

船舶主机废热利用感应电机的最优控制

张桂臣, 马捷

(上海交通大学 海洋工程国家实验室, 200030 上海, zhanggc2004@163.com)

摘要: 为了深入研究船舶节能减排技术,提出了感应电机在船舶主机废热利用系统中的最优控制策略.分析了涡轮增压器与感应电机组成的废热利用节能系统的动态特性,利用系统的动态模型设计了LQG最优控制器,实现了感应电机的能量回馈控制.数学仿真与半实物模拟试验的结果表明,利用可逆感应电机可改善涡轮增压器的动态性能,该控制方案有效协调转子转速与主机排气不稳定的关系,提高了废气涡轮增压系统的动态响应、稳定性和废热利用率.

关键词: 船舶主机;节能减排;废热利用;感应电机;能量回馈;最优控制

中图分类号: U665.11

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2011)11-0114-06

Optimal control of induction motor utilizing marine main engine waste heat

ZHANG Gui-chen, MA Jie

(State Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, 200030 Shanghai, China, zhanggc2004@163.com)

Abstract: To study the technology of marine energy-saving and emission reduction, an optimal control strategy of induction motor is described for marine main engine waste heat utilizing system. The energy-saving system utilizing waste heat, which consists of turbocharger and induction motor, is analyzed; LQG optimal controller which employed dynamic model of exhaust gas turbocharger-induction motor is designed, and the energy feedback control of induction motor is realized. Mathematical simulation and hardware-in-the-loop experimental results show that reversible induction motor can enhance the dynamic performance of turbocharger. The proposed control scheme effectively harmonizes the relationship between rotor speed and the instability in main engine exhaust gas, and improves the dynamic response, stability and waste heat utilizing efficiency of exhaust turbocharger system.

Key words: marine main engine; saving-energy and emission reduction; waste heat utilization

船舶电站除柴-电发电外,有船舶轴带发电、废气涡轮发电和蒸汽透平发电,还有风能、太阳能等可持续能源发电形式,以实现船舶的节能减排,但如何将不同形式的发电并网统一管理是船舶节能技术的难点^[1-2].先进船舶主机采用了多级智能增压和电动增压可逆装置以及废热利用及电力推进综合装置^[3],其中,可逆电机控制是船舶节能的关键技术.由于废气锅炉的蒸汽压力和流量

易于控制,蒸汽透平发电便于实现.但废气涡轮发电直接利用主机的排气,受主机工况影响较大,其转速很不平稳,这是船舶废气涡轮发电应用较少的主要原因.

为了从主机废热中获取尽可能多的电能,又要减少轴系扭矩变动和疲劳应力,提出了废热利用感应电机的最优控制.感应电机比同步电机和双馈电机结构简单,应用广泛.通过控制涡轮电机的电磁转矩和同步转速,有效地协调电机转子转速与废气涡轮紊流转速之间的关系,获得暂态的快速动态响应和稳态的平滑动态响应.应用可控整流-逆变技术,可解决感应电机能量回馈并网的技术难点.

收稿日期: 2010-07-08.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51179102);

中国博士后科学基金资助项目(20110490716).

作者简介: 张桂臣(1971—),男,副教授,博士后;

马捷(1946—),男,教授,博士生导师.

1 全新的船舶主机节能系统设计

如图 1 所示, 主机排气驱动的燃气透平 PT 装置和由废气锅炉蒸汽驱动的蒸汽透平 TG 装置, 它们共同驱动一台永磁发电机 PMG 向船舶电网供电. 多级智能增压系统中, 当增压空气压力较低时, 感应电机 G/M 驱动压气机对空气进行增压; 当增压空气压力较高 (废气能量过剩) 时, G/M 作

为发电机向船舶电网馈电. 在主机的驱动轴上安装了一台轴带电机 SG/M, 当主机运行时, 来自 PMG、G/M 的废热能量可通过配电盘驱动 SG/M 向螺旋桨提供动力; 当柴 - 电机组 (D - G) 有故障时, SG/M 将作为轴带发电机向全船供电. 电站管理系统 (PMS) 将按负荷大小控制网上运行 D - G 的台数, PMS 还将按照最佳负荷分配控制, 充分利用 PMG 和 G/M 发电.

