DOI:10.12177/emca.2024.095 文章编号:1673-6540(2024)09-0001-10 中图分类号:TM 311 文献标志码:A

# 船舶无刷相复励同步发电机励磁系统设计

丁 杰[1], 杨国润[2*], 谢沁园[3], 林克文[2]
(1.东南大学 电气工程学院,江苏 南京 210096;
2.海军工程大学 电磁能技术全国重点实验室,湖北 武汉 430033;
3.华中科技大学 电气与电子工程学院,湖北 武汉 430074)

# Phase-Compounding Excitation System Design for Marine Brushless Synchronous Generator

DING Jie[1], YANG Guorun[2*], XIE Qinyuan[3], LIN Kewen[2]
(1. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China;
2. National Key Laboratory of Electromagnetic Energy, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China;
3. School of Electrical and Electronic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

**Abstract**: This study focused on the brushless phase-compounding excitation synchronous generator for ships. First, the working principle and excitation characteristics of the generator were introduced, and the output current calculation formula for compound excitation was derived. Then, to address the issue of the generator's regulation characteristics being unable to fully compensate for the excitation system's output, an appropriate overcompensation coefficient for the excitation current was designed. The system stabilized the port voltage by coordinating with the unique working mechanism of the shunt resistor. Next, the calculation method for the main component parameters based on this design was provided, and a simulation model was established for verification under both steady-state and dynamic load conditions. Finally, a 25 kVA experimental prototype was manufactured based on the proposed design and the parameters of the existing machine. The test results showed that the designed controllable excitation system could adjust the excitation current by switching the shunt resistor, ensuring stable port voltage despite load fluctuations. A comparison of the calculation, simulation, and experimental results showed an error of less than 1%, confirming the validity of the derived formulas. The simulation error was less than 3.5%, demonstrating that the model effectively reflected both the steady-state and dynamic characteristics of the prototype, verifying the rationality of the overcompensation design.

**Key words**: synchronous generator; phase-compounding excitation; shunt resistor; overcompensation

**摘 要**:以船舶无刷相复励同步发电机为研究对象。首先,介绍了其工作原理与励磁特性,推导了相复励输出电流计算式;然后,针对发电机调节特性无法全补偿励磁装置输出特性的问题,设计了合适的励磁电流过补偿系数,通过与分流电阻独特的工作机制相配合来实现端口电压的稳定;其次,根据该设计方案给出了主要元件参数的计算方法,并建立仿真模型,在稳态和动态两种负载工况下进行仿真验证;最后,根据已有电机参数与所提设计方案制造了一台 25 kVA 试验样机,试验结果表明所设计的可控励磁系统能够通过控制分流电阻的通断调整励磁电流大小,随着负载的波动仍能实现端口电压的稳定。将计算和仿真结果与试验测量结果进行对比分析,计算误差小于 1%,验证了推导计算式的有效性;仿真误差小于 3.5%,表明模型能够较好地反映样机的稳态与动态特性,验证了过补偿设计方案的合理性。

**关键词**:同步发电机;相复励;分流电阻;过补偿

## 0 引言

励磁系统作为影响发电机输出性能和发电效率的关键[1-2],其主要功能是将交流电转换为直流电,为主发电机或励磁机的励磁线圈提供

**基金项目**:电磁能技术全国重点实验室资助课题(614221723010201)
Project Supported by National Key Laboratory of Electromagnetic Energy (614221723010201)

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

电流(电压)。励磁系统需要保证主发电机输出三相电压在各种工况下的可靠与稳定[3-4]。

船舶电力系统往往工作环境恶劣,工况较为复杂,全船的动力推进、日用设备和通信导航都需要同步发电机组为其供电,因此船舶电力系统的励磁系统需要具备很高的独立性与抗干扰性[5-6]。相复励励磁装置从发电机的端口电压与电枢电流获取能量,能够随着负载的变化而改变励磁电流大小,即使在短路工况下也能实现强励磁。通过引入励磁机、旋转整流器与电压矫正装置,相复励励磁系统能够实现可控无刷自励,凭借其结构简单、可靠性高和动态性能优良等优点,在船舶电力系统、岛礁独立微电网以及核电站控制棒驱动机构电源系统等工作环境得到了广泛应用[7-11]。文献[12]介绍了相复励装置的基本结构与工作原理,提出以发电机的调整特性和最佳阻抗比来确定励磁系统主要参数的方法。文献[13]对以相复励同步发电机为主要发电方式的船舶电力系统进行了建模,对船舶电力系统的并车操作、常见故障工况等进行仿真以反映电力系统工作的真实情况。文献[14]对同步发电机和相复励励磁系统的进行了数学建模,并基于仿真对系统动态特性进行了分析,但没有对数学模型的建立进行详细推导。文献[15]对相复励系统展开了介绍,并着重对分流电阻的影响进行了分析,但缺乏参数设计的详细思路。文献[16]建立了相复励励磁系统的传递函数,并基于 PSCAD 仿真软件对系统进行验证,但缺少计算与试验对模型进行进一步介绍与证明。综上,相复励励磁系统影响发电机的动态性能与暂态稳定性,从而影响整个船舶电力系统的稳定[17]。现有文献缺乏对相复励励磁系统的全面分析与验证,因此本文将从输出电流表达式的推导开始,提出一种设计方案并通过建模仿真与试验进行验证。

