基于船舶交直流一体化储能系统的脉冲负载冲击电流平抑策略

孙东阳[1]， 陈德甲[1]， 孙崐[1]， 李爽[1]， 张术宁[1]， 方世源[2]
(1.哈尔滨理工大学 电气与电子工程学院,黑龙江 哈尔滨 150080; 2.北京跟踪与通信技术研究所,北京 100028)

摘 要:脉冲负载的周期性暂态特性会对船舶综合电力系统造成持续的冲击效应,从而导致柴油发电机组在特定频段下振荡失稳甚至脱网停机。针对该问题,本文首先通过状态平均法建立了脉冲负载与其供电电路的整体动态数学模型,确定了脉冲负载对于系统的关键影响因素。其次,建立了脉冲负载扰动下系统整体的传递函数,确定了脉冲负载连续冲击造成柴油发电机组失稳的振荡功率频率区间。针对不同工况下,脉冲负载电流对系统冲击特性的差异,采用改进快速傅里叶变换对脉冲负载电流的频率和幅值进行辨识。最后,设计了一种附加双馈飞轮储能系统的船舶综合电力系统冲击平抑架构,并依据脉冲负载电流与交流侧电流的传递函数,提出了一种基于改进快速傅里叶变换辨识结果的储能补偿策略。利用RT Box 3半实物仿真平台,搭建载有脉冲负载的船舶综合电力系统模型,验证了所提控制策略的有效性。

关键词:船舶综合电力系统;脉冲负载;双馈飞轮储能;功率平抑;快速傅里叶变换
DOI:10.15938/j.emc.2026.01.013
中图分类号:TM762 **文献标志码**:A **文章编号**:1007-449X(2026)01-0137-18

Pulse load suppression strategy based on ship AC&DC integrated energy storage system

SUN Dongyang[1], CHEN Dejia[1], SUN Kun[1], LI Shuang[1], ZHANG Shuning[1], FANG Shiyuan[2]
(1. School of Electrical and Electronic Engineering, Harbin University of Science and Technology, Harbin 150080, China;
2. Beijing Tracking and Communications Technology Institute, Beijing 100028, China)

Abstract: The periodic transient characteristics of pulse loads can cause continuous impact effects on the ship integrated power system, leading to oscillation instability and even off-grid shutdown of diesel generator sets in specific frequency bands. To address this issue, first, an overall dynamic mathematical model of the pulse load and its power supply circuit was established using the state-averaging method, and the key influencing factors of the pulse load was identified on the system. Second, the overall transfer function of the system under pulse load disturbances was established, and the oscillation power frequency range where continuous impacts of the pulse load cause instability of the diesel generator set was determined. In view of the differences in the impact characteristics of the pulse load current on the system under different operating conditions, the improved fast Fourier transform was used to identify the frequency

收稿日期: 2025-06-10
基金项目:黑龙江省"优秀青年教师基础研究支持计划"(YQJH2023254)
作者简介:孙东阳(1988—),男,博士,教授,研究方向为特种船舶中强冲击平抑方法;
陈德甲(2000—),男,硕士研究生,研究方向为船舶综合电力系统稳定性分析;
孙 崐(1982—),男,博士,教授,研究方向为信号处理与大功率系统检测方法;
李 爽(1997—),男,硕士研究生,研究方向为船舶综合电力系统及其稳定控制;
张术宁(2000—),男,硕士研究生,研究方向为船舶动力系统的保护与控制;
方世源(1986—),男,工程师,研究方向为空间测控、通信和导航。
通信作者:孙 崐

and amplitude of the pulse load current. Finally, an impact mitigation architecture for the ship integrated power system with an additional doubly-fed flywheel energy storage system was designed. Based on the transfer function between the pulse load current and the AC-side current, an energy storage compensation strategy based on the identification results of the improved fast Fourier transform was proposed. Using the RT Box 3 hardware-in-the-loop simulation platform, a ship integrated power system model with a pulse load was built to verify the effectiveness of the proposed control strategy.

Keywords: ship integrated power system; pulse load; doubly-fed flywheel energy storage; power suppression; fast Fourier transform

0 引 言

随着我国对深海空域探测类船舶应用的迫切需求,空域测量装置、水下声呐等脉冲负载已逐渐成为先进电推进船舶搭载的核心装备[1-2]。不同于常规电推进负载,空域测量装置作为典型的脉冲负载,工作时具有瞬时功率阶跃、连续冲击等特点,在毫秒级时间尺度呈现兆瓦级功率变化[3-4]。相较于常规电推进负载,脉冲负载对系统稳定性具有更大冲击,其运行环境及工况也更为复杂[5]。周期性、高峰值的功率冲击会对柴油发电机组的稳定运行产生影响。在部分工况下,甚至会造成发电机组解列、停机,存在全船失电的严重风险[6]。因此,本文针对船舶综合电力系统中此类脉冲负载的平抑方法展开研究。

已有文献以脉冲负载的工作特性及其影响规律作为切入点展开研究。文献[7]将脉冲负载的工作特性表示为方波,通过工作周期,峰值功率,占空比等关键参数对其进行定量描述。文献[8]依据等效电阻模型建立了脉冲负载的等效电路和数学模型,定性分析了脉冲负载关键参数对系统的影响。文献[9]对脉冲负载功率进行谐波分析,证明了发电机侧功率和电流呈现的周期性波动与脉冲负载参数密切相关。文献[10]设计了一种连续脉冲负载模拟装置,通过动模实验平台探究了脉冲负载关键参数变化对电网电能质量的影响规律。

现有文献针对脉冲负载引发的功率冲击问题,开展了以下平抑方法的研究。文献[11]将改进的DC-DC变换器作为脉冲负载的供电电路,来缓解其对船舶综合电力系统的直接功率冲击。文献[12]采用基于GaN的低阻抗交错并联Buck变换器,并通过器件级环路建模的方法提升线性稳压电路的带宽,实现对脉冲负载功率的快速跟踪。文献[13]提出在传统无源控制的基础上注入虚拟储能,通过提高能量函数的收敛速度,增强DC-DC变换器源端输出电流的快速响应能力,从而增强了系统抗脉冲负载扰动的鲁棒性。文献[14]提出了一种Buck-Boost两级式船舶大功率脉冲负载抗冲击供电结构,既缓解了脉冲负载的功率冲击,又抑制了系统的谐波干扰。文献[15]采用二极管桥式整流器和交-直流变换器并联的三相混合电源,将脉冲负载功率与交流电源的平均功率解耦,增强了系统的运行可靠性。以上研究主要通过改进脉冲负载的供电结构及其控制方法来增强系统的平抑能力,但此类方法会存在船体空间利用率低并且系统控制难度大的问题。

围绕上述问题,已有文献多采用增加辅助储能设备的方式来平抑脉冲负载对系统直流母线电压的冲击。文献[16]通过在DC-DC变换器输出端并联有源电容补偿脉冲负载电流的方式,来平衡脉冲负载功率与输入功率之间的瞬时功率差。文献[17]基于直流母线电压受扰动程度的划分,提出一种飞轮储能双模式自动切换的控制方法,有效补偿系统功率,从而抑制船舶综合电力系统的直流母线电压波动。文献[18]提出一种基于线性矩阵不等式求解的储能变换器模型预测控制方法,通过约束输入控制信号和状态变量信号来维持直流母线电压的稳定。文献[19]提出一种精准区分负载功率需求的智能协调算法,通过优化储能分配,实现船舶电网能量平衡,有效抑制直流母线电压波动。文献[20]以直流母线电压为控制目标,采用动态下垂控制对储能系统的充放电优先级进行控制,对船舶电力系统的功率进行补偿。

以上文献主要以直流母线作为平抑目标,而未考虑对柴油发电机组的冲击影响。然而,对于船舶综合电力系统来说,柴油发电机组的稳定运行是保

证全船正常供电最为关键的环节。因此,本文围绕脉冲负载对船舶综合电力系统的冲击影响及平抑方法。首先分别建立脉冲负载及 Boost 供电电路的整体动态模型和柴油发电机组各模块模型,明确脉冲负载对船舶综合电力系统的冲击影响;其次基于上述各模块建模,建立脉冲负载扰动下包含柴油发电机组的系统整体传递函数,确定脉冲负载电流造成柴油发电机组失稳的频率区间;再次针对不同工况下,脉冲负载电流造成前端柴油发电机组失稳的频率区间存在差异,采用改进快速傅里叶变换(fast Fourier transform,FFT)对脉冲负载电流的频率和幅值进行辨识;最后设计一种附加双馈飞轮储能系统的船舶综合电力系统冲击平抑架构,提出一种基于改进 FFT 辨识结果的储能补偿策略。通过 RT Box 3 半实物仿真平台,验证所提平抑策略的有效性。

1　脉冲负载对船舶综合电力系统的影响分析

1.1　船舶综合电力系统基本架构

船舶综合电力系统架构如图 1 所示,柴油发电机组作为船体最核心的能量来源,其输出的三相交流电先后经过变压器、三相不控整流器接入直流母线;其输出端经 DC-DC 变换器为脉冲负载供电,这里将二者统称为脉冲负载整体拓扑。船体附加储能系统由飞轮储能组成,其功能为平抑脉冲负载对系统的冲击,将在后面的章节对其进行详细介绍。

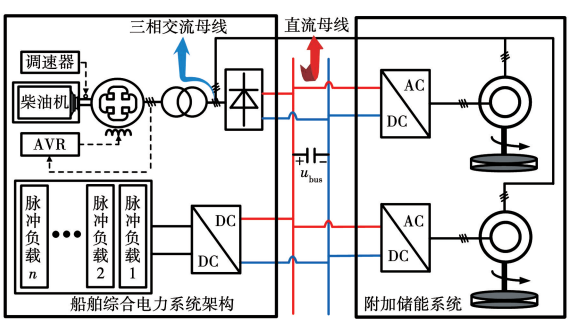


图 1　船舶综合系统等效结构示意图

Fig. 1　Schematic diagram of equivalent structure of integrated power system

相较于传统大电网,搭载大功率脉冲负载的船舶综合电力系统是一个“源 - 荷”高度耦合的孤岛系统,使系统表现出高随机性、连续周期性、低惯性的特点。并且脉冲负载在运行过程中的充放电特性会对系统产生周期性扰动,从而导致柴油发电机组输出功率、角速度等发生周期性振荡,严重影响系统的稳定运行[7]。

1.2　脉冲负载特性及其整体拓扑建模

脉冲负载由多个功率单元组成[21],其工况由周期(10 ~ 100 ms)、占空比(0 ~ 1)及峰值功率(MW 级)三者共同决定[22],并以开关函数与可变电阻的形式来对脉冲负载的电特性进行模拟[23]。脉冲负载及其 Boost 供电电路如图 2 所示,其中:u_{bus}为直流母线电压;i_L为电感电流;u_c为脉冲负载端电压;R_L、L_P、C_P为 Boost 电路寄生电阻、电感、电容。$S_1 \sim S_3$和$R_{p1} \sim R_{p3}$分别为脉冲负载 3 种工况下等效开关管和等效电阻;D_{VT}及 $D_{p1} \sim D_{p3}$分别对应开关管 VT_1 和 $S_1 \sim S_3$的占空比。

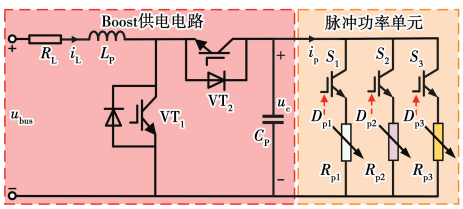


图 2　脉冲负载及其供电电路

Fig. 2　Pulsed load and its power supply circuit

当保证脉冲负载供电电压在很小的范围内变化时,则近似认为脉冲负载扰动功率正比于冲击电流。脉冲负载瞬时电流 $i_p(t)$经傅里叶分解可表示为:

$$i_p(t) = I_{avg} + \sum_{n=1}^{\infty} I_n \sin(n\omega_p t); \tag{1}$$

$$\left.\begin{aligned} I_n &= 2I_p/n\pi \sin(D_p n\pi); \\ \omega_p &= 2\pi/T_p。 \end{aligned}\right\} \tag{2}$$

