



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

工學碩士 學位論文

전기식 추진체계 함정의  
프로세서 레버 제어기 적용에 관한 연구

A Study of Processor Lever Controller for Warship Electric Propulsion System



指導教授 吳 珍 錫

2020年 8月

韓國海洋大學校 大學院

기관공학과  
沈 載 舜

本 論 文 을 沈 載 舜 의 工 學 碩 士 學 位 論 文 으 로 認 准 함

委 員 長 蘇 明 玉



委 員 柳 熙 漢



委 員 吳 珍 錫



2020 年 07 月 20 日

韓 國 海 洋 大 學 校 大 學 院

# 목 차

List of Nomenclatures.....	iii
List of Abbreviation.....	vi
Contents of Tables.....	vii
Contents of Figures.....	viii
Abstract.....	xi
제 1 장 서 론.....	1
1.1 연구의 배경 및 필요성.....	1
1.2 연구의 목적.....	3
1.3 논문의 구성.....	5
제 2 장 함정 추진체계.....	6
2.1 함정 추진체계 및 특성 .....	6
2.2 추진 장비 제어기.....	11
제 3 장 함정 추진체계 모델링.....	13
3.1 추진 장비 모델.....	14
3.1.1 함정 모델.....	14
3.1.1.1 프로펠러 모델.....	16
3.1.1.2 방향타 유체력 모델.....	17
3.1.1.3 유체력 미계수 .....	18
3.1.1.4 함정모델 구현.....	19
3.1.2 추진전동기 모델.....	20
3.1.2.1 추진전동기 출력 제어기.....	22
3.1.2.2 전류제어기.....	23
3.1.2.3 6상 동기전동기 모델링.....	26
3.1.2.4 출력 제어기 모델 구현.....	27
3.1.2.5 전류 제어기 모델 구현.....	27
3.1.2.6 6상 동기전동기 모델 구현.....	28
3.1.2.7 6상 동기전동기 통합모델 구현.....	30

3.1.3 추진축계 모델.....	32
3.1.4 가변추진기 모델.....	33
3.1.4.1 자항성능 추정.....	35
3.1.4.2 가변추진기 특성.....	41
3.1.4.3 가변추진기 비선형성 분석.....	42
3.1.4.4 유입속도 계산 모델.....	46
3.1.4.5 가변추진기 모델.....	48
3.2 추진 장비 제어기 모델.....	50
3.2.1 CM_ProcessorLever.....	52
3.2.2 CM_CombinatorLaws.....	54
3.2.3 Regulator.....	57
3.3 통합 모델.....	61
제 4 장 시뮬레이션.....	62
4.1 프로세서 레버 적용에 따른 시뮬레이션.....	64
4.1.1 Case 1 (레버 미적용, PCL 0→3).....	64
4.1.2 Case 2 (레버 미적용, PCL 0→6).....	65
4.1.3 Case 3 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 1, IG 1).....	66
4.1.4 Case 4 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 1/13, IG 1).....	67
4.1.5 Case 5 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 13, IG 1/2/3/5).....	68
4.1.6 Case 6 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 13, IG 2/2.5/3).....	69
4.1.7 Case 7 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 13, IG 2.5/2.8/3).....	70
4.2 검토 및 고찰.....	71
제 5 장 결론.....	72
참고문헌.....	73

## List of Nomenclatures

$U$	.....	합속
$ShipDis$	.....	합정 이동거리
$SurgeSpd$	.....	Surge 방향 합속
$SwaySpd$	.....	Sway 방향 합속
$SurgeSpdInit$	.....	Surge 방향 합속 초기값
$SwaySpdInit$	.....	Sway 방향 합속 초기값
$YawSpdInit$	.....	Yaw 방향 합속 초기값
$F_{ship}$	.....	합정이 받는 힘
$F_{hull}$	.....	합체가 받는 힘
$F_{Env}$	.....	합정 외력
$F_{CPPort}$	.....	Port side cpp 추력
$F_{CPPStbd}$	.....	Stbd side cpp 추력
$F_{Rudder}$	.....	방향타가 받는 힘
$Dis$	.....	합정 배수량(ton)
$Xud$	.....	유체력 미계수(surge)
$Yvd$	.....	유체력 미계수
$xG$	.....	합정 무기중심 위치
$Yrd$	.....	유체력 미계수(Sway)
$Nrd$	.....	유체력 미계수(Yaw)
$Izz$	.....	회전 관성모멘트
$X_P$	.....	프로펠러 추력
$n$	.....	프로펠러 회전수
$D_P$	.....	프로펠러 직경
$K_T$	.....	프로펠러 추력계수
$J_P$	.....	프로펠러 전진비
$W_P$	.....	프로펠러 반류계수
$v_P$	.....	프로펠러 유입류 속도
$w_{p0}$	.....	합정 직진시 반류비
$\beta$	.....	합정 선수각
$\beta_P$	.....	프로펠러 위치에 따른 횡류표각

$x_P$	.....	프로펠러 종방향 위치
$r$	.....	선수동요 속도
$CPPSpd$	.....	CPP 유입류 유속
$F_N$	.....	방향타 직압력
$A_R$	.....	방향타 유입류 속도
$t_R, a_H$	.....	선체 적용 타의 간섭력 계수
$x_H$	.....	선체중양에서 방향타까지 거리
$\alpha_R$	.....	유효양각
$\delta$	.....	방향타각
$u, v, r$	.....	Surge, Sway, Yaw 함속
$X_{non}, Y_{non}, N_{non}$	.....	Surge, Sway, Yaw 유체력 미계수
$\rho$	.....	해수밀도
$L$	.....	함정 길이
$T$	.....	홀수
$t_p$	.....	추력감소계수
$C_{TS}$	.....	전저항계수
$X_H, Y_H, N_H$	.....	Surge, Sway, Yaw 선체 유체력
$K_e$	.....	전동기 역기전력 상수
$R_s$	.....	전동기 권선저항
$L_{Is}$	.....	전동기 누설 인덕턴스
$L_{ms}$	.....	전동기 상호 인덕턴스
$P$	.....	전동기 극수
$P^*$	.....	전동기 제어기 출력 지령
$\omega_m$	.....	전동기 각속도
$T^*$	.....	전동기 토크 지령
$T$	.....	전동기 토크
$i^*$	.....	전동기 제어기 전류 지령
$R_s$	.....	고정자 권선저항
$\omega_{cc}$	.....	교차각 주파수
$n_{SH}$	.....	추진추계 회전속도
$V_d, V_q$	.....	d축, q축 전압
$V_d^*, V_q^*$	.....	d축, q축 전압 지령값

$V_{dz}^*, V_{qz}^*$	.....	dz축, qz축 지령값
$v_{ffd}, v_{ffq}$	.....	q축, d축 전향보상항
$I_d, I_q$	.....	d축, q축 전류
$I_d^*, I_q^*$	.....	d축, q축 전류 지령값
$Ki_{dq}, Kp_{dq}$	.....	dq축 P, I 제어기 게인
$P_{pairs}$	.....	극쌍수
$Ki_{dzqz}, Kp_{dzqz}$	.....	dzqz축 P, I 제어기 게인
$R_{mco}$	.....	레이놀수
$k_p$	.....	프로펠러 표면 거칠기
$K_T$	.....	실선 추력계수
$K_Q$	.....	실선 토크계수
$Q_{EPM}$	.....	추진전동기 토크
$P_{EPM}$	.....	추진전동기 출력
$Q_{SH}$	.....	추진축계 토크
$Q_{RG}$	.....	추진전동기 토크
$Q_{CPP}$	.....	가변추진기 토크
$M$	.....	관성모멘트
$n_{CPP}$	.....	가변추진기 회전속도
$J$	.....	전진비
$V_A$	.....	가변추진기 유입류 유속
$K_t, K_q$	.....	추력/토크 상수
$T_{CPP}$	.....	가변추진기 추력
$K_t$	.....	추력 상수
$C_{TS}$	.....	전저항계수
$S$	.....	선체 단면적
$A_O$	.....	가변추진기 원판 면적
$A_E$	.....	가변추진기 확장 면적
$C_{DM}$	.....	모형선 항력 계수
$C_{DS}$	.....	실선 항력 계수

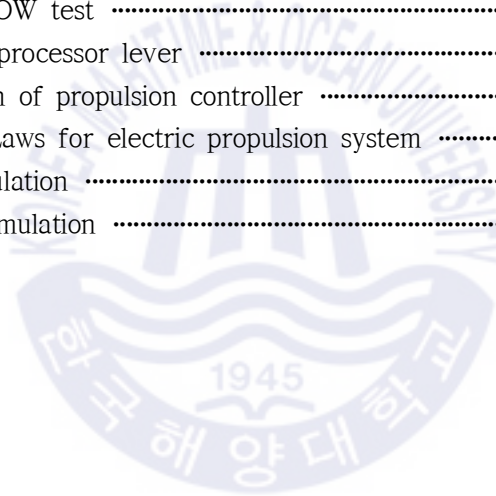


## List of Abbreviation

AOE	Auxiliary vessel
CODAD	Combined diesel and diesel
CODAG	Combined diesel and gas-turbine
CODLAD	Combined diesel-electric and diesel
CODLOD	Combined diesel-electric or diesel
CODLAG	Combined diesel-electric and gas-turbine
CODLOG	Combined diesel-electric or gas-turbine
CODOG	Combined diesel or gas-turbine
COGAG	Combined gas-turbine and gas-turbine
CPP	Controllable pitch propeller
DDG	Destroyer cuded missile
DDH	Destroyer Helicopter
ECS	Engineering control system
FF	Fast Frigate
FFX	Frigate guide-missile
ITTC	International towing tank conference
IFEP	Integrated full electric propulsion system
IPS	Itegrated power system
LSH	Landing ship heavy
LST	Landing ship tank
LPH	Landing plantform helicopter
LPX	Landing plantform experimental
MMG	Mathematical maneuvering group
PCC	Patrol combat corvett
PM	Propulsion motor
PSI	Propulsion system integration
PKG	Patrol killer guided missile
PKM	Patrol killer medium
POW	Propeller open water test
ROC	Required Operational Capability
SW	Software

## Contents of Tables

Table 2.1	Type of naval vessels .....	6
Table 2.2	Type of propulsion system and installed warship .....	7
Table 3.1	Parameter of hull model .....	16
Table 3.2	Parameter of hull force and source of hydrodynamic derivatives .....	18
Table 3.3	Parameter of propulsion motor model .....	21
Table 3.4	Parameter of propulsion motor current controller .....	28
Table 3.5	Parameter of synchronous motors model .....	30
Table 3.6	Specification of POW test propeller .....	44
Table 3.7	Test schedule of nonlinearity .....	45
Table 3.8	Results of POW test .....	46
Table 3.9	Function of processor lever .....	50
Table 3.10	SW function of propulsion controller .....	51
Table 3.11	Combined Laws for electric propulsion system .....	55
Table 4.1	Case of simulation .....	62
Table 4.2	Results of simulation .....	71



## Contents of Figures

Fig 1.1	Change of navy warship propulsion system.....	1
Fig 1.2	Technology of propulsion system.....	2
Fig 1.3	Components for hardware in the loop simulation.....	4
Fig 2.1	Concept of propulsion system.....	8
Fig 2.2	Type of propeller.....	9
Fig 2.3	Type of propulsion system.....	9
Fig 2.4	Change of navy warship propulsion system.....	10
Fig 2.5	Development process of ECS control parameter .....	11
Fig 2.6	Construction of control equipment for propulsion equipment.....	12
Fig 3.1	Relationship diagram of electric propulsion system.....	13
Fig 3.2	Conceptual diagram of ship mathematical model .....	14
Fig 3.3	Model of hull.....	15
Fig 3.4	Model of CPP.....	16
Fig 3.5	Model of rudder.....	17
Fig 3.6	Simulink block of rudder control algorithm.....	19
Fig 3.7	Simulation of rudder control using ONRT.....	19
Fig 3.8	Simulation model of integrated warship.....	20
Fig 3.9	Simulation of vessel speed using ONRT.....	20
Fig 3.10	Simulink block of propulsion motor.....	21
Fig 3.11	Block diagram of PM and power converter.....	22
Fig 3.12	Model of power controller .....	22
Fig 3.13	Model of current controller.....	24
Fig 3.14	Electrical modeling for synchronous motors.....	26
Fig 3.15	Simulation model of power controller.....	27
Fig 3.16	Simulation model of current controller.....	28
Fig 3.17	Simulation model of synchronous motors.....	29
Fig 3.18	Model of synchronous motors stator and voltage of synchronous motors $d_e$ , $q_e$ .....	30
Fig 3.19	Simulation model of propulsion motor.....	31
Fig 3.20	Simulation model of motor driver.....	31
Fig 3.21	Calculation module of motor position.....	31
Fig 3.22	Electrical modeling of synchronous motors.....	32
Fig 3.23	Model of shaft.....	32
Fig 3.24	Advanced forward graph using the results of ship commissioning test.....	33

Fig 3.25	Wake estimation model at Genoa university.....	34
Fig 3.26	Experimental equipments of ship resistance test.....	35
Fig 3.27	Trust and torque curve at the ship' s towing point .....	36
Fig 3.28	Diagram of CPP mathematical model.....	41
Fig 3.29	Curve of CPP pitch change.....	41
Fig 3.30	Nonlinearity according to wake change.....	43
Fig 3.31	2-D wave tank .....	43
Fig 3.32	Results of POW test.....	45
Fig 3.33	Calculation of wake.....	47
Fig 3.34	wake trend by speed.....	47
Fig 3.35	Structure of CPP model.....	48
Fig 3.36	Parameter of CPP model.....	48
Fig 3.37	Model of CPP torque.....	49
Fig 3.38	Propulsion control for naval ship.....	50
Fig 3.39	Propulsion controller SW.....	51
Fig 3.40	CM_ProcessorLever.....	52
Fig 3.41	ProcessorLever_Lever.....	52
Fig 3.42	RateLimiter.....	53
Fig 3.43	LeverProcessed.....	53
Fig 3.44	CM_CombinedLaws.....	54
Fig 3.45	CM_CombinedLawsPort_SetPoint.....	54
Fig 3.46	Combined laws (maneuvering mode).....	55
Fig 3.47	Combined laws (navigation mode).....	56
Fig 3.48	Regulator.....	57
Fig 3.49	EPM regulator.....	58
Fig 3.50	Cal_EPMSpeedErrorAD.....	59
Fig 3.51	IntegratorEPM_Reg.....	59
Fig 3.52	EPM_Sel_Kp.....	60
Fig 3.53	SP_Ramp.....	60
Fig 3.54	Dynamic simulation model of electric propulsion vessel.....	61
Fig 4.1	PCL 0 -> 3, without Processor lever .....	64
Fig 4.2	PCL 0 -> 6, without Processor lever .....	65
Fig 4.3	PCL 0 -> 6, InclLim 1, IG 1.....	66
Fig 4.4	PCL 0 -> 6, InclLim 1/13, IG 1.....	67
Fig 4.5	PCL 0 -> 6, InclLim 13, IG 1/2/3/5.....	68

Fig 4.6 PCL 0 -> 6, IncLim 13, IG 2/2.5/3..... 69  
Fig 4.7 PCL 0 -> 6, IncLim 13, IG 2.5/2.8/3..... 70



# A Study of Processor Lever Controller for Warship Electric Propulsion System

Shim, Jaesoon

Department of Marine Engineering

Graduate School of Korea Maritime and Ocean University

## Abstract

With the advent of a high-power weapon system, the propulsion system of the naval ship is shifting from a mechanical propulsion system to an electric propulsion system with the aim of strengthening anti-submarine capabilities and reducing the operating cost of the ship.

An efficient control logic design that can satisfy the operational requirements of the ship while preventing over-torque and overload of the shaft and propulsion engine is essential for the propulsion control system of the ship. It is common to optimize the propulsion control system through a so-called tuning process that modifies the parameter values of the propulsion control software during a test run. As with the ship control system, PI controllers are generally widely used in the propulsion control system of the ship to control shaft rotational speed, and by adjusting the P and I setting values during a test run, the transient state is improved and the stable propulsion control state is set. However, during this process, if the error of the initial setting value is large, the tuning time may take too long, or the propulsion equipment can be seriously damaged due to over-torque, over-speed and over-power. Especially, since the electric propulsion system has a higher power increase/decrease speed than the mechanical propulsion system, there is a high possibility of mechanical damage. In addition, the problem caused by the occurrence of regenerative power must be taken into account. Therefore, in this study, we conducted research on the design of a propulsion controller that applied a Processor lever even for inexperienced people with relatively little experience in tuning propulsion control software to be able to reduce the tuning time while protecting the propulsion system.