本文首先介绍了无刷相复励同步发电机的工作原理以及励磁系统的基本构成,推导了相复励输出有效值的表达式,总结了相复励各组成元件的设计方法,并设计了基于励磁系统过补偿与自动电压调节器(Automatic Voltage Regulator, AVR)中分流电阻相互配合的端口电压闭环控制策略;其次,基于 Matlab/Simulink 平台建立了相应的发电机模型,通过仿真初步验证了设计方法的可行性;最后,按照设计参数制造了一台 25 kVA 无刷相复励发电机,通过试验验证了本文所设计的励磁系统方案的合理性和有效性。

## 1　可控无刷相复励同步发电机工作原理

本文所设计的 25 kVA 相复励同步发电机的主电路如图 1 所示,主要包括主发电机、相复励励磁系统、励磁机与 AVR[14,18]。主发电机端口电压经过移相电抗与电枢电流通过三相三绕组变压器实现电磁耦合;变压器二次侧经过整流器后接在励磁机的励磁绕组两侧;转枢式励磁机与旋转整流器为主发电机提供励磁电流,实现无刷励磁[19-20]。对于大功率发电机,需要引入电流互感器适当降低电枢电流,再送入变压器。整个励磁系统中,移相电抗是实现复励的核心,变压器的绕组比是决定励磁电流大小的重要因素,分流电阻的大小是实现端口电压稳定闭环控制的关键。因此对上述参数进行系统性设计具有重要的工程意义。

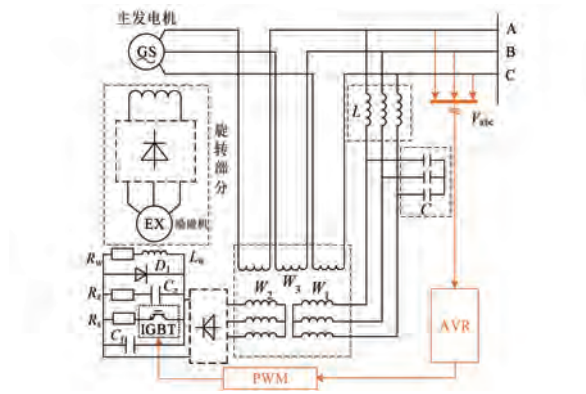


**图 1　相复励同步发电机主电路**

**Fig. 1　Main circuit of synchronous generator with phase-compounding excitation**

## 2　相复励励磁系统与 AVR 设计

### 2.1　移相电抗设计

移相电抗的存在是实现复励的必要条件,其数值没有严格限制,但为了满足一定的动态特性,其数值需要满足一定条件。对于确定的励磁机的励磁电阻 $R_f$,要求相应的电压恢复时间

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

不超过一定数值，即确定了等效时间常数 $T_{eq}$ 的最大值：

$$T_{eq}=\frac{L}{R_f}\leqslant T_{eq_max} \tag{1}$$

式中：$L$ 为移相电抗。

### 2.2 谐振电容设计

同步发电机空载特性曲线与磁场线如图 2 所示。其中，曲线 a 为在额定转速下，同步发电机空载特性曲线；曲线 b 和曲线 c 为两组磁场线。由于磁场回路中存在非线性特性元件，因此磁场线不是线性的。曲线 b 与空载特性曲线 a 第一次相交于 $M$ 点，无法正常建立空载电压；而通过加入谐振电路，可以将磁场线由曲线 b 改为曲线 c，与曲线 a 相交于 $N$ 点，从而实现顺利起励[21]。因此谐振电容的存在可以帮助相复励发电机实现更加快速可靠地起励。

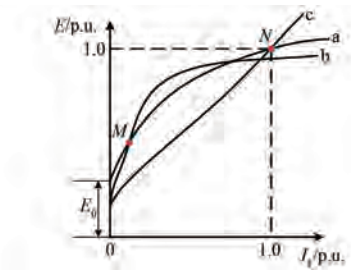


**图 2 同步发电机空载特性曲线与磁场线**

**Fig. 2 No-load characteristic curve and magnetic field lines of synchronous generator**

取谐振频率为 $K_f f_n$，其中，$K_f$ 为谐振频率系数，$0<K_f<1$；$f_n$ 为额定频率，一般取 50。以星型接法为例，根据式(2)可得谐振电容 $C$ 的取值：

$$K_f f_n=\frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \tag{2}$$

### 2.3 励磁机励磁电流表达式

相复励励磁系统三相对称，为了简化计算过程，可分析其单相励磁电路，如图 3 所示。

图 3 中：$\dot{U}$ 和 $\dot{I}$ 分别为单相端口电压和单相电枢电流；$W_1$、$W_2$ 和 $W_3$ 分别为变压器电压绕组匝数、二次侧绕组匝数和电流绕组匝数；$Z$ 为主发电机的单相负载；$X_L$ 和 $X_C$ 分别为移相电抗的感抗和谐振电容的容抗；$R_f'$ 为折合到交流侧的励磁机励磁电阻。