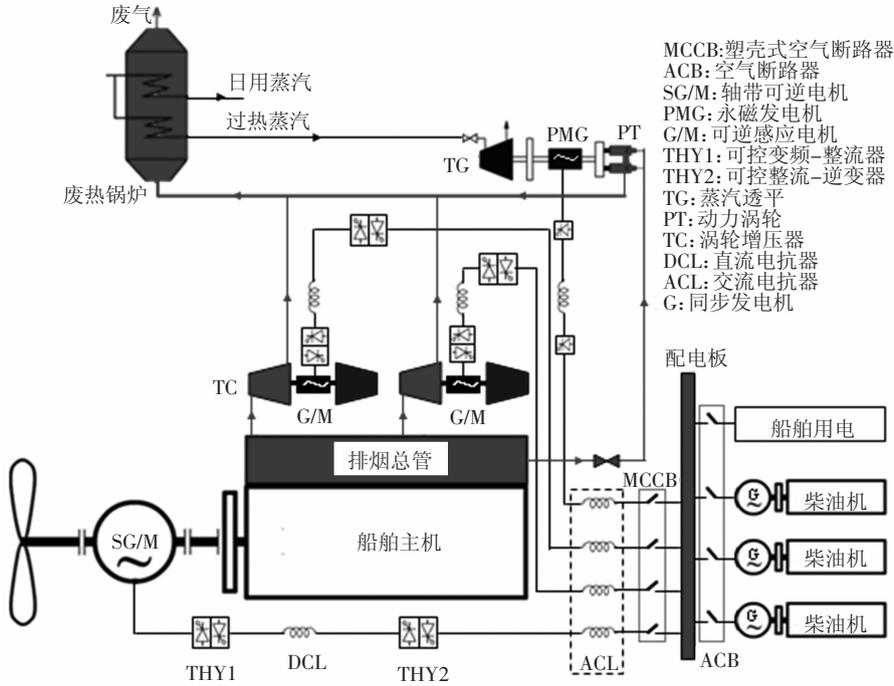


图 1 船舶主机节能系统设计

2 废热利用节能系统的动态分析

柴油机排气过程包含气体强烈的湍流运动并伴有强烈的化学反应^[4]. 废气涡轮发电过程是一个多变量、强耦合、非线性的快速动态系统^[5], 可分为 4 部分, 即压气机、涡轮、G/M 和转子, 涡轮增压器可由简化的热力学方程近似^[6].

压气机吸收的转矩^[7]为

$$M_c = K_c \frac{\dot{m}_c T_c}{n} = h(n, \dot{m}_c, T_c). \quad (1)$$

式中, \dot{m}_c 为压气机空气质量流量, T_c 为压气机进口温度, n 为转子转速. $K_c = c_p(1 - \varepsilon_c^{-\alpha})/\eta_c$, c_p 为空气定压比热容, η_c 为压气机效率, ε_c 为增压比, $\alpha = (k - 1)/k$, k 为空气绝热指数.

涡轮输出的转矩^[8]为

$$M_t = K_t \frac{\dot{m}_t T_t}{n} = f(n, \dot{m}_t, T_t). \quad (2)$$

式中, \dot{m}_t 为废气质量流量, T_t 为涡轮进口废气温度. $K_t = \eta_t c_{pe}(1 - \varepsilon_t^{-\beta})$, c_{pe} 为废气定压比热容, η_t 为涡轮效率, ε_t 为膨胀比, $\beta = (k_1 - 1)/k_1$, k_1 为废

气绝热指数.

涡轮输出的功率为

$$P_t = K_{pt} \dot{m}_t T_t. \quad (3)$$

式中, 涡轮功率系数 $K_{pt} = 2\pi K_t/60$.

压气机吸出的功率为

$$P_c = K_{pc} \dot{m}_c T_c. \quad (4)$$

式中, 压气机功率系数 $K_{pc} = 2\pi K_c/60$.

系统的功率平衡方程^[8-9]为

$$\eta_m P_t = (1 + \tau)(P_e + P_c). \quad (5)$$

式中, P_e 为电机吸收的机械功率, τ 为与系统结构有关的时间常数, η_m 为涡轮机械效率.

由式(1) ~ 式(5)得, 电机吸收的转矩为

$$M_e = \frac{P_e}{\omega} = \frac{K_{et} \dot{m}_t T_t - K_{pc} \dot{m}_c T_c}{\omega}. \quad (6)$$

式中, $K_{et} = (2\pi\eta_m K_t)/[60(1 + \tau)]$, $\omega = 2\pi n/60$ 为转子机械角速度.