To this end, we performed ship form and propulsion system modeling that could calculate the power, torque and revolutions of the propulsion system, thrust of propeller, and speed according to the change in thrust. We also verified the stability and reliability of the Processor lever controller by developing a propulsion controller model applying a Processor lever controller. In simulations, the propulsion controller model performs the propulsion motor, controllable pitch propeller, and rudder control. The propulsion motor model that receives control commands generates torque, and the propulsion shaft model determines the number of shaft revolutions by rotating the propulsion shaft through the calculation of the torque generated from the propulsion motor, the speed of the ship, the pitch of the controllable pitch propeller, the difference between the torque according to the rotation speed. Based on the advance ratio according to the rotation speed and pitch angle, the ship model finally calculates the thrust, and determines the speed according to the thrust and the current speed of the ship.

Through this dynamic simulation, by comparing the execution result of propulsion control lever commands through the PI controller without applying the Processor lever controller with that of propulsion control lever commands through the PI controller applying the Processor lever controller, we analyzed the improvement of the Overshoot and propulsion performance.

The simulation results showed that the safety of the propulsion system increased because Overshoot of approximately 9.74%, which occurred when the Processor lever function was not applied, did not occur. However, the propulsion performance (acceleration) of the ship decreased as the system responded slowly. We confirmed that the reduction in propulsion performance could be addressed stably by adjusting the parameter values of the Processor lever.

In order to secure the maneuverability required for combat performance, the electric propulsion system of the ship should adopt a high-power propulsion motor relative to the propulsion shaft load, and secure high acceleration and deceleration performance. In order to solve equipment safety problems that could occur during the tuning process of the propulsion control system and to reduce the tuning period, which are attributed to these characteristics, we suggested a Processor lever controller application method.

**KEY WORDS:** Electric propulsion system, Processor lever, Naval vessel, Warship, Dynamic simulation, Propulsion motor(EPM), Controllable pitch propeller(CPP)

# 제 1 장 서 론

## 1.1 연구의 배경 및 필요성

해군 함정의 추진체계는 종래의 기계식 추진체계에서 복합식 추진체계를 거쳐 전기식 추진체계로 변화되고 있다. 이에 따라 최근 대한민국 해군에서 건조되는 해군 함정 (FFX-II<sup>1)</sup>, AOE-II<sup>2)</sup> 등) 또한 종래에 오래 기간 적용되어져왔던 기계식 추진체계가 아닌 추진전동기(PM, Propulsion Motor)를 적용한 복합식 추진체계가 탑재되었다. 더불어 추 후 건조예정인 함정 또한 기계식 추진체계가 아닌 추진전동기가 탑재된 복합식 추진체 계 또는 전기식 추진체계가 적용될 전망이다. 이러한 함정의 추진체계 패러다임의 변 화의 이유는 다음과 같이 정리할 수 있다[1-22].

- 1) 함정의 임무 다양화에 따른 대잠능력 향상
- 2) 국방예산 감축에 따른 함정 운용비용 절약
- 3) 함정 탑재 무기체계의 변화에 따른 요구전력의 증가
- 4) 자동화시스템 적용에 따른 승선인원 감축 및 유지보수의 편리성 증가

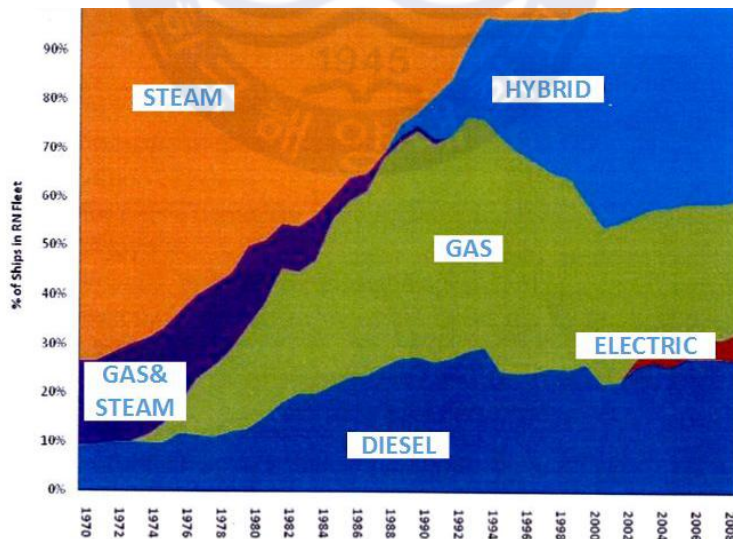


Fig 1.1 Change of navy warship propulsion system

- 1) 2,800톤급 신형 호위함(Frigate Guide-missile)
- 2) 군수지원함(Auxiliary ship)



함정의 추진체계는 기술력의 발달에 따른 현대 전투 양상의 변화에서 보다 생존성을 높일 수 있는 방향으로 변화되고 있다. 미국의 경우 DDG-1000 구축함에 전기 추진체계를 탑재하여 전력화 시켰으며, 영국의 경우 Type-45 구축함을 전기 추진체계를 적용하여 전력화 하였다. 그림 1.1에 나타나듯 영국 해군은 1990년대 초반부터 복합식 추진체계를 탑재한 함정의 비율이 높아지기 시작하였으며, 2000년대 초반부터 전기식 추진체계의 비율이 점차적으로 증가하였다. 이러한 듯 함정의 추진체계는 기존의 기계식 추진체계에서 점차적으로 복합식 추진체계 또는 전기식 추진체계가 될 것으로 전망되고 있다[23,24].

함정 추진기술은 추진동력원기술, 추진동력전달기술, 추진기기술, 추진제어기술로 나눌 수 있으며 국방기술품질원의 ‘국방과학기술조사서’에 따르면 추진기기술은 선진권 수준이며, 추진동력원기술 및 추진동력전달기술은 중진권의 보통수준으로 판단하나, 추진제어기술은 국내 개발능력이 아직 부족한 것으로 판단하고 있다. 특히 복합식 추진체계 및 전기식 추진체계의 제어기술은 해외기술에 의존하고 있는 실정이다. 즉, 국내의 경우 CODAD, CODOG 등 기계식 추진체계 적용 함정 건조 실적 및 운용실적을 바탕으로 설계 및 제어 기술을 확보하고 있으나, 추진전동기를 탑재한 복합식 추진체계에 대한 통합기관제어시스템(ECS, Engineering Control System)의 기술력 및 신뢰도 부족으로 해외기술에 의존하고 있다[24-27]. 이에 따라 국내에서는 선진국에 비해 비교적 기술력이 부족한 추진제어기술의 확보를 위해 추진체계 제어/감시 SW 개발 및 함정 동특성 시뮬레이션을 통한 제어성능 분석 SW 개발 등 관련기술 확보를 위한 여러 연구를 수행하고 있다. 그림 1.2는 추진 기술 분야를 나타낸다.

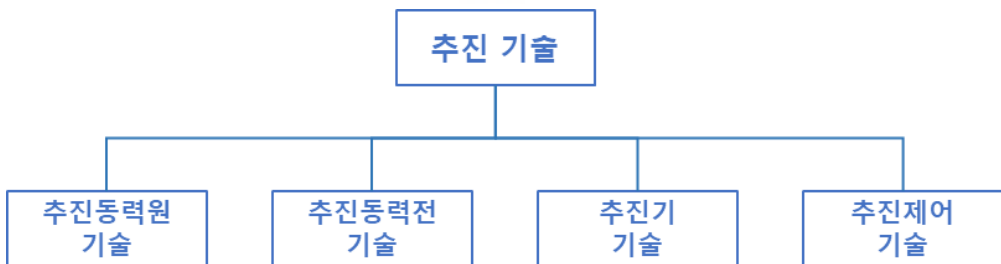


Fig 1.2 Technology of propulsion system

## 1.2 연구의 목적

함정의 추진체계를 전반적으로 제어 및 감시하는 시스템을 통합기관제어시스템(ECS, Engineering Control System)이라 하며, 국내 운용되고 있는 함정에 탑재된 대부분의 ECS는 해외기술에 의존하고 있으며, 대표적인 ECS 선진사는 이탈리아의 SEASTEMA, 캐나다의 L3-MAPPS, 노르웨이의 KONGSBERG, 독일의 SIEMENS, 영국의 ROLLS-ROYCE 등이 있다.

ECS 개발사는 함정에 탑재되는 장비의 특성 및 함정의 운용특성을 고려하여 함정이 안정적으로 운용할 수 있도록 ECS의 제어로직을 설계한다. ECS 개발사는 함정 특성에 적합한 ECS 제어로직 설계를 위하여 함정의 기본설계 단계에서 부터 PSI(Propulsion System Integration)업무를 수행하며 개발하거나, 주요 장비 제작사로부터 장비 특성 값을 받아 ECS 제어로직에 반영한다.

추진 장비의 잘못된 제어는 축계(shaft)에 과도한 토크를 발생시켜 축계가 휘거나 부러지게 되어 추진성능에 큰 결함을 발생시킬 수 있다. 따라서 ECS는 추진 장비 제어를 통해 장비를 보호하면서 함정 작전요구성능(ROC, Required Operational Capability)을 만족하도록 하여야 한다.

이에 따라 ECS 전문기관인 ROLLS-ROYCE, KONGSBERG 등은 ECS의 제어로직 개발은 다음의 절차를 거쳐 설계 및 적용한다.

- ① 조선소나 PSI 전문기관이 보유하고 있는 기술과 경험을 바탕으로 소비자의 요구 사항 및 기술사양을 분석하여 제어로직 설계
- ② 보유하고 있는 시뮬레이션 기술 및 전산유체역학 등 컴퓨팅 자원을 활용하여 제어로직 검증
- ③ 축계회전수에 따른 가변피치프로펠러의 피치값 곡선에 따른 함정 ECS 적용
- ④ 시운전을 통하여 PID제어기의 제어 값 등 파라미터 수정 및 보완

이러한 추진 장비의 제어로직 개발은 시운전을 통해 파라미터 값을 수정하게 되며, 이로 인하여 시운전 비용 및 시간을 크게 소비하게 된다. 더불어 시운전 도중 최고속력 시험 중 축계 및 추진 장비에 과도한 토크로 인해 장비의 손상을 유발할 수 있어 많은 주의가 필요하다.

이러한 비용과 시간을 절약하기 위해 이탈리아의 SEASTEMA에서는 ECS 검증용 시뮬레이터를 2000년대 초부터 개발하여 ECS 제어로직 개발에 활용하고 있다[12,13], SEASTEMA는 Genoa 대학과 함께 실시간 시뮬레이터를 NI(National Instruments)사의 LabVIEW와 Mathworks사의 MATLAB, SIMULINK를 이용하여 구축하였다. 이를 통하여 동적(Dynamics) 모델링기반의 시뮬레이션을 통해 시운전 전에 함정 추진계통에서 발생할 수 있는 문제점을 사전에 확인하여, 제어로직을 변경함으로써 시운전을 통해 파라미터 값을 수정하는 시간 및 비용을 절약할 수 있다. 그림 1.3은 ECS 제어기와 시뮬레이션 연동 구성을 나타낸다.

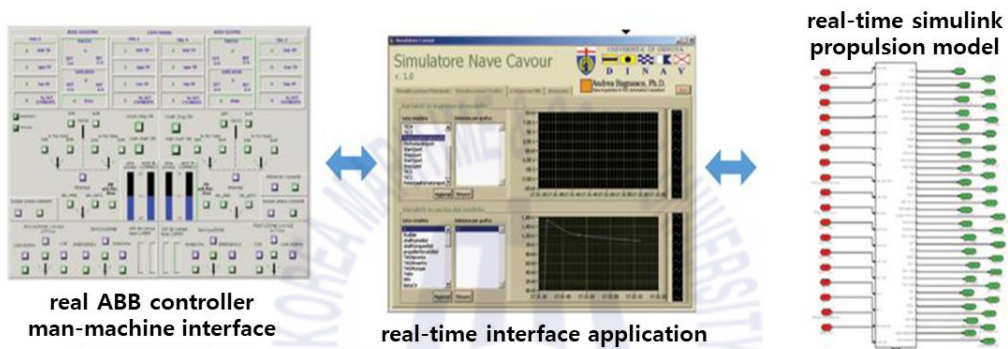


Fig 1.3 Components for hardware in the loop simulation

영국의 ROLLS-ROYCE의 축계에 걸리는 토크 및 함정의 요구 속력을 고려한 축계 회전속도와 가변피치프로펠러의 피치 값 곡선을 활용하여 ECS의 제어로직을 설계에 적용하고 있으며, ABB에서는 함정 추진체계의 설계 시 함정 수치 시뮬레이션을 도입하고 있다[14].

해외에서는 함정 시뮬레이션을 활용하여 제어 파라미터 값을 추출하여, 시운전을 통해 파라미터 값을 확정하데 소비되는 자원을 절약하고 있다. 그러나 이러한 시뮬레이션 기술이 없는 경우 지속적인 시운전을 통해 제어 파라미터 값을 추출하게 되어 많은 자원을 낭비하게 된다. 본 논문에서는 시뮬레이션 기술이 없이 적용 가능한 프로세서 레버 제어기를 제안하여, 함정 설계 및 제작 단계에서 발생할 수 있는 인적, 물적 비용을 절약하고 추진전동기 및 가변피치프로펠러(CPP, Controllable Pitch Propeller)를 적용한 함정 운용에 잘못된 제어로부터 발생할 수 있는 위험을 줄일 수 있도록 한다.

### 1.3 논문의 구성

본 논문은 SEASTEMA와 같이 전문 동적 모델링 시뮬레이션 기술 없이 적용 가능한 프로세서 레버 제어를 제안함으로써 함정 시운전 단계에 발생할 수 있는 위험을 사전에 예방하고 시운전 시간 및 비용을 절감할 수 있는 방안을 제안한다.

본 논문은 총 5개의 장으로 구성된다.

제 1장은 연구 배경과 연구동향에 대하여 기술한다.

제 2장은 해군 함정의 추진체계 및 전기추진 체계에 따른 함정 특성을 나타내었으며, 본 논문에서 제안하는 프로세서 레버 제어기에 대하여 간략히 기술한다.

제 3장에서는 본 논문에서 제안하는 프로세서 레버 제어기 적용에 따른 함정 추진체계 특성을 비교하기 위한 함정 추진체계 동적 시뮬레이션 모델을 개발하고, 프로세서 레버 제어기의 기능을 제안한다.

제 4장에서는 제 3장에서 개발한 함정 추진체계 동적 시뮬레이션 모델을 활용하여 프로세서 레버 제어기 적용 유-무에 따른 시뮬레이션 결과와 함께 분석 결과를 기술한다.

제 5장에서는 제 4장의 시뮬레이션 결과를 바탕으로 프로세서 레버 제어기 적용에 따른 결과에 대해 요약하고, 추후 연구 진행 방향에 대하여 기술한다.

## 제 2 장 함정 추진체계

### 2.1 함정 추진체계 및 특성

해군 함정은 주요 임무 및 운용 목적에 따라 다양하게 분류된다. 표 2.1은 해군 함정의 분류와 이에 따른 주요 임무를 나타낸다.