式中:$I_{avg} = I_p D_p$为 $i_p(t)$的直流分量;ω_p是基波角频率。由上式可知:$i_p(t)$由稳态分量及一系列谐波分量(冲击扰动分量)组成,各次谐波幅值、频率以及谐波含量与 D_p及 T_p密切相关,而 D_p及 T_p的大小完全取决于脉冲负载的工作模式。

考虑图 2 中开关管 VT_1 和 S_1的通断状态,以一种工况为例,可得到脉冲负载整体拓扑 4 种工作状态如图 3 所示。

当以电容电压 u_c及电感电流 i_L为状态变量时,系统状态矢量及输入可表示为:

$$\boldsymbol{x} = [u_c, i_L]^T; \tag{3}$$

$$u = u_{bus}。 \tag{4}$$

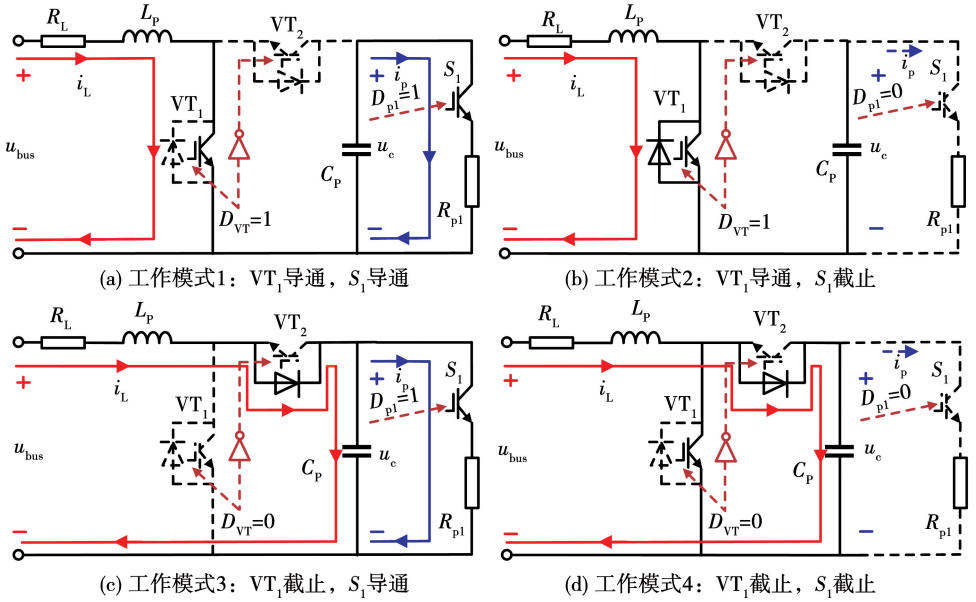


图 3 脉冲负载整体拓扑运行状态

Fig. 3 Pulse load overall topology running status

依据 VT_1 和 S_1 两个开关管的通断状态，并考虑到脉冲负载电流的影响，可得到图 3(a) ~ 图 3(d) 中 4 种模态下的状态空间方程为：

$$\left.\begin{aligned}\dot{\boldsymbol{x}}_1(t) &= \boldsymbol{A}_1\boldsymbol{x}(t) + \boldsymbol{B}_1u(t) + \boldsymbol{C}_1i_{\mathrm{p}}(t);\\ \dot{\boldsymbol{x}}_2(t) &= \boldsymbol{A}_2\boldsymbol{x}(t) + \boldsymbol{B}_2u(t) + \boldsymbol{C}_2i_{\mathrm{p}}(t);\\ \dot{\boldsymbol{x}}_3(t) &= \boldsymbol{A}_3\boldsymbol{x}(t) + \boldsymbol{B}_3u(t) + \boldsymbol{C}_3i_{\mathrm{p}}(t);\\ \dot{\boldsymbol{x}}_4(t) &= \boldsymbol{A}_4\boldsymbol{x}(t) + \boldsymbol{B}_4u(t) + \boldsymbol{C}_4i_{\mathrm{p}}(t)。\end{aligned}\right\} \tag{5}$$

其中：

$$\boldsymbol{A}_1 = \begin{bmatrix}0 & 0\\ 0 & -\dfrac{R_{\mathrm{L}}}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{B}_1 = \begin{bmatrix}0\\ \dfrac{1}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{C}_1 = \begin{bmatrix}-\dfrac{1}{C_{\mathrm{P}}}\\ 0\end{bmatrix}; \tag{6}$$

$$\boldsymbol{A}_2 = \begin{bmatrix}0 & 0\\ 0 & -\dfrac{R_{\mathrm{L}}}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{B}_2 = \begin{bmatrix}0\\ \dfrac{1}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{C}_2 = \begin{bmatrix}0\\ 0\end{bmatrix}; \tag{7}$$

$$\boldsymbol{A}_3 = \begin{bmatrix}0 & \dfrac{1}{C_{\mathrm{P}}}\\ -\dfrac{1}{L_{\mathrm{P}}} & -\dfrac{R_{\mathrm{L}}}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{B}_3 = \begin{bmatrix}0\\ \dfrac{1}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{C}_3 = \begin{bmatrix}-\dfrac{1}{C_{\mathrm{P}}}\\ 0\end{bmatrix}; \tag{8}$$

$$\boldsymbol{A}_4 = \begin{bmatrix}0 & \dfrac{1}{C_{\mathrm{P}}}\\ -\dfrac{1}{L_{\mathrm{P}}} & -\dfrac{R_{\mathrm{L}}}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{B}_4 = \begin{bmatrix}0\\ \dfrac{1}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix};\boldsymbol{C}_4 = \begin{bmatrix}0\\ 0\end{bmatrix}。 \tag{9}$$

对式(5) ~ 式(9)进行平均化处理，并进一步整理得到脉冲负载及其 Boost 供电电路的整体状态空间方程为

$$\begin{bmatrix}\dfrac{\mathrm{d}u_{\mathrm{c}}}{\mathrm{d}t}\\ \dfrac{\mathrm{d}i_{\mathrm{L}}}{\mathrm{d}t}\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}0 & \dfrac{D_{\mathrm{VT}}^*}{C_{\mathrm{P}}}\\ -\dfrac{D_{\mathrm{VT}}^*}{L_{\mathrm{P}}} & -\dfrac{R_{\mathrm{L}}}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}u_{\mathrm{c}}\\ i_{\mathrm{L}}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}0\\ \dfrac{1}{L_{\mathrm{P}}}\end{bmatrix}u_{\mathrm{bus}} + \begin{bmatrix}-\dfrac{D_{\mathrm{pl}}}{C_{\mathrm{P}}}\\ 0\end{bmatrix}i_{\mathrm{p}}。 \tag{10}$$

式中：D_{VT} 表示开关管 VT_1 占空比；D_{pl} 表示开关管 S_1 占空比；D_{VT}^*、D_{pl}^* 表示 $1-D_{\mathrm{VT}}$ 与 $1-D_{\mathrm{pl}}$。

1.3 脉冲负载对柴油发电机组影响分析

柴油发电机组作为船舶综合电力系统唯一的能量来源，其稳定性至关重要；为保证柴油发电机组的稳定运行，有必要建立柴油发电机组的数学模型，并依据数学模型对其特性作进一步分析，柴油发电机组结构如图 4 所示。

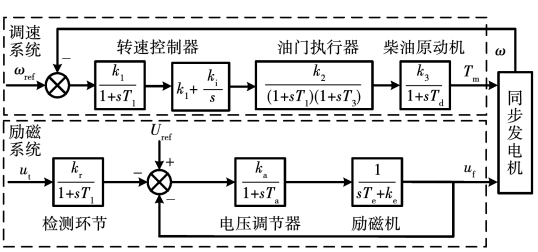


图 4 柴油发电机组结构示意图

Fig. 4 Diesel generator set structure diagram

图 4 中:系统由柴油机及其调速系统和同步发电机及其励磁系统两大部分组成,两者各组成环节以其等效传递函数的形式给出;ω 为柴油机转速;U_{ref}为柴油机参考电压;u_t为柴油机端电压;u_f为励磁电压;k_x为各环节比例系数($x=1$、2、3、p、i、r、a、e);T_i表示各部分所对应的时间常数。

这里首先建立同步发电机的数学模型,忽略阻尼绕组的作用并对系统各参数进行标幺化处理,由此建立 d-q 坐标系下同步发电机简化数学模型为:

$$\left.\begin{aligned}\dot{\psi}_d &= u_d + R_a i_d + \omega_g \psi_q;\\ \dot{\psi}_q &= u_q + R_a i_q - \omega_g \psi_d;\\ \dot{\psi}_f &= u_f - r_f i_f;\\ \psi_d &= -x_d i_d + x_{ad} i_f;\\ \psi_q &= -x_q i_q;\\ \psi_f &= -x_{ad} i_d + x_f i_f。\end{aligned}\right\} \tag{11}$$

式中:ψ_d、ψ_q为定子绕组磁链;ψ_f为励磁绕组磁链;u_d、u_q、i_d、i_q为定子电压、电流;ω_g为转子角速度;u_f、i_f为励磁电压、电流;R_a为定子电阻;r_f为励磁绕组电阻;x_d、x_q为定子绕组自电抗;x_f为励磁绕组自电抗;x_{ad}为电枢反应电抗。

依据图 4 中励磁系统各组成部分,得到输出励磁电压表达式为

$$u_f = \frac{G_2(s)G_3(s)}{1+G_2(s)G_3(s)}U_{ref} - \frac{G_2(s)G_3(s)}{1+G_2(s)G_3(s)}G_1(s)u_t。 \tag{12}$$

其中:$G_1(s)=\dfrac{k_r}{T_r s+1}$;$G_2(s)=\dfrac{k_a}{T_a s+1}$;$G_3(s)=\dfrac{1}{T_e s+k_e}$。

依据图 4 柴油机调速系统各组成部分,可得到柴油原动机输出机械转矩 $T_m(s)$ 为

$$T_m(s) = \Delta\omega \frac{k_1}{T_1 s+1}\left(k_p+\frac{k_i}{s}\right)\times \frac{k_2}{(T_2 s+1)(T_3 s+1)}\frac{k_3}{T_d s+1}。 \tag{13}$$

同步发电机转子运动方程及电磁转矩方程为:

$$\left.\begin{aligned}T_j\frac{d\omega}{dt} &= T_m - T_e;\\ T_e &= \psi_d i_q - \psi_q i_d。\end{aligned}\right\} \tag{14}$$

将式(13)代入到上式转子运动方程可得如下:

$$T_j s\omega = \Delta\omega \frac{k_1\cdot\left(k_p+\dfrac{k_i}{s}\right)}{T_1 s+1}\cdot\frac{k_2}{(T_2 s+1)(T_3 s+1)}\times \frac{k_3}{T_d s+1} - T_e。 \tag{15}$$

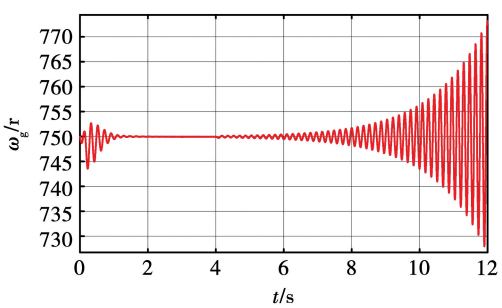
解得柴油机转速 ω 的闭环传递函数为

$$\omega = \frac{K(k_p s+k_i)\omega_{ref} - s(T_1 s+1)(T_2 s+1)(T_3 s+1)(T_d s+1)T_e}{T_j s^2(T_1 s+1)(T_2 s+1)(T_3 s+1)(T_d s+1)+\dfrac{K}{T_j}(k_p s+k_i)}。 \tag{16}$$