从电的角度来分析, 电机的电磁转矩^[9]为

$$M_{eg} = \frac{P_{eg}}{\omega_0} = \frac{-3U_s^2(1 + s)R_2}{\omega_0[(R_2 - sR_1)^2 + s^2(X_1 + X_2)^2]}. \quad (7)$$

式中, U 、 R_1 和 R_2 , X_1 和 X_2 分别是电机的相电压, 定子绕组和笼型转子的电阻和电抗. $s = (\omega_0 - \omega)/\omega_0$ 为滑差率, ω_0 为电机同步转速, 且 $\omega > \omega_0$. 电机电磁功率 $P_{eg} = \eta_e P_e / (1 - s)$, η_e 为电机机械效率.

由式(6)和(7)得

$$M_{eg} = \frac{P_{eg}}{\omega_0} = \frac{\eta_e P_e}{(1 - s)\omega_0} = \frac{\eta_e P_e}{p\omega} = \frac{\eta_e M_e}{p} \quad (8)$$

式中, p 为电机的磁极对数.

三相笼型电机的运动方程^[9-10]为

$$J_{tc} \frac{d\omega}{dt} = \eta_e M_e - pM_L - B_f \omega \quad (9)$$

式中, M_L 为电负载, B_f 为摩擦系数, J_{tc} 为转子转动惯量.

涡轮转子的运动方程^[11]为

$$J_{tc} \frac{d\omega}{dt} + \zeta p \omega = \eta_m M_t - M_e - M_c \quad (10)$$

式中, ζ 为系统的阻尼比.

由式(9)和(10)得

$$(B_f - \zeta p) J_{tc} \dot{\omega} = B_f \eta_m M_t - (B_f - \zeta p \eta_e) M_e - B_f M_c + \zeta p^2 M_L \quad (11)$$

式中包含了压气机、涡轮、转子、G/M 和电负荷的动力特性.

假设 M_t 、 M_c 、 M_e 和 M_L 均为光滑的连续函数, 且在工作点(OP)附近的信号变化很小, 可在 OP 附近进行线性化处理, 则 M_t 线性化为

$$M_t = f(n_{op}, \dot{m}_{t,op}, T_{t,op}) + \left[\frac{\partial f}{\partial n} \Delta n + \frac{\partial f}{\partial \dot{m}_t} \Delta \dot{m}_t + \frac{\partial f}{\partial T_t} \Delta T_t \right] + \frac{1}{2!} \left[\frac{\partial^2 f}{\partial n^2} (\Delta n)^2 + \frac{\partial^2 f}{\partial \dot{m}_t^2} (\Delta \dot{m}_t)^2 + \frac{\partial^2 f}{\partial T_t^2} (\Delta T_t)^2 + 2 \frac{\partial^2 f}{\partial n \partial \dot{m}_t} \Delta n \Delta \dot{m}_t + 2 \frac{\partial^2 f}{\partial \dot{m}_t \partial T_t} \Delta \dot{m}_t \Delta T_t + 2 \frac{\partial^2 f}{\partial n \partial T_t} \Delta n \Delta T_t \right] + \dots \quad (12)$$

式中, $\Delta n = n - n_{op}$, $\Delta \dot{m}_t = \dot{m}_t - \dot{m}_{t,op}$, $\Delta T_t = T_t - T_{t,op}$

忽略式(12)中的高阶项, 则

$$\Delta M_t = M_t - M_{t,op} = \gamma_t \Delta n + \lambda_t \Delta \dot{m}_t + \xi_t \Delta T_t \quad (13)$$

式中, $\gamma_t = \left. \frac{\partial f}{\partial n} \right|_{op}$, $\lambda_t = \left. \frac{\partial f}{\partial \dot{m}_t} \right|_{op}$, $\xi_t = \left. \frac{\partial f}{\partial T_t} \right|_{op}$.

同理, M_c 线性化为

$$\Delta M_c = M_c - M_{c,op} = \gamma_c \Delta n + \lambda_c \Delta \dot{m}_c + \xi_c \Delta T_c \quad (14)$$

式中, $\gamma_c = \left. \frac{\partial h}{\partial n} \right|_{op}$, $\lambda_c = \left. \frac{\partial h}{\partial \dot{m}_c} \right|_{op}$, $\xi_c = \left. \frac{\partial h}{\partial T_c} \right|_{op}$.