Table 2.1 Type of naval vessels

Type of naval vessel	Main task
<b>구축함</b> DDH, Destroyer Helicopter DDG, Destroyer Guided missile	대함, 대공, 대잠 작전을 수행하는 전투함 (중소형 크기의 전투함)
<b>호위함</b> FF, Fast Frigate	해상전, 정보수집 및 관측 임무 수행 (구축함보다 소형, 고속)
<b>초계함</b> PCC, Patrol Combat Corvett	호위함의 열세한 대잠, 대함 능력을 갖춰 연·근해의 초계임무 수행
<b>고속정</b> PKM, Patrol Killer Medium PKG, Patrol Killer guided missile	연·근해의 경비임무를 수행
<b>수송함</b> LPX, Landing Platform Experimental LPH, Landing Platform Helicopter	병력, 탄약 등을 대량으로 운반
<b>상륙함</b> LST, Landing Ship Tank LSH, Landing Ship Heavy	병력, 탄약 등을 대량으로 운반하여 적의 해안이나 작전지역에 상륙
<b>군수지원함</b> AOE, combat support vessel	전투함 및 호위함 등의 장기간 해상작전에서 지속적인 임무수행이 가능하도록 유류, 탄약, 청수 등의 군수물자 보급

표 2.1에 나타나듯 함정은 주요 임무에 따라 함정의 종류가 달라지며, 주요 임무에 따른 탑재 장비 및 함정의 최소 속력이 결정된다. 일반적으로 수송함, 상륙함, 군수지원함 등의 함정은 전투함정에 비하여 최고 함속이 낮다. 한편, 함정의 최고 속력이 비슷하더라도 함정의 배수량에 따라 요구되는 출력이 달라져 비교적 낮은 출력이 요구되는 함정에는 디젤엔진이 탑재되며, 높은 출력을 요구하는 경우 가스터빈이 탑재되어 운용되거나 복수의 추진 장비를 함께 구동하여 운용한다.

함정의 추진체계는 탑재되는 장비의 수, 장비의 종류와 이에 따른 조합에 따라 다양하게 구분할 수 있다. 추진체계를 구성하는 주요 장비의 종류에 따라 기계식, 복합식, 전기식 추진체계로 나눌 수 있으며, 탑재되는 장비의 수와 축계의 수에 따라 2기 1축, 2기 2축, 3기 2축, 4기 2축 등 구성이 달라진다. 표 2.2는 2대 이상의 추진 장비가 탑재된 추진체계의 분류 및 대표 함정을 나타낸다.

**Table 2.2** Type of propulsion system and installed warship

Classification 1	Classification 2	Classification 3	Installed warship
Mechanical propulsion system	Diesel engine	CODAD	AOE, LST
	Gas turbine	COGAG	KDX-III, DDG-993(USA)
	Diesel engine & Gas turbine	CODAG CODOG	PKX, LCS(USA) FFX-I, PCC, KDX-I,II
Hybrid propulsion system	Diesel engine & Electric Motor	CODLAD	AOE-II
		CODLOD	AO(Fleet tanker, UK) AOR(LSV, Lorway)
	Gas turbine & Electric motor	CODLAG	Type-23(FF, UK) FREMM(FF, Italy)
CODLOG		FFX-II, FREMM(FF, France)	
Electric propulsion system	Diesel generator/Gas turbine generator & Electric propulsion motor		Type-45(DDG, UK) DDG-1000(DDG, USA)
	Batter/Fuel-Cell & Electric propulsion motor		-

함정은 임무수행 중 생존성을 높이기 위해 추진체계에 다양한 방법을 적용하고 있다. 함정의 최대속도를 높여 적의 피격으로부터 벗어날 수 있도록 하거나, 추진 장비의 이중화(redundancy)를 통해 적의 피격으로 인한 추진 장비의 손상이나, 예상하지 못한 추진 장비의 고장으로부터 함정을 지속적으로 운용할 수 있도록 한다. 또한 2축 추진 체계를 적용함으로써 급선회 등 함정의 기동력을 향상시킬 수 있다. 따라서 전함의 경우 대부분 2대 이상의 추진 장비를 탑재하거나, 축계를 2축으로 구성하여 추진계통의 성계 및 적용하게 된다. 그림 2.1은 기계식 추진체계 기반의 4기2축 CODOG 추진체계와 4기2축 기반의 복합식 추진체계인 CODLOG 추진체계의 구성 예를 나타낸다.



Fig 2.1 Concept of propulsion system

함정은 생존성을 높이기 위하여 2축 체계를 탑재하여 운용하고 있을 뿐만 아니라, 고정피치프로펠러(FPP, Fixed Pitch Propeller)를 대신하여 가변피치프로펠러를 적용하고 있다. 대형 상선의 경우 운항 중 항속의 변화가 크지 않으므로, 설계 축계의 회전속도에 최적화된 고정프로펠러피치를 적용한다. 이러한 구성은 이러한 구성은 축계의 특정 회전수에서 효율이 높으나, 선박의 조정성능(선회능력, 정지성능 등)이 좋지 못하며 후진 추력을 발생하기 위해서 축계 회전방향을 반대로 회전해야하기 때문에 추진기관을 완전히 멈춘 후 역방향으로 다시 기동해야하는 단점을 가진다. 또한, 피치가 전진 추력에 최적화되어 있으므로 후진 타력을 사용 시 효율이 좋지 못하다. 하지만 가변피치프로펠러의 경우 추진기관의 역회전 없이 함정의 후진 추력을 발생시킬 수 있을 뿐만 아니라 추진 장비의 회전수를 고정한 상태에서 함정의 추력을 변화시킬 수 있는 장점을 가진다. 이러한 장점으로 함정의 조정성능을 향상시킬 수 있어 적의 위협으로부터 생존성을 높일 수 있다. 그림 2.2는 고정피치프로펠러와 가변피치프로펠러를 나타낸다.

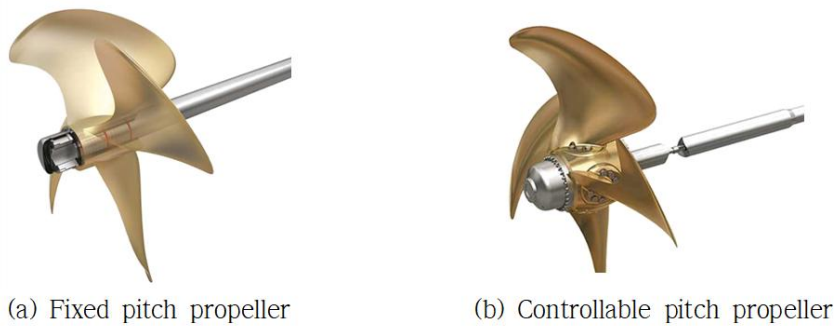


Fig 2.2 Type of propeller

앞서 기술한 것과 같이 기술의 발전으로 인하여 점차 전장의 현상이 변화되고 있으며, 이에 따라 함정의 추진체계 또한 변화되는 전장에 맞춰 생존성을 높일 수 있는 방향으로 발전되고 있다. 이에 따라 함정의 최고속력만큼 대함, 대공, 대잠 임무의 수행 능력 요구되고 있다[15]. 더불어 최근 반도체 및 전력변환장치의 발전과 더불어 고전력을 요구하는 무기체계의 탑재로 인하여 함정 내 요구 전력량이 과거에 비하여 매우 높아짐에 따라 함정의 요구조건과 생존성을 함께 만족할 수 있는 전기식 추진체계의 함정 탑재 수요는 점차 커질 것으로 전망하고 있다[10].

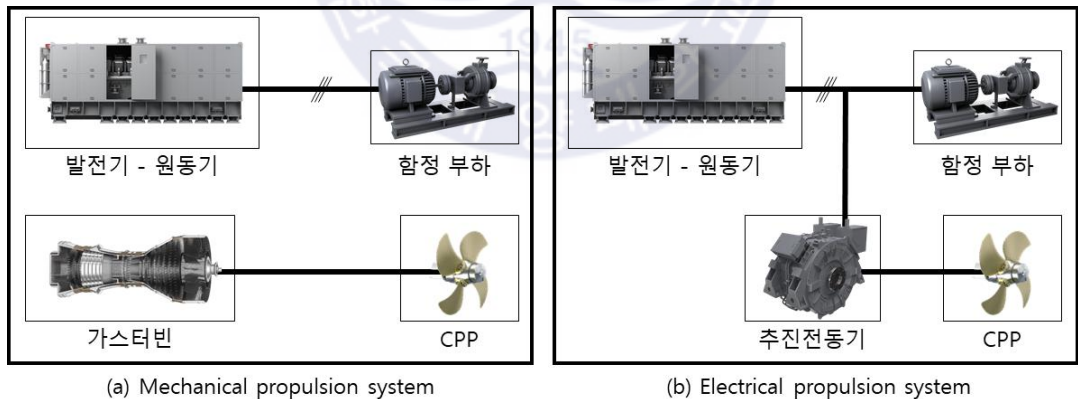


Fig 2.3 Type of propulsion system

전기식 추진체계는 통합동력시스템(IPS, Integrated Power System), 통합전기추진시스템(IFEP, Integrated Full Electric Propulsion) 등 다양하게 표현되며, 디젤안진 및 가스터



빈 등과 같이 직접적으로 토크를 발생시켜 축계를 회전시키는 방법과 달리 추진전동기에 발전원로부터 생산된 전력을 공급하여 토크를 발생시킨다. 이러한 동력전달 방법은 기계식 추진체계에 비하여 약 10~15%정도의 동력전달손실을 가진다. 기계적 추진체계인 엔진보다 전기식 추진체계의 토크 손실이 발생하더라도, 선체 저항 및 프로펠러 성능으로 인해 효율적으로 운용 가능하다[16,17]. 그림 2.3은 선박의 추진체계에 따른 구성을 나타내며, 전기식 추진체계는 기존 기계식 추진체계에서 추진 동력원과 발전 동력원이 서로 분리되어있는 것과 달리 전기식 추진체계는 함정 내 전력을 통합하여 추진계통, 통신계통 및 무기계통 등 다양한 곳에 사용가능하다.

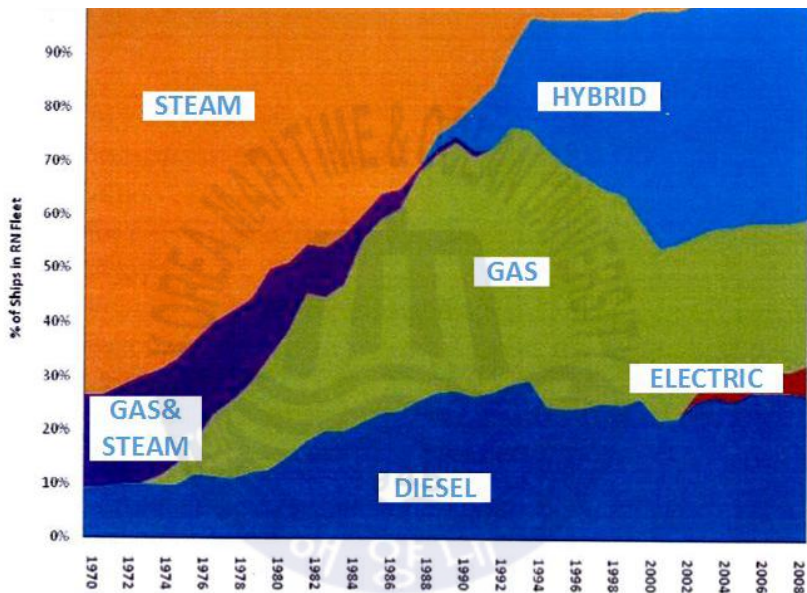


Fig 2.4 Change of navy warship propulsion system

전동기는 과거부터 전기에너지를 회전에너지로 변화시키는 곳에 많이 적용되어져 왔다. 그러나 대형 선박의 추진용으로 사용되기 시작한 것은 근래에 들어서 증가하기 시작하였다[18]. 그림 2.4는 영국 해군의 추진체계의 변화를 나타낸다. 그림 2.4에 따르면, 과거 기계식 추진체계에서 1990년대 초반부터 복합식 추진체계 비율이 높아지기 시작함을 확인할 수 있으며, 2000년대 초반부터 전기식 추진체계 비율이 점차적으로 증가함을 알 수 있다.

## 2.2 추진 장비 제어기

추진전동기를 탑재한 함정의 요구는 지속적으로 증가하고 있으나, 국내 전기식 추진 체계 제어기술은 해외 기술에 의존하고 있는 실정이다. 기계식 추진체계의 경우 과거 부터 오랜 기간 함정 실증을 통해 기술력을 축적해오며 따라 신뢰성과 안정성을 확보 하였으나 함정은 매우 고가의 선박으로 잘못된 제어로 인해 장비의 손상 및 함정 인도 시기가 늦어질 경우 막대한 경제적 손실을 야기하기 때문에 검증된 제어기술을 확보하 고 있는 해외 기술에 의존하고 있다. 즉, 전기식 추진체계의 경우 제어기를 탑재하여 제어기의 성능을 분석할 수 있는 환경이 갖춰지지 않았기 때문이다.

따라서 실제 함정에 추진 장비 제어기를 탑재하여 운영할 수 있는 신뢰성을 갖는 추진 장비 제어기 적용이 필요하다. 해외 ECS 선진사인 이탈리아의 SEASTEMA의 경우 함정 동적 시뮬레이션을 통해 ECS 제어특성에 따른 함정의 동특성을 분석하여 성능 및 신뢰성을 검증하고 있다. 그림 2.5는 SEASTEMA에서 ECS 개발 프로세스를 나타낸다

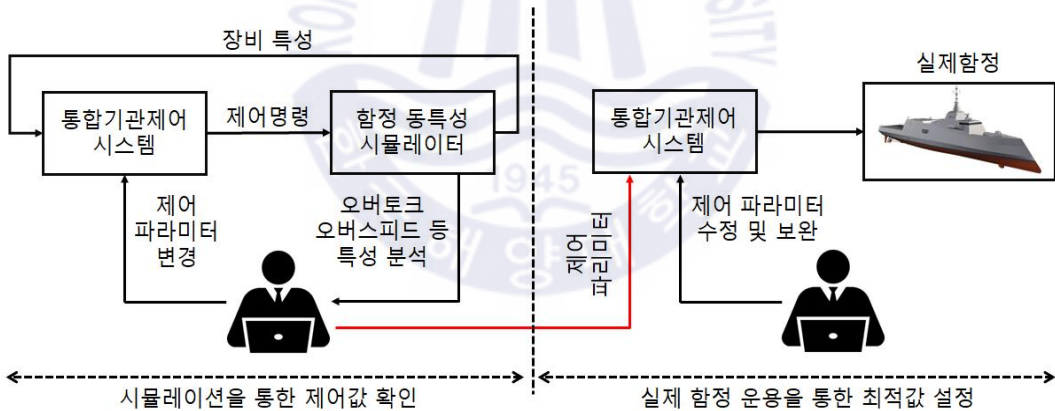


Fig 2.5 Development process of ECS control parameter

이러한 ECS 개발 프로세스는 시뮬레이션 기술 등을 활용하여 제어기를 함정 탑재 이전에 신뢰성 및 안정성을 확보한 후 함정 시운전을 통해 제어 파라미터를 최적화하게 된다. 따라서 시뮬레이션을 통해 검증된 제어 파라미터를 적용함으로써 최적 파라미터를 찾는 데 필요한 인적 및 물적 자원을 최소화할 수 있다.

그러나 이러한 시뮬레이션 기술은 ECS 업체에서 오랜 기간 투자와 경험을 통해 확보한 것으로 관련 기술을 활용할 수 없는 경우 경험에 의하여 제어 파라미터 설정을 통해 ECS를 개발하게 된다. 신뢰성이 확보되지 않은 경험에 의한 ECS 제어 파라미터 적용은 함정 시운전 시 축계의 오버토크 및 오버스피드 등으로 인하여 심각한 손상을 야기할 수 있으며 안정적인 제어 값을 확인할 때까지 많은 비용과 시간이 소요될 수 있다. 따라서 본 논문에서는 함정 추진체계를 보호하면서 함정 운용이 가능한 프로세서 레버 제어기를 제안한다. 프로세서 레버 제어기는 추진 레버 값에 따른 추진곡선 (combined law) 앞단에 적용되어 프로세서 레버 값을 추진곡선에 명령 값으로 다시 입력하도록 한다. 그림 2.6은 종래의 추진 장비 제어기의 구성도와 프로세서 레버 제어기를 적용한 추진 장비 제어기의 구성도를 나타낸다.