为了便于分析，将所有参数折合到变压器的二次侧，将整流器直流侧参数折合到交流侧，得到

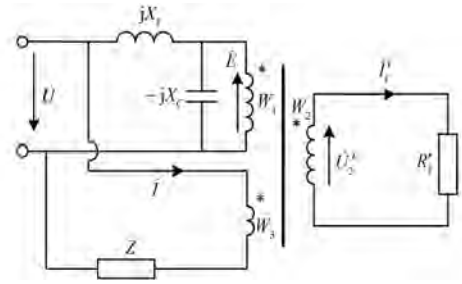


**图 3 相复励励磁系统单相电路**

**Fig. 3 Single-phase circuit of phase-compounding excitation system**

对应的单相等值电路如图 4 所示。

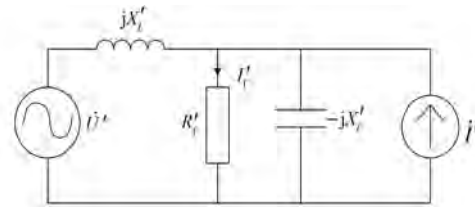


**图 4 相复励励磁系统单相等值电路**

**Fig. 4 Single-phase equivalent circuit of phase-compounding excitation system**

三相不控整流器直流侧的电压波形如图 5 所示。

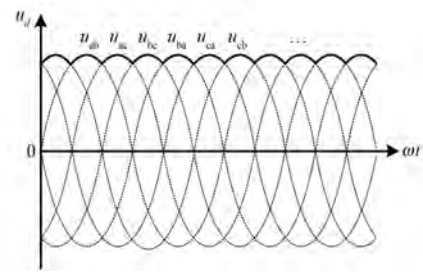


**图 5 不控整流器输出电压波形**

**Fig. 5 Output voltage waveform of uncontrolled rectifier**

通过计算得到直流侧电压平均值与交流侧电压有效值的关系，如式(3)所示：

$$U_d=\frac{1}{\pi/3}\int_{\frac{\pi}{2}-\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2}+\frac{\pi}{6}}\sqrt{6}U_2\sin(\omega t)\,\mathrm{d}(\omega t)=2.34U_2 \tag{3}$$

式中：$U_d$ 为直流电压平均值；$U_2$ 为交流侧单相电压有效值；$\omega$ 为相电压角速度。

理想情况下，交流侧单相电流波形如图 6 所示。

交流侧电流有效值与直流侧励磁电流平均值的关系如式(4)所示：

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

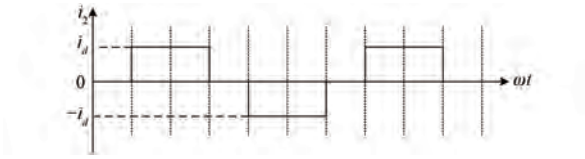


**图 6　交流侧单相电流波形**

**Fig. 6　Single-phase current waveform on AC side**

$$I_2 = \sqrt{\frac{1}{2\pi}\left[I_d^2 \times \frac{2}{3}\pi + (-I_d)^2 \times \frac{2}{3}\pi\right]} = \sqrt{\frac{2}{3}} I_d = 0.816 I_d \tag{4}$$

式中:$I_2$ 为交流侧电流有效值;$I_d$ 为直流侧励磁电流平均值。

令电压比 $K_u = W_2/W_1$,电流比 $K_i = W_3/W_2$,则等值电路各个元件的折合结果为

$$\begin{cases} \dot{U}' = K_u \dot{U} \\ \dot{I}' = K_i \dot{I} \\ X_L' = K_u^2 X_L \\ X_C' = K_i^2 X_C \\ \dot{R}_f' = \dfrac{U_2}{I_2} = \dfrac{U_d/2.34}{0.816 I_d} = R_f/1.91 \end{cases} \tag{5}$$

根据基尔霍夫定律,消去中间变量,得到等效励磁电流 $\dot{I}_f'$ 的表达式为

$$\dot{I}_f' = \frac{K_u \dot{U} + \mathrm{j} K_i \dot{I} X_L'}{\left(1 - \dfrac{X_L}{X_C}\right) R_f' + \mathrm{j} X_L} \tag{6}$$

输出电压与电枢电流的矢量关系如图 7 所示。其中,$\varphi$ 为输出电压与电枢电流的相位差。

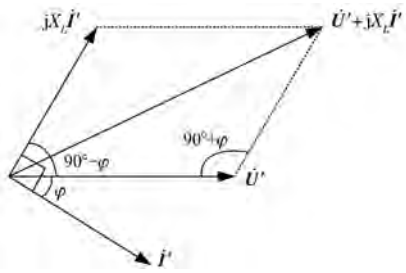


**图 7　输出电压与电枢电流矢量图**

**Fig. 7　Vector illustration of output voltage and armature current**

根据余弦定理对式(6)进行简化,并结合式(4),可得实际励磁电流有效值的表达式为

$$I_f = \frac{\sqrt{(K_u U)^2 + (K_i I X_L')^2 + 2(K_u U)(K_i I X_L')\sin\varphi}}{0.816\sqrt{\left[\left(1 - \dfrac{X_L}{X_C}\right) R_f'\right]^2 + X_L'^2}} \tag{7}$$

## 2.4　基于过补偿对变压器的设计

根据文献[22]提出的全补偿条件,输出电压需要满足 $\dot{E} = \dot{U} + \mathrm{j} X_d \dot{I} = K \dot{I}_f$,$K$ 为励磁机与主发电机等效的系数,$X_d$ 为发电机的电枢电抗。为了方便,令式(7)的分母为 $m$,即在理想条件下,全补偿需要满足:

$$\begin{cases} \dfrac{K \cdot K_u}{m} = 1 \\ \dfrac{K \cdot K_i \cdot X_L'}{m} = X_d \end{cases} \tag{8}$$

而实际情况下,由于负载功率因数的波动、线路饱和以及温度的影响和复励阻抗大小的限制,无法在各种工况下对负载变化实现全补偿,即负载端口电压会出现波动。为了实现端口电压的稳定,基于 AVR 分流电阻的工作机制,设计一套过补偿装置,可以在各种工况下保持电压稳定。基于式(8),给出改良设计方案,如式(9)所示:

$$\begin{cases} 1 < \dfrac{K \cdot K_u}{m} < K_{u_over} \\ 1 < \dfrac{K \cdot K_i \cdot X_L'}{m} < K_{i_over} X_d \end{cases} \tag{9}$$

