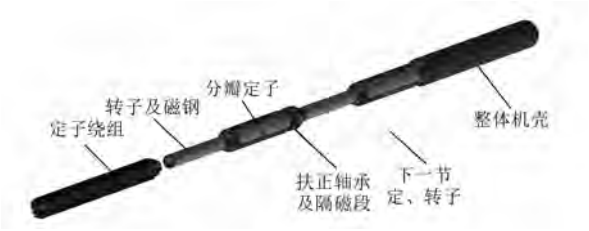


图 1 MCSPMM 整体结构图

考虑到特定的短距、分布绕组可有效削弱特定阶数谐波,采用 10 极 12 槽短距分布绕组削弱 5、7 次谐波,改善反电动势波形的正弦度,降低电机的转矩脉动。电机模块组合并轴向补偿后的设计参数如表 1 所示。

表 1 MCSPMM 设计参数

参数名称	参数值
极槽数/kW	10/12
额定电压/V	295
额定转速/(r·min ⁻¹)	300
定子内径/mm	62.4
定子外径/mm	103
气隙长度/mm	0.8
轴向长度/mm	2 480
热负荷/(A ² ·cm ⁻¹ ·mm ⁻²)	884.6

MCSPMM 采用变频器接长距离铠装电缆的方式进行供电,考虑线路压降设计额定电压取 295 V,转速配合潜油螺杆泵为 300 r/min,省去了减速环节实现低速直驱。

常规设计潜油永磁电机与 MCSPMM 径向对比如图 2 所示。

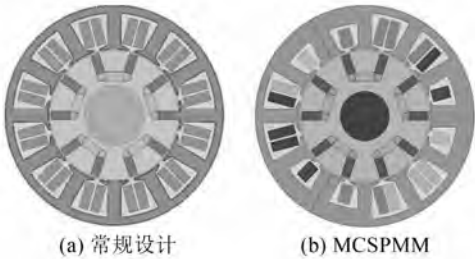


图 2 潜油永磁电机径向对比图

该 MCSPMM 共 12 个线圈,进行分块处理时去除齿上的 A、B、C 相各一个线圈后,需在轴向上补偿长度以保证分块前后电机性能基本不变,常

规设计及轴向补偿前后的电机性能参数如表 2 所示。利用有限元软件建模进行仿真分析以验证该规律,反电动势波形如图 3 所示。

表 2 性能参数对比

性能参数	常规设计	模块组合设计	模块组合设计加轴向补偿
反电动势/V	136.2	102.4	136.6
输出转矩/(N·m)	128.4	96.2	128.2
轴向长度/mm	1 860	1 860	2 480

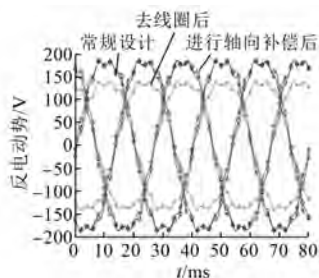


图 3 模块组合前后反电动势对比图

去掉 3 个线圈后反电动势下降为 102.4 V,约为未去线圈前的 3/4,补偿轴向长度延伸至原长度的 4/3,即由 1 860 mm 补偿至 2 480 mm 后,实现了 MCSPMM 的反电动势基本不变。通过对常规设计与去线圈补偿后的潜油永磁电机施加额定电流,有限元计算得到电机的输出转矩如图 4 所示。由图 4 可以看出,其平均值均为 128.2 N·m,说明模块组合前后电机性能基本一致。

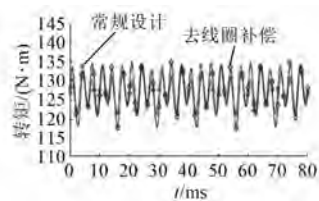


图 4 模块组合前后电磁转矩对比图

1.2 转子结构分析

潜油电机放置于油管中,径向尺寸严格受油管直径限制。同时,高温环境也对转子永磁体的磁性能产生影响,对比传统转子结构,本文提出一种内置切向式加极间磁钢补偿的新型转子结构,采用内置切向式转子结构可以增大转子磁通,解决磁负荷受限于电机尺寸的问题,极间磁钢补偿可以进一步扩大转子磁通并且较好地起到了传统