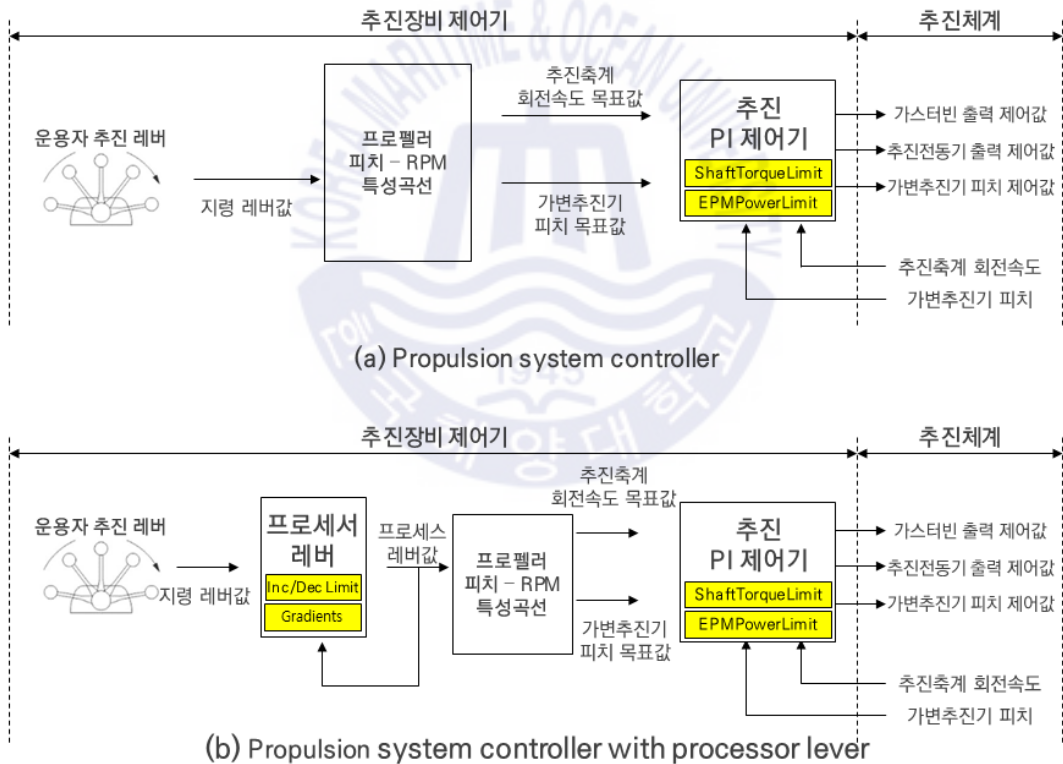


Fig 2.6 Construction of control equipment for propulsion equipment

### 제 3 장 함정 추진체계 모델링

본 장에서는 함정의 추진체계의 동력 전달 구조에 따른 함정 추진체계 모델링을 수행하여 프로세서 레버 제어기의 적용에 따른 함정 제어 특성의 안정성을 확인할 수 있도록 한다. 추진체계 모델링은 선형 모델, 조타기 모델, 추진전동기 모델, 추진축계 모델, 가변피치프로펠러 모델에 대하여 모델링한다. 그림 3.1은 함정 추진체계 모델 관계도를 나타낸다.

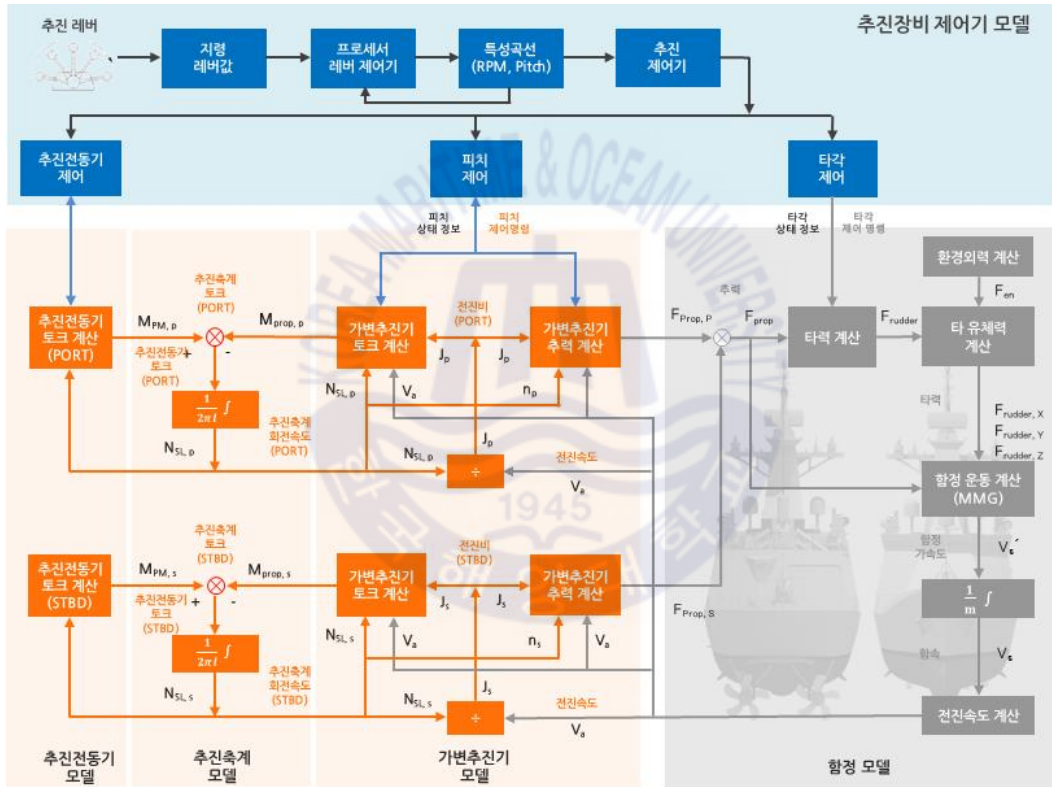


Fig 3.1 Relationship diagram of electric propulsion system

본 논문에서는 주요 추진 장비의 모델링을 통해 함정 동특성 모델을 개발하고, 프로세서 레버 제어기의 적용에 따른 함정 동특성을 분석한다. 분석을 통해 프로세서 레버 제어기의 안정성 및 신뢰성을 검증한다.

### 3.1 추진 장비 모델

#### 3.1.1 함정 모델

함정 모델은 선박 조종 이론에 근거하여 함정의 조종운동 성능을 수학적형을 통해 모델링한다. 실제 함정과 유사한 동특성을 나타내기 위해 실제 함정의 운용 결과와 비교하여 개발한 수학적모델의 수식 보정 및 개선을 통해 신뢰성 높은 함정 모델을 제안한다.

선박의 조종성능 등을 예측하기 위해 선형의 3자유도 조정성능 추정에 구속모형시험을 이용하거나, 경험식을 이용하여 조종성능을 추정하여 선체에 작용하는 유체력 미계수 회귀식 등을 이용한다[28-35]. 본 논문에서는 함정의 조종성능을 추정하기 위해 분할형 수학적모델인 MMG 운동방정식을 이용하여 모델링 한다. 함정 모델의 개념도는 그림 3.2와 같이 나타낼 수 있다.

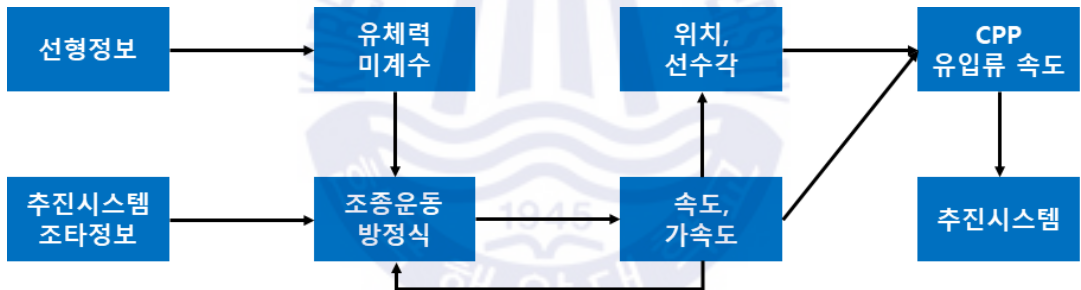


Fig 3.2 Conceptual diagram of ship mathematical model

선형 정보로부터 회귀식을 통한 유체력 미계수 계산이 이루어지고, 유체력 미계수와 해상 상태, 그리고 가변추진기 모델의 출력값인 추력을 바탕으로 조종운동 방정식을 구성한다. 이후 조종운동 방정식의 해인 속도와 가속도를 이용하여 위치, 선수각을 계산하고, 해상 상태와 속도, 가속도, 위치, 선수각의 정보를 종합하여 프로펠러 유입류를 추정하여 추진 시스템에 전송한다. 더불어, 선형이 2축 추진기를 갖는 특성을 고려하여 좌우현의 프로펠러와 타에 의한 유체력을 나누어 모델링한다.

함정의 운동을 선형모델(MMG)을 통하여 시간 영역 시뮬레이션으로 추정한다. 선형모델에서는 일정한 시간 간격으로 조종운동방정식을 풀고 함정의 운동 상태를 업데이트하여 운동을 모사한다. 선체 유체력 모델, 조타기 모델, 환경외력 모델을 각각 모델링

하여 선형모델에 대입한다. 추력의 경우 별도의 가변추진기모델에서 추정된 값을 이용한다. 그림 3.3은 Simulink를 이용한 선형 모델을 나타낸다.

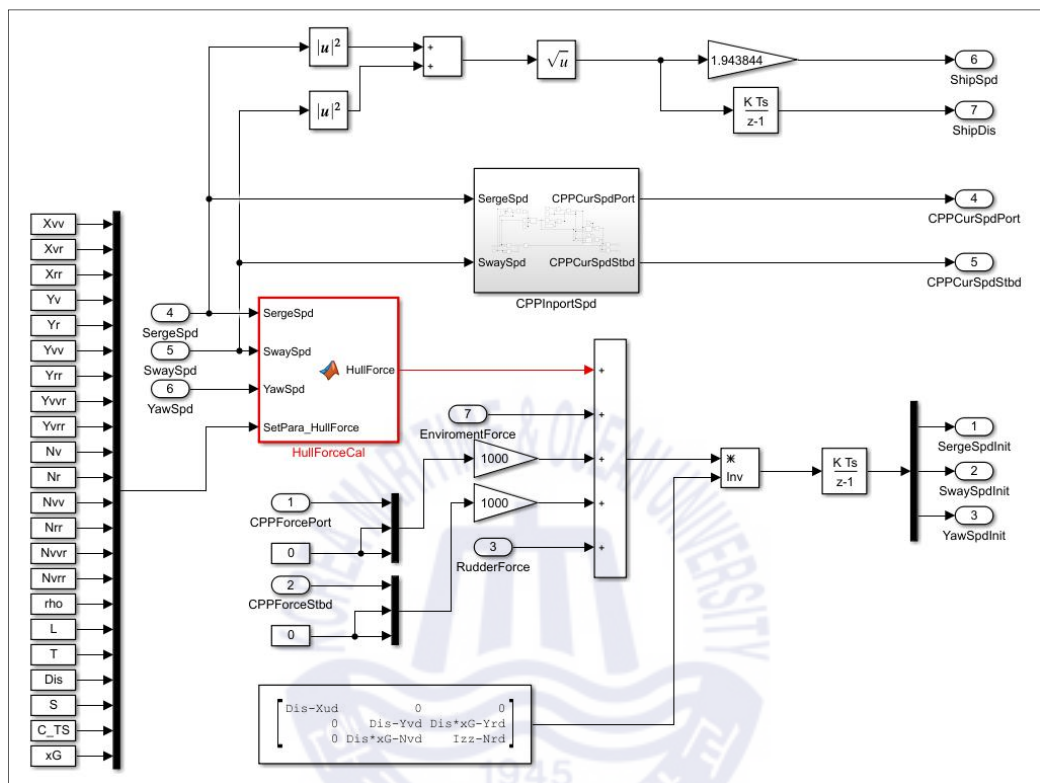


Fig 3.3 Model of hull

선형모델에서 함속은 식 3.1과 같이 나타낼 수 있으며, 선체 적용 힘 및 함속의 초기 값은 식 3.2와 식 3.3과 같이 나타낼 수 있다[32-35]. 식에 사용된 파라미터 값은 표 3.1와 같다.

$$ShipSpd = \sqrt{|SurgeSpd|^2 + |SwaySpd|^2} * 1.943844 \quad (3.1)$$

$$F_{Ship} = F_{hull} + F_{Env} + F_{CPPPort} * 1000 + F_{CPPStbd} * 1000 + F_{Rudder} \quad (3.2)$$

$$\begin{bmatrix} SurgeSpdInit \\ SwaySpdInit \\ YawSpdInit \end{bmatrix} = \int F / \begin{bmatrix} Dis - Xud & 0 & 0 \\ 0 & Dis - Yvd & Dis \times xG - Yrd \\ 0 & Dis \times xG - Nvd & Izz - Nrd \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

Table 3.1 Parameter of hull model

번호	파라미터	설명	번호	파라미터	설명
1	<i>ShipSpd</i>	합속	8	<i>Dis</i>	배수량
2	<i>ShipDis</i>	이동거리	9	<i>Xud</i>	유체력 미계수(Surge)
3	<i>SurgeSpd</i>	Surge 방향 합속	10	<i>Yvd</i>	유체력 미계수
4	<i>SwaySpd</i>	Sway 방향 합속	11	<i>xG</i>	합정 무게중심 위치
5	<i>SergeSpdInit</i>	Serge 방향 합속 초기값	12	<i>Yrd</i>	유체력 미계수(Sway)
6	<i>SwaySpdInit</i>	Sway 방향 합속 초기값	13	<i>Nrd</i>	유체력 미계수(Yaw)
7	<i>YawSpdInit</i>	Yaw 방향 합속 초기값	14	<i>Izz</i>	회전 관성모멘트

### 3.1.1.1 프로펠러 모델

프로펠러에 의한 추력( $X_P$ )은 프로펠러 회전수( $n$ ), 프로펠러 직경( $D_P$ ), 프로펠러 추력 계수( $K_T$ )로 구성된다. 나머지 입력들은 추력감소계수( $t_p$ ), 프로펠러 전진비( $J_P$ ), 프로펠러 위치에서의 반류계수( $W_P$ ), 프로펠러 유입류 속도( $v_p$ ), 직진시 반류비( $w_{p0}$ ), 선수각( $\beta$ ), 프로펠러 위치에서의 횡표류각( $\beta_P$ ), 종방향 프로펠러 위치( $x_p$ ), 그리고 선수동요 속도( $r$ )로 구성된다[36, 37]. 그림 3.4는 CPP 모델을 나타낸다.

$$X_P = (1 - t_p)n^2 D_P^4 K_T(J_P) \tag{3.4}$$

$$J_P = \frac{u_P}{nD_P}$$

$$u_P = U(1 - w_P)\cos\beta$$

$$w_P = w_{p0}\exp(-4\beta_P^2)$$

$$\beta_P = \beta - x_{pr}$$

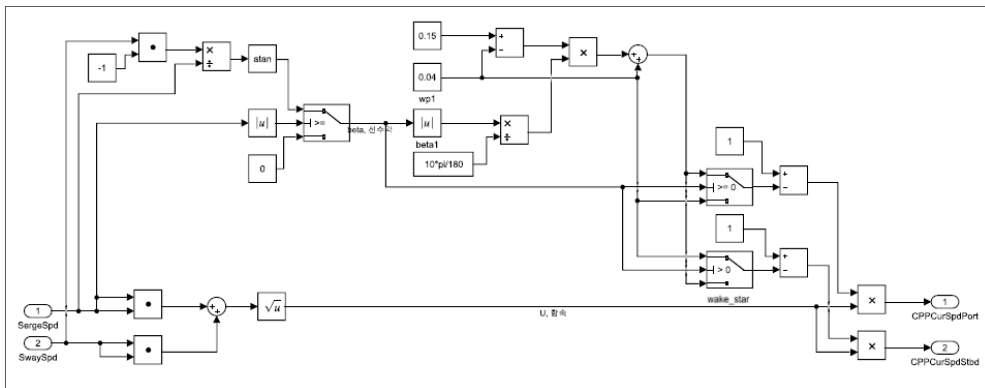


Fig 3.4 Model of CPP

여기서 CPP의 유입류 유속은 식 3.5와 같이 나타낼 수 있다[36,37].

$$CPPSpd = 1 - \left( 0.11 \cdot \left| \operatorname{atan} \left( \frac{-SwaySpd}{SergeSpd} \right) \right| / \frac{10\pi}{180} + 0.04 \right) \cdot ShipSpd \quad (3.5)$$

### 3.1.1.2 방향타 유체력 모델

$$\begin{aligned} X_R &= -(1 - t_R) F_N \sin \delta \\ Y_R &= -(1 + a_H) F_N \cos \delta \\ N_R &= -(x_R + a_H x_H) F_N \cos \delta \\ F_N &= \frac{1}{2} \rho A_R V_R^2 \int_{\alpha} \sin \alpha_R \end{aligned} \quad (3.6)$$

여기서  $F_N$ 은 방향타(rudder) 직압력,  $A_R$ 은 방향타 유입류 속도,  $t_R$ 과  $a_H$ 는 선체에 작용하는 타의 간섭력 계수,  $x_H$ 는 선체중앙에서 방향타까지 거리,  $\alpha_R$ 는 유체 유효양각,  $\delta$ 는 방향타각을 의미한다.