由式(6)、(13)和(14)得, M_e 线性化为

$$\Delta M_e = \frac{\eta_m \Delta M_t}{(1 + \tau)} - \Delta M_c$$

则式(11)在 OP 附近的小信号变化范围内, 可进一步线性化为

$$\dot{\omega} = \frac{1}{(B_f - \zeta p) J_{tc}} [B_f \eta_m \Delta M_t - (B_f - \zeta p \eta_e) \Delta M_e - B_f \Delta M_c + \zeta p^2 \Delta M_L]$$

3 最优控制器设计

在前面动态分析的基础上, 由 OP 附近的局部线性模型可得出等价的状态空间数学模型, 即

$$\begin{aligned} \dot{x} &= A \Delta x + B \Delta u + C \psi + w, \\ y &= D x + v. \end{aligned}$$

其中, 状态向量 $x = [\omega \quad \dot{m}_t \quad T_t \quad \dot{m}_c \quad T_c]^T$, 控制输入 $u = [\omega_0 \quad M_{eg}]^T$, $\psi = [\Delta M_L \quad 1]^T$ 为扰动, 可测输出为转子转速 $y = \omega$, w 和 v 为相互独立的白噪声信号^[12]. 系统矩阵 A 、控制输入矩阵 B 、扰动输入矩阵 C 和输出矩阵 D 的值取决于系统的工作状态和参数.

假设 w 和 v 为零均值的 Gauss 过程^[9,12], 它们的协方差矩阵为

$$\Omega = E[ww^T] \geq 0, \Theta = E[vv^T] > 0.$$

令

$$\omega = \delta_1 \Delta n + \delta_2 \Delta \dot{m}_t + \delta_3 \Delta T_t - \delta_4 \Delta \dot{m}_c - \delta_5 \Delta T_c + \delta_6 \Delta M_L,$$

$$\Delta M_{eg} = \mu_1 \Delta n + \mu_2 \Delta \dot{m}_t + \mu_3 \Delta T_t - \mu_4 \Delta \dot{m}_c - \mu_5 \Delta T_c,$$

则,

$$\delta_1 = \frac{(B_f \tau + \zeta p \eta_e) \eta_m \gamma_t - \zeta p \eta_e \gamma_c (1 + \tau)}{(1 + \tau) (B_f - \zeta p) J_{tc}},$$

$$\delta_2 = \frac{B_f \tau + \zeta p \eta_e}{J_{tc} (B_f - \zeta p) (1 + \tau)} \eta_m \lambda_t,$$

$$\delta_3 = \frac{B_f \tau + \zeta p \eta_e}{J_{tc} (B_f - \zeta p) (1 + \tau)} \eta_m \xi_t,$$

$$\delta_4 = \frac{\zeta p \eta_e \lambda_c}{(B_f - \zeta p) J_{tc}}, \delta_5 = \frac{\zeta p \eta_e \xi_c}{(B_f - \zeta p) J_{tc}},$$

$$\delta_6 = \frac{\zeta p^2}{(B_f - \zeta p) J_{tc}}.$$

$$\mu_1 = \frac{\eta_e (\eta_m \gamma_t - \gamma_c)}{p (1 + \tau)}, \mu_2 = \frac{\eta_e \eta_m \lambda_t}{p (1 + \tau)},$$

$$\mu_3 = \frac{\eta_e \eta_m \xi_t}{p (1 + \tau)}, \mu_4 = \frac{\eta_e \lambda_c}{p}, \mu_5 = \frac{\eta_e \xi_c}{p}.$$

于是, 得

$$B = \begin{bmatrix} -1 & -1 \\ -1 & -1 \\ -1 & -1 \\ -1 & -1 \\ -1 & -1 \end{bmatrix}, \quad C = \begin{bmatrix} \delta_6 & 0 \\ 0 & \lambda_t \\ 0 & \xi_t \\ 0 & \lambda_c \\ 0 & \xi_c \end{bmatrix}, \quad D = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix},$$

$$A = \begin{bmatrix} \frac{60}{2\pi}(\delta_1 + \mu_1) + \frac{p}{1-s} & \delta_2 + \mu_2 & \delta_3 + \mu_3 & \delta_4 - \mu_4 & \delta_5 - \mu_5 \\ \frac{60}{2\pi}\mu_1 + \frac{p}{1-s} & \mu_2 & \mu_3 & -\mu_4 & -\mu_5 \\ \frac{60}{2\pi}\mu_1 + \frac{p}{1-s} & \mu_2 & \mu_3 & -\mu_4 & -\mu_5 \\ \frac{60}{2\pi}\mu_1 + \frac{p}{1-s} & \mu_2 & \mu_3 & -\mu_4 & -\mu_5 \\ \frac{60}{2\pi}\mu_1 + \frac{p}{1-s} & \mu_2 & \mu_3 & -\mu_4 & -\mu_5 \end{bmatrix}$$

通过数学模型可得系统的状态反馈控制律, 构造 LQG 最优控制器, 利用二次型价值函数 J 来定义控制器目标, 使 $J \rightarrow \min$ 取极小值. 即

$$J = x^T P x + u^T Q u.$$

式中, P 为对称半正定状态变量加权矩阵, Q 为对称正定控制输入加权矩阵, 它们满足 Riccati 方程.