隔磁桥的作用。针对高温下永磁体易退磁及磁钢成本等方面的考虑,在该种结构的基础上进一步采用切向式钕铁硼配合径向铁氧体永磁材料组合的方式,既节省了材料成本,又对气隙磁场起到调制作用。极间磁钢补偿分别为钕铁硼和铁氧体时的反电动势波形谐波分析如图 5 所示。

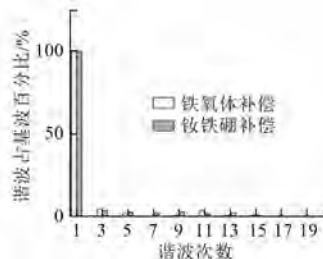


图 5 2 种永磁材料进行极间补偿对比图

电机采用钕铁硼进行极间补偿时空载相反电动势谐波畸变率为 6.2%,稍大于采用铁氧体补偿时的 5.5%,故采用铁氧体进行极间补偿可以起到减小漏磁、提高磁通、调制磁场的作用,也证明了分数槽集中绕组能有效地减少谐波,减弱电机的转矩脉动。

2 热源计算

潜油永磁电机运行时环境温度可达 100 ℃,从以往实际经验看,其损坏的主要原因之一是绕组过热及磁钢高温退磁,因此在设计时正确计算电机内部各项损耗对判断电机内部各元件的温升具有重要意义。同时,潜油电机采用内部充满绝缘油的方式平衡内外压力,转子旋转会与绝缘油摩擦生热,该部分损耗与传统空气摩擦损耗不同,不可被忽略。

2.1 铜耗的确定

因为 MCSPMM 运行频率较低、线径较细,所以本文分析忽略集肤效应铜耗与临近环流效应铜耗。对于模块组合后的潜油永磁电机而言,其三相仍为对称绕组,故直流通过可由式(1)计算:

$$P_{Cu} = m I_1^2 R_s \quad (1)$$

式中: m 为电机相数; I_1 为相电流; R_s 为随温度变化的电阻。

2.2 定子铁心损耗的确定

因为 MCSPMM 额定频率较低,所以其定子铁心损耗在总损耗中占比较低,但定子铁心作为电

机热源之一在温度场分析中不可忽略。铁心损耗计算较为通用的是 Bertotii 公式, 其将损耗分为磁滞损耗与涡流损耗, 计算模型如下^[10]:

$$P_{Fe} = P_h + P_c + P_e = k_h f B_p^x + k_e f^2 B_p^2 + k_a f^{1.5} B_p^{1.5} \quad (2)$$

式中: P_h 、 P_c 、 P_e 分别为磁滞、经典涡流、异常涡流损耗; k_h 、 k_e 、 k_a 分别为磁滞、经典涡流、异常涡流损耗系数; B_p 为磁通密度幅值; x 为磁滞损耗计算系数。

电机内部磁通密度分布不均, 且由于切割、加工及电枢电流中高次谐波的作用会使定子铁心的铁耗增大, 因此本文在采用有限元方法计算的基础上对定子铁心损耗施加一个经验修正系数 1.5, 使其更接近实际值。

2.3 转子涡流损耗的确定

永磁电机运行时, 气隙磁场中除主波外还有很多高次谐波, 这些谐波会在转子永磁体中产生涡流损耗, 使永磁体的温度升高。而永磁体温度直接影响磁性能以及是否会发生不可逆去磁。本文采用有限元的方法求解永磁体上涡流损耗。

2.4 机械损耗的确定

潜油永磁电机工作时承受压力较大, 因此需在电机内填充绝缘油平衡内外压强, 电机绕组端部外侧、定转子间均被绝缘油充满。除轴承损耗之外, 转子旋转时带动绝缘油而形成的油膜损耗也不可忽略。根据设计经验该损耗取额定功率的 1%。

因为电机补偿后轴向长度较长, 转子难以保证同轴度, 所以需在轴上安置扶正轴承以保证电机能保持安全气隙稳定工作。本文将 MCSPMM 分成 4 段安放 3 个扶正轴承, 扶正轴承两侧的转子节结构与绕组分布完全一致, 散热条件也基本一致, 因此计算其中一段的损耗值及对应的生热率。经计算, MCSPMM 各部分损耗及生热率如表 3 所示。

表 3 MCSPMM 各部分损耗及生热率

损耗位置	损耗值/W	生热率/(W·m ⁻³)	对应位置
绕组铜耗	255.3	598 201.8	定子绕组
定子铁耗	26.7	14 005.2	定子铁心
磁钢损耗	14.8	44 201.2	转子磁钢
油膜损耗	10	95 259.8	绝缘油