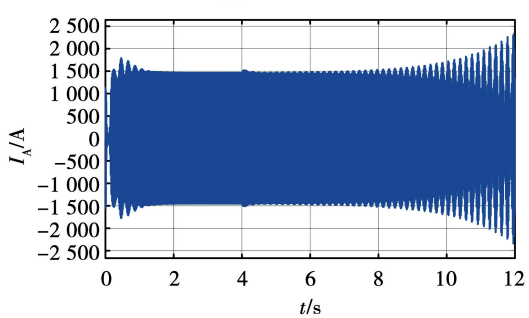
其中 $K=k_1\times k_2\times k_3$。

由式(16)可知,柴油机转速受到其参考转速和电磁转矩的影响。而参考转速为初始给定值,所以柴油机转速只受电磁转矩的影响。当脉冲负载接入系统时,脉冲负载冲击电流会向前逐级传递至柴油发电机组,由式(14)中 T_e表达式可知,柴油发电机定子电流将含有与负载相关的谐波分量,该谐波电流会引发同步发电机电磁转矩波动,严重时使得柴油机喷油量振荡发散,导致该机组停机脱网。

现以 $R_{pl}=0.25\ \Omega$、$D_{pl}=0.25$ 及 $T_{pl}=20$ ms 的脉冲负载工况搭建系统仿真对上述分析加以说明,其仿真结果如图 5 所示。系统启动时,Boost 电路接常电阻负载,待系统运行 4 s 达到稳态,将常负载切出,同时投入与常负载平均功率相同的脉冲负载。



(a) 柴油发电机转速



(b) 交流侧A相电流

图 5　脉冲负载冲击下系统响应

Fig. 5　System response under impulse load shock

通过图 5 脉冲负载冲击下系统响应可知,当前工况下,脉冲负载周期性运行时,柴油发电机转速出现增幅振荡并且呈现出逐渐发散的态势。而交流侧 A 相电流谐波成分显著增加,波形畸变严重,这与理论分析一致。但脉冲负载周期运行时造成前端柴油发电机组失稳区域仍不明确,需建立脉冲负载扰动下柴油发电机组的传递函数,进一步确定导致其失稳的频率区间。

2 基于脉冲负载冲击的柴油发电机组振荡参数辨识

2.1 脉冲负载扰动下柴油发电机组传递函数建立

船舶综合电力系统拓扑结构如图 6 所示。其中:u_a、u_b、u_c 为同步发电机定子侧输出电压;i_a、i_b、i_c 为同步发电机定子侧输出电流;R_a、L_a为同步发电机内阻抗;L_{dc}为整流电路滤波电感;i_{dc}为整流电路输出电流;C_{bus}为直流母线电容;Boost 电路各量表达方式与图 2 中保持一致。

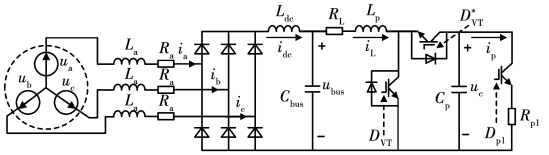


图 6 船舶综合电力系统拓扑结构示意图

Fig. 6 Schematic diagram of topological structure of integrated power system

由 1.3 节分析结果可知,需要建立脉冲负载扰动下柴油发电机组的传递函数,为简化后续分析,现对系统在如下前提进行分析:

1)脉冲负载端电压 u_c保持稳定;

2)交流侧 q 轴电压 u_q、电流 i_q的静态工作点为零;

3)柴油机与同步发电机同轴连接,二者转速相同则 $\omega_g = k\omega$($k = \dfrac{2\pi p}{60}$,p 为电机极对数)。

在式(11)中将变量 ψ_f消去,化简得到:

$$\left.\begin{aligned}\dot{\psi}_d &= u_d + R_a i_d + \omega_g \psi_q;\\ \dot{\psi}_q &= u_q + R_a i_q - \omega_g \psi_d;\\ \psi_d &= G_p(s)u_f - X_d i_d;\\ \psi_q &= -x_q i_q。\end{aligned}\right\} \tag{17}$$

其中:$G_p(s) = \dfrac{x_{ad}}{r_f + sx_f}$,$X_d = x_d - \dfrac{sx_{ad}^2}{r_f + sx_f}$,这里为了便于书写将式(12)改写为 $u_f = G_a(s)U_{ref} - G_b(s)u_t$。

对式(14)转子运动方程做小信号扰动,代入已知变量,得到柴油机转速小扰动表达式为

$$\begin{aligned}\hat{\omega} = &-G_x(s)[G_p(s)G_a(s)U_{ref}\hat{i}_q - \\ &G_p(s)G_b(s)I_q\hat{u}_t - G_p(s)G_b(s)U_t\hat{i}_q - \\ &X_d I_d\hat{i}_q - X_d I_q\hat{i}_d + x_q I_q\hat{i}_d + x_q I_d\hat{i}_q]。\end{aligned} \tag{18}$$

其中:

$$G_x(s) = \frac{s(T_1s+1)(T_2s+1)(T_3s+1)(T_ds+1)}{T_j s^2(T_1s+1)(T_2s+1)(T_3s+1)(T_ds+1) + \dfrac{K}{T_j}(k_p s + k_i)}。 \tag{19}$$

同理,对式(17)相关状态变量进行小扰动分析,整理得到其小信号的表达式为:

$$\left.\begin{aligned}[1 + sG_p(s)G_b(s)]\hat{u}_t = &-(R_a + X_d s)\hat{i}_d + \\ &\hat{\omega}_g x_q I_q + \omega_g x_q \hat{i}_q;\\ \omega_g G_p(s)G_b(s)\hat{u}_t = &-(R_a + sx_q)\hat{i}_q - \hat{\omega}_g X_d I_d - \\ &\omega_g X_d \hat{i}_d。\end{aligned}\right\} \tag{20}$$

将静态点 $I_q = 0$ 及 $\hat{\omega}_g = k\hat{\omega}$ 代入式(17)、式(20),并进一步联立得到:

$$\begin{aligned}G_y(s) = \frac{\hat{\omega}}{\hat{i}_q} = &-G_x(s)[G_p(s)G_a(s)U_{ref} - \\ &G_p(s)G_b(s)U_t - X_d I_d + x_q I_d];\end{aligned} \tag{21}$$

$$\begin{aligned}\frac{\hat{u}_t}{\hat{\omega}} = &\frac{(R_a + x_q s)(R_a + X_d s) + \omega_g^2 X_d x_q}{[\omega_g X_d - \omega_g R_a G_p(s)G_b(s)]G_y(s)} + \\ &\frac{kX_d I_d(R_a + X_d s)G_y(s)}{[\omega_g X_d - \omega_g R_a G_p(s)G_b(s)]G_y(s)}。\end{aligned} \tag{22}$$

结合图 6 与式(10),建立三相不控整流电路输出端直流母线与后端脉冲负载及其 Boost 供电电路联立的状态空间方程为:

$$\left.\begin{aligned}\frac{di_{dc}}{dt} &= \frac{\dfrac{3\sqrt{3}u_t}{\pi} - \dfrac{3}{\pi}L_a\omega_g i_{dc} - u_{bus}}{2L_a + L_{dc}};\\ \frac{du_{bus}}{dt} &= \frac{1}{C_{bus}}i_{dc} - \frac{1}{C_{bus}}i_L;\\ \frac{du_c}{dt} &= \frac{D_{VT}^*}{C_P}i_L - \frac{D_{p1}}{C_P}i_p;\\ \frac{di_L}{dt} &= -\frac{D_{VT}^*}{L_P}u_c - \frac{R_L}{L_P}i_L + \frac{1}{L_P}u_{bus}。\end{aligned}\right\} \tag{23}$$

将 D_{p1}表示为常量,对相关状态变量在其静态

工作点附近做小信号扰动,忽略二阶分量并将其表示为稳态分量与小扰动量之和的形式。

1)稳态分量。

$$\left.\begin{aligned}&\frac{3\sqrt{3}}{\pi}U_{\mathrm{t}}=\frac{3}{\pi}L_{\mathrm{a}}\omega_{\mathrm{g}}I_{\mathrm{dc}}+U_{\mathrm{bus}};\\&I_{\mathrm{dc}}=I_{\mathrm{L}};\\&D_{\mathrm{VT}}^{*}I_{\mathrm{L}}=D_{\mathrm{pl}}I_{\mathrm{p}};\\&U_{\mathrm{bus}}=R_{\mathrm{L}}I_{\mathrm{L}}+D_{\mathrm{VT}}^{*}U_{\mathrm{c}}。\end{aligned}\right\}\tag{24}$$

将脉冲负载电流的静态工作点表示成 $D_{\mathrm{pl}}U_{\mathrm{c}}/R_{\mathrm{pl}}$ 的形式,并将系统已知参数代入,进一步联立得到静态工作点 I_{L} 的值,但 I_{L} 的大小会随脉冲负载工况而发生改变。

2)小扰动分量。

$$\left.\begin{aligned}&\left(As+\frac{3}{\pi}L_{\mathrm{a}}\omega_{\mathrm{g}}\right)\hat{i}_{\mathrm{dc}}=\frac{3\sqrt{3}\hat{u}_{\mathrm{t}}}{\pi}-\frac{3}{\pi}L_{\mathrm{c}}\hat{\omega}_{\mathrm{g}}I_{\mathrm{dc}}-\hat{u}_{\mathrm{bus}};\\&s\hat{u}_{\mathrm{bus}}=\frac{1}{C_{\mathrm{bus}}}(\hat{i}_{\mathrm{dc}}-\hat{i}_{\mathrm{L}});\\&D_{\mathrm{pl}}\hat{i}_{\mathrm{p}}=-\hat{d}_{\mathrm{VT}}I_{\mathrm{L}}+D_{\mathrm{VT}}^{*}\hat{i}_{\mathrm{L}}-sC_{\mathrm{P}}\hat{u}_{\mathrm{c}};\\&(R_{\mathrm{L}}+L_{\mathrm{P}}s)\hat{i}_{\mathrm{L}}=\hat{u}_{\mathrm{bus}}+\hat{d}_{\mathrm{VT}}U_{\mathrm{c}}-D_{\mathrm{VT}}^{*}\hat{u}_{\mathrm{c}}。\end{aligned}\right\}\tag{25}$$

其中 $A=2L_{\mathrm{a}}+L_{\mathrm{dc}}$。

在脉冲负载端电压 u_{c} 保持稳定的前提下,忽略占空比扰动 $\hat{d}_{\mathrm{VT}}$ 进而合并同类项得:

$$\left[(As+\frac{3}{\pi}L_{\mathrm{a}}\omega_{\mathrm{g}})(L_{\mathrm{P}}C_{\mathrm{bus}}s^{2}+R_{\mathrm{L}}C_{\mathrm{bus}}s+1)+R_{\mathrm{L}}+L_{\mathrm{P}}s\right]\pi D_{\mathrm{pl}}\hat{i}_{\mathrm{p}}=3\sqrt{3}D_{\mathrm{VT}}^{*}\hat{u}_{\mathrm{t}}-3D_{\mathrm{VT}}^{*}L_{\mathrm{c}}\hat{\omega}_{\mathrm{g}}I_{\mathrm{dc}}。\tag{26}$$

联立式(22)和式(26),并将 $\hat{\omega}_{\mathrm{g}}=k\hat{\omega}$ 代入式(26),进一步得到柴油机转速与脉冲负载电流的关系如下:

$$\frac{\hat{\omega}}{\hat{i}_{\mathrm{p}}}=\frac{\pi D_{\mathrm{pl}}G_{\mathrm{den2}}(s)G_{\mathrm{y}}(s)G_{\mathrm{d}}(s)}{3\sqrt{3}D_{\mathrm{VT}}^{*}G_{\mathrm{den1}}(s)-3D_{\mathrm{VT}}^{*}L_{\mathrm{c}}kI_{\mathrm{dc}}G_{\mathrm{y}}(s)G_{\mathrm{den2}}(s)}。\tag{27}$$

其中:

$$\left.\begin{aligned}G_{\mathrm{d}}(s)=&\left[(As+\frac{3}{\pi}L_{\mathrm{a}}\omega)(R_{\mathrm{L}}C_{\mathrm{bus}}s+L_{\mathrm{P}}C_{\mathrm{bus}}s^{2}+1)+L_{\mathrm{P}}s+R_{\mathrm{L}}\right];\\G_{\mathrm{den1}}(s)=&\left[(R_{\mathrm{a}}+x_{\mathrm{q}}s)(R_{\mathrm{a}}+X_{\mathrm{d}}s)+\omega_{\mathrm{g}}^{2}X_{\mathrm{d}}x_{\mathrm{q}}+kX_{\mathrm{d}}I_{\mathrm{d}}(R_{\mathrm{a}}+X_{\mathrm{d}}s)G_{\mathrm{y}}(s)\right];\\G_{\mathrm{den2}}(s)=&\left[\omega_{\mathrm{g}}X_{\mathrm{d}}-\omega_{\mathrm{g}}R_{\mathrm{a}}G_{\mathrm{p}}(s)G_{\mathrm{b}}(s)\right]。\end{aligned}\right\}\tag{28}$$

