ディーゼル船におけるタービン発電機と小形補助発電機との並行運転の解析*

江原 邦宏**・米倉 克己**・大山 敏夫***

Analysis on Parallel Operation Between Turbine Generator and Small Capacity Diesel Generator of Motor Ship

By Kunihiro Ehara, Katsumi Yonekura, Toshio Ohyama

Recently, in order to save fuel oil at reduced ship's speed, there is a case to introduce a diesel generator relatively small capacity with parallel operation to make up for shortage of electric generating power of the turbine generator driven by exhaust gas economizer steam.

It is necessary to keep KW and KVA load of each machine within their limits even in sudden change of ship's electric load for the purpose of satisfactory make up function by the diesel generator.

A dynamic mathematical model, with an example of analysis, expressing time base variables of each machine with parallel operation upon sudden change of ship's electric load, is hereby shown.

1. ま え が き

最近、ディーゼル船では省エネルギー化のため、主機関の排ガスエコノマイザ蒸気により駆動されるタービン発電機の採用が多いが、船の運航状況、例えば、減速航行等でタービン発電機の発電量のみでは船内負荷電力に不足する場合がある。これを補充するため通常はディーゼル発電機と並行運転することが考えられるが、これはエンジンの燃焼特性の点から規定の最小負荷を維持し、更に発電量を負荷電力に平衡させる必要があることから、逆にタービン発電機の出力を減少させる結果となる場合もあり、発生する排ガスエネルギーの一部を無駄に捨てざるを得ない場合も生ずる。この無駄を除くべく比較的小容量のディーゼル発電機により不足電力を補充する方式が採られることがある。

一般に、並行運転状態にある2台の同期発電機間には、原動機のトルクや船内負荷電力が変動する場合に有効電力及び無効電力の授受が行われ、このため、機械的には回転体速度の振動を、電気的には電流の変動を伴い、変動が著しい場合には並行運転が不能となる。負荷変動又は原動機のトルク変動がある状態で、並行運転が安定に行えるためには、両機の分担する有効電力(kW)及び皮相電力(kVA)は、(1)各機にとって過大な負荷又は逆電力負荷とならないこと、且つ、保護装置を作動させない範囲内であること、(2)両機間での有効電力と無効電力

との授受による振動が時間とともに減衰すること、等が必要である。特に小容量のディーゼル発電機が不足電力補充機能を十分に発揮するためには条件(1)が問題となる。

ここでは、かかる場合に有効と思われる手法として、並行運転状態にある両機間の経時変化諸量を、船内負荷が急変した場合について、比較的簡単な数式モデルを用いて解析した。

2. 数式モデル

2.1 同期発電機 原動機の回転数変化による誘起電圧の変化を無視し、電機子電流直流分及び次過渡特性を無視し、界磁回路の時定数として界磁開路時定数を使用すれば、三相同期発電機の動特性は二反作用法を用いて次¹⁾のように表現される。ベクトル図を図1に示す。

$$T_{d0}' \frac{d}{dt} e_q' = e_{fd} - e_i \quad (1)$$

$$e_i = \frac{X_d - X_d'}{X_q - X_d'} e_q - \frac{X_d - X_q}{X_q - X_d'} e_q' \quad (2)$$

図1 同期発電機のベクトル図

* 原稿受付 昭和56年5月28日

** 三菱重工業(株)長崎造船所(長崎市飽の浦町1-1)

*** 正会員 三菱重工業(株)(東京都千代田区丸の内2-5-1)

$$e'_q = e_q - (X_q - X'_d) i_d \quad (3)$$

ここで、 T_{d0}' : 界磁開路時定数(s), e'_q : 界磁磁束(電機子誘起電圧に換算 pu), e_i : 界磁電流(電機子誘起電圧に換算 pu), e_{fd} : 界磁電圧(電機子誘起電圧に換算 pu), e_q : X_q 背後電圧($e_q = |\dot{E}_g|$), $\dot{E}_g$: 発電機内部誘起電圧(定格電圧ベース pu), i_d : 直軸電流($i_d = \mathcal{I}(\dot{E}_g \dot{I}_g / |\dot{E}_g|)$), $\dot{I}_g$: 発電機負荷電流(系統定格電流ベース pu), X_d : 同期リアクタンス(直軸分)(系統 kVA ベース pu), X'_d : 次過渡リアクタンス(直軸分)(系統 kVA ベース pu), X_q : 同期リアクタンス(横軸分)(系統 kVA ベース pu), $\dot{E}_t$: 発電機端子電圧(定格電圧ベース pu), i_q : 横軸電流($i_q = \mathcal{R}(\dot{E}_g \dot{I}_g / |\dot{E}_g|)$), φ : 負荷力率(rad), r : 内部位相角(rad)である。