用 Kalman 滤波器估计出涡轮增压系统的状态.

$$x_{k+1} = x'_{k+1} + K_f (y'_k - y_k).$$

式中 x'_{k+1} 、 y'_k 为预测值, K_f 为滤波器的增益矩阵,

$$K_f = \Gamma_f D^T \Theta,$$

$$\Gamma_f A^T + A \Gamma_f - \Gamma_f D \Theta^{-1} D \Gamma_f + \Gamma_f \Omega \Gamma_f^T = 0.$$

最优状态反馈矩阵为

$$K_c = Q^{-1} B^T \Gamma_c,$$

$$A^T \Gamma_c + \Gamma_c A - \Gamma_c B Q^{-1} B^T \Gamma_c + D^T P D = 0.$$

由最优估计和最优状态反馈得到 LQG 最优控制算法, 即

$$u_{LQ}(t) = -K_c x(t).$$

LQG 控制框图如图 2 所示:

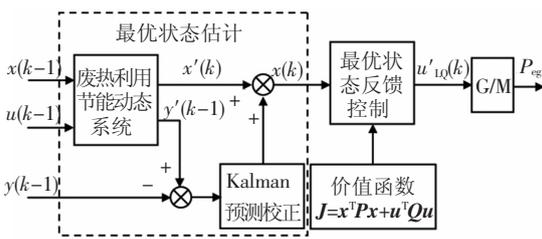


图 2 LQG 控制框图

4 基于 SINAMICS G/M 能量回馈的实现

SIEMENS Sinamics 系统具有可控整流-逆变技术功能, 适合电机可逆控制. 应用 Sinamics 设计一种改进的滑差能量回收系统^[13], 废热利用节能系统结构功能如图 3 所示: 系统的控制核心为 CU320, 具备保护、故障诊断、监测、数据处理与存储功能, 它与上位机经 PROFIBUS 通讯, 并与电机模块 PM 和可调电源模块 ALM 通过 DRIVE-CLiQ 通讯. ALM 配有升压变频器的自控整流/再生单元可产生一个增高的可调直流链路电压, 这样可使所连接的 PM 不受电网波动影响. 图 3 中

的 v/f 和 PWM 已经集成在 ALM 中. 制动模块 BCH 在输入失败的情况下, 能够控制驱动装置停止运转, 还防止在直流链路中出现瞬时过电压.

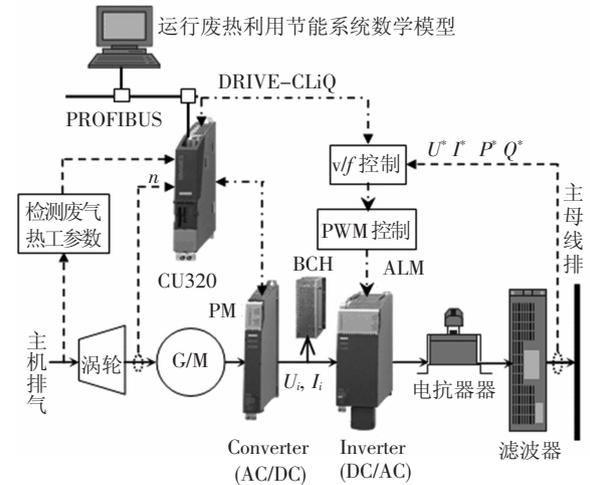


图 3 节能系统功能框图

CU320 通过 PM 控制 G/M 的同步转速 ω_0 ($\omega > \omega_0$) 和电磁转矩 M_{eg} , 使 G/M 工作在再生回馈状态. 以电网电压矢量为参考, 调节 ALM 的电压矢量幅值和相位, 改变回馈电能的有功和无功分量, 使功率因数可控. 由于速度环为有差控制, 电压对转速变化很敏感, G/M 又没有 AVR, G/M 回馈的电压和频率是变动的, 因此, 必须经 PM 整流和 ALM 逆变控制, 再经电抗器和滤波器处理以降低 THD. 实时监测主机排气热工参数, 通过最优控制器适时调整 G/M 的同步转速和电磁转矩, 保持涡轮 T 与 G/M 的功率平衡.