式中:$K_{u_over}$ 和 $K_{i_over}$ 为两组大于 1 的过补偿系数。

根据式(9)可得在过补偿设计方案下,开环励磁机励磁电流有效值计算式为

$$I_{f_open} = K_{over} I_f = \frac{|K_u U + \mathrm{j} K_i I X_L'|}{m} \tag{10}$$

式中:$K_{over}$ 为大于 1 的励磁电流过补偿系数,其决定了相复励装置在 AVR 不工作时实际提供的励磁电流大小。

由于设计变压器绕组变比时,其值是根据已有发电机空载和满载励磁电流推算得到的,则可以分别得到空载和满载工况下两组励磁电流计算式:

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

$$\begin{cases} K_{\text{over}} I_{\text{f0}} = \dfrac{K_u U}{0.816\sqrt{\left[\left(1-\dfrac{X_L}{X_C}\right)R'_{\text{f}}\right]^2+(K_u^2 X_L)^2}} \\ K_{\text{over}} \text{I}_{\text{f1}} = \dfrac{\sqrt{(K_u U)^2+(K_i I X'_L)^2+2(K_u U)(K_i I X'_L)\sin\varphi}}{0.816\sqrt{\left[\left(1-\dfrac{X_L}{X_C}\right)R'_{\text{f}}\right]^2+X'^2_L}} \end{cases} \tag{11}$$

式中：$I_{\text{f0}}$ 和 $I_{\text{f1}}$ 分别为发电机空载和满载情况下励磁机所需的励磁电流。

本文取 $K_{\text{over}}=1.25$。将已有参数代入式(10)，联立式(10)和式(11)可以求解得到 $K_u$ 和 $K_i$ 的计算结果。

### 2.5 分流电阻设计

AVR 装置主要包括电压比较环节、比例积分(Proportional Integral，PI)环节和脉宽调制(Pulse Width Modulation，PWM)触发环节，如图 8 所示。霍尔传感器将获取到的端口电压值与给定值进行比较，然后将电压偏差送入控制器进行处理，得到控制绝缘栅双极型晶体管(Insulated Gate Bipolar Transistor，IGBT)通断的 PWM 信号，实现对励磁电流的控制，从而实现对端口电压的控制。

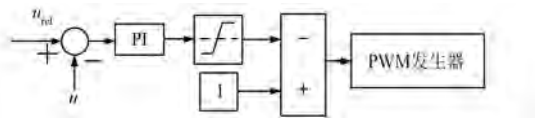


**图 8 AVR 主要环节**

**Fig. 8 Main process of AVR**

相复励装置的实质是电流源，因此在励磁电阻两端并联分流电阻 $R_{\text{s}}$，利用开关管控制其分流即可以实现对励磁机输出电压的控制，从而实现对主发电机电枢电压的控制。由 $K_{\text{over}}=1.25$ 可知，在额定功率因数以及线路不饱和的情况下，要想实现端口电压的稳定，有 25% 的电流需要经过分流电阻，通过选择合适的占空比，根据满载运行时励磁机所需的励磁电压 $U_{\text{fn}}$ 和分流电流 $I_{\text{s}}$ 来推算分流电阻的大小，如式(12)所示：

$$R_{\text{s}} = \frac{U_{\text{fn}} \times D}{I_{\text{s}}} = \frac{U_{\text{fn}} \times D}{0.25 I_{\text{fn}}} \tag{12}$$

式中：$I_{\text{fn}}$ 为满载进行时励磁机额定励磁电流；$D$ 为设计占空比，$D$ 过小会导致调节能力下降，系统稳定性降低，过大容易使开关管发热严重，损耗提高。

## 3 仿真分析

表 1 为现有某台 25 kVA 同步发电机与配套励磁机的基本参数。

**表 1 发电机与励磁机基本参数**

**Tab. 1 Basic parameters of generator and exciter**

| 参数名称 | | 参数值 |
|---|---|---|
| 隐极式主发电机 | 额定容量/(kV·A) | 25 |
| | 额定电压/V | 390 |
| | 额定电流/A | 37 |
| | 额定功率因数 | 0.8 |
| | 励磁电压(满载)/V | 75 |
| | 励磁电流(满载)/A | 11.7 |
| | 励磁绕组电阻(20℃)/Ω | 4.533 8 |
| | 定子电阻(20℃)/Ω | 0.724 |
| 励磁机 | 励磁电压/V | 61 |
| | 励磁电流(空载)/A | 0.23 |
| | 励磁电流(满载)/A | 0.84 |
| | 励磁绕组电阻(20℃)/Ω | 70.72 |
| | 励磁机额定频率/Hz | 75 |

由表 1 和第 3 节中所提出的设计方案，设计了一套 25 kVA 发电机励磁系统与相应的 AVR 装置，具体设计参数见表 2。

**表 2 励磁系统与 AVR 相关设计参数**

**Tab. 2 Design parameters related to excitation system and AVR**

| 参数名称 | 参数值 | 相关影响参数 |
|---|---|---|
| 移相电抗 $L$/H | 12 | 电压恢复时间 $T_{\text{eq_max}}$ |
| 谐振电容 $C$/μF | 1.6 | 谐振频率系数 $K_{\text{f}}$ |
| 三相三绕组变压器 $W_1:W_2:W_3$ | 1 150:270:5 | 励磁电流 $I_{\text{f0}}/I_{\text{f1}}$、过补偿系数 $K_{\text{over}}$ |
| 分流电阻 $R_{\text{s}}$/Ω | 6 | 占空比 $D$ |
| PI 控制参数 $K_{\text{p}}$、$K_{\text{i}}$ | 15、1.5 | / |