2.2 運動方程式 原動機および発電機を含めた図2に示すディーゼル及びタービン発電機の各回転体に関して、系の摩擦抵抗及び発電機の損失を無視すれば、次の運動方程式²⁾が成立する。

図2 運動方程式

$$A \frac{d^2 \delta}{dt^2} = P_e - P_g / K \quad (4)$$

ここで、 $A=2H/\omega_0$, H : 蓄積エネルギー定数(s)(JIS C 4004-1980 参照), $H=(0.5 J \omega_0^2 / S_n) \times 10^{-3}$ (s), J : 慣性モーメント(kg-m²), $J=GD^2/4$, GD^2 : はずみ車効果(原動機および発電機)(kg-m²), S_n : 定格皮相電力(kVA), ω_0 : 定格回転角速度(rad/s), $\omega_0=2\pi n_0/60$, n_0 : 定格回転数(rpm), δ : 回転体の角偏位(rad), P_e : 原動機出力(自己 kVA ベース pu), P_g : 発電機出力(系統 kVA ベース pu), K : 系統定数(自己 kVA / 系統 kVA)である。

2.3 電力方程式 主として電動機群から構成される船内負荷を定インピーダンス負荷と仮定し、発電機のケーブル及び母線のインピーダンスを無視すれば、並行運転状態にある船内負荷に給電している発電機系統は図3に示すT形四端子網を経由して有効電力及び無効電力の授受を行っている2台の発電機と見做され、次の方程式が成立する。ここで添字1はディーゼル発電機、2はタービン発電機、3は負荷、cは両機間の横流、に関する諸量を示す。

$$\dot{I}_3 = \dot{I}_{g1} + \dot{I}_{g2} \quad (5)$$

図3 電力系統等価回路

$$\dot{I}_{g1} j X_{q1} + \dot{I}_3 \dot{Z} = \dot{E}_{g1} \quad (6)$$

$$\dot{I}_{g2} j X_{q2} + \dot{I}_3 \dot{Z} = \dot{E}_{g2} \quad (7)$$

$$\dot{I}_c = (\dot{E}_{g1} - \dot{E}_{g2}) / (j X_{q1} + j X_{q2}) \quad (8)$$

$$\dot{E}_t = \dot{E}_{g2} - \dot{I}_{g2} j X_{q2} \quad (9)$$

$$P_{g1} + j Q_{g1} = \dot{E}_t \dot{I}_{g1} \quad (10)$$

$$P_{g2} + j Q_{g2} = \dot{E}_t \dot{I}_{g2} \quad (11)$$

$$P_3 + j Q_3 = \dot{E}_t \dot{I}_3 \quad (12)$$

$$P_c + j Q_c = \dot{E}_t \dot{I}_c \quad (13)$$

ここに、 $\dot{I}_3$: 負荷電流(系統定格電流ベース pu), $\dot{Z}$: 負荷インピーダンス(系統 kVA ベース pu), P_g : 発電機有効電力(系統 kVA ベース pu), Q_g : 発電機無効電力(系統 kVA ベース pu), P_3 : 負荷有効電力(系統 kVA ベース pu), Q_3 : 負荷無効電力(系統 kVA ベース pu), P_c : 横流の有効電力分(系統 kVA ベース pu), Q_c : 横流の無効電力分(系統 kVA ベース pu), $\dot{I}_c$: 横流(系統定格電流ベース pu), $\dot{E}_t$: 発電機端子電圧(定格電圧ベース pu)である。

運動方程式において両機共通の基準点からの各回転体の角偏位の差は各機の誘起電圧の位相角の差に等しいから、 $\theta = \delta_1 - \delta_2$ とおけば $\dot{E}_{g1} = e_{q1} \angle \theta$, $\dot{E}_{g2} = e_{q2} \angle 0$ と表わされ、更にディーゼル発電機・タービン発電機の有効電流及び無効電流をそれぞれ $\dot{E}_{g2}$ を基準として I_{1p} , I_{1q} , I_{2p} , I_{2q} とおけば、並行運転状態にある両機の有効電力及び無効電力に関する次の電力方程式が得られる。