5 仿真与结果分析

在实验室条件下进行废热利用节能系统的半实物模拟^[2], 来验证最优控制算法与电机能量回馈. 涡轮增压系统数学模型在上位机实现^[7], 能量回馈节能系统由 Sinamics S120 与两台对拖的感应电机组成^[2], 其一模拟透平工况, 其二用于可逆电机实物仿真, 其电气参数如表 1 所示. 以某轮主机 MAN-B&W 10L90MC 为研究对象, 3 套 NA70/TO9 型废气涡轮增压器主要参数如表 2 和表 3 所示.

表 3 是从“MV COSCO Rotterdam”轮机日志中挑选的具有代表性的工况数据. 从涡轮进出口温差看出, 主机负荷在 60% ~ 90%, 涡轮增压器的效率高. 利用表 2 和表 3 的实测数据, 对废热利用节能系统的控制模型进行优化, 并标定模型参数的变化范围. 为了能在同一坐标系里表示各个参量, 便于比较分析, 将变量刻度化为 0 ~ 100%, 这样可解决仿真模型与实物模型之间的匹配问题. 废气涡轮增压系统数学模型仿真结果如图 4(a) 和 (b) 所示.

表 1 电机参数

电机参数	额定电压/ V	额定电流/ A	额定功率/ kW	额定频率/ Hz	额定转速/ (r · min ⁻¹)	功率 因数	磁极 对数	最大转矩/ (N · m)	传动轴 刚度	时间 常数/s
参数值	400	6.8	3.5	50	1 420	0.82	2	22	0.4	0.1

电机参数	定子电阻 (冷态)/Ω	转子电阻 (冷态)/Ω	定子漏感/ mH	转子漏感/ mH	激磁电感/ mH	激磁电流/ A	转动惯量/ (kg · m ²)	摩擦系数/ (N · m · s · rad ⁻¹)	驱动系 统阻尼	电缆 电阻/Ω
参数值	1.4	1.7	9.67	10.15	206.28	3.2	0.014	0.001 98	0.5	0.35

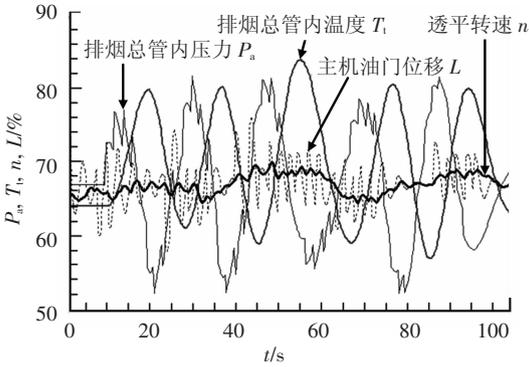
表 2 涡轮增压器热工参数

参数	涡轮流量/ (kg · s ⁻¹)	涡轮膨 胀比	涡轮 效率	燃气绝 热指数	燃燃气 体常数	燃气定压 比热容/ (kJ · kg ⁻¹ · °C ⁻¹)	压气机 流量/ (kg · s ⁻¹)	压气机 增压比	压气机 机效率	空气绝 热指数	空气气 体常数	空气定压 比热容/ (kJ · kg ⁻¹ · °C ⁻¹)
参数值	30.8	4.5	0.82	1.34	29.3	1.16	24.7	3.6	0.76	1.4	29.27	1.01

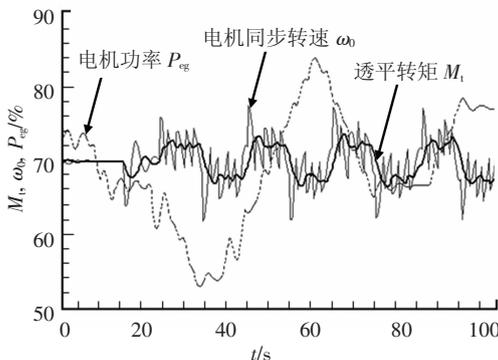
表 3 船舶主机工况参数

主机 负荷/%	主机功率/ kW	主机转速/ (r · min ⁻¹)	主机油门 位移/mm	耗油率/ (g · kW ⁻¹ · h ⁻¹)	气缸排温/ °C	排气压力/ MPa	大气压力/ hPa	透平转速/ (r · min ⁻¹)	压气机进口 温度/°C
25.5	10 978	51.7	64.1	190.8	298.3	0.023	1 013.7	4 000	26.7
50.7	21 867	65.2	86.2	181.2	311.9	0.079	1 013.7	7 200	27.3
70.7	30 455	72.9	101.9	176.4	313.5	0.135	1 013.7	8 700	27.3
75.3	32 460	74.7	105.2	176.9	313.9	0.147	1 013.5	9 700	27.7
90.2	38 860	79.2	116.9	178.5	336.8	0.182	1 013.7	10 200	30.7