根据表 1 和表 2，基于 Matlab/Simulink 平台建立了相复励同步发电机仿真模型。在稳态和动态两种工况下进行仿真验证。

### 3.1 稳态工况下仿真结果

在额定功率因数下，分别测量满载工况下主发电机输出三相线电压、输出电压有效值及总谐波失真(Total Harmonic Distortion，THD)，仿真结果如图 9 所示。

由图 9 可知，满载工况下稳态阶段输出电压三相对称，输出电压有效值 $U_{\text{sta}}$ 为 382.7 V，THD 约为 0.41%。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

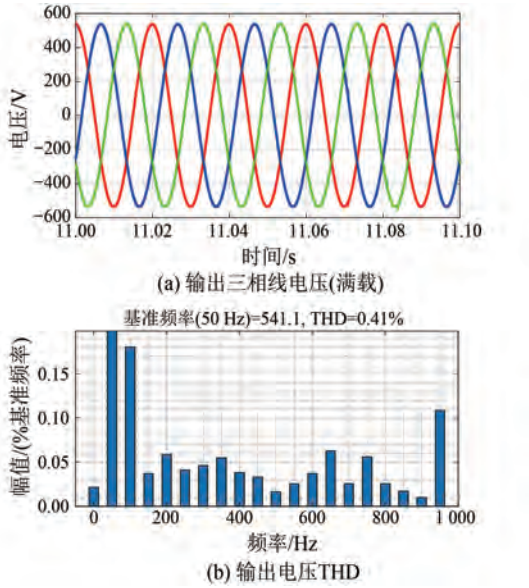


**图 9　稳态工况下输出三相线电压仿真结果**

**Fig. 9　Simulation results of output three-phase line voltage under steady-state condition**

满载工况下静态电压调整率 $\Delta U_s$ 如式(13)所示:

$$\Delta U_s = \frac{U_{sta} - U_n}{U_n} \times 100\% \tag{13}$$

式中:$U_n$ 为额定电压,取 $U_n$ = 390 V,得到 $\Delta U_s$ 为 −1.87%。

### 3.2　动态工况下仿真结果

分别进行空载突增半载和满载突卸全部负载两种工况的仿真,结果如图 10 所示。其中,图 10(a)为在 4 s 时突增 50% 功率因数为 0.8 的阻感性负载工况下的三相线电压波形;图 10(b)为在 10 s 时满载突卸 100% 负载至空载工况下的三相线电压波形。由图 10 可知,突加和突卸负载分别会引起电压暂时跌落与升高,但在 AVR 的控制作用下电压会逐渐回到额定值附近。

由图 10 可知,突减负载时输出三相线电压有效值最小值 $U_{t-min}$ 为 347.5 V,突增负载时输出三相线电压有效值最大值 $U_{t-max}$ 为 440.1 V。额定电压 $U_n$ 仍取 390 V,分别计算电压上升与下降阶段的动态电压调整率,如式(14)所示:

$$\begin{cases} \Delta U_{t_down} = \dfrac{U_{t_min} - U_n}{U_n} \times 100\% \\ \Delta U_{t_up} = \dfrac{U_{t_max} - U_n}{U_n} \times 100\% \end{cases} \tag{14}$$

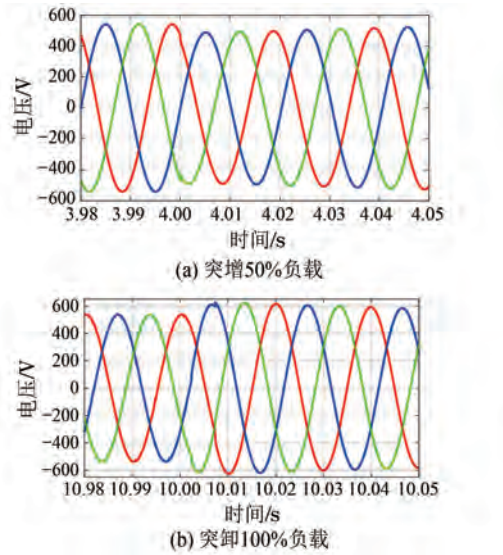


**图 10　动态工况下输出三相线电压仿真结果**

**Fig. 10　Simulation results of output three-phase line voltage under dynamic condition**

式中:$\Delta U_{t_down}$ 和 $\Delta U_{t_up}$ 分别为下降和上升阶段的动态电压调整率,计算得到 $\Delta U_{t_down}$ = −10.90%、$\Delta U_{t_up}$ = 12.85%。

## 4　试验验证

为了进一步验证本文所提设计方案与所建仿真模型的正确性,搭建了 25 kVA 无刷相复励同步发电机试验平台。图 11 为试验系统原理图,EC570-4EBX-060A 型变频器为电动机提供三相交流电;电动机拖动主发电机的转子转动;相复励励磁系统为主发电机提供励磁电流;负载侧为 20 kW+15 kVar 阻感性负载。试验发电机和励磁系统具体参数见表 1 和表 2。

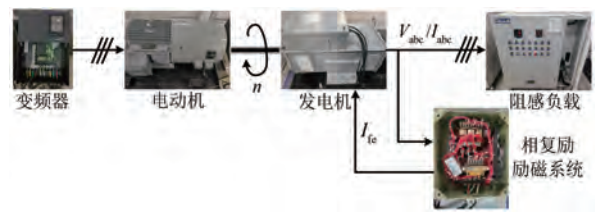


**图 11　试验系统原理图**

**Fig. 11　Schematic diagram of experimental system**

### 4.1　稳态工况下试验结果

利用示波器实测获取额定负载下发电机输出电压与电流波形,并对电压畸变率进行分析,结果如图 12 所示。输出三相电压有效值分别为 388.1 V、385.3 V 和 383.5 V,比额定电压略小。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