$$P_{g1} = e_{q2} I_{1p} + X_{q2} (I_{1p} I_{2q} - I_{2p} I_{1q}) \quad (14)$$

$$Q_{g1} = -e_{q2} I_{1q} - X_{q2} (I_{1p} I_{2p} + I_{1q} I_{2q}) \quad (15)$$

$$P_{g2} = e_{q2} I_{2p} \quad (16)$$

$$Q_{g2} = -e_{q2} I_{2q} - X_{q2} (I_{2p}^2 + I_{2q}^2) \quad (17)$$

ここに、 $I_{1p} = e_{q1} (Y_a \cos \theta + Y_b \sin \theta) - e_{q2} Y_c$, $I_{1q} = e_{q1} (-Y_b \cos \theta + Y_a \sin \theta) + e_{q2} Y_d$, $I_{2p} = e_{q1} (-Y_c \cos \theta - Y_d \sin \theta) + e_{q2} Y_e$, $I_{2q} = e_{q1} (Y_d \cos \theta - Y_c \sin \theta) + e_{q2} Y_f$, $Y_a = R X_{q2}^2 / m$, $Y_b = [(X + X_{q2}) (X X_{q1} + X X_{q2} + X_{q1} X_{q2}) + R^2 (X_{q1} + X_{q2})] / m$, $Y_c = -R X_{q1} X_{q2} / m$, $Y_d = [R^2 (X_{q1} + X_{q2}) + X (X X_{q1} + X X_{q2} + X_{q1} X_{q2})] / m$, $Y_e = R X_{q1}^2 / m$, $Y_f = -[(X + X_{q1}) (X X_{q1} + X X_{q2} + X_{q1} X_{q2}) + R^2 (X_{q1} + X_{q2})] / m$, である。

2.4 原動機ガバナ 発電機タービン及び燃焼系まで含めたディーゼルエンジンをここでは原動機ガバナ

と呼び, それぞれの軸出力を次式にて近似する.

ディーゼルエンジン:

$$P_{e1} = \left(\frac{1}{1+ST_1} + \frac{L_1 S}{1+SM_1} \right) B_1 \omega_1 \quad (18)$$

$$P_{e1\max} \geq P_{e1} \geq P_{e1\min} \quad (19)$$

発電機タービン:

$$P_{e2} = \frac{B_2 \omega_2}{1+ST_2} \quad (20)$$

$$P_{e2\max} \geq P_{e2} \geq P_{e2\min} \quad (21)$$

ここで, $B_1 = -1/\omega_{01} R_1$, $B_2 = -1/\omega_{02} R_2$, R_1 : ディーゼルエンジン速度調定率, R_2 : 発電機タービン速度調定率, ω_{01} : ディーゼルエンジン定格回転角速度 (rad/s), ω_{02} : タービン発電機定格回転角速度 (rad/s), $S = d/dt$, $\omega_1 = d\delta_1/dt$, $\omega_2 = d\delta_2/dt$, T_1 , T_2 , M_1 , L_1 , $P_{e1\max}$, $P_{e1\min}$, $P_{e2\max}$, $P_{e2\min}$ はそれぞれ定数である.

2.5 自動電圧調整器 船用ブラシレス同期発電機の横流補償回路まで含めた自動電圧調整器を, 次のように一次遅れにて近似する.

$$e_{fd} = (V_d \pm \frac{R_c I_{cq}}{1+ST_c}) / R_a (1+ST_a) \quad (22)$$

ここで, 複号はディーゼル発電機を+, タービン発電機を-とし, $V_d = 1 - |\dot{E}_t|$, $I_{cq} = \dot{E}_{g2}$ を基準とした無効横流 (系統定格電流ベース), $I_{cq} = (e_{q2} - e_{q1} \cos \theta) / (X_{q1} + X_{q2})$, R_c , R_a , は比例定数, T_c , T_a は時定数である.

3. 並行運転の解析

以上の数式に適切な初期条件を与えて解けば並行運転状態での経時変化諸量が計算できる.

計算実施前に図面レベル等で確定している定数は表1のとおりである. 自動電圧調整器, 原動機及びガバナの数式に含まれる表1以外の定数をどう設定するかが問題となるが, ここではまず類似した動特性を持つと想定される原動機及び発電機それぞれ単独のテスト結果と, 数式モデルによる計算結果とがよく合致するように試行錯誤的に定数を設定し, 次にこの定数がそのまま検討対象

表1 定数一覧表 (1025 kVA ベース)

ディーゼル発電機		タービン発電機	
X_{d1}	12.03	X_{d2}	3.09
X'_{d1}	1.017	X'_{d2}	0.23
X_{q1}	12.03	X_{q2}	3.09
T_{d01}'	0.489	T_{d02}'	0.86
GD_1^2	26.7	GD_2^2	858
n_{01}	1800	n_{02}	1800
K_1	0.1463	K_2	0.854
A_1	0.0084	A_2	0.0462
R_1	0.0170	R_2	0.039
B_1	-0.312	B_2	-0.136

プラントに使用できるものと仮定し解析を行う.