涡轮进口 温度/°C	涡轮出口 温度/°C	背压/ kPa	空冷器进 口温度/°C	空冷器出 口温度/°C	冷却海水 温度/°C	扫气温度/ °C	空冷器 压降/kPa	扫气压力/ MPa
345.3	302.7	0.23	51.0	38.3	23.7	44.0	0.61	0.028
364.7	280.0	1.11	106.0	43.0	17.3	44.0	1.13	0.095
372.3	258.0	2.04	142.3	42.7	16.7	42.0	1.40	0.155
395.0	258.3	2.84	170.7	43.7	17.0	43.0	1.54	0.204
417.3	267.3	3.38	189.0	43.0	17.0	43.0	1.58	0.228



(a) P_a, T_a, n, L



(b) M_t, ω₀, P_{eg}

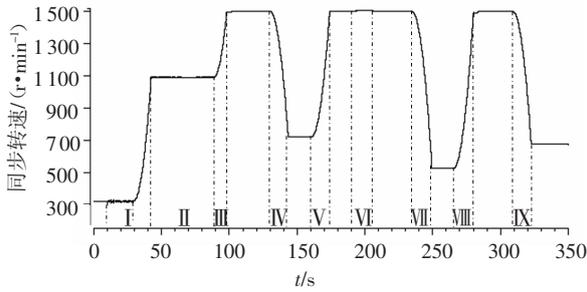
图 4 废气涡轮增压器数学仿真结果

主机油门调节环节中,增加周期性随机扰动信号.图 4(a)中,排烟压力波动明显,排烟温度变化滞后,透平转速波动较小.图 4(b)中,电机同步转速调节频繁,透平转矩变化平缓,电机吸收的功率变化范围大.这是因为船舶大型低速二冲程主机,存在能量传递滞后和增压器机械惯性滞后的影响.对比分析图 4(a)和 4 图(b),排烟压力和温度对涡轮增压器的工况影响大,相对油门的变化滞后.

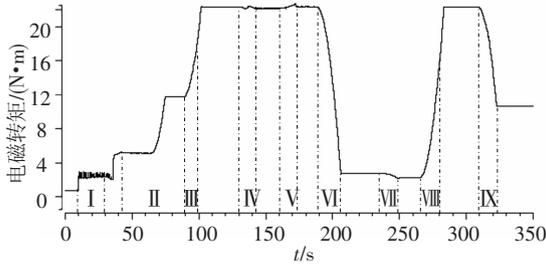
半实物模拟结果如图 5 所示,可逆电机的同步转速 ω₀、电磁转矩 M_{eg} 和回馈功率 P_{eg} 实时曲线和运行结果如下:

I段低速空载起动,转矩脉动比转速抖动严重,主要有系统摩擦等的影响. II段恒速加载, ω₀ = 1 100 r/min, M_{eg} = 5.1→12.0 N · m, P_{eg} = -0.38→-1.16 kW; VI段恒速减载, ω₀ = 1 500 r/min, M_{eg} = 22.5→2.6 N · m, P_{eg} = -3.15→0 kW. V段/IV段恒载加/减速, ω₀ = 720↔1 500 r/min, M_{eg} = 22 N · m, P_{eg} = -1.50↔-3.15 kW. 同时加速加载 III段, ω₀ = 1 100→1 500 r/min, M_{eg} = 12 → 22 N · m, P_{eg} = -1.16→-3.15 kW. 同时减速减载 IX段, ω₀ = 1 500→680 r/min, M_{eg} = 22.5 →

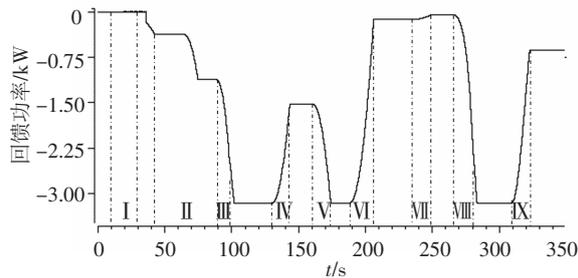
$10.5 \text{ N} \cdot \text{m}$, $P_{\text{eg}} = -3.15 \rightarrow -0.63 \text{ kW}$.