脉冲负载有快速搜索(轻载)、边搜索边跟踪(中载)、持续跟踪与锁定(重载)三种工作模式,每种工作模式各选取一种典型工况如表 1 所示。

表 1　脉冲负载工况

Table 1　Operating conditions of pulse load

工况	峰值功率/MW	周期/ms	占空比
1	2.56	20	0.25
2	10	40	0.4
3	15	60	0.7

依据式(27)柴油机转速与脉冲负载电流之间的小扰动传递函数,绘制 3 组工况下的 Bode 图以及 Nyquist 曲线如图 7 所示。图中相同颜色的曲线表示同一工况,并在 Bode 图中将幅值裕度、相位裕度及其对应的频率点标注出来。

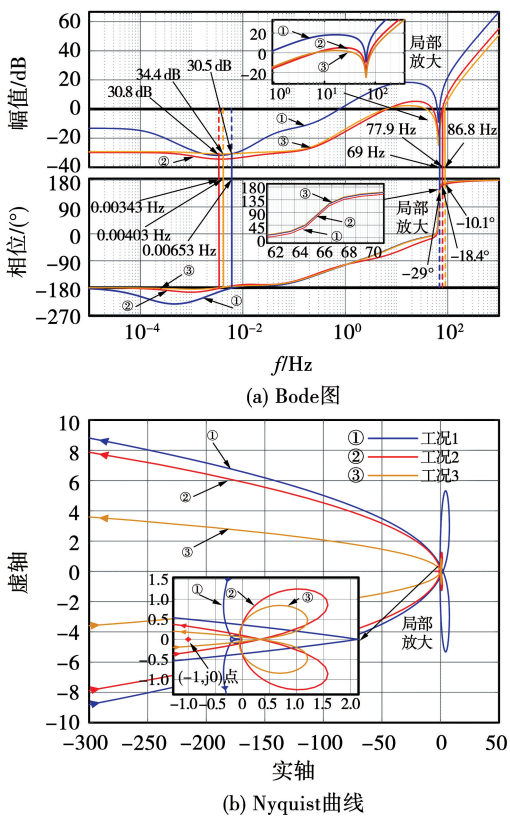


图 7　不同工况下传递函数 Bode 图及 Nyquist 曲线图

Fig. 7　Bode plot and Nyquist diagram of transfer function under various operating conditions

分析图 7(a)中的 Bode 图可知,幅值曲线在幅值裕度所对应的频率前,增益为负、相位曲线小于 -180°,说明此频段内输出显著衰弱输入的影响;在幅值裕度和相位裕度之间的频段,增益曲线和相位曲线都在增加,虽然有少数频点相位接近 -180°,但在

增益及正幅值裕度的约束下仍使得系统处于相对稳定状态;在接近并达到相位裕度以及之后的频段,相位曲线趋于稳定但相位裕度为负值且增益迅速变大,虽相位曲线为正但过高的增益加剧了反馈误差,系统表现为不稳定。由此说明脉冲负载电流处于相位裕度及其之后频率区间内会造成系统不稳定。图 7(b)中的 Nyquist 曲线绕(-1,j0)点一周且系统在右半平面无极点,不满足 Nyquist 稳定判据,进一步证实系统整体处于失稳状态。

随着脉冲负载工况的改变,Bode 图对应的幅值裕度和相位裕度均发生改变,不稳定的频率范围发生偏移;Nyquist 曲线随着工况的加剧,包围(-1,j0)点的范围更紧密,系统失稳程度更高。由此说明脉冲负载扰动下系统处于失稳状态,且不稳定频率范围和失稳程度与脉冲负载工况直接相关。

2.2 基于改进 FFT 的柴油发电机振荡参数辨识

由 2.1 节分析及式(1)、式(2)可知,脉冲负载的关键参数会随工况而改变;故脉冲负载电流传递至柴油发电机组,造成其振荡频段变化,影响储能装置的补偿精度。为提高补偿精度,本文采用改进 FFT 对系统振荡参数进行辨识。

相较其他辨识算法,FFT 不仅能识别出信号的频率和幅值信息,而且计算高效,易于实现,但存在栅栏效应和频谱泄漏问题,可加窗插值提高算法辨识精度[24]。Hanning 窗旁瓣衰减速度快,插值公式简单,计算量较小,可改善频谱泄露,双谱线插值可修正栅栏效应带来的误差,Hanning 窗表达式[25]如下:

$$w(t) = 0.5 - 0.5\cos(\frac{2\pi t}{N})。\tag{29}$$

将瞬时输入信号 $x(t)$ 表示成基波分量和各次谐波和的形式为

$$x(t) = A_0\sin(2\pi f_0 t + \varphi_0) + \sum_{i=1}^{m} A_{hi}\sin(2\pi f_{hi} t + \varphi_{hi})。\tag{30}$$

式中:A_0、f_0、φ_0 为基波的幅值、频率和相位;A_{hi}、f_{hi}、φ_{hi} 为第 i 次谐波的幅值、频率和相位。经过采样频率 f_s 的装置采样 N 点后,对信号 $x(t)$ 进行离散化处理,并以其中一个谐波分量进行说明,得到离散时间信号 $x(n)$ 如下:

$$x(n) = A_h\sin(2\pi\frac{f_h}{f_s}n + \varphi_h)。\tag{31}$$

将该信号与式(29)相乘,加 Hanning 窗后得到离散傅里叶变换结果为

$$X(k) = \frac{A_h}{2j}[e^{j\varphi_h}W(k - \frac{f_h}{\Delta f}) - e^{-j\varphi_h}W(k + \frac{f_h}{\Delta f})]。\tag{32}$$

式中:$W(k)$ 为窗函数的离散傅里叶变换;k 为采样序号;Δf 表示离散频率区间;$\Delta f = f_s/N$ 为采样频率分辨率。忽略负频点 $-f_h$ 处频峰的旁瓣影响,得到正频点 f_h 附近离散谱函数为

$$X(k\cdot\Delta f) = \frac{A_h}{2j}e^{j\varphi_h}W(k - \frac{f_h}{\Delta f})。\tag{33}$$

非同步采样会造成栅栏效应,其峰值频率 $f_h = k_h\Delta f$ 不是离散谱线的频率点,这意味着 k_h 对应的是非整数。假设 k_1 和 k_2 是除峰值点 k_h 之外附近振幅最大的两条谱线。显然有 $k_1 \leqslant k_h \leqslant k_2 (= k_1 + 1)$ 成立,并通过 $y_1 = |(X(k_1\Delta f)|$ 和 $y_2 = |X(k_2\Delta f)|$ 计算两条谱线对应的振幅。由此引入频率和幅值所涉及的校正参数 $\alpha = k_h - k_1 - 0.5(\alpha \in [-0.5, 0.5])$ 和 $\beta = (y_2 - y_1)/(y_2 + y_1)$,则有

$$\beta = \frac{|W[2\pi(-\alpha+0.5)/N]| - |W[2\pi(-\alpha-0.5)/N]|}{|W[2\pi(-\alpha+0.5)/N]| + |W[2\pi(-\alpha-0.5)/N]|}。\tag{34}$$

对式(34)求反函数,利用多项式逼近的方法通过 polyfit(α,β,p) 函数(p 为拟合近似多项式的阶数)进行反拟合求出多项式 $\alpha = H(\beta)$ 的系数,进而得到频率校正的公式为

$$f_h = k_h\Delta f = (\alpha + k_1 + 0.5)\Delta f。\tag{35}$$

利用双峰谱线修正算法直接对 k_1 和 k_2 两根谱线幅值进行加权平均,得出实际峰值点的幅值计算公式为

$$A = \frac{A_1\cdot|W[2\pi(-\alpha-0.5)/N]| + A_2\cdot|W[2\pi(-\alpha+0.5)/N]|}{|W[2\pi(-\alpha-0.5)/N]| + |W[2\pi(-\alpha+0.5)/N]|} = \frac{2(y_1+y_2)}{|W[2\pi(-\alpha-0.5)/N]| + |W[2\pi(-\alpha+0.5)/N]|}。\tag{36}$$

通过多项式逼近的方法拟合出多项式 $\beta = V(\alpha)$ 的近似计算公式,进一步得出幅值校正公式为

$$A = (y_2 + y_1)(2.265\,571\,03 + 1.227\,199\,78\alpha^2 + 0.376\,077\,75\alpha^4 + 0.097\,673\,89\alpha^6)/N。\tag{37}$$

具体改进 FFT 辨识实现过程如图 8 所示。

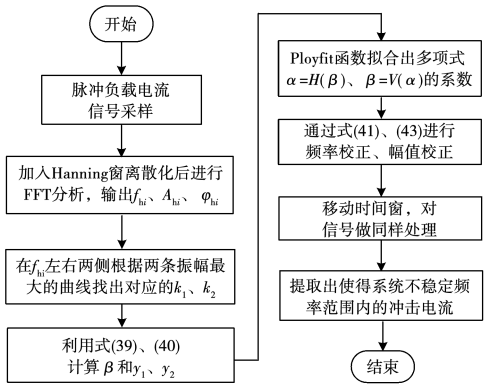


图 8　基于改进 FFT 的辨识流程图

Fig. 8　Identification flow chart based on improved FFT

为了确保储能系统控制的有效性,必须优化 FFT 参数辨识的实时性与准确性。加窗和插值方法对信号参数的准确提取至关重要,但窗函数截取的数据长度 N 会直接影响测量的实时性。因此,需要合理设计 FFT 窗函数的采样长度及滑窗移动步长,在保证辨识精度的同时,尽可能降低延时对控制动态性能的影响。

以工况一为例,将采样率设为 10 k,探究 FFT 窗长度和步长与辨识精度和延时的关系,但对于 FFT 来说,当采样长度为 2 的 N 次方时,其计算效率最高,计算量最小。故绘制了窗长度 N 为 128、256、512 和 1 024 时的散点图,为了更直观地观察变化趋势,将这些散点连接成曲线,得到其变化趋势如图 9 所示。图中重叠率指的是相邻两个滑动窗口之间重叠部分的长度占窗口总长度的比例,通常用百分比表示,也就是不移动的部分。

从图 9(a)可以看出,窗的长度越长、滑动步长越短辨识所需要的时间越长,所以还要综合考虑不同窗长和步长下的辨识精度。从图 9(b)、图 9(c)中可以看出,当采样点 $N=512$ 时,其幅值误差和频率误差较 $N=1\ 024$ 没有明显的差异,并且此时的计算延时也只有其一半,故将窗口长度 N 设为 512。本文的辨识目标为脉冲负载电流中的中高频分量,故使用较短的滑动窗口用于快速检测极高的重叠率,以确保不会错过瞬态事件,故将滑窗移动步长设为 76,并且此时最大延时为 26.4 ms。

通过图 5 工况一下系统响应可知,脉冲负载具有周期性暂态特性,柴油发电机会在其连续冲击下,造成调速环节无法及时调节造成其转速振荡失稳,但这个过程持续了 2 s 以上。对于 MW 级柴油发电机组来说,其调速系统中的机械延时环节可等效为一阶惯性环节,其时间常数一般为几百毫秒,而本文要实时补偿脉冲负载的冲击电流对柴油发电机组的冲击影响,此时 FFT 辨识的延时远小于其惯性时间,储能系统能及时响应,柴油发电机组仍能保持稳定运行状态。