3.1 発電機タービンガバナの定数 図4に今回の検討対象プラントと同一形式・同一出力の発電機タービンに定格負荷を投入・しゃ断した場合のテスト結果と計算結果との比較を示す.

図4 発電機タービンガバナの応答

使用した数式は運動方程式, 原動機ガバナのモデルであり, ここで定数を $T_2 = 1.19$, $P_{e2\max} = 1.02$, $P_{e2\min} = -0.1$ と設定したが, 計算結果とテスト結果はほぼ合致していると見てよい. なお, 計算結果はタービンの出力が全負荷しゃ断の時に一時期マイナスとなっているが, これは運動方程式において損失を無視したためである. また, 出力の実績値は蒸気制御弁開度を記入したものであるが, 軸出力にはほぼ比例していることが分る.

3.2 ディーゼルエンジンガバナの定数 図5に検討対象プラントと同一形式・同一出力の発電機ディーゼルエンジンに定格負荷を投入・しゃ断した場合のテスト結果と計算結果との比較を示す. 計算に使用した数式モデルは前節に同じである. 定数は $T_1 = 1.5$, $M_1 = 0.02$, $L_1 = 0.32$, $P_{e1\max} = 0.88$, $P_{e1\min} = -0.05$ を使用したが, 計算値はテスト結果によく合致していると見られる. ここで, $P_{e1\max}$ の値はエンジンの機械式FOリミッタの設定値にほぼ等しい.

図5 ディーゼルエンジンガバナの応答

なお, 図5から負荷投入時・負荷しゃ断時の燃焼系を含めたエンジン出力の変化が極めて早く, 出力が100%変化するのに0.1秒未満であり, このため, GD^2 が比較的小さいにもかかわらず良好な周波数制御性を示していることが分る.

3.3 自動電圧調整器の定数 図6に今回の検討対象と同一形式・同一出力の発電機の端子電圧について, 誘導電動機を始動させた場合のテスト結果と, それに相当する定インピーダンス負荷を投入した場合の計算値との比較を示す.

数式モデルとしては同期発電機, 自動電圧調整器, 電力方程式 (但し, どちらかの発電機は $X_g = \infty$ とする) であり, ここで設定した定数は $R_{a1} = R_{a2} = 0.06$, $T_{a1} = T_{a2} = 0.35$ であるが, 計算値はテスト結果をほぼ近似してい

図6 AVRの応答

ると見られる。

なお、次節では $R_{c1}=R_{c2}=0.17$, $T_{c1}=T_{c2}=4.0$ と見積って解析した。

3.4 負荷急変時の並行運転諸量 ここで検討対象とする発電プラントの要目は次のとおりである。

タービン発電機：875 kVA (700 kW)

1800 rpm, ブラシレス, T社製

同上用タービン：M社製

ディーゼル発電機：150 kVA (120 kW)

1800 rpm, ブラシレス, T社製

同上用ディーゼルエンジン：M社製

並行運転状態にあるタービン発電機と小容量ディーゼル発電機に、系統負荷を突然に印加(実機テストでは75 kW誘導電動機を始動、計算では電動機始動特性を考慮しつつ負荷インピーダンスを時間関数として階段状に変化)した場合の各機の有効電力、皮相電力、端子電圧の計算値と実機テスト結果とを図7に示す。実機テストでは、検討対象発電プラントに装備されている自動負荷分担装置は手動としている。

計算では端子電圧(整定値)が定格電圧より低下しており、このため、ほぼ電圧の2乗に比例して印加負荷が減少した結果となった。端子電圧の低下は、横流補償回路を含めた自動電圧調整器のモデルの近似度が低いため定常偏差が残ったものであり、印加負荷が減少するのは系統負荷を定インピーダンスと仮定したためである。

更に、実測値に比較して計算値のグラフはやや振動しているが、これも主として自動電圧調整器のモデルの近似度が低いことによると考えられる。

また、実測では、明らかに75 kW誘導電動機を始動させたにもかかわらず、約1.5秒付近で負荷電力は初期値に等しいままとなっているが、これは印加した負荷に相当する電力が発電機以外から、すなわち、船内負荷から供給されたものと推定される。計算では船内負荷は定インピーダンスと仮定したが、現実には電動機負荷が主であるため、系統周波数低下に伴い電動機群の回転運動エネルギーが放出されたものと察する。