(a) 可逆电机的同步转速实时曲线



(b) 可逆电机的电磁转矩实时曲线



(c) 可逆电机的电磁功率实时曲线

图 5 可逆电机的半实物模拟结果

数学仿真与半实物模拟结果表明: 调节回馈电机的同步转速 ω_0 和电磁转矩 M_{eg} 都可以控制回馈功率 P_{eg} , 但转矩调节效果要比转速调节效果好。由于 LQG 针对节能系统动态的最优设计, 通过直接转矩控制环节实现, 无需进行磁场定向和旋转坐标变换, 根据瞬时转矩和磁链误差决定逆变器开关状态, 直接控制电磁转矩 M_{eg} , 提高了系统动态响应能力, 这是透平转速脉动小, 获得较快的动态响应和平滑的稳态响应的原由。

6 结 论

1) 可逆感应电机应用于废气涡轮增压系统, 改善了涡轮增压器的动态性能, 不仅具有辅助鼓风机功能, 还能将废气余热转化为电能回馈电网。

2) 综合分析涡轮、压气机、转子和电机动态特性的基础上, 设计 LQG 最优控制器, 用于电机的直接转矩控制。

3) 数学仿真与半实物模拟结果证明, 可逆电机控制中利用主机排气的温度、压力、流量及涡轮增压器的动态特性, 通过 Sinamic 系统, 协调电机

同步转速与废气涡轮紊乱转速之间的关系, 提高了涡轮增压器的动态响应和稳定性。

4) 无轴承高速电机在涡轮增压器中的应用及利用废热提高主机热效率将成为船舶节能的研究重点之一。

参考文献:

- [1] GEORGE G D, ARISTOTELIS V K, CHRISTOS A F. Synthesis, design and operation optimization of a marine energy system [J]. *Energy*, 2008, 33(2):180-188.
- [2] 张桂臣. 复合误差模型自适应船舶控制系统的研究 [D]. 大连: 大连海事大学, 2009:146-159.
- [3] LAMARIS V T, HOUNTALAS D T. A general purpose diagnostic technique for marine diesel engines-application on the main propulsion and auxiliary diesel units of a marine vessel [J]. *Energy Conversion and Management*, 2010, 51(4):740-753.
- [4] 吕继组, 白敏丽, 邵治家, 等. 柴油机排气过程流动的多维瞬态数值模拟研究 [J]. *工程热物理学报*, 2008, 29(11):1933-1936.
- [5] SERGARRO G N, MMIRANZO M, XBLASCO B, et al. Nonlinear predictive control based on local model networks for air management in diesel engines [J]. *Control Engineering Practice*, 2008, 16(12):1399-1413.
- [6] PEAT K S, TORREGROSA A J, BROATCH A, et al. An investigation into the passive acoustic effect of the turbine in an automotive turbocharger [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2006, 295(1):60-75.
- [7] 王海燕, 胡以怀. 船用柴油机的分缸平均值模型 [J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2009, 30(7):741-746.
- [8] SERGEY E L. Control of high performance induction motors: theory and practice [J]. *Energy Conversion and Management*, 2001, 42(7):877-898.
- [9] ENDUSA B M, TOMONOBU S, HIROSGI K, et al. Augmented LQG controller for enhancement of online dynamic performance for WTG system [J]. *Renewable Energy*, 2008, 33(8):1942-1952.
- [10] GIANCARLO C. Optimization of the choice of the system electric drive-device-transmission for mechatronic applications [J]. *Mechanism and Machine Theory*, 2007, 42(1):48-65.
- [11] 黄曼磊, 王常虹. 船舶电站柴油机双脉冲 H 调速器的研究 [J]. *控制理论与应用*, 2007, 24(2):283-288.
- [12] 孙宏放, 张忠宝, 赵希人. 基于斜舵船舶减纵摇 LQG 控制 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2008, 40(9):1470-1473.
- [13] SATEAN T, JONGKOL N, VIJIT K, et al. A DSP-based modified slip energy recovery drive using a 12-pulse converter and shunt chopper for a speed control system of a wound rotor induction motor [J]. *Electric Power Systems Research*, 2008, 78(5):861-872.

(编辑 杨波)