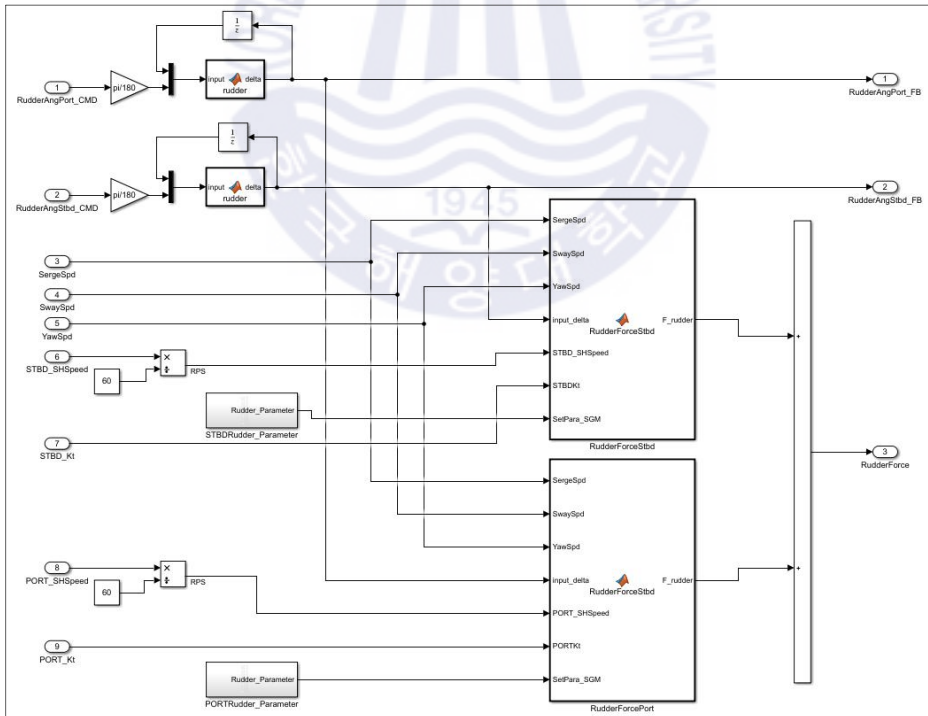


Fig 3.5 Model of rudder



### 3.1.1.3 유체력 미계수

선체 유체력 미계수의 회귀식의 종류는 다양하다. 그중 다수의 구속모형시험의 결과를 통해 회귀식을 구성한 연구가 신뢰성이 높은 것으로 알려져 있다[29,30, 42-44]. 따라서 본 논문에선 Kijima 저자의 참고문헌[29,30,36,37,43,44]의 유체력 모델링 방식을 적용하여 방형계수의 변화에 따른 회귀식을 구성한다. 일반적인 선박에 비해 함정의 경우 상대적으로 작은 방형계수가 적용되기 때문에 가장 적절하다고 판단하였다. 함체 유체력 미계수는 수식 3.7와같이 나타낼 수 있다.

$$X_{non} = X_{vv}v + X_{vr}vr + X_{rr}r^2 \quad (3.7)$$

$$Y_{non} = Y_vv + Y_r r + Y_{vv}v|v| + Y_{rr}r|r| + (Y_{vvr}v + Y_{vrr}r)vr$$

$$N_{non} = N_vv + N_r r + N_{vv}v|v| + N_{rr}r|r| + (N_{vvr}v + N_{vrr}r)vr$$

$$X_H = 0.5\rho U^2 L T X_{non} + Dis (rU/L)(vU) + Dis x G (rU/L)^2 - 0.5\rho U^2 S C_{TS}$$

$$Y_H = 0.5\rho U^2 L T Y_{non} - Dis (rU/L)(vU)$$

$$N_H = 0.5\rho U^2 L^2 T N_{non} - Dis x G (uU/L)(rU/L)$$

표 3.2는 식 3.7에서 사용된 파라미터와 유체력 미계수의 출처를 나타낸다.

Table 3.2 Parameter of hull force and source of hydrodynamic derivatives

번호	파라미터	설명	번호	파라미터	설명
1	$u, v, r$	Surge, Sway, Yaw 함속	8	$T$	홀수
2	$U$	함속	9	$C_{TS}$	전저항계수
3	$X_{non}$	Surge 유체력 미계수	10	$Dis$	배수량
4	$Y_{non}$	Sway 유체력 미계수	11	$X_H$	Surge 선체 유체력
5	$N_{non}$	Yaw 유체력 미계수	12	$Y_H$	Sway 선체 유체력
6	$\rho$	해수 밀도	13	$N_H$	Yaw 선체 유체력
7	$L$	함정 길이	-	-	-
유체력 미계수			회귀식 출처 참고문헌		
$X_{vv}, X_{rr}, X_{vr}, Y_{vv}, Y_{rr}, N_v, N_r$			참고문헌 29, 30, 44		
$Y_v, Y_r, Y_{vvr}, Y_{vrr}, N_{vv}, N_{rr}, N_{vvr}, N_{vrr}$			참고문헌 36, 37, 43		

### 3.1.1.4 함정모델 구현

함정 동특성 모델은 함정의 선형, 조타기에 따라 움직임을 3자유도(sergy, sway, yaw)에 대하여 표현할 수 있도록 하였으며, 계산단위시간은 1초, 처리시간은 1초보다 작도록 Simulink를 활용하여 구현하였다. 실제 방향타와 동일한 운동을 모사하기 위해 방향타의 회전 속도를 고려하여 타각 명령에 따른 1초 뒤 타각을 결정하도록 구현하였다. 구현 Simulink block은 그림 3.6과 같으며, 실제 명령에 따른 타각의 변화는 그림 3.7에 나타내었으며, 여기서 x축은 시간(s), y축은 타의 각도(p)를 나타낸다.

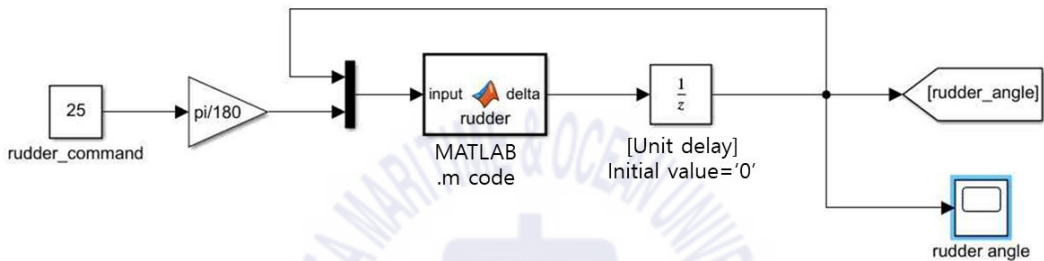


Fig 3.6 Simulink block of rudder control algorithm

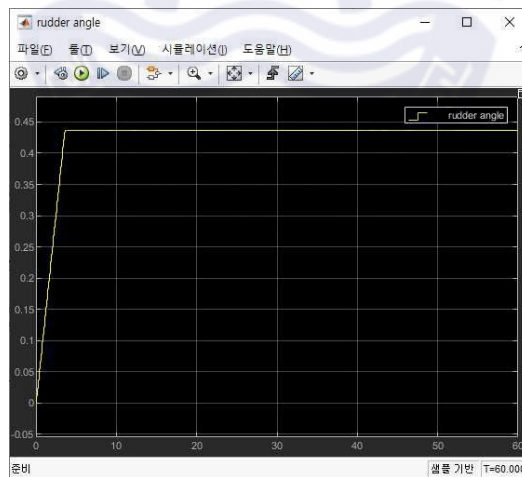


Fig 3.7 Simulation of rudder control using ONRT

방향타의 타각이 결정된 후 선체, 프로펠러 모델을 통하여 함속을 계산할 수 있도록 하였다. 그림 3.8은 함정 통합모델을 나타내며, 그림 3.9는 시뮬레이션 결과에 따른 함

속을 타나내었다. 그래프에서 x축은 시간(s)를, 노란색 선의  $u$ 는 surge speed,  $V$ 의 푸른색 선은 sway speed를 붉은색 선  $r$ 는 yaw rate를 나타낸다.

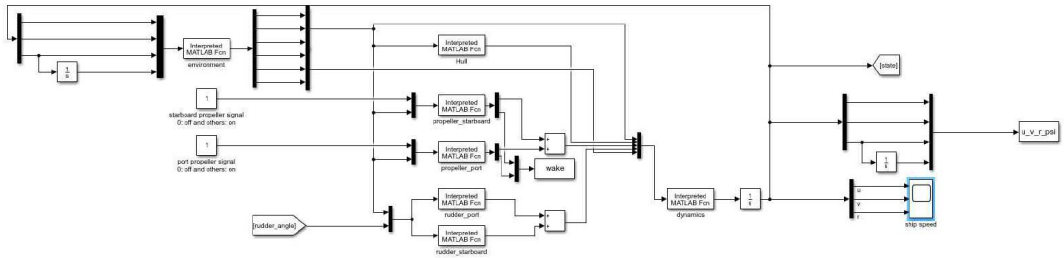


Fig 3.8 Simulation model of integrated warship

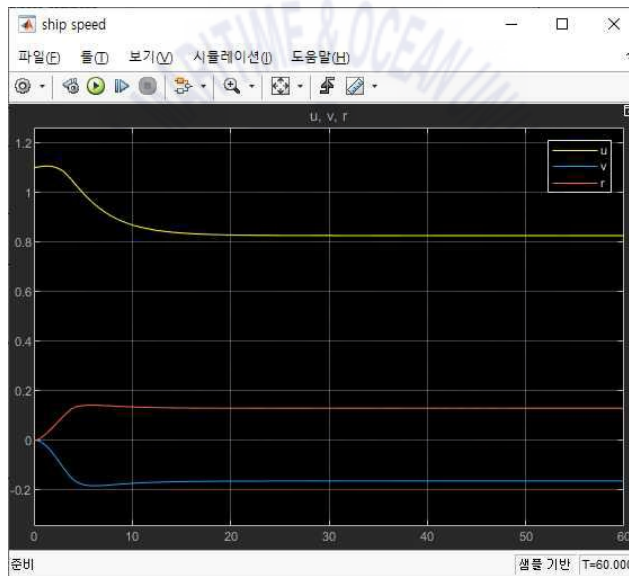


Fig 3.9 Simulation of vessel speed using ONRT

### 3.1.2 추진전동기 모델

추진전동기의 동특성 모델은 현재 대한민국 해군 호위함에 적용되고 있는 6상 영구 자석형 동기전동기를 대상으로 개발한다. 동특성을 모사하기 위해 전력변환장치 모델을 함께 개발한다. 추진전동기 모델은 전동기의 출력 명령(kW) 신호에 따라 축토크(kNm)를 계산하여 출력한다. 따라서 본 논문에서는 출력-토크-회전수의 관계식과 추진전

동기의 회전수-토크 관계 그래프를 이용하여 추진전동기의 기본 모델을 도출한다. 추진전동기 모델의 입출력 파라미터는 표 3.3과 같다.

**Table 3.3** Parameter of propulsion motor model

번호	파라미터	단위
1	역기전력 상수( $K_e$ )	V/rps
2	고정자 권선저항( $R_s$ )	ohm
3	누설 인덕턴스( $L_{ls}$ )	H
4	상호 인덕턴스( $L_{ms}$ )	H
5	극수( $P$ )	-
6	전동기 입력 전류 제한	A
7	DC 전압	V

추진전동기 모델에서 극수는 짝수만 가능하다. 입력 전압은 식 3.8에 따라 결정되며 최대 전압값은  $V_{de}/\sqrt{3}$  이하로 가능하다.  $V_{de}$ 는 추진전동기의 de축 전압이다.

$$V = R_s i_s + (L_{ls} + 3 \times L_{ms}) \times \frac{di_s}{dt} + k_e w_m \quad (3.8)$$

3상 동기전동기 및 이를 구동하기 위한 전력변환장치의 수학적 모델링은 참고문헌 [45]이 일반적으로 사용되고 있다. 이러한 일반적인 3상 전동기와 이를 구동하기 위한 전력변환장치의 모델과 유사하게 6상 전동기와 이를 구동하기 위한 전력변환장치의 모델은 참고문헌 [46, 47]이 대표적으로 활용되고 있다. 참고문헌 [46, 47]에서는 6상 동기전동기를 좌표변환하여 전동기의 특성을 해석하고, 6상 동기전동기의 특징을 활용하여 6상 동기전동기의 전류 제어를 수행한다. 6상 동기전동기의 출력 제어는 참고문헌 [48]을 활용하여 출력 지령을 실제 속도로 나눠 토크 지령을 도출한다. 개발한 추진전동기 모델에 대한 정확성은 참고문헌 [49]을 활용하여 검증한다.

추진전동기 모델은 전력변환장치와 6상 동기전동기모델로 구성된다. 전력변환장치의 출력 전압을 이용하여 6상 동기전동기의 전기적 모델에서 6상 전동기의 전기적 특성을 이용하여 전동기의 출력 토크를 계산할 수 있다.

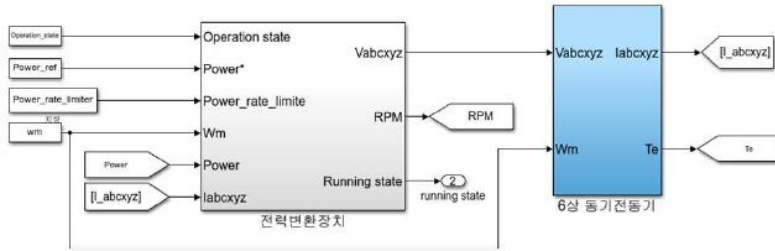


Fig 3.10 Simulink block of propulsion motor

여기서 전력변환장치 모델의 블록 다이어그램은 그림 3.11에 나타내었다. 기본적으로 함정 추진체계에서 사용자의 throttle 조작 명령에 따라 추진 장비 제어기에서 출력 지령과 출력 변환율을 제어기로 전달한다. 본 논문에서 추진 장비 제어기로부터 받는 제어 명령에 따라 시뮬레이션을 구동할 수 있도록 추진전동기 모델을 개발한다. 그림 3.11에서  $[T]$ 는 전치 행렬을 의미하며, 아래와 같이 정의하였다[46-48].

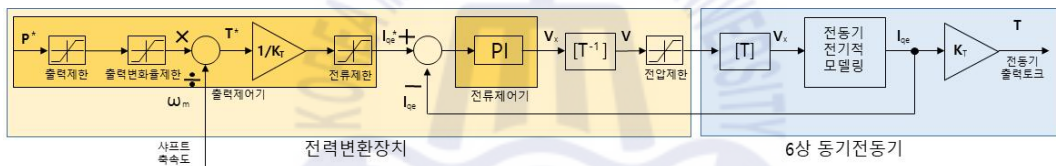


Fig 3.11 Block diagram of PM and power converter

$$[T] = \begin{bmatrix} 1 & 1/2 & 1/2 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 & 0 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 & 1/2 & 1/2 & -1 \\ 1 & -1/2 & -1/2 & -\sqrt{3}/2 & \sqrt{3}/2 & 0 \\ 0 & -\sqrt{3}/2 & \sqrt{3}/2 & 1/2 & 1/2 & -1 \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 \end{bmatrix}$$

출력 제어기는 추진 장비 제어기로부터의 지령에 의해 동작하며, 그 결과 전류 지령을 생성한다. 전류 제어기는 이 전류 지령과 실제 전류 값의 차를 입력으로 하여 동작하며, 그 결과 전동기 입력 전압이 생성된다. 전동기 입력 전압은 전동기 전기적 모델링을 이용하여  $d_e$ ,  $q_e$ ,  $d_z$ 와  $q_z$ 축 전류를 얻을 수 있으며,  $q_e$ 축 전류와 토크 상수를 이용하여 전동기 출력 토크를 얻을 수 있다[48].