分析表 3 可知, 对于 MCSPMM 而言, 尽管定子铁耗在温度场分析时不可忽略, 但其损耗值大小与生热率均远低于绕组铜耗及对应的生热率, 故在分析 MCSPMM 温升时, 其发热量主要由绕组铜耗决定, 即设计时可用电机热负荷进行近似考量温升。

3 MCSPMM 极限温升分析

3.1 温度场计算模型

在温度场有限元计算中, 导热方程一般遵循如下形式^[11]:

$$c \cdot p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q \quad (3)$$

式中: c 为材料比热容; p 为热流密度; T 为温度; λ 为材料导热系数; Q 为区域内热源强度。

在此基础上, 需要对潜油电机计算模型进行简化与假设: (1) 忽略航空插座、螺钉等连接件对温度的影响; (2) 定子绕组发热均匀并将槽内绕组等效为 2 根实心铜棒, 线绝缘及槽绝缘均匀分布在铜棒外部; (3) 忽略装配中各部件间的微小间隙, 认为各部件紧密接触并视电机内部绝缘油充满机壳内部; (4) 电机垂直放置于井中, 原油与端盖机壳充分接触, 视端盖与机壳外表面的等效散热系数一致; (5) 忽略原油流经端盖及机壳表面是的温度变化, 视原油温度与环境一致, 且原油流经机壳时流速不发生变化。MCSPMM 等效模型如图 6 所示。

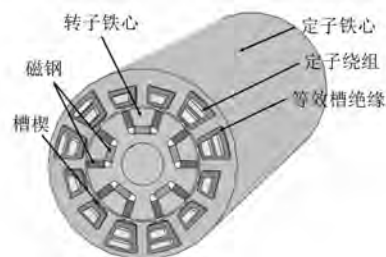


图 6 MCSPMM 等效模型

3.2 电机换热系数的求解

热量传递由热传导、热对流和热辐射组成。在潜油电机中, 定子绕组、铁心、气隙中绝缘油、磁钢产生的损耗均会使电机发热, 热量由原油流经

机壳外部时的热对流带走。但原油流经机壳及气隙绝缘油旋转时的热对流问题分析十分困难,因此本文采用引入等效导热系数的方法,将潜油电机分析时的流体等效为静止流体,使热对流问题简化为热传导问题,简化计算提升求解效率。计算时需求解原油流经机壳时的雷诺数并判断流动状态,计算流程如图7所示。

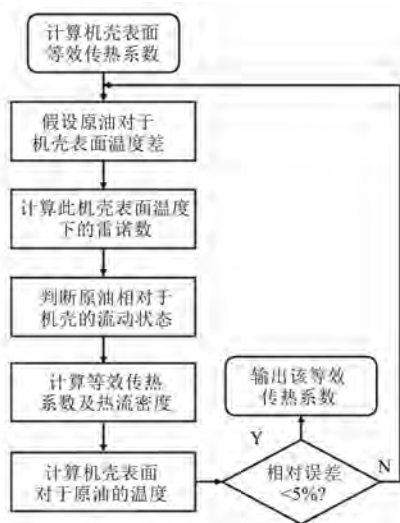


图7 雷诺数求解流程图

大庆地区油井深度通常为1 000~2 000 m,井下2 000 m处环境温度约为100℃,此温度下原油密度 ρ_1 约为891.1 kg·m⁻³;导热系数 λ_1 约为0.15 W/(m·K);动力黏度 μ_0 约为9.25×10⁻³ Pa·s;普朗特数 Pr_1 约为10.2^[12]。假定原油温度相对机壳外表面温度高35 K,此原油温度下动力黏度约为8.5×10⁻³ Pa·s。机壳外雷诺数 Re_1 可表示为

$$Re_1 = \frac{vD_1\rho_1}{\mu_1} \quad (4)$$

式中: v 为原油流速; D_1 为机壳外油路直径; ρ_1 为原油密度。

为了得到电机的极限温升,本文选用GB/T 17386—2009《潜油电泵装置的规格选用》中的规定:原油流经电机外径与套管内径间的流体通道,使用0.304 8 m/s作为最小流体流速。对于机壳外流过的原油而言,当 $Re_1 \leq 2\,300$ 时,原油可视为层流状态;当 $2\,300 < Re_1 < 10^4$ 时,原油可视为混流状态;当 $Re_1 \geq 10^4$ 时,流动状态可视为湍流状态。本文采用Mathcad软件编写程序计算该