4. あとがき

以上並行運転状態にある発電機及び原動機の経時変化諸量の解析モデルと、それを用いた負荷が急変した場合についての解析結果と実機テスト結果との比較を示した。

図7 負荷急変時の並行運転諸量

ディーゼルエンジン等で原動機のトルクが周期的に変動する場合の経時変化諸量も同様に解析することができる。

解析に際して、原動機ガバナ及び自動電圧調整器は近似モデルを採用し、更に、一部の不定数は対象発電機及び原動機それぞれとの類似機のテスト結果を数式モデルが近似するように設定する方法を用いたので、モデルの近似精度及び類似の程度による定数の確度について疑問も残るが、一次オーダーの解析としてはまずは妥当と見られる。

解析精度向上のためには、原動機ガバナ及び特に自動電圧調整器の動特性による影響が大きいので、これらのモデルは詳細に解析し極力精度を上げることが望ましく、また、船内負荷のモデルとして電動機群の動特性を考慮する等の工夫も将来必要と考えられる。

終わりに、検討対象とした発電プラントには本例以外にも種々の検討が加えられ、その安全性が確認されていることを付記する。

文 献

- 1) 電気工学ハンドブック(1967), 1164, 電気学会.
- 2) 電気工学ハンドブック(1967), 1167, 電気学会.

技術資料

省燃費を考慮した発電プラント*

高木康光**・上田敏明***

Generating Plant for Energy Saving

By Yasumitsu Takagi, Toshiaki Ueda

For the purpose of energy saving, the exhaust gas turbo-generator utilizing exhaust gas of main engine is adopted in many of recent generating plants. On the other hand, due to installation of various energy saving plants, reduction of ship speed, etc. there is a tendency to increase in the number of ships where output of exhaust gas turbo-generator is insufficient compared with the required electric power of ships. Accordingly, there arises a need for auxiliary generating means to supply this insufficiency.

This report describes comparison in features and payability of various auxiliary means to exhaust gas turbo-generator, such as means by auxiliary diesel generator, shaft generator and auxiliary boiler.

1. ま え が き

昨今の石油価格の高騰は著しく、船舶においても運航費の低減のため、省エネルギー化は必ずの条件となっている。その一つの方法として、主機関の排ガスエネルギーを利用した排ガスターボ発電機が船舶の主電源として多く用いられている。ところが、種々の省エネルギープラントの採用、あるいは、船速の低速化等により今後建造される船舶の主機関はますます低馬力化の傾向にある。したがって、同じ船型の船舶においても排ガスターボ発電機の出力は小さくなりつつあり、常用航海中排ガスターボ発電機だけで船内電力を賄うことが難しい船舶が多くなると予想される。この問題を解決するため、次のような対策が検討あるいは実用化されている。

- (1) フロンタービン等を利用し排ガスターボ発電機の最大発生電力を大きくする方法
- (2) 吸気式空調設備、可変速ポンプ等を利用し船内電力を小さくする方法
- (3) 排ガスターボ発電機の不足分を適当な補助手段により補う方法

本資料は、上記対策のうち(3)項に焦点をあて排ガスターボ発電機による省エネルギーを効果的に計るため、その不足電力を補う有効な補助手段(以下補充装置と記す)について、その種類、特徴および採算性の比較等を紹介したものである。

2. 排ガスターボ発電機の出力と船内電力

排ガスターボ発電機は主機関の排ガスを熱源とする排ガスボイラの発生蒸気により駆動されるため、その最大発生出力は主機関の排ガスエネルギーすなわち、主機関の出力にほぼ比例する。一方、常用航海時の船内電力は主機関関係用電力と主機関出力とは無関係な居住区画用電力等により構成されているため、船内電力は排ガスターボ発電機の出力に比べ主機関の出力の影響を強くうけない。主機関出力に対する船内電力および排ガスターボ発電機出力の関係は一般的に図1に示すようになる。すなわち、主機出力が小さくなると排ガスターボ発電機の出力は不足気味となり、大きくなると余剰気味となる。図1において、船内電力と排ガスターボ発電機の出力がバランスする時の主機関の常用航海時の出力は船の種類、グレード等により異なるが、一般的に四サイクル機関の場合、最低11,000~12,000 PS程度、二サイクル機関の場合、最低13,000~14,000 PS程度である。主機関の常

* 原稿受付 昭和56年4月28日

** 正会員 川崎重工業(株)(神戸市中央区東川崎町3-1-1)

*** 川崎重工業(株)(神戸市中央区東川崎町3-1-1)