### 3.1.2.1 추진전동기 출력 제어기

추진전동기의 출력 제어기는 출력 지령( $P^*$ )에 의해 동작한다. 출력 제어기는 그림 3.12와 같이 구성되며, 추진 장비 제어기로부터 출력 지령을 전동기의 각속도( $\omega_m$ )를 이용하여 토크 지령값( $T^*$ )을 생성한다. 토크 지령값과 제어기의 출력 지령의 관계와 6상 동기전동기의 토크( $T$ )는 식 3.9와 같이  $q_e$ 축 전류와 토크 상수( $k_t$ )의 곱으로 표현할 수 있다.

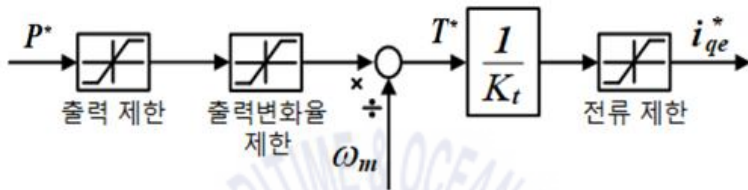


Fig 3.12 Model of power controller

$$T^* = \frac{P^*}{\omega_m}, \quad T = k_T i_{qe} \quad (3.9)$$

따라서 토크 지령은 식 3.9를 이용하여  $q_e$ 축 전류 지령( $i_{qe}^*$ )을 생성한다. 결론적으로 본 제어기는 출력 지령( $P^*$ )을 받아  $q_e$ 축 전류 지령을 출력한다. 6상 동기전동기의 입력 전력은 식 3.10과 같다.

$$P_{in} = 2 \times 3 \times \frac{e}{\sqrt{2}} \times \frac{i_{qe}}{\sqrt{2}} = 3 \times K_e \omega_m \times i_{qe} \quad (3.10)$$

여기서, 6상 동기전동기의 역기전력( $e$ )은 전동기 각속도( $\omega_m$ )와 역기전력( $K_e$ ) 곱으로 나타낼 수 있으며, 6상 동기전동기의 출력은 식 3.11와 같다.

$$P_{out} = Y \omega_m = K_T \omega_m i_{qe} \quad (3.11)$$

전동기의 손실이 없다고 가정하면  $P_{in}$  과  $P_{out}$  은 같다. 따라서 식 3.10과 식 3.11을 통합하면 식 3.12와 같이 역기전력 상수를 이용하여 토크 상수( $K_T$ )를 확인할 수 있다.

$$K_T = 3K_e \quad (3.12)$$

### 3.1.2.2 전류제어기

전류 제어기의 출력인 qe축 전류 지령과, de, dz 및 qz축 전류 지령에 의해 동작된다. 단, de, dz 및 qz축 전류 지령은 토크에 영향을 주는 성분이 아니므로, 0으로 제어한다. 전류 제어기는 그림 3.13과 같이 4개의 PI제어기로 구성한다. 각각의 제어기는 전류 지령( $i_X^*$ ,  $X=[de, qe, dz, qz]$ )과 실제 전류( $i_x$ ,  $X=[de, qe, dz, qz]$ )의 오차를 계산한다. 이 오차 값을 PI제어기를 이용하여 전압 지령( $V_X^*$ ,  $X=[de, qe, dz, qz]$ )을 생성한다. 전압 지령의 오차 누적을 방지하기 위해, 오차의 누적을 방지해주는 Anti-windup 제어기를 추가한다. de, qe축 전류 제어기는 역기전력 성분과 인덕턴스에 의한 상호 간섭 성분에 대한 전향보상항이 포함된다.

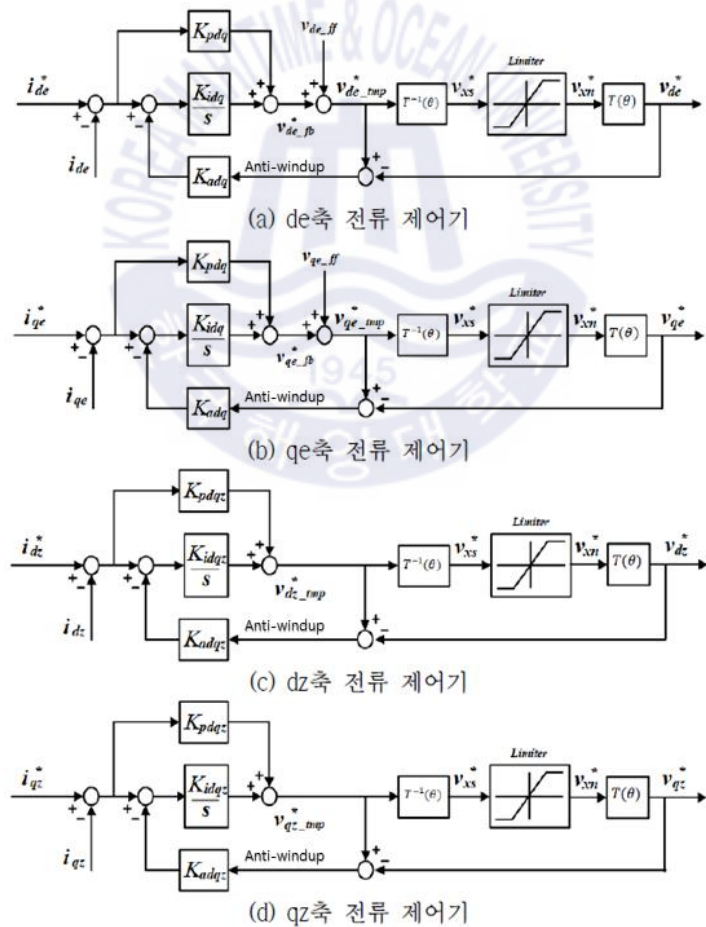


Fig 3.13 Model of current controller

전압지령을 PWM(Pulse Width Modulation) 기법을 이용하여 전력변환장치를 통해 게이팅 펄스를 생성하며, 이 신호를 이용하여 지령 출력 전압과 동일한 크기 및 주파수의 전압을 출력한다. 하지만, 본 논문에서 개발하는 모델은 PWM 모듈 및 전력변환장치 하드웨어가 존재하지 않기 때문에 전류 제어기의 출력 전압 지령을 6상 동기 전동기의 입력 전압으로 사용한다[49]

de, qe축 PI 전류 제어기 비례 이득( $K_{pdq}$ )은 식 3.13과 같다. de, qe축 전류제어기의 비례 이득은 누설 인덕턴스( $L_{ls}$ ), 상호 인덕턴스( $L_{ms}$ )와 전류 제어기의 이득 교차각 주파수( $\omega_{cc}$ )를 통해 구할 수 있다.

$$K_{pdq} = (L_{ls} + 3 \times L_{ms})\omega_{cc} \quad (3.13)$$

de, qe축 전류 제어기 적분 이득( $K_{idq}$ )은 식 3.14와 같다. de, qe축 전류 제어기의 적분이득은 고정자 권선저항( $R_s$ )과 전류제어기 이득 교차각 주파수( $\omega_{cc}$ )를 통해 구할 수 있다. de, qe축 전류 제어기 Anti-windup 이득( $K_{adq}$ )은 식 3.15와 같다. Anti-windup 이득은 전류 제어기 비례 이득( $K_{pdq}$ )을 통해 구할 수 있다.

$$K_{idq} = R_s\omega_{cc} \quad (3.14)$$

$$K_{adq} = \frac{1}{K_{pdq}} \quad (3.15)$$

de, qe축 전류 제어기 전향 보상항은 식 3.16과 같다. de, qe축 전류 제어기 전향 보상항( $V_{deff}$ ,  $V_{qe ff}$ )은 누설 인덕턴스( $L_{ls}$ ), 상호 인덕턴스( $L_{ms}$ ), 전기 각속도( $\omega_e$ ), 기계 각속도( $\omega_m$ ), 역기전력 상수( $K_e$ ), de축 전류( $i_{de}$ )와, qe축 전류( $i_{qe}$ )를 이용하여 구할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} v_{deff} \\ v_{qe ff} \end{bmatrix} = \omega_e \begin{bmatrix} -(L_{ls} + 3 \times L_{ms})i_{qe} \\ (L_{ls} + 3 \times L_{ms})i_{de} \end{bmatrix} + \omega_m \begin{bmatrix} 0 \\ K_e \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

dz, qz축 전류 제어기 비례 이득( $K_{pdqz}$ )은 식 3.17과 같다. dz, qz축 전류 제어기의 비례이득은 누설 인덕턴스( $L_{ls}$ )와 전류 제어기 이득 교차각 주파수( $\omega_{cc}$ )를 통해 구할 수 있다.

$$K_{pdqz} = L_{ls}\omega_{cc} \quad (3.17)$$

dz, dq축 전류 제어기 적분 이득( $K_{idqz}$ )은 식 3.18과 같다. dz, qz축 전류 제어기의 적



분이득은 고정자 권선 저항( $R_s$ )과 전류 제어기의 이득 교차각 주파수( $\omega_{cc}$ )를 통하여 구할 수 있으며, 이는 de, qz축 전류 제어기 적분 이득( $K_{idq}$ )과 동일하다.

$$K_{idqz} = R_s \omega_{cc} \quad (3.18)$$

### 3.1.2.3 6상 동기전동기 모델링

6상 동기 전동기의 전기적 모델링은 6상 동기 전동기의 입력 전압( $V_x$ ,  $x=[de, qe, dz, qz]$ ), 전동기 고정자 권선 저항( $R_s$ ), 누설 인덕턴스( $L_{ls}$ ), 상호 인덕턴스( $L_{ms}$ ) 및 역기전력( $K_e \omega_m$ )을 이용하여 전동기의 고정자 권선에 흐르는 전류를 계산한다. 전동기의 전기적 모델링은 그림 3.14와 같이 4개의 모델링으로 구성되어 있다. 전동기의 de, qe축 전기적 모델링은 전류 제어기 출력 de, qe축 전압과 고정자 누설 인덕턴스, 상호 인덕턴스, 고정자 권선저항 및 전향 보상항을 이용하여 계산할 수 있으며, 전향 보상항은 식 3.16과 같다. dz, qz축 전기적 모델링은 전류 제어기 출력 dz, qz축 전압과 누설 인덕턴스, 고정자 권선 저항을 이용하여 계산할 수 있다.

qe축 전류와 토크 상수의 곱을 이용하여 전동기 출력 토크를 계산되며, de, dz, qz축 전류는 전동기의 손실 성분이 된다. 또한, de, qe, dz, qz축 전류는 변환 과정을 통하여 전류 제어기 실제 전류로 피드백된다.

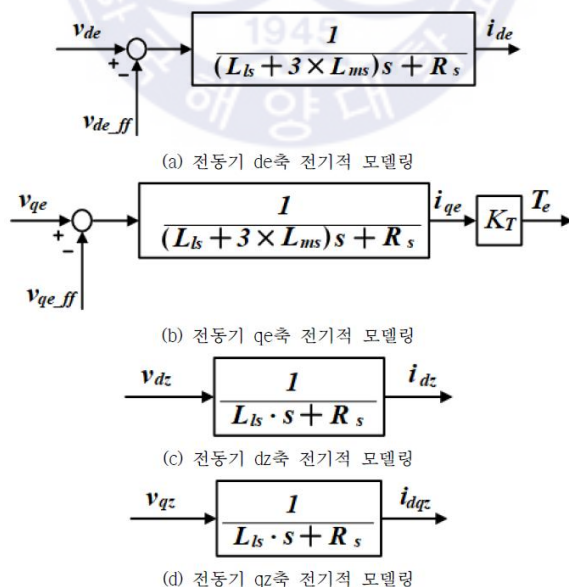


Fig 3.14 Electrical modeling for synchronous motors

### 3.1.2.4 출력 제어기 모델 구현

전력변환장치 중 출력제어기는 그림 3.12를 이용하여 그림 3.15와 같이 구현한다. 출력 지령( $P^*$ )과 각속도( $\omega_m$ )를 이용하여 토크 지령( $T^*$ )을 생성하며, 토크 지령을 이용하여 q축 전류 지령( $i_{qc}^*$ )을 생성한다. qe축을 제외한 다른 축 전류 지령을 토크를 생성하는 부분이 아니므로 '0'으로 제어한다. 추가적으로 출력 지령과 전류 지령은 전동기의 제한치를 초과하지 못하도록 제한한다. 만일 추진 장비 제어기로부터의 전동기 동작 상태가 '0'이 되며 전동기 전류 지령은 '0'이 된다. q축의 전류지령값은 수식 3.19와 같이 나타낼 수 있다. q축 전류지령값( $i_q^*$ )은 추진축계 회전속도( $P_{EPM,cmd}$ ), 출력 제어값( $n_{SH}$ )과 토크 상수( $K_t$ )의 관계로 나타내진다.

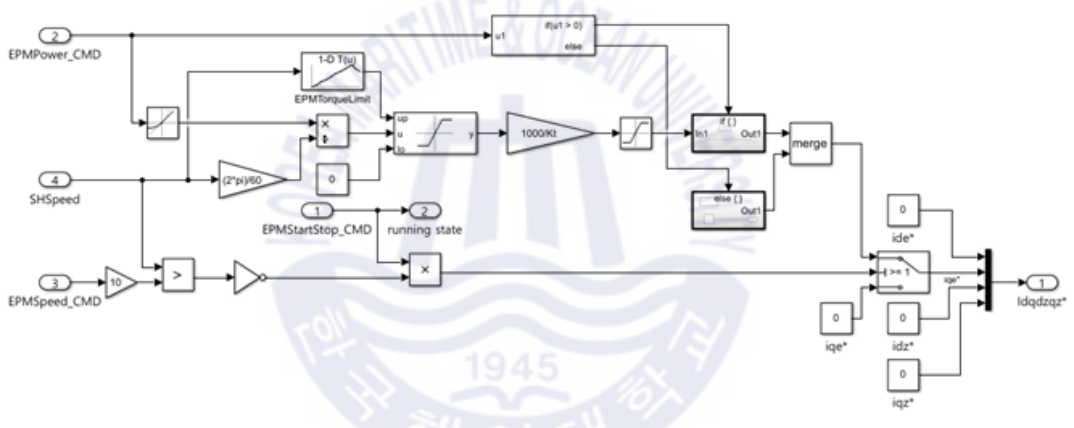


Fig 3.15 Simulation model of power controller

$$i_q^* = \frac{P_{EPM,cmd}}{n_{SH}} \cdot \frac{1000}{K_t} \quad (3.19)$$

### 3.1.2.5 전류 제어기 모델 구현

전력변환장치 중 전류제어기는 그림 3.13을 이용하여 그림 3.16과 같이 구성한다. 출력제어기의 출력인 전류 지령( $I_{deqcdzqz}^*$ )과 실제 전류( $I_{deqcdzqz}$ )를 이용하여 전류 오차 값을 구하고, 이 오차 값을 4개의 PI제어기와 전향 보상항을 이용하여 전압 지령( $V_{de}^*$ ,  $V_{qc}^*$ ,  $V_{dz}^*$ ,  $V_{qz}^*$ )값을 구한다. 전류 제어기에 적용되는 각 축별 전압 및 전압 지령 값은 식 3.20과 같이 나타낼 수 있다.