这是因为受到线路寄生参数以及变压器、IGBT 等元件并非理想元器件的影响，电压最大 THD 不超过 3.33%，符合相关要求。

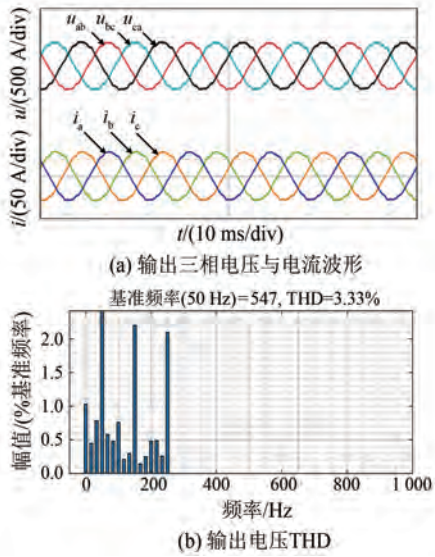


**图 12　稳态工况下输出三相线电压试验结果**

**Fig. 12　Experimental results of output three-phase line voltage under steady-state condition**

### 4.2　动态工况下试验结果

进行空载突增半载的试验，结果如图 13 所示。当负载突增时，负载电流会增加，由测量波形可知此时端口电压会有一定程度的跌落，但很快在 AVR 装置的调节作用下恢复稳定，随着原动机出力逐渐与负载达到平衡，负载电流也逐渐达到稳态。

分别对电压突减和电压突增后的有效值进行测量分析，令突减后的电压有效值最小值为 $U_{t2_min}$，突增后的电压有效值最大值为 $U_{t2_max}$。由图 13 可知，$U_{t2_min}=340.2$ V、$U_{t2_max}=479.9$ V，计算两组试验动态电压调整率如式(15)所示：

$$\begin{cases}\Delta U_{t2_down}=\dfrac{U_{t2_min}-U_n}{U_n}\times 100\% \\ \Delta U_{t2_up}=\dfrac{U_{t2_max}-U_n}{U_n}\times 100\%\end{cases} \tag{15}$$

式中：$\Delta U_{t2_down}$ 和 $\Delta U_{t2_up}$ 分别为电压突减和电压突增后的动态电压调整率，计算得到 $\Delta U_{t2_down}=-12.77\%$、$\Delta U_{t2_up}=23.05\%$。

由试验结果可知，动态电压调整率试验结果比仿真结果差一些，尤其是满载工况电压升高较多。这是由于在负载突减瞬间，原动机的转速升高，从而输出电压频率升高；同时考虑到励磁机转子的惯性与线路电抗的影响，实际励磁电流会更大，输出电压也会更大。

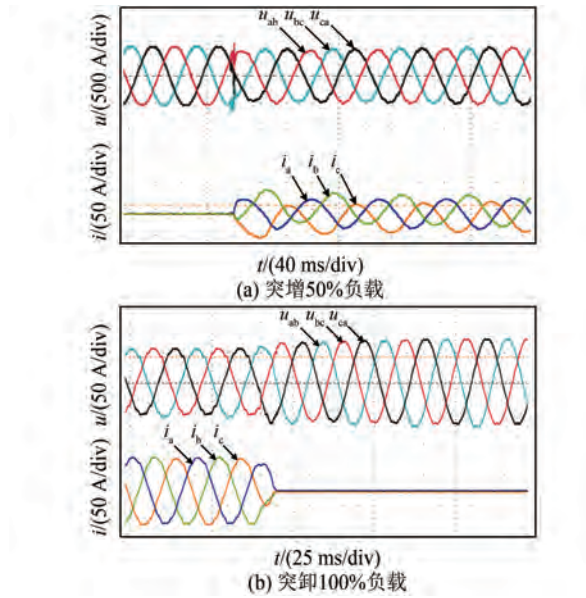


**图 13　动态工况下输出三相线电压试验结果**

**Fig. 13　Experimental results of output three-phase line voltage under dynamic condition**

### 4.3　励磁电流试验分析

分别在空载和满载两个工况下测量励磁机励磁电流的有效值，得到 $I_{f0}=0.23$ A、$I_{f1}=0.84$ A，这与最初设计相复励元件参数时的两组已知励磁电流值是吻合的。为了验证相复励输出电流计算式的正确性以及相复励励磁部分设计的正确性，通过计算和仿真得到空载和满载两种工况下的数据，并与试验测量结果进行对比分析，如表 3 所示。

**表 3　计算与仿真结果和试验结果对比**

**Tab. 3　Comparison of calculation and simulation results with experimental results**

| 工况名称 | 空载 | 满载 |
|---|---|---|
| 式(10)过补偿方案设计值/A | 0.288 2 | 1.059 6 |
| 试验结果/A | 0.23 | 0.84 |
| 式(7)计算结果/A | 0.230 6 | 0.847 7 |
| 计算误差/% | 0.26 | 0.92 |
| Simulink 仿真结果/A | 0.237 2 | 0.849 9 |
| 仿真误差/% | 3.13 | 1.18 |

对比式(10)的设计值与试验结果，可见过补偿下的励磁电流设计值几乎都是试验值的 1.25 倍左右，为分流电流的闭环控制提供了冗余空间。分别将式(7)计算结果和 Matlab/Simulink 仿真结