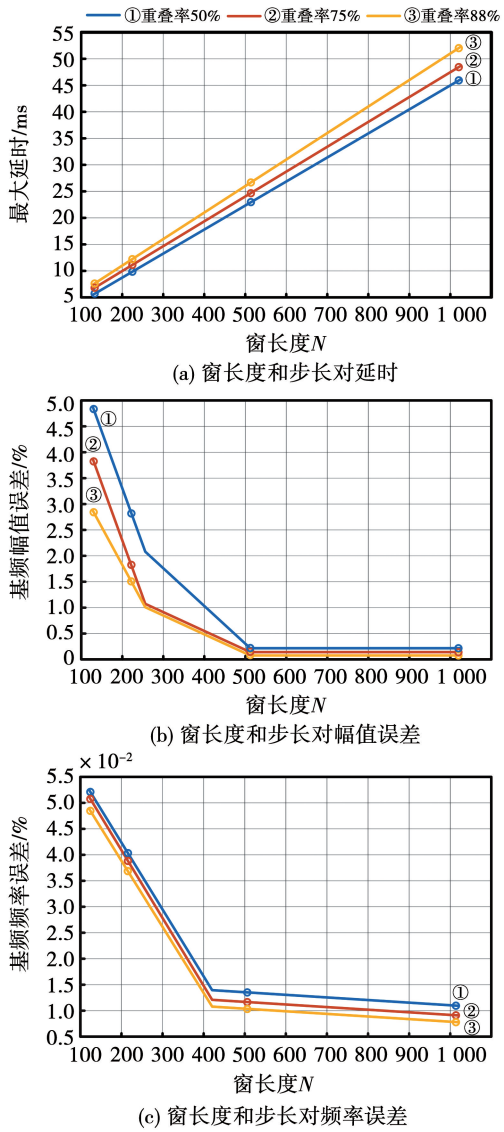


图 9　窗长度和步长与辨识精度和延时的关系

Fig. 9　Window length and step size in relation to identification accuracy and latency

3　基于交直流一体化储能系统的脉冲平抑策略

3.1　交直流一体化储能系统架构

本文采用附加储能系统如图 10 所示,该系统由双馈电机、飞轮和转子侧变流器共同组成,其中双馈电机的定子侧与三相交流母线相连,转子侧通过转子侧变流器与直流母线相连。

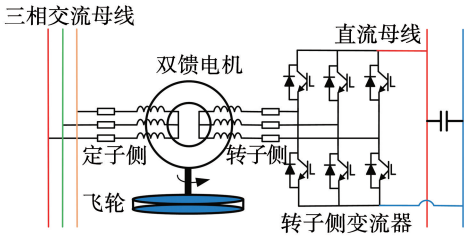


图 10 脉冲负载储能平抑架构

Fig. 10 Pulsed load energy storage suppression architecture

飞轮储能具备输出功率高、能量密度大和使用寿命长的特点,符合空间受限且面临高能量需求的独立发电系统[26]。此外,飞轮储能系统能够为电力系统提供有效的惯性支撑,从而增强系统对波动负载的动态响应能力。相较于传统的永磁飞轮储能,基于双馈电机驱动的飞轮储能系统具有降低船舶容量、提高空间利用率以及同时作用于交直流两侧的优势。故选择该系统作为本文的冲击平抑架构。

由前文分析可知,脉冲负载的周期性暂态特性相当于对前端柴油发电机组形成连续周期性的电流冲击,本文通过在交流侧增加储能的方式对该冲击电流进行补偿,进而保证柴油发电机组的稳定运行。此方案中飞轮储能系统和柴油发电机组均作为船体的“源”,而其余部分均视为“荷”。当负载端产生的冲击电流反映到源端,由两部分“源”共同提供,储能系统提供振荡频率范围内的冲击电流,柴油发电机组提供稳定频段的电流。通过这种方式, 系统无需对柴油发电机组的控制策略进行设计,只需对双馈飞轮储能系统的控制策略设计即可。

3.2 交直流一体化储能系统控制策略研究

在电网输出稳定的情况下,一般采用电网电压定向的方式,但当柴油发电机组输出的交流电受到负载影响时,那么电网电压定向的结果会受到干扰。采用传统的锁相环难以满足电网电压定向控制,故本文采用基于双二阶广义积分器(SOGI)的锁相环(PLL)来保证电网电压定向的准确性。SOGI 结构如图 11 所示。

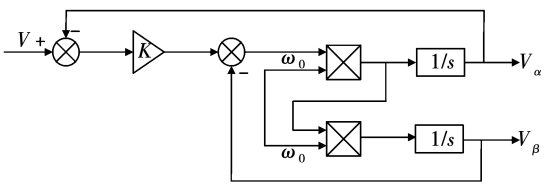


图 11 二阶广义积分器结构图

Fig. 11 Second-order generalized integrator structure diagram

SOGI 结构本质是一个谐振控制器,通过控制谐振频率 ω_0进行滤波提取输入电压信号中对应频率的电压分量,并通过改变增益值 K 的大小来调节积分器的滤波效果,滤除干扰杂波。SOGI 相当于传统锁相环中的 Clark 变换,其输出的两个电压信号 V_α、V_β的相互正交,且 V_β滞后 V_α相位 90°。但 SOGI 只是对单相电压进行锁相,故本文采取基于双二阶广义积分器的三相锁相环,如图 12 所示。

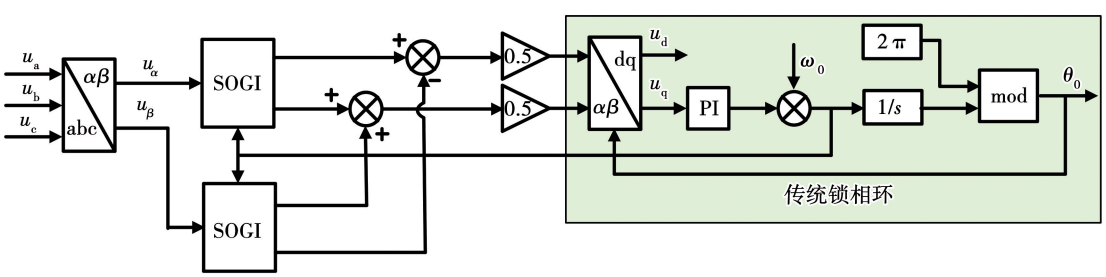


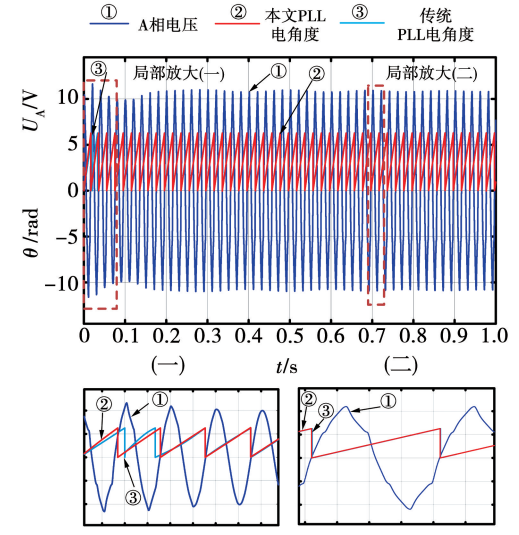
图 12 基于双二阶广义积分器的锁相环

Fig. 12 Phase-locked loop based on dual second-order generalized integrator

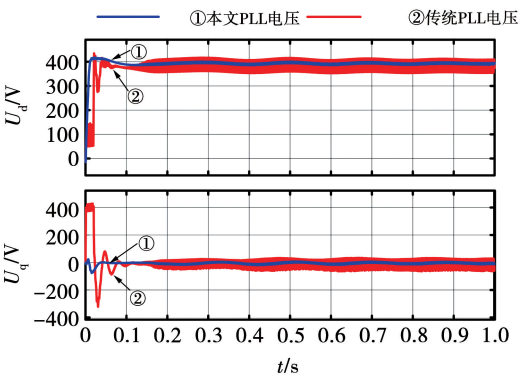
两个 SOGI 输出两组相位正交的电压分量信号,两个积分器的正交信号通过进行正序分量计算后再进行 Park 变换,对 q 轴电压信号进行 PI 调节得到正序电压角频率,与给定频率 ω_0进行相加,通过进行积分得到所需锁定正序电压分量的相位值。双 SOGI 通过锁相环反馈动态调整 SOGI 中心频率,适应柴油机调速导致的频率波动。其并联结构实现对正负序分量实现了正交解耦,在电压幅值波动时仍精确分离正序分量,确保锁相环输出的相位信号不受负序和谐波干扰,并且其滤波特性对幅值波动同样具有抑制动态作用,在电网波动的情形下仍能实现精准锁相,保证电网电压定向的准确性。

图 13 为本文所提 PLL 与传统 PLL 在工况一下的性能对比仿真,重点验证了不同 PLL 对对 A 相电压的跟踪能力。为了更直观地在一张图中进行对比,图中 A 相电压的幅值为比例缩小后的结果。从

图 13(a)的局部放大图(一)、(二)可知,在加载瞬间 A 相电压产生波动,本文所提 PLL 能以更快的速度准确跟踪 A 相电压的相位,并且在电压稳定后输出角度无误差,而传统 PLL 仍存在一定的相位偏差;并且图 13(b)中的 d－q 轴电压稳定得更快,波动更小,进一步验证了本文所提 PLL 在动态响应和稳态精度上的优越性。



(a) A相电压及锁相环输出电角度



(b) d-q电压波形

图 13　不同锁相环下性能对比

Fig. 13　Performance comparison under different PLLs

采用电网电压定向的方式,则双馈电机的定子电压和磁链可表示为:

$$\left.\begin{aligned} u_{sd} &= |\ u_s\ | = U_s \approx -\omega_1\psi_{sq};\\ u_{sq} &= 0 \approx \omega_1\psi_{sd}。\end{aligned}\right\} \tag{38}$$

$$\left.\begin{aligned} \psi_{sd} &= 0;\\ \psi_{sq} &= |\ \psi_s\ | = -\frac{U_s}{\omega_1}。\end{aligned}\right\} \tag{39}$$

式中:u_{sd}、u_{sq}表示 d、q 轴下定子电压;ψ_{sd}、ψ_{sq}代表 d、q 轴下定子磁链;U_s为三相电压合成矢量幅值;ω_1为三相交流电压基波角频率。

在式(38)的基础上进一步得到 d－q 坐标下的转子磁链方程为:

$$\left.\begin{aligned} \psi_{rd} &= \sigma L_r i_{rd};\\ \psi_{rq} &= -\frac{L_m}{\omega_1 L_s} + \sigma L_r i_{rq}。\end{aligned}\right\} \tag{40}$$

式中:i_{rd}、i_{rq}为 d、q 轴转子电流;L_s、L_r、L_m分别为定子电感、转子电感和定转子互感;σ 为电机漏磁系数可表示为 $\sigma = 1 - L_m/L_rL_s$。

将式(38)、式(40)代入到转子电压方程可得:

$$\left.\begin{aligned} u_{rd} &= R_r i_{rd} + \sigma L_r\frac{\mathrm{d}i_{rd}}{\mathrm{d}t} - \omega_s\left(-\frac{L_m}{\omega_1 L_s}U_s + \sigma L_r i_{rq}\right);\\ u_{rq} &= R_r i_{rq} + \sigma L_r\frac{\mathrm{d}i_{rq}}{\mathrm{d}t} + \omega_s\sigma L_r i_{rd}。\end{aligned}\right\} \tag{41}$$

式中:R_r为转子电阻;ω_r为转子角速度;$\omega_s = \omega_1 - \omega_r$为转差角速度。

将式(39)代入到双馈电机磁链方程中可得到定子电流与转子电流的关系式为:

$$\left.\begin{aligned} i_{sd} &= -\frac{L_m}{L_s}i_{rd};\\ i_{sq} &= \frac{U_s}{\omega_1 L_s} - \frac{L_m}{L_s}i_{rq}。\end{aligned}\right\} \tag{42}$$

由式(42)可知,d－q 坐标系下的定、转子电流之间存在确定的数学关系,通过控制转子电流即可以实现对定子电流的控制,实现了定转子间电流的解耦。由第 2 节的分析可知,平抑目标为脉冲负载传递至柴油发电机组的冲击电流,所以要建立脉冲负载电流传递至交流侧的小扰动传递函数,并依据其得到补偿电流的参考值。