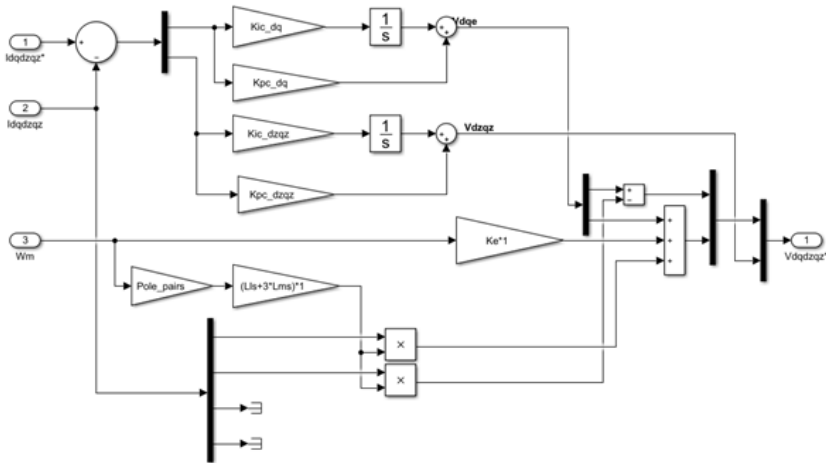


Fig 3.16 Simulation model of current controller

d축 전압 
$$V_d = \int (I_d^* - I_d) \cdot Ki_{dq} + (I_d^* - I_d) \cdot Kp_{dq} \quad (3.20)$$

q축 전압 
$$V_q = \int (I_q^* - I_q) \cdot Ki_{dq} + (I_q^* - I_q) \cdot Kp_{dq}$$

d축 전압 지령값 
$$V_d^* = V_d - I_q \cdot n_{SH} \cdot P_{pairs} \cdot (L_{Is} + 3 \cdot L_{ms})$$

q축 전압 지령값 
$$V_q^* = V_q + n_{SH} \cdot Ke + I_d \cdot n_{SH} \cdot P_{pairs} \cdot (L_{Is} + 3 \cdot L_{ms})$$

dz축 지령값 
$$V_{dz}^* = \int (I_{dz}^* - I_{dz}) \cdot Ki_{dzqz} + (I_{dz}^* - I_{dz}) \cdot Kp_{dzqz}$$

qz축 지령값 
$$V_{qz}^* = \int (I_{qz}^* - I_{qz}) \cdot Ki_{dzqz} + (I_{qz}^* - I_{qz}) \cdot Kp_{dzqz}$$

식 3.20의 전류제어기에 사용된 파라미터는 표 3.4와 같다.

Table 3.4 Parameter of propulsion motor current controller

번호	파라미터	설명	번호	파라미터	설명
1	$V_d, V_q$	d축, q축 전압	7	$n_{SH}$	추진축계 회전속도
2	$V_d^*, V_q^*$	d축, q축 전압 지령값	8	$P_{pairs}$	극쌍수
3	$V_{dz}^*, V_{qz}^*$	dz축, qz축 지령값	9	$L_{Is}$	누설 인덕턴스
4	$I_d, I_q$	d축, q축 전류	10	$L_{ms}$	상호 인덕턴스
5	$I_d^*, I_q^*$	d축, q축 전류 지령값	11	$Ki_{dzqz}, Kp_{dzqz}$	dzqz축 P, I 제어기 게인
6	$Ki_{dq}, Kp_{dq}$	dq축 P, I 제어기 게인	-	-	-

### 3.1.2.6 6상 동기전동기 모델 구현

6상 동기전동기 모델은 그림 3.13을 이용하여 그림 3.17과 같이 구성한다. 전류 제어기의 출력 전압( $V_{de}^*$ ,  $V_{qe}^*$ ,  $V_{dz}^*$ ,  $V_{qz}^*$ )과 전향 보상항( $V_{deff}$ ,  $V_{qe ff}$ )을 이용하여, de, qe, dz와 qz축 전류를 구한다. 추가적으로 qe축 전류와 토크 상수( $K_t$ )와 곱을 이용하여 전동기의 토크( $T_e$ )를 구한다. 그림 3.18은 de, qe, dz, qz축 고정자 모델과 de, qe축 속도 전압항 모델을 나타낸다. 추진전동기의 토크( $Q_{EPM}$ )와 출력( $P_{EPM}$ )은 식 3.21과 같이 나타낼 수 있다.

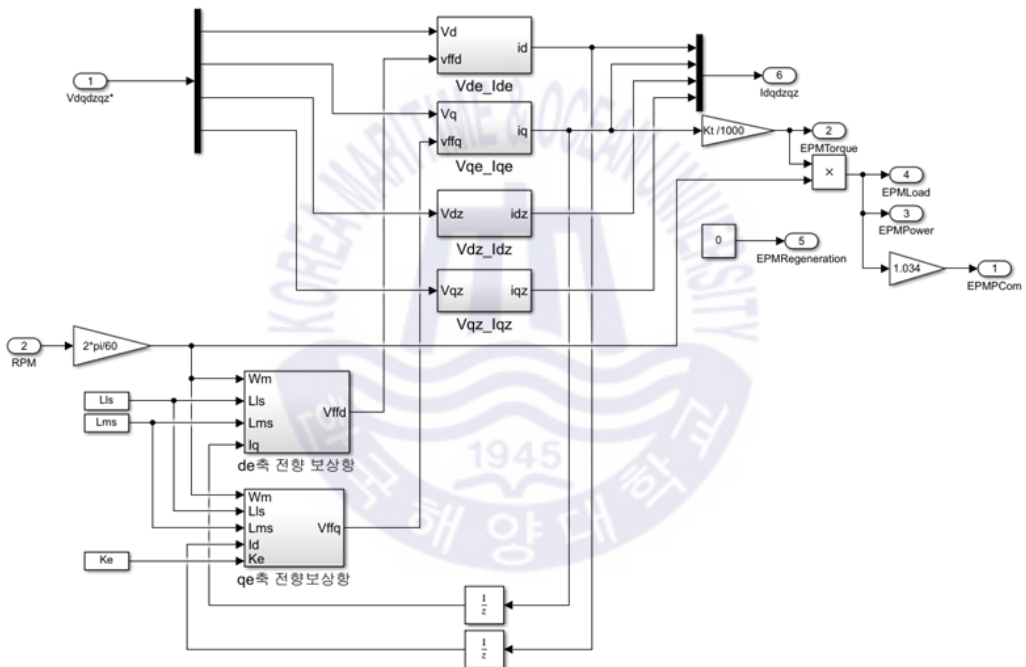


Fig 3.17 Simulation model of synchronous motors

$$Q_{EPM} = \frac{i_q \cdot K_t}{1000}, \quad P_{EPM} = \frac{2\pi}{60} \cdot n_{SH} \cdot Q_{EPM} \quad (3.21)$$

$$V_{ffd} = n_{SH} \cdot P_{pairs} \cdot (-L_{Is} - 3 \cdot L_{ms}) \cdot I_q \quad (3.22)$$

$$V_{ffq} = (0.5K_e \cdot n_{SH}) + (n_{SH} \cdot P_{pairs}) \cdot (L_{Is} + L_{ms}) \cdot i_d \quad (3.23)$$

식 3.22와 3.23은 de와 qe의 전항 보상항식을 나타내며, 파라미터는 표 3.5와 같다.

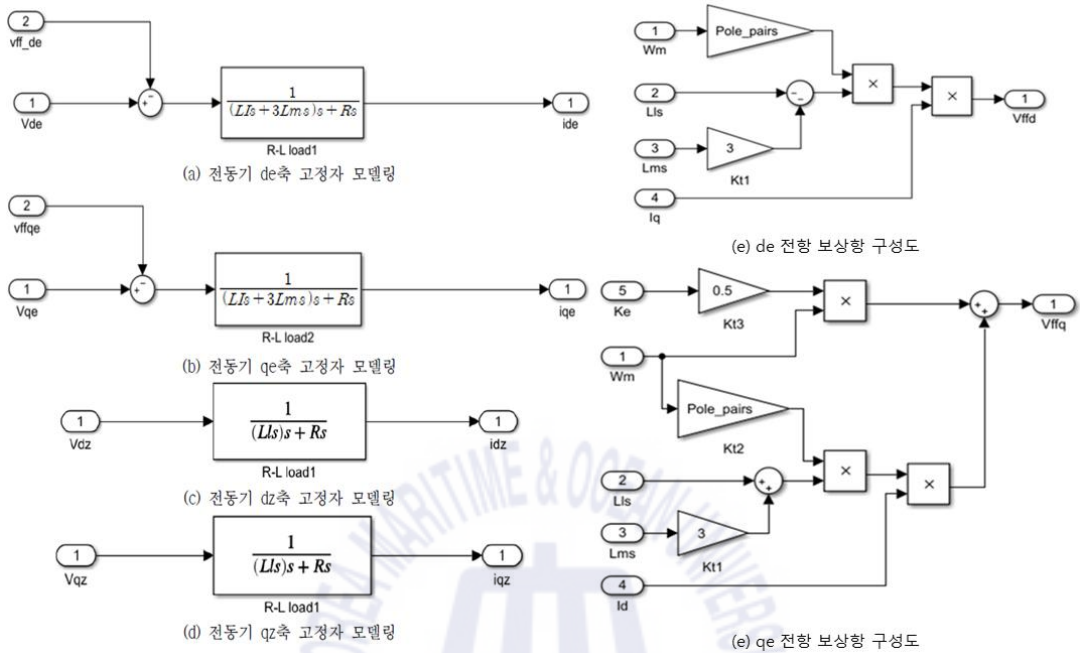


Fig 3.18 Model of synchronous motors stator and voltage of synchronous motors de, qe

Table 3.5 Parameter of synchronous motors model

번호	파라미터	설명	번호	파라미터	설명
1	$Q_{EPM}$	추진전동기 토크	7	$i_d, i_q$	q축, d축 전류
2	$i_q$	q축 전류	8	$V_d, V_q$	q축, d축 전압
3	$K_t$	토크 상수	9	$v_{ffde}, v_{ffqe}$	q축, d축 전항보상항
4	$P_{EPM}$	추진전동기 출력	10	$L_{Is}$	누설 인덕턴스
5	$n_{SH}$	추진축계 회전속도	11	$L_{ms}$	상호 인덕턴스
6	$Com_{EPM}$	추진전동기 전력소모량	12	$R_s$	고정자 권선저항

### 3.1.2.7 6상 동기전동기 통합모델 구현

6상 동기전동기 및 이를 구동하기 위한 전력변환장치 모델을 Matlab Simulink를 이용하여 개발하였다. 개발 모델의 구성은 그림 3.19와 같다. 6상 동기전동기 모델은 전력변환장치와 6상 동기전동기 모델 블록으로 구성되어 있다.

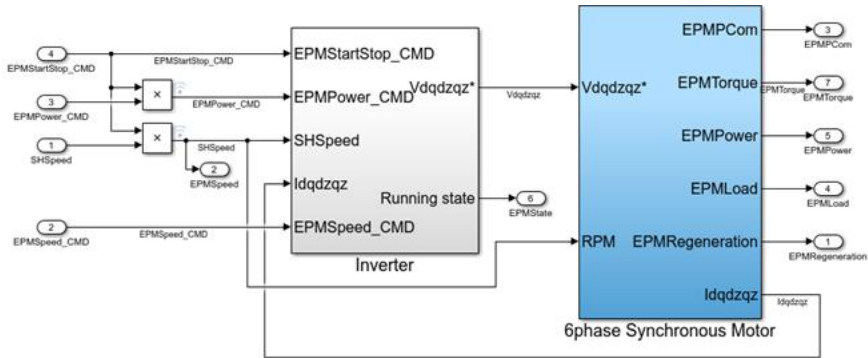


Fig 3.19 Simulation model of propulsion motor

전력변환장치 모델은 그림 3.20과 같이 출력 제어기와 전류 제어기로 구성되어 있다. 전력 변환 시스템은 추진 장비 제어기의 지령에 따라 출력 제어기가 동작을 하게 되며, 출력 제어기의 출력이 전류 제어기 입력으로 사용된다. 그림 3.21은 전력변환장치 모델을 나타낸다.

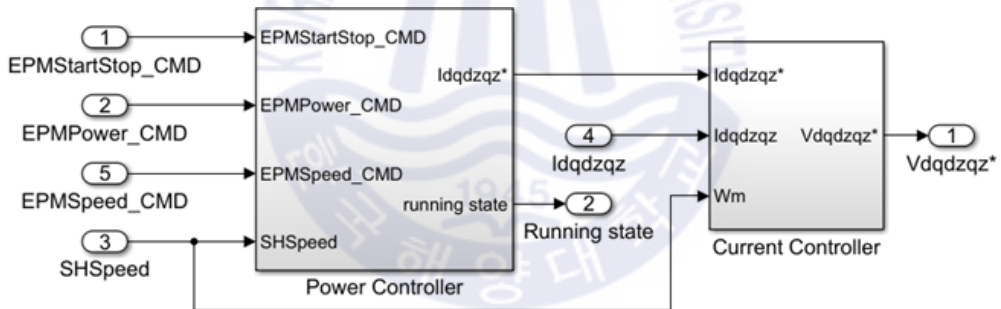


Fig 3.20 Simulation model of motor driver

그림 3.21은 전동기의 각속도를 전동기의 위치 모델을 나타낸다. 각속도를 극수의 1/2(pole pairs)로 나눈 후, 이를 적분한다. 이 적분 값을 원의 한 주기인  $2\pi$ 로 나눈 후, 나머지 값이 전동기의 위치이다.

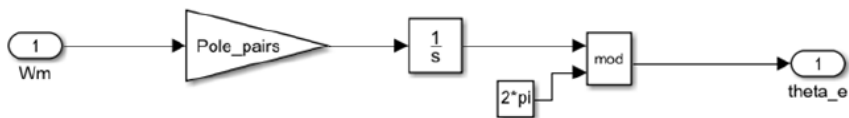


Fig 3.21 Calculation module of motor position

6상 동기 전동기 모델은 그림 3.22와 같이 전기적 모델링으로 구성되어 있다. 6상 동기전동기의 전기적 모델링은 전류 제어기 출력인 전동기 입력 전압( $V_{deqe dqz}$ )을 이용하여 전동기 고정자 전류( $I_{abcxyz}$ )를 얻을 수 있다. 이 중 전동기 토크에 기인하는 q축 전류( $I_{qe}$ )와 토크 상수( $K_T$ )를 이용하여 전동기의 출력 토크를 계산할 수 있다.

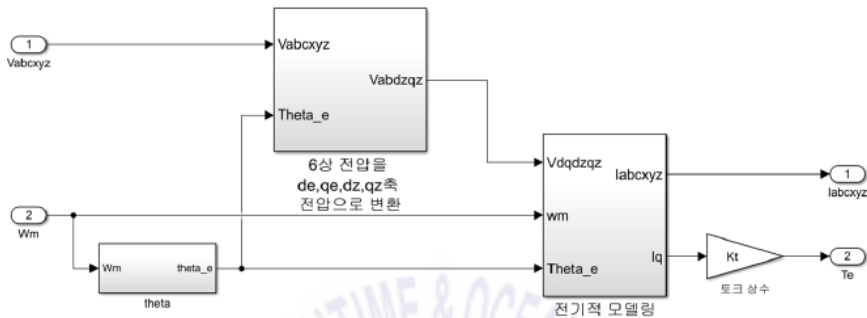


Fig 3.22 Electrical modeling of synchronous motors

### 3.1.3 추진축계 모델

추진축계는 추진전동기로부터 발생된 토크를 가변피치프로펠러로 전달한다. 추진축계로부터 토크차로 축의 회전수를 결정하게 된다. 추진축계 모델은 그림 3.23과 같이 나타낼 수 있다. 토크( $Q_{SH}$ ), 회전 속도( $\eta_{SH}$ ) 및 출력( $P_{SH}$ )은 식 3.34 ~ 3.36과 같다.