MCSPMM机壳外原油雷诺数为3 410,可视为混流状态。在该状态下,机壳长为 L_c 的电机换热Nusselt数可以表示为^[13-14]

$$Nu_1 = 0.116(Re^{2/3} - 125) Pr_1^{1/3} \cdot [1 + (D_1/L_c)^{2/3}] (\mu_1/\mu'_1)^{0.14} \quad (5)$$

此时,机壳外表面换热系数 a_1 与热流密度 q 可以表示为

$$a_1 = \frac{\lambda_1 Nu_1}{D_1} \quad (6)$$

$$q = \frac{P_{Cu} + P_{Fe} + P_{ed} + P_{fw}}{\pi D_c L_c} \quad (7)$$

式中: P_{Cu} 、 P_{Fe} 、 P_{ed} 、 P_{fw} 分别为铜耗、铁心损耗、磁钢涡流损耗及机械损耗; D_c 为机壳外径。

机壳外表面相对于原油的温度差可以表示为

$$T = q \cdot \frac{1}{a_1} \quad (8)$$

经计算,机壳外表面的温度相对原油温度差为33.38 K,与假设值的误差在允许范围内。与常规永磁电机不同的是,潜油电机垂直放置于油管中,原油流过时会率先接触端盖,经计算机壳外表面等效散热系数为37.18 W/(m²·K)。

3.3 电机极限温升的求解

将计算得到的损耗值转化成生热率赋加至MCSPMM的各个部件中,并在机壳外表面及端盖处施加3.2节计算得到的等效散热系数。电机内各部件导热参数如表4所示。

表4 各部件导热参数

材料位置	导热系数/ (W·m ⁻² ·K ⁻¹)	密度/ (kg·m ⁻³)	比热容/ (J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)
机壳	43.3	7 850	490
定子铁心	35	7 700	490
定子绕组	397	8 900	377.4
槽绝缘	0.16	1 300	1 677.4
槽楔	14	7 850	490
绝缘油	0.12	835	2 180
磁钢	8.93	7 500	490
转轴	25.1	8 000	490

对电机模型进行温度场分析时,网格剖分的合理性直接影响分析结果的准确性。本文对MCSPMM的模型进行了精细剖分,并对定子绕

组、转子磁钢等处进行了加密剖分,以得到网格质量较好的结果。电机网格剖分图如图 8 所示。



图 8 电机网格剖分图

通过有限元计算得到的 MCSPMM 各部分温度如图 9 所示。从图 9 中可观察到,机壳表面温度约为 134 °C,相对于环境温度 100 °C 的温度差为 34 K,与 3.2 节计算雷诺数时假设机壳温度一致,证明等效计算得到的机壳表面散热系数正确,验证了本文方法的正确性。



图 9 外壳温度图

电机绕组温度如图 10 所示。



图 10 绕组温度图

绕组轴向温度变化较小,最高温度出现在绕组线圈中部而不是绕组端部。这是由于电机内部充满绝缘油,绕组端部外无槽绝缘,其热量由绝缘油传导至端盖散出,印证了绝缘油可以提高电机热交换能力。同时,可以发现大小槽中大槽内的双元件边绕组温升高于小槽内单元件边绕组温升。有限元计算证明了在最极端的原油流速下,MCSPMM 的温升也能控制在良好的范围内,且由于去线圈的模块组合方式,减少了定子径向绕组的数量,增大了轴向长度,相当于提高了电机的散

热能力,使潜油电机能更加安全稳定的运行。

对于潜油电机这种结构特殊的电机,设计之初较难直接判断电机各部分的温升,其绝缘等级的选取与磁钢材料的选取也较为困难。铁氧体的矫顽力温度系数为正值,不必考虑其温度去磁,但钕铁硼材料则必须考虑温度的影响。磁钢温度图如图 11 所示,MCSPMM 的磁钢温度约为 133 °C,绕组温度约为 150 °C,考虑该温度是其极限工作条件下的温度,磁钢选用 N38SH,绕组绝缘选用 H 级绝缘,热负荷设计为 $900 \text{ A}^2/(\text{cm} \cdot \text{mm}^2)$ 以内,即可保证其稳定工作并留有一定裕量。