对式(18)～式(20)进行联立,可分别得到柴油发电机转速和端电压与交流侧 d、q 轴电流之间的传递函数为:

$$\left.\begin{aligned} \frac{\hat{u}_t}{\hat{i}_d} &= \frac{-G_{den1}(s)(R_a + X_d s)}{G_{den3}(s) + \omega_g^2 G_p(s)G_b(s)R_a x_q};\\ \frac{\hat{\omega}}{\hat{i}_d} &= \frac{-G_{den2}(s)G_y(s)(R_a + X_d s)}{G_{den3}(s) + \omega_g^2 G_p(s)G_b(s)R_a x_q};\\ \frac{\hat{u}_t}{\hat{i}_q} &= \frac{G_{den1}(s)}{G_{den2}(s)}。\end{aligned}\right\} \tag{43}$$

其中:

$$G_{den3}(s) = [G_{den1}(s) - \omega_g^2 X_d x_q][1 + sG_p(s)G_b(s)]。 \tag{44}$$

将式(43)和 $\hat{\omega}_g = k\hat{\omega}$ 代入到式(26)中,分别得到脉冲负载电流与交流侧 d、q 轴电流之间的传递函数为:

$$\frac{\hat{i}_{\mathrm{p}}}{\hat{i}_{\mathrm{d}}}=\frac{3D_{\mathrm{VT}}^{*}L_{\mathrm{a}}kI_{\mathrm{dc}}G_{\mathrm{y}}(s)G_{\mathrm{den2}}(s)(R_{\mathrm{a}}+X_{\mathrm{d}}s)}{G_{\mathrm{d}}(s)\pi D_{\mathrm{pl}}[G_{\mathrm{den3}}(s)+\omega_{\mathrm{g}}^{2}G_{\mathrm{p}}(s)G_{\mathrm{b}}(s)R_{\mathrm{a}}x_{\mathrm{q}}]}-\frac{3\sqrt{3}D_{\mathrm{VT}}^{*}G_{\mathrm{den1}}(s)(R_{\mathrm{a}}+X_{\mathrm{d}}s)}{G_{\mathrm{d}}(s)\pi D_{\mathrm{pl}}[G_{\mathrm{den3}}(s)+\omega_{\mathrm{g}}^{2}G_{\mathrm{p}}(s)G_{\mathrm{b}}(s)R_{\mathrm{a}}x_{\mathrm{q}}]};\tag{45}$$

$$\frac{\hat{i}_{\mathrm{p}}}{\hat{i}_{\mathrm{q}}}=\frac{3\sqrt{3}D_{\mathrm{VT}}^{*}G_{\mathrm{den1}}(s)-3D_{\mathrm{VT}}^{*}L_{\mathrm{a}}kI_{\mathrm{dc}}G_{\mathrm{den2}}(s)}{G_{\mathrm{d}}(s)\pi D_{\mathrm{pl}}G_{\mathrm{den2}}(s)}。\tag{46}$$

通过本节的分析结果,得到双馈飞轮储能系统转子侧变流器的控制框图如图 14 所示。由图 14 可知,首先利用脉冲负载当前工况参数以式(27)传递函数进行分析,确定其造成前端柴油发电机组不稳定频段的电流分量。其次,通过改进 FFT 将不稳定频段内的电流分量提取出来,再分别将其除以式(45)、式(46)传递函数得到 d、q 轴电流的外环参考值。通过将外环参考值与双馈电机定子输出的补偿电流反馈值进行误差计算,可以得到外环的基准控制信号。在电流内环中,对转子侧的电流进行精确控制,最后实现补偿脉冲负载冲击电流的目的。

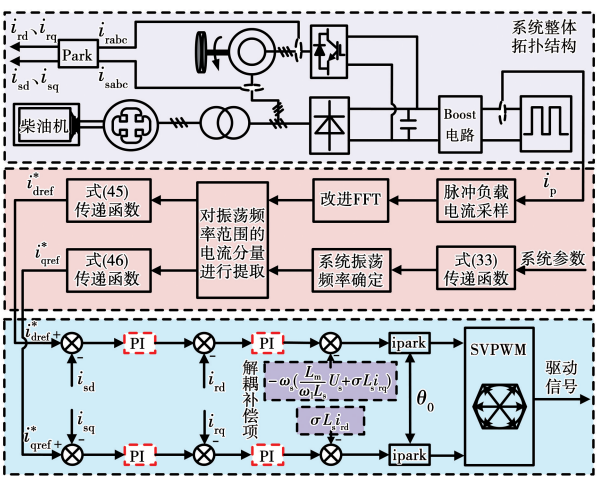


图 14 基于改进 FFT 的转子侧变流器控制框图

Fig. 14 Rotor-side converter control block diagram based on improved FFT

4 基于交直流一体化储能系统的脉冲平抑策略半实物仿真验证

本文搭建的 RT Box 3 硬件在环半实物仿真原理图如图 15 所示。考虑到搭载脉冲负载的船舶综合电力系统复杂,且负载峰值功率达 MW 级,故本文选择以 RT Box 3 硬件在环半实物仿真对所提平抑策略进行验证,并将仿真采样率设置为 20 kHz。

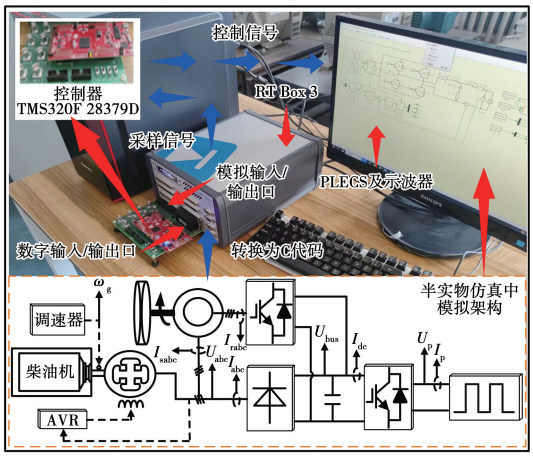


图 15 控制硬件在环半实物仿真原理图

Fig. 15 Schematic diagram of hardware-in-the-loop semi-physical simulation for control

图 15 中,RT Box 3 与 PLECS 平台集成,在 PLECS 中搭建的系统主电路被转换为 C 代码输入至 RT Box 3 中,其将模拟的主电路参数输出到控制板 TMS320F 28379D 中,控制板经过采样后运行本文闭环控制策略,根据主电路参数变化对环路控制信号进行调整,通过 RT Box 3 将控制信号转化输出到系统主电路中,完成控制器和主电路之间的交互,并将仿真结果从 PLECS 示波器中导出,对本文控制策略进行验证。在半实物仿真中,系统仿真参数设置如表 2 所示,其中脉冲负载运行工况与 2.1 节表 1中保持一致。

表 2 系统仿真参数

Table 2 Integrated power system simulation parameters

参数	数值
柴油机发电机组额定功率 P_{g}/MW	20
柴油机端电压 u_{t}/V	380
同步发电机极对数 p	4
同步发电机额定转速 ω_{g}/(r/min)	750
同步发电机定子电阻 R_{a}/pu	0.003 2
同步发电机励磁绕组电阻 r_{f}/pu	0.002 5
同步发电机励磁绕组自电抗 x_{f}/pu	0.001 1
同步发电机定子电抗 $x_{\mathrm{d}}/x_{\mathrm{q}}$/pu	0.001 6/0.001 6
同步发电机电枢反应电抗 $x_{\mathrm{ad}}/x_{\mathrm{aq}}$/pu	0.086/0.058
直流母线电压 u_{bus}/V	650
脉冲负载端电压 u_{c}/V	800
直流母线电容 C_{bus}/F	0.1
整流电路滤波电感 L_{dc}/mH	3
Boost 电路电感 L_{p}/mH	66
Boost 电路电感寄生电阻 R_{L}/mΩ	2
Boost 电路输出端 C_{p}/F	0.5
双馈电机额定功率 P_{s}/MW	4
定子漏感 L_{s}/mH	0.085
转子漏感 L_{r}/mH	0.078 3
定转子互感 L_{m}/mH	2.8
定子电阻 R_{s}/Ω	0.026
转子电阻 R_{r}/Ω	0.014

基于 2.2 小节的分析结果,脉冲负载参数随工况发生变化,其电流传递至柴油发电机组时,会引发机组振荡频段的偏移进而影响系统稳定性。在三种典型工况下,引发前端柴油发电机组失稳的电流频率范围分别为大于 69 Hz(工况一)、77.9 Hz(工况二)和 86.8 Hz(工况三)。采用改进 FFT 对 3 种工况下振荡频段内的冲击电流进行提取,其结果如图 16所示。

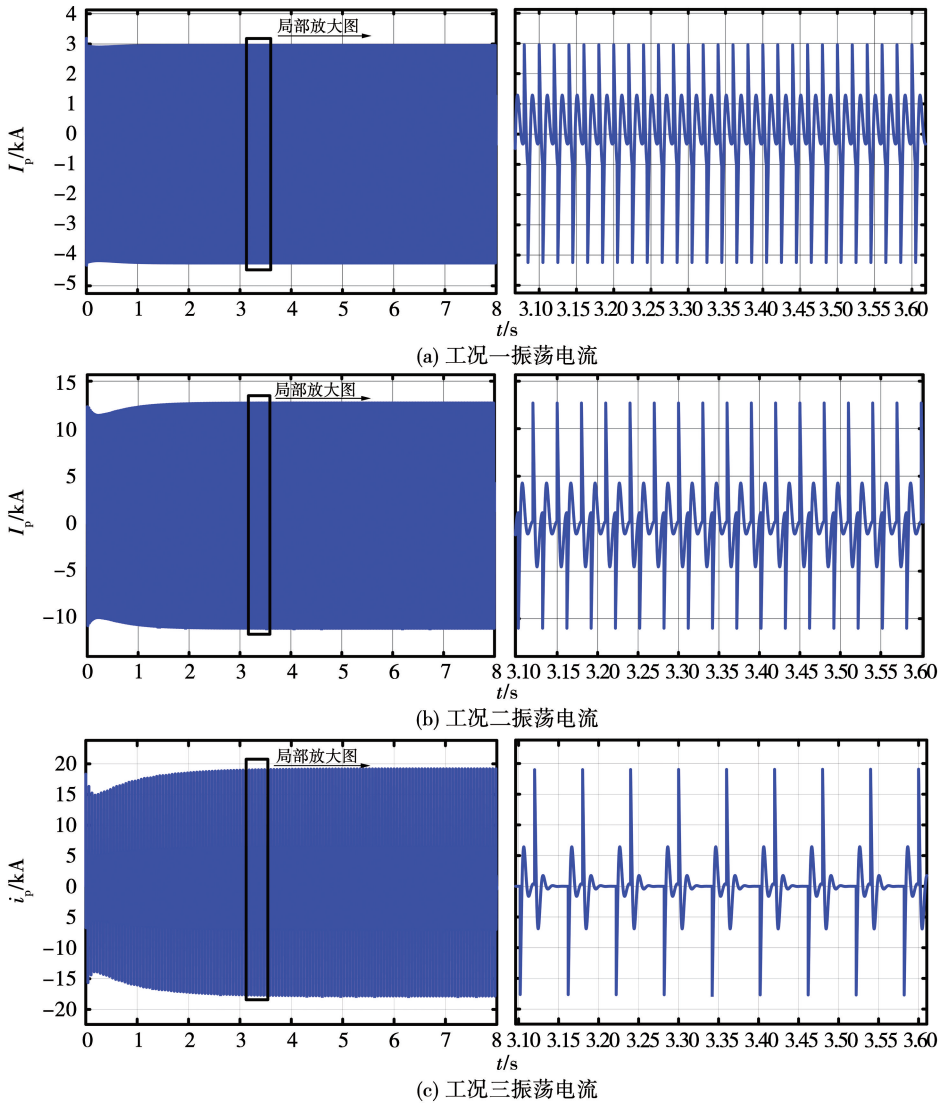


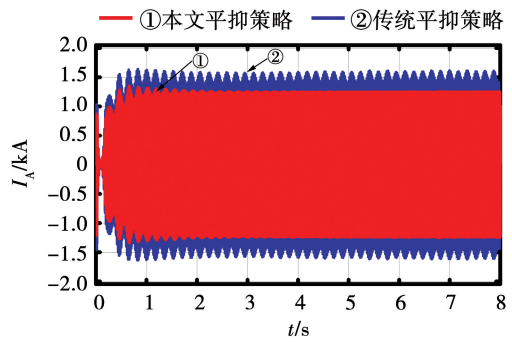
图 16　不同工况下振荡频段内的冲击电流

Fig. 16　Impulse current components in oscillation frequency band under different operating conditions