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

果与试验测量结果对比,得到空载和满载工况下的计算误差都小于 1%,仿真误差都小于 3.5%。

## 5　结语

本文首先介绍了船舶无刷相复励同步发电机的基本结构与工作原理,对励磁系统的输出特性进行了详细推导,基于过补偿闭环控制策略给出了变压器变比等相关参数的设计方案。然后,结合已有 25 kVA 同步发电机参数,利用 Matlab/Simulink 仿真软件对所提出设计方案进行了验证。最后,搭建了一套试验平台对上述计算结果与仿真模型进行验证。试验结果表明所提闭环控制策略正确可行,基本揭示了相复励同步发电机调压过程的工作特性。

## 参 考 文 献

[1] 潘柄杉. 双馈风力发电机组励磁系统控制策略研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2023.
PAN B S. Research on the control strategy of excitation system from doubly fed wind power generator unit [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2023.

[2] 武炜迪, 杨祥国, 陈辉, 等. 船舶柴油发电机组智能控制及优化[J]. 舰船科学技术, 2023, 45(3): 80-86.
WU W D, YANG X G, CHEN H, et al. Research on intelligent control and optimization of marine diesel generator set [J]. Ship Science and Technology, 2023, 45(3): 80-86.

[3] 李啸骢, 冀晓诚, 彭诚, 等. 同步发电机励磁功率单元中可控整流桥的故障工况研究[J]. 电机与控制应用, 2018, 45(2): 112-117+133.
LI X C, JI X C, PENG C, et al. Research of controlled rectifier bridge of synchronous generator excitation power unit in fault condition [J]. Electric Machines & Control Application, 2018, 45(2): 112-117+133.

[4] 杨冠城. 电力系统自动装置原理[M]. 6 版. 北京: 中国电力出版社, 2021.
YANG G C. The Principle of Automatic Devices in Power Systems [M]. 6th ed. Beijing: China Electric Power Press, 2021.

[5] 徐成, 吴本祥. 船舶中压直流电力系统接地方式对直流纹波影响研究[J]. 电机与控制应用, 2021, 48(11): 80-85.
XU C, WU B X. Influence of grounding mode on DC ripple in ship medium voltage DC power system [J]. Electric Machines & Control Application, 2021, 48(11): 80-85.

[6] 刘翔宇. 船舶电力系统同步发电机振荡抑制方法研究[D]. 厦门: 集美大学, 2020.
LIU X Y. The research on methods of suppressing oscillation of synchronous generator in ship power system [D]. Xia'men: Jimei University, 2020.

[7] 李润培, 桂林, 吴龙, 等. 核电站控制棒驱动机构电源系统建模及故障分析[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(3): 114-121.
LI R P, GUI L, WU L, et al. Modeling and fault analysis of power supply system of control rod drive mechanism of nuclear power plant [J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(3): 114-121.

[8] 李润培, 桂林, 吴龙, 等. 励磁方式差异对 RAM 发电机过流保护整定的影响 [J]. 中国电力, 2023, 56(3): 86-93.
LI R P, GUI L, WU L, et al. Influence of excitation mode difference on RAM generator overcurrent protection setting [J]. Electric Power, 2023, 56(3): 86-93.

[9] BABESCU M, BORACI R, GANA O, et al. The control of the diesel-synchronous generator electro-energetic system [C]//2010 International Joint Conference on Computational Cybernetics and Technical Informatics, Timisoara, 2010.

[10] MENG J, LAN H, LIN T, et al. Robust L2 control design for controllable phase compounding excitation system of marine diesel engine generator[C]// 2012 Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference, Shanghai, 2012.

[11] 肖项涛, 郝亮亮, 王泽民, 等. 核电站控制棒电源系统相复励发电机短路故障的解析计算[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(11): 124-132.
XIAO X T, HAO L L, WANG Z M, et al. Analytical calculation of short circuit fault of phase compound excitation generator in control rod power supply system of nuclear power plant [J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(11): 124-132.

[12] 史际昌. 电磁式相复励自励恒压系统最佳参数的计算[J]. 大连海运学院学报, 1986, 3: 48-54.
SHI J C. Calculation of the optimal parameters of the electromagnetic phase compound excitation self-

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

excitation constant voltage system [J]. Journal of Dalian Maritime University，1986，3：48-54.

[13] 郑恒持，王孙清，招聪，等. 基于 Matlab/Simulink 船舶电力系统建模与仿真[J]. 船电技术，2019，39(7)：20-24.
ZHENG H C，WANG S Q，ZHAO C，et al. Modeling and simulation of marine voltage power system based on Matlab/Simulink [J]. Marine Electric & Electronic Engineering，2019，39(7)：20-24.

[14] 武福愿，高海波，赵文科. 船用同步发电机可控相复励励磁系统的仿真[J]. 船海工程，2008，5：82-85.
WU F Y，GAO H B，ZHAO W K. Simulation of the controllable phase-compounding excitation system for marine synchronous generator [J]. Ship & Ocean Engineering，2008，5：82-85.

[15] 魏建勋，高立夫. 电磁式相复励自励系统的分析与研究[J]. 船电技术，2015，35(2)：74-76+80.
WEI J X，GAO L F. The phase compound self-excited system with electromagnetic-compounding [J]. Marine Electric & Electronic Engineering，2015，35(2)：74-76+80.

[16] 袁鹏，李红江，甄洪斌. 可控相复励无刷励磁系统仿真[J]. 船电技术，2010，30(3)：22-26.
YUAN P，LI H J，ZHEN H B. Simulation of the controllable phase-compounding and brushless excitating system [J]. Marine Electric & Electronic Engineering，2010，30(3)：22-26.