图 11 磁钢温度图

4 结 语

针对传统潜油永磁电机槽满率低、振动大的缺点,本文提出一种 MSCPMM。针对潜油电机工作环境特殊温度难以测量,及其长径比较大设计时难以判断其各部分温升的问题,对 MCSPMM 温度分布进行研究。因为其工作频率低,所以温升取决于铜耗大小,即在设计时可用热负荷近似判断。本文采用场路耦合的方法求解了 MCSPMM 内部各项损耗,并通过求取等效散热系数的方法计算得到了极限工况下电机内部温度分布特性。结果显示,电机内绝缘油可对电机散热起到良好的效果,极限工况下井下相对散热条件可类比为空气自然冷却。对于超细长 MSCPMM,热负荷设计为 $900 \text{ A}^2/(\text{cm} \cdot \text{mm}^2)$ 以内,电机绕组选用 H 级绝缘,磁钢选用 N38SH 时电机稳定运行,满足实际需求。

【参考文献】

- [1] 魏秦文,张茂,郭咏梅. 潜油电机驱动采油技术的发展[J]. 石油矿场机械,2007,36(7): 1.
- [2] LUTFRAKHMANOVICH G A, DINAROVICH K R, RUSTEMOVICH U R, et al. Features of the permanent magnet submersible electric motors design

- for the oil industry [C] // 2019 International Conference on Electrotechnical Complexes and Systems (ICOECS), 2019.
- [3] LIANG X, EL-KADRI A. Factors affecting electrical submersible pump systems operation[C]//2018 IEEE Electrical Power and Energy Conference (EPEC), 2018.
- [4] BRINNER T R, MCCOY R H, KOPECKY T. Induction versus permanent-magnet motors for electric submersible pump field and laboratory comparisons [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2014, 50(1): 174.
- [5] 孟大伟, 刘智慧, 徐永明, 等. 双分数槽集中绕组低速潜油电机的设计分析[J]. 电机与控制学报, 2014, 18(1): 44.
- [6] ZHANG B, LIU Z, DING H, et al. Study on unit combination type direct-driven submersible permanent magnet motor [C] // 2014 17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2014.
- [7] CUI J, XIAO W, ZOU W, et al. Design optimization of submersible permanent magnet synchronous motor by combined DOE and Taguchi approach [J]. IET Electric Power Applications, 2020, 14(6): 1060.
- [8] HUANG X Z, LI L Y, ZHOU B, et al. Temperature calculation for tubular linear motor by the combination of thermal circuit and temperature field method considering the linear motion of air gap [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(8): 3923.
- [9] DINAROVICH K R, RUSTEMOVICH U R, RAMILEVICH F D, et al. The stator slot manufacturing technology influence on the submersible thyatron motors output parameters[C]// 2019 International Conference on Electrotechnical Complexes and Systems (ICOECS), 2019.
- [10] IONEL D M, POPESCU M, DELLINGER S J, et al. On the variation with flux and frequency of the core loss coefficients in electrical machines [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2006, 42(3): 658.
- [11] LIU Y. Calculation and analysis of 3D temperature field in steady state of the submersible motor[C]// 2010 International Conference on Electrical and Control Engineering, 2010.
- [12] 杜军驻, 仇汝臣. 石油粘度-温度数学模型与密度的关联研究[J]. 广西化工, 2012, 41(7): 6.
- [13] ZHAO M, RAN X, SHANG J. Influences of 3D fluid field for submersible permanent magnet motors on thermal field distribution [C] // 2019 22nd International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2019.
- [14] 孟大伟, 刘宇蕾, 张庆军, 等. 潜油电机整体三维温度场耦合计算与分析[J]. 电机与控制学报, 2010, 14(1): 52.

(上接第 49 页)

- [6] WANG M. Direct torque controlled system based on PI regulator for switched reluctance motor drive[C]// 2007 IEEE International Conference on Control and Automation, 2007.
- [7] 冯号, 黎英, 蔡星全. 新型磁阻电机的结构设计及转矩优化[J]. 微特电机, 2020, 48(3): 17.
- [8] 吴建华. 开关磁阻电机设计与应用[M]. 北京: 机械工业出版社, 2000: 4-7.
- [9] 陈文纯. 电机瞬变过程[M]. 北京: 机械工业出版社, 1982.
- [10] 赵鲁. 基于 Simpler 场路耦合多物理域联合仿真[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2014: 278-298.
- [11] 冯宇驰. 电动汽车永磁同步轮毂电机直接转矩模型预测控制研究[D]. 长春: 吉林大学, 2020.