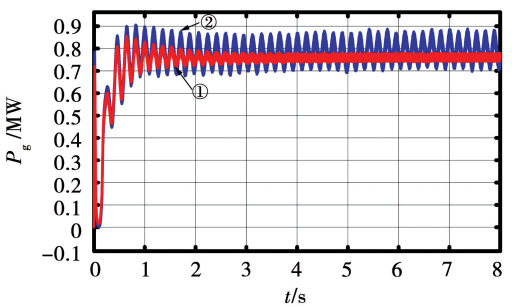
同时,为进一步验证本文平抑策略在脉冲负载不同工作模式下的作用效果,在半实物仿真中,将本文所提平抑策略与以直流母线作为平抑目标的储能平抑策略(后文统称传统平抑策略)的作用效果进行对比。得到三种典型工况下系统各状态变量的仿真波形如图 17 ~ 图 19 所示。

工况一轻载模式下,其关键参数设置为较低峰值功率、低占空比和短周期。由图 17(a)、图 17(b)可见,在脉冲负载周期性运行时,传统平抑策略下的柴油发电机功率和交流侧 A 相电流呈现出较高的谐波含量,且波动范围更大。柴油机转速与其输出交流电流和功率密切相关,而本文在交流侧为柴油发电机组提供不稳定频段内的电流,只让其提供稳态下的脉冲负载电流;通过该储能装置的引入,交流侧的谐波分量显著降低,有效防止脉冲负载产生的冲击电流传递到柴油发电机组,降低了柴油发电机的转矩脉动,进而减小了柴油机转速的波动;图 17(c)中的结果很好地表明了这一点,本文平抑策略下的稳态柴油发电机转速基本无波动,在额定转速下平稳运行,这与前面的理论分析一致。相较

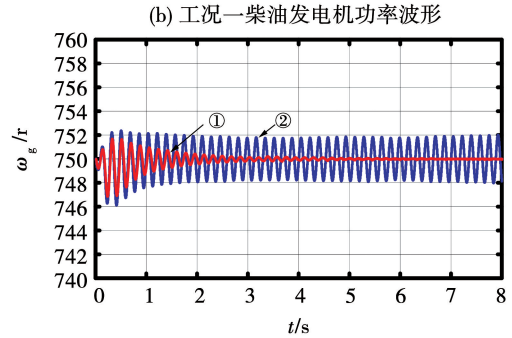
之下,传统平抑策略未能对柴油发电机组的振荡电流进行针对性补偿,导致其稳态转速在额定值附近仍呈现出周期性波动。源荷间的耦合关系使交流直流两侧的电能质量密切相关,对交流侧的有效补偿也会对直流母线电压产生影响,而本文平抑架构对交直流两侧都起到补偿作用,从图 17(d)中可看出,直流母线电压在两种平抑策略下都能保持稳定,但在本文平抑策略下其有着更小的幅值变化。



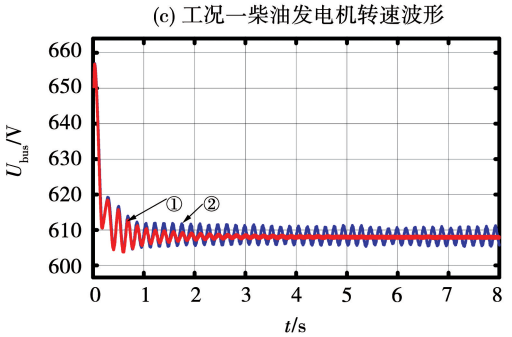
(a) 工况一交流侧A相电流波形



(b) 工况一柴油发电机功率波形



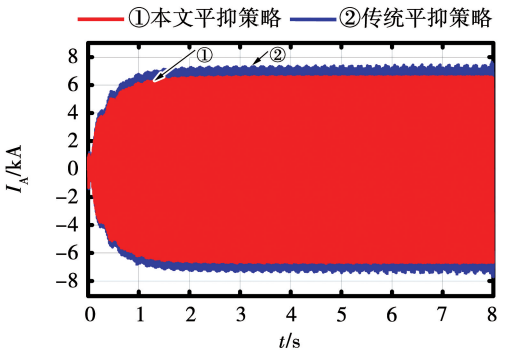
(c) 工况一柴油发电机转速波形



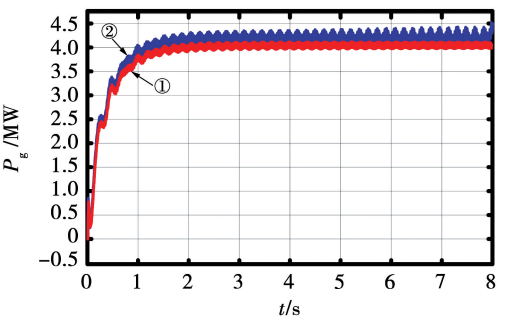
(d) 工况一直流母线电压波形

图 17 工况一下两种平抑策略下系统状态变量波形

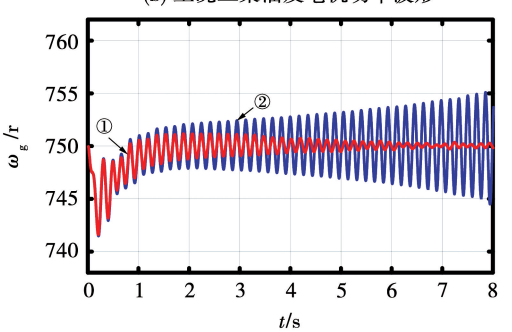
Fig. 17 Waveforms of system state variables under two suppression strategies for operating condition 1



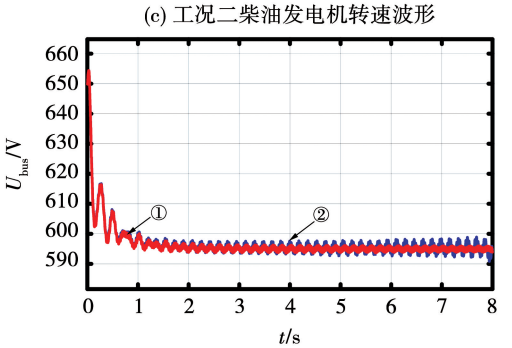
(a) 工况二交流侧A相电流波形



(b) 工况二柴油发电机功率波形



(c) 工况二柴油发电机转速波形



(d) 工况二直流母线电压波形

图 18 工况二两种平抑策略下系统状态变量波形

Fig. 18 Waveforms of system state variables under two suppression strategies for operating condition 2

工况二中载模式下,其关键参数设置为适中的峰值功率、占空比和周期。相较于工况一,脉冲负载各项关键参数均有不同程度的提高,给系统稳定性带来了更大冲击;由图 18 结果分析可知,脉冲负载

周期性运行时,本文平抑策略下的柴油发电机组各项运行参数经历短暂的波动仍可达到稳定状态,在额定值附近进行小范围波动,波动幅度处于系统可接受的合理区间内;而传统平抑策略下,相关运行参数在脉冲负载的周期性冲击下,有着更高的谐波含量和更大的波动范围,并随着时间的推移振荡加剧,若长时间运行在此状态下全船存在失稳的风险,严重危害系统的稳定运行和正常供电。

工况三重载模式下,其关键参数设置为高峰值功率、高占空比和长周期。相较于前两种工况,脉冲负载的各项关键参数达到了一个很高的等级来满足其工作需求,使得系统需要在更复杂的条件下维持稳定运行。由图 19 结果可知,脉冲负载周期性运行时,在本文平抑策略下系统各状态变量经历短暂的调整后恢复到正常水平;而传统平抑策略下,系统各项运行参数已偏离可接受的安全运行区域,无法维持系统的稳定运行,充分暴露了传统平抑策略在应对复杂工况的局限性。综合图 17 ~ 图 19 三种工况下系统响应可知,脉冲负载工作模式复杂、关键参数多变,其周期性运行时引起的系统状态变量变化波动剧烈,极大危害系统的稳定运行。而本文所提平抑策略能够有效地抑制脉冲负载各类工作模式下引起的参数波动,使系统关键参数保持在合理范围内,确保系统在各类复杂工况下均能维持稳定的运行状态。

在本文所提平抑策略的双馈飞轮储能系统中,三组工况下补偿电流的变化情况如图 20 所示。通过图 20 分析可知,脉冲负载周期性运行时引起的状态变量变化与储能系统高频响应有关,对于柴油发电机而言,储能系统的针对性补偿直接影响交流侧电流谐波的大小,从而间接影响直流侧电能质量。储能系统的出力情况与脉冲负载工况直接相关,对交流侧冲击频段内电流的有效补偿,保证了柴油发电机组及整体系统的稳定运行。

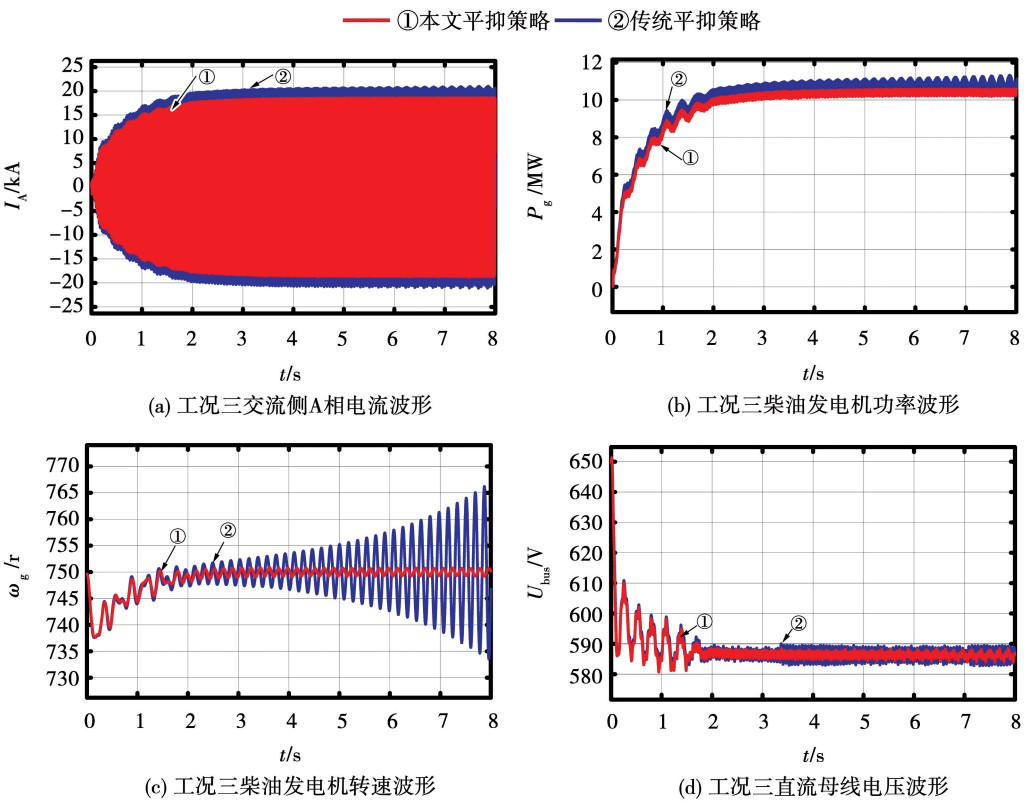


图 19　工况三两种平抑策略下系统状态变量波形

Fig. 19　Waveforms of system state variables under two suppression strategies for operating condition 3