[17] 霍承祥，高磊，吴剑超，等. 励磁系统动态增益对凸极发电机暂态稳定的影响[J]. 电力系统自动化，2020，44(21)：58-63.
HUO C X，GAO L，WU J C，et al. Effect of dynamic gain of excitation system on transient stability of salient pole generator [J]. Automation of Electric Power Systems，2020，44(21)：58-63.

[18] 巩洁，魏雨谷. 相复励励磁系统功率源断线故障现象及原因分析[J]. 船电技术，2019，39(10)：25-27.
GONG J，WEI Y G. Analysis of the failure phenomenon and cause of power source disconnection in phase compound excitation system [J]. Marine Electric & Electronic Engineering，2019，39(10)：25-27.

[19] 潘启军，张怀亮，张向明，等. 三相同步发电机相复励励磁系统的高频电磁干扰[J]. 中国电机工程学报，2009，29(30)：110-115.
PAN Q J，ZHANG H L，ZHANG X M，et al. High frequency EMI of the phase compound excitation system of 3-phase synchronous generator [J]. Proceedings of the CSEE，2009，29(30)：110-115.

[20] 李宗泽，史成军. 基于二维云模型同步发电机 PID 励磁系统仿真[J]. 电力系统保护与控制，2016，44(7)：19-24.
LI Z Z，SHI C J. Simulation research on PID excitation system of synchronous generator based on two-dimensional cloud model [J]. Power System Protection and Control，2016，44(7)：19-24.

[21] 张汝均. 船舶电站同步发电机的自动励磁装置[M]. 北京：国防工业出版社，1989.
ZHANG R J. Automatic Excitation Device for Synchronous Generators in Marine Power Stations [M]. Beijing：National Defense Industry Press，1989

[22] 杨国豪. 相复励装置的全补偿分析[J]. 航海技术，2000，1：62-64.
YANG G H. Full compensation analysis of phase compound excitation devices [J]. Marine Technology，2000，1：62-64.

收稿日期：2024-04-26
收到修改稿日期：2024-06-17

作者简介：

丁 杰(2000-)，男，硕士研究生，研究方向为电力电子与电力传动，220222787@seu.edu.cn；

*通信作者：杨国润(1990-)，男，博士，副研究员，研究方向为中压大容量 DC/DC 和 DC/AC 变换器建模与控制，Thomasyang23@nue.edu.cn。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

 DOI: 10.12177/emca.2024.095

# Phase-Compounding Excitation System Design for Marine Brushless Synchronous Generator

DING Jie[1], YANG Guorun[2*], XIE Qinyuan[3], LIN Kewen[2]

(1. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China;
2. National Key Laboratory of Electromagnetic Energy, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China;
3. School of Electrical and Electronic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

**Key words**: synchronous generator; phase-compounding excitation; shunt resistor; overcompensation

Brushless phase-compounding excitation synchronous generator is widely used in ships, islands, and independent power systems where equipment reliability is crucial in harsh environments. Existing literature lacks detailed mathematical derivations of the output characteristics of phase-compounding excitation systems, and there is insufficient analysis and reliable design schemes for key parameters such as phase-shifting reactance and transformer ratio.

First, the basic components of the marine brushless phase-compounding excitation synchronous generator were introduced, as shown in Fig. 1. These mainly included the main generator, phase-compounding excitation system, exciter, and automatic voltage regulator. Then, the output characteristic expression for the phase-compounding system was derived. To address the issue where the generator's regulation characteristics cannot fully compensate for the excitation system's output, an appropriate overcompensation coefficient $K_{over} = 1.25$ was designed. Based on this design scheme, the calculation methods for the main component parameters were provided.

Finally, steady-state and dynamic load conditions were simulated and verified on the Matlab/Simulink platform. An experimental prototype was built based on the basic parameters of a 25 kVA synchronous generator and the excitation system design scheme. Under steady-state conditions, the output three-phase voltage distortion rate was 3.33%, the port voltage dynamic adjustment rate was no less than −12.77%, and the full-load start-stop dynamic adjustment rate was no higher than 23.05%.

A comparison of the calculation, simulation, and experimental results was shown in Tab. 1. The test results confirmed the validity of the derived formulas and the rationality of the overcompensation design scheme.

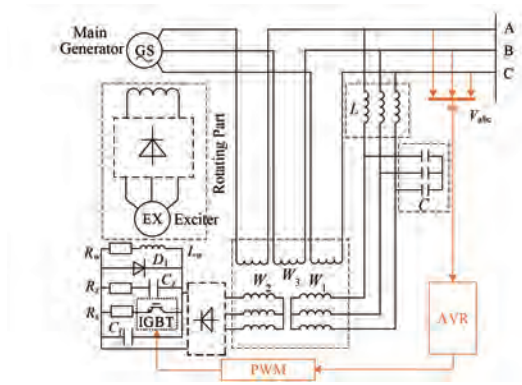


**Fig. 1 Main circuit of synchronous generator with phase-compounding excitation**

**Tab. 1 Comparison of calculation and simulation results with experimental results**

| Load conditions | No-load | Full-load |
|---|---|---|
| Design values/A | 0.288 2 | 1.059 6 |
| Experimental results/A | 0.23 | 0.84 |
| Calculation values/A | 0.230 6 | 0.847 7 |
| Calculation error/% | 0.26 | 0.92 |
| Simulation results/A | 0.2372 | 0.849 9 |
| Simulation error/% | 3.13 | 1.18 |



© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.