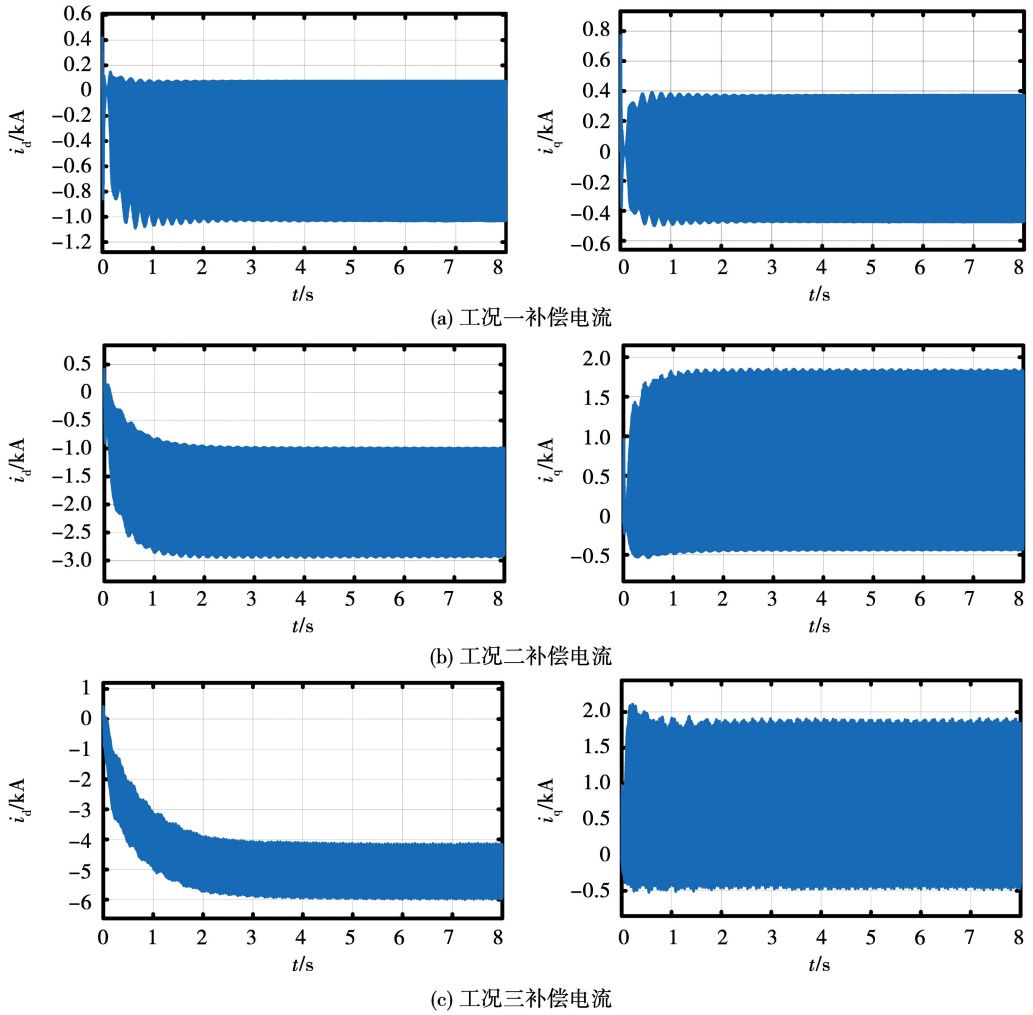


图 20 不同工况下补偿电流波形

Fig. 20 Compensation current waveforms under different operating conditions

5 结 论

针对脉冲负载周期性暂态特性会造成柴油发电机组振荡失稳的问题,本文提出一种基于双馈飞轮储能系统的冲击平抑方法。该方法利用改进 FFT 对脉冲负载造成柴油发电机组失稳的冲击电流进行辨识,根据辨识结果对其传递到交流侧的电流进行有效补偿。通过硬件在环半实物仿真验证所提方法的有效性,并得出以下结论:

1)定性分析了脉冲负载周期性暂态对船舶综合电力系统的影响,确定了前端柴油发电机组失稳的关键因素是脉冲负载产生的冲击电流。

2)以柴油发电机组稳定运行为目标,通过分析脉冲负载扰动下包含柴油发电机组的系统整体传递函数,证明了运行在不同工况下的脉冲负载冲击电流造成柴油发电机组失稳的频段存在差异。

3)基于硬件在环半实物仿真在不同工况的系统响应可知,本文所提平抑策略既能有效平抑脉冲负载周期性运行对系统造成的冲击,又能确保柴油发电机组的稳定运行,提高了系统的整体稳定性。

综上所述,本文所提平抑策略解决了脉冲负载周期性暂态特性在不同工况下对柴油发电机组的冲击问题,冲击电流经过平抑后,柴油发电机只需提供稳定频段的电流分量,因而简化了对柴油发电机的控制器设计,对于搭载脉冲负载的现代船舶综合电力系统整体稳定及安全运行具有重大意义。

参 考 文 献:

[1] HOSSEINZADEHTAHER M, KHAN A, EASLEY M, et al. Self-healing predictive control of battery system in naval power system with pulsed power loads[J]. IEEE Transactions on Energy Con-

version, 2020, 36(2): 1056.

[2] 刘正春, 朱长青, 王勇, 等. 脉冲负载下电力系统暂稳态功率特性[J]. 电网技术, 2017, 41(9): 3018.
LIU Zhengchun, ZHU Changqing, WANG Yong, et al. Transient and steady-state power characteristics of power system with pulsed load[J]. Power System Technology, 2017, 41(9): 3018.

[3] 高崇禧, 颜景斌, 李学东, 等. 脉冲负载下 PWM 整流器自适应线性自抗扰控制[J]. 电机与控制学报, 2023, 27(1): 55.
GAO Chongxi, YAN Jingbin, LI Xuedong, et al. Adaptive linear active disturbance rejection control method of PWM rectifier under pulsed load [J]. Electric Machines and Control, 2023, 27(1): 55.

[4] 孟志远, 徐海亮, 刘春震. 脉冲功率负荷接入下微电网的稳定性研究现状与展望[J]. 电气工程学报, 2022, 17(1): 2.
MENG Zhiyuan, XU Hailiang, LIU Chunzhen. Research status and prospect of microgrid stability under pulsed power loads[J]. Journal of Electrical Engineering, 2022, 17(1): 2.

[5] XU L, GUERRERO J M, LASHAB A, et al. A review of DC shipboard microgrids—part I: power architectures, energy storage, and power converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 37(5): 5155.

[6] 林周宏, 黄文焘, 邰能灵, 等. 舰船脉冲功率负载 Buck 变换器自适应阻尼比控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(13): 5246.
LIN Zhouhong, HUANG Wentao, TAI Nengling, et al. Adaptive damping ratio control method of Buck converter for the marine pulsed power loads[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(13): 5246.

[7] ZHOU L, YI W, CHEN Y. Additional synchronous torque coordinated control for approximate-capacity diesel-storage supply system with low-frequency pulsed load[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 70(7): 6919.

[8] 孙勇, 林松. 相控阵雷达发射单元供电建模及特性研究[J]. 现代雷达, 2020, 42(9): 80.
SUN Yong, LIN Song. A study on power supply model and characteristic of phased array radar transmitting unit[J]. Modern Radar, 2020, 42(9): 80.

[9] 赵志魁, 徐晔, 黄克峰, 等. 柴油发电机带雷达脉冲负载仿真研究[J]. 兵器装备工程学报, 2022, 43(3): 235.
ZHAO Zhikui, XU Ye, HUANG Kefeng, et al. Simulation of diesel generator with radar pulse load[J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2022, 43(3): 235.

[10] 解腾, 徐晔, 王金全, 等. 一种新型脉冲负载对电网运行的影响规律[J]. 现代雷达, 2018, 40(10): 78.
XIE Teng, XU Ye, WANG Jinquan, et al. Influence rule of a new pulse load on power grid operation[J]. Modern Radar, 2018, 40(10): 78.

[11] GAO X, WU H, GAO S, et al. A two-stage pulsed power supply for low-DC-voltage and low-frequency pulsed-current loads[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 36(2): 2298.

[12] 樊靖轩, 施佳楠, 徐子梁, 等. 基于 GaN 的开关线性复合高速随动脉冲负载直流变换器[J]. 电工技术学报, 2024, 39(6): 1818.
FAN Jingxuan, SHI Jianan, XU Ziliang, et al. High speed switching-linear hybrid followed-up pulse Load DC converter based on GaN device[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(6): 1818.

[13] 王勇, 王谱宇, 杨永亮, 等. 带脉冲恒功率负载储能系统的无源控制方法[J]. 电工技术学报, 2025, 40(6): 1915.
WANG Yong, WANG Puyu, YANG Yongliang, et al. Passivity based control method of energy storage system with Pulse constant power load[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2025, 40(6): 1915.

[14] 庞宇, 黄文焘, 吴骏, 等. 船舶大功率脉冲负载抗冲击供电系统[J]. 上海交通大学学报, 2021, 55(10): 1197.
PANG Yu, HUANG Wentao, WU Jun, et al. Surge-suppression power supply System for ship high power pulse loads[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2021, 55(10): 1197.

[15] ZHU J, WU H, CHEN J, et al. A hybrid three-phase AC/DC power system for low-frequency pulsed load applications [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 68(3): 1871.

[16] CHEN X, YANG P, PENG Y, et al. Output voltage drop and input current ripple suppression for the pulse load power supply using virtual multiple quasi-notch-filters impedance[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2023, 38(8): 9552.

[17] 纪锋, 付立军, 王公宝, 等. 舰船综合电力系统飞轮储能控制器设计[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(12): 2952.
JI Feng, FU Lijun, WANG Gongbao, et al. Controller design of flywheel energy storage for vessel Integrated Power System[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(12): 2952.

[18] MARDANI M M, KHOOBAN M H, MASOUDIAN A, et al. Model predictive control of DC - DC converters to mitigate the effects of pulsed power loads in naval DC microgrids[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2018, 66(7): 5676.

[19] FADDEL S, SAAD A A, HARIRI M E, et al. Coordination of hybrid energy storage for ship power systems with pulsed loads [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2019, 56(2): 1136.

[20] ALAFNAN H, ZHANG M, YUAN W, et al. Stability improvement of DC power systems in an all-electric ship using hybrid SMES/battery[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2018, 28(3): 1.

[21] 孙东阳, 李爽, 王俊武, 等. 基于虚拟直流电机控制的船舶高频高峰值脉冲负载冲击平抑控制策略研究[J]. 电工技术学报, 2024, 39(20): 6328.
SUN Dongyang, LI Shuang, WANG Junwu, et al. Study on Vir-

tual DC generator-based ship high-frequency and high-peak power pulsed loads impact damping control strategy[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(20): 6328.

[22] 杨帆, 李林, 朱建鑫, 等. 面向高峰均比低频脉冲功率负载的脉冲电流补偿器及其控制方法[J]. 电工技术学报, 2022, 37(16): 4193.
YANG Fan, LI Lin, ZHU Jianxin, et al. A pulsed current compensator and control strategy for high peak-to-average-ratio low frequency pulsed load[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(16): 4193.

[23] 刘正春, 朱长青, 王勇, 等. 带脉冲负载的独立电力系统源载耦合关系及功率分配[J]. 高电压技术, 2019, 45(4): 1161.
LIU Zhengchun, ZHU Changqing, WANG Yong, et al. Study on sourced-load coupling and power distribution of isolated power system with pulsed load[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(4): 1161.

[24] 张强, 王海云, 王维庆. 一种新型组合优化谐波分析方法研究[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(10): 156.
ZHANG Qiang, WANG Haiyun, WANG Weiqing. A new combined optimization harmonic analysis method[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(10): 156.

[25] 杨京, 王彤, 唐俊刺. 基于滑窗 FFT 的次同步振荡时变幅频在线监测方法[J]. 中国电力, 2020, 53(11): 139.
YANG Jing, WANG Tong, TANG Junjian. Subsynchronous oscillation time-varying amplitude frequency on-line monitoring method based on sliding window FFT[J]. Electric Power, 2020, 53(11): 139.

[26] 刘畅, 卓建坤, 赵东明, 等. 利用储能系统实现可再生能源微电网灵活安全运行的研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(1): 1.
LIU Chang, ZHUO Jiankun, ZHAO Dongming, et al. A review on the utilization of energy storage systems for the flexible and safe operation of renewable energy microgrids[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(1): 1.

(编辑:刘素菊)