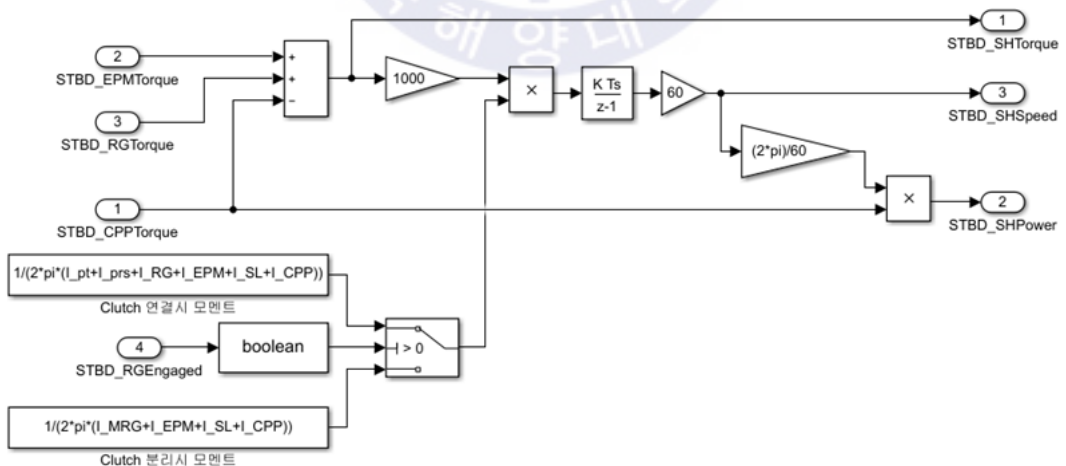


Fig 3.23 Model of shaft

$$Q_{SH} = Q_{EPM} + Q_{RG} \quad (3.23)$$

$$n_{SH} = 60 \int (Q_{EPM} + Q_{RG} - Q_{CPP}) \times 1000 \times M dt \quad (3.24)$$

$$P_{SH} = n_{SH} \times \frac{2\pi}{60} \times Q_{CPP} \quad (3.25)$$

### 3.1.4 가변추진기 모델

가변추진기의 경우 일반적으로 전산유체해석(CFD)을 통해 모델을 개발한다. 이러한 모델은 연산 수행 시 오랜 시간이 소비된다는 단점과 더불어 선체 및 추진 장비 모델과의 시뮬레이션 연동이 어렵게 된다. 따라서 본 논문에서는 가변추진기와 연결된 장비의 모델과 동력장치와 연동된 가변추진기의 피치 정보를 바탕으로 물리적 모델을 구성한다[50]. 기존 가변추진기 모델 개발 방법에는 조종성능 추정 모델인 MMG(Mathematical Maneuvering Group)에서 선박의 추력을 주요한 변수로 보고, 이 추력을 3차 다항식으로 구성한다. 프로펠러 단독 성능 모형시험(POW, Propeller Open Water test)을 통해 구한 전진비에 따른 추력을 수식화 하였으며, 선박 운항시 유입 유속에 대한 회전수의 비인 전진비를 구하여 동일 전진비 상황에서 동일한 추력을 발생시키는 모델을 사용하고 있다[51-52]. 그림 3.24는 함정의 시운전 결과를 이용하여 전진비 계산 방법을 나타낸다. 함정의 함속에 따라 프로펠러 유입유속이 변화하게 되며, 이에 따라 전진비가 변경된다. 그래프에서 x축의 전진비(J)를 이용하여 y축, 프로펠러 토크( $K_Q$ )를 계산할 수 있다.

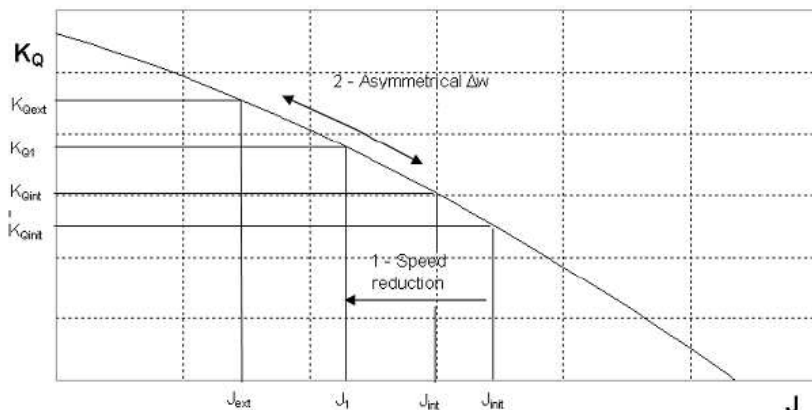


Fig 3.24 Advanced forward graph using the results of ship commissioning test



Genoa 대학의 M. Viviani와 M. Altosole와 Fincantiery사의 공동 연구를 통하여 함정 추진기의 동적 모델 개발 연구를 수행한 사례가 있다. Genoa 대학에서 개발한 동적 모델에서는 함정의 시운전 결과를 바탕으로 평균 유효 반류를 찾는 작업을 수행하였으며, 이를 데이터화 하여 프로펠러 단독 특성 곡선을 이용하여 운항시 추력과 토크 값을 계산 하였다[54]. 그림 3.25는 제노아 대학교에서 제안하는 반류 추정 모델을 나타낸다.

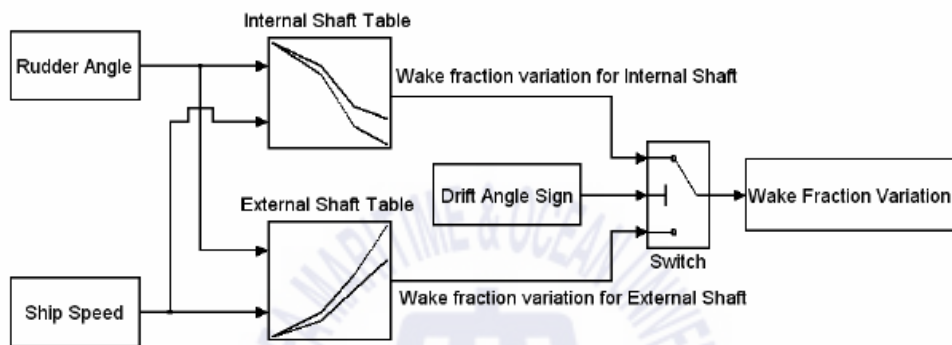


Fig 3.25 Wake estimation model at Genoa university

이처럼 선박 운항에 따른 예상 선속을 계산하기 위해 여러 방법을 적용하고, 이에 따라 프로펠러를 설계하게 된다. ITTC(International Towing Tank Conference)에서는 실제 선박 운항 및 예상 선속 계산에 평균 유효 반류와 전진비에 따른 결과를 사용하는 것을 선속 추정에 관한 표준으로 정하고 있다[55].

가변추진기의 경우 전진비와 더불어 프로펠러의 피치가 변경되기 때문에 다소 복잡한 양상을 보여 주고 있다. 고정피치 프로펠러의 경우 동일한 전진비에 대해서 프로펠러 단면에 유입 되는 받음 각(angle of attack)이 동일하여 추력과 토크가 일치하지만, 가변피치 프로펠러의 경우 전진비와 더불어 피치가 변경되므로 프로펠러 단면에 유입 되는 받음각이 변하게 된다. 프로펠러 단면에 유입되는 받음각은 프로펠러의 추력, 토크, 효율 특성을 좌우 하기 때문에 전진비와 프로펠러 피치 변경이 추력 및 토크를 계산하는데 있어 중요한 요소가 된다. 따라서 가변추진기 수학적모델에서 프로펠러의 피치, 유입 유속의 속도, 회전수가 중요한 변수가 된다. 따라서 본 논문에서 개발하고자 하는 가변추진기 모델에서는 유입유속의 속도, 프로펠러의 회전수, 프로펠러의 피치를 변수화 하여 회귀 분석을 수행하여 수식화 한다. 또한 프로펠러의 단독특성을 수식화 한다.

### 3.1.4.1 저항성능 추정

저항성능 추정 방법을 통한 추진시험의 해석을 위해서는 모형선의 저항시험, 프로펠러의 단독시험이 수행된 결과와 함께 프로펠러가 장착된 모형선이 준비되어야 하며 그림 3.26과 같은 장비가 구축되어 있어야 한다.

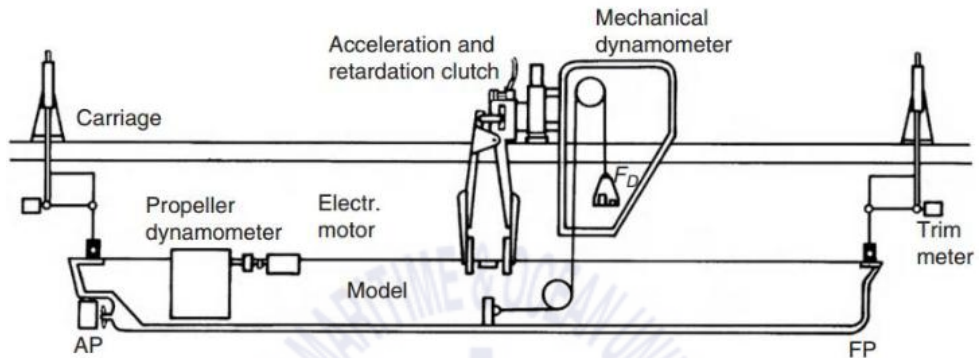


Fig 3.26 Experimental equipments of ship resistance test

모형선은 전후동요(surge), 상하동요(heaving), 횡동요(rolling), 피칭(pitching)운동이 자유로워야 한다. 그러나 전후동요운동은 모형선과 예인전차 사이에 존재하는 동력계에 의해 운동이 제한되며, 선형의 좌우 대칭으로 횡동요는 거의 없다. 실험 수행중의 피치 및 상하동요는 별도로 기록한다. 각 주행의 예인전차 속도와 프로펠러의 회전수를 일정하게 유지하도록 제어한다. 모형선의 가속, 감속시에는 클러치(clutch)를 사용하여 저항동력계에 무리한 힘이 가해지지 않도록 한다. 또한, 자료취득 시간동안 가속, 감속에 의해 용량에 제한이 있는 프로펠러 동력계에 무리한 힘이 가해지지 않도록 주행 중에 프로펠러의 회전수를 바꾸지 않는 게 좋다.

보통 상선의 경우 약 0.5m/s의 간격으로 약 10개의 속도에서 실험을 수행하며 각 주행에서 프로펠러의 추력(T), 토크(Q), 회전수(n)와 동시에 모형선의 속도(V)를 측정하여 기록한다. 저항시험에서 중력과의 영향을 재현하기 위해 프로드수(froude number)를 맞추어 실험하고, 모형선의 저항(RTM)을 측정하여 실선저항(RTS)을 추정한다. 이때, 레이놀즈수(reynolds number) 측정을 무시했기 때문에  $C_{FM}$ (모형선 마찰시험계수) >  $C_{FS}$ (실선 마찰시험계수)가 되므로, 모형선과 실선 사이에 역학적 상사가 깨지게 된다. 저항시험에서 프로펠러가 역학적 상사 상태에서 추력을 생성하려면, 모형선이 역학적으로

상사한 저항 상태를 갖게 해 주어야 한다. 이를 보정하기 위해 다음과 같이 예인력  $F_{D_0}$ 를 계산하여 모형선을 예인한다. 이를 식으로 나타내면 식 3.26과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_{D_0} = \frac{1}{2} \rho_M V_M^2 S_M (C_{FM} - C_{FS}) \quad (3.26)$$

예인속도와 예인력을 알고 있어도 이에 대응하는 프로펠러의 회전수는 알지 못하므로 실험에 의해 결정하여야 한다. 예상되는 회전수 근처에 여러 개의 회전속도를 선정한 후에 각 점에서 저항동력계에 의해 측정되는 예인력을 측정하여 그림으로 표현한 후 계산된 예인력에 대응되는 회전수를 보간법으로 구한다. 한 개의 선속에서 대응되는 회전수를 구하기 위해서는 4 ~ 5개의 점에서 예인시험을 수행하여야 함을 알 수 있다. 따라서 저항시험은 일반적인 저항시험보다 4 ~ 5배의 시간이 소요된다. 회전수를 바꿔가며 저항동력계에 측정되는 저항값이 미리 계산하여 알고 있는 예인력과 같도록 하는 시도를 할 수 있으나, 예인 중에 프로펠러 회전수를 바꾸는 것은 불안정한 저항값을 주므로 이를 피해야 한다. 그림 3.27은 모형선의 반복실험에 통해 예인력( $F_{D_0}$ ), 추력( $T$ ), 토크( $Q$ )에 따른 프로펠러 회전수( $n$ )을 구하는 방법을 나타낸다.

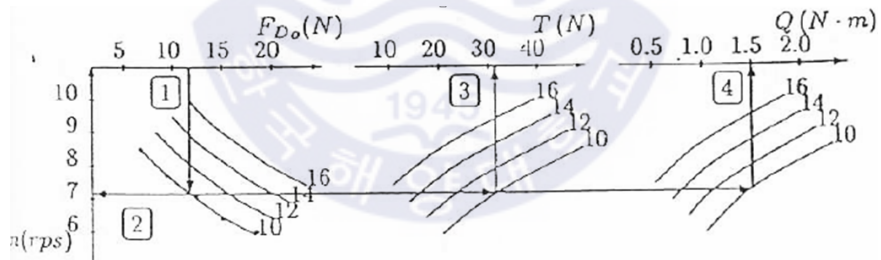


Fig 3.27 Trust and torque curve at the ship's towing point

저항시험에서 여러 개의 선속에 대하여 각각 회전수를 변화시켜가며, 예인력, 프로펠러의 추력, 토크를 측정한 것을 그림으로 표현하면 다음과 같다. 이 도표를 입력 자료로 하여 계산된 예인력에 대응하는 저항점의 회전수를 보간법에 의해 계산하고, 이어서 이 회전수에 대응하는 프로펠러 추력 및 토크를 보간법에 의해 결정한다.

모형선의 반류 계수  $w_M$  결정시에는 모형선의  $K_T$ (추력계수) -  $K_Q$ (토크계수) -  $J$ (전진비)관계를 이용하고, 실선 추진계수의 결정에는 실선의  $K_T$  -  $K_Q$  -  $J$  성능곡선을 사용한다. 무차원 반경  $x=0.75$ (또는, KRISO는 0.70)인 대표단면의 코드  $c$ , 피치비  $P/D$ (Pit

ch/프로펠러 지름), 날개 두께비  $t/c$ (날개 두께/대표단면의 코드)를 이용하여 다음과 같이 모형선과 실선의 항력 계수의 차이  $\Delta C_D$ 를 추정한다.

$$\Delta C_D = C_{DM} - C_{DS} \quad (3.27)$$

$$C_{DM} = 2 \left[ 1 + 2 \frac{t}{c} \right] \left[ \frac{0.044}{R_{nco}^{1/6}} - \frac{5}{R_{nco}^{2/3}} \right] \quad (3.28)$$

$$C_{DS} = 2 \left[ 1 + 2 \frac{t}{c} \right] \left[ 1.89 + 1.62 \log \frac{c}{k_p} \right]^{-2.5} \quad (3.29)$$

여기서 대표 단면의 Reynolds 수  $R_{nco}$ 는 다음과 같이 정의하며, 식 3.30과 같이 나타낼 수 있으며,  $v$ 는 유체의 동점성 계수,  $D$ 는 프로펠러의 직경,  $J$ 는 전진비,  $x$ 는 무차원 반경,  $c$ 는 대표단면 코드,  $n$ 는 회전수를 나타낸다.

$$R_{nco} = \frac{cnD\sqrt{J^2 + (\pi x)^2}}{v} \quad (3.30)$$

실선 프로펠러의 표면 거칠기는  $k_p = 30 \times 10^{-6} m$ 로 나타나며, 식 3.30을 이용하여 추력과 토크의 수정량  $\Delta K_T$ ,  $\Delta K_Q$ 를 계산한다.  $Z$ 는 프로펠러의 날개 수를 나타내며,  $P$ 는 프로펠러 피치,  $D$ 는 프로펠러 직경을 나타낸다.

$$\Delta K_T = -\Delta C_D 0.3 \frac{P}{D} \frac{c}{D} Z \quad (3.31)$$

$$\Delta K_Q = -\Delta C_D 0.25 \frac{c}{D} Z \quad (3.32)$$

최종적인 실선의 추력계수, 토크계수  $K_{TS}$ ,  $K_{QS}$ 를 다음과 같이 계산한다.

$$K_{TS} = K_{TM} - \Delta K_T \quad (3.33)$$

$$K_{QS} = K_{QM} - \Delta K_Q \quad (3.34)$$

보통의 경우  $C_{DM} > C_{DS}$  이므로  $K_{QS} < K_{QM}$  이고,  $K_{TS} > K_{TM}$ 가 된다. ITTC는 축척비가 작은 모형선에서  $C_{DM} < C_{DS}$ 이 되는 경우에  $C_{DS} = C_{DM}$ 으로 할 것을 추천하고 있다. 자항추진 시험 시 추력일치법에 의해  $w_T$ (반류계수),  $\eta_R$ (상대회전효율)을

계산한다. 먼저  $T, Q, n, F_D$ 를 측정하여  $K_{TB}, K_{QB}, J_V$ 를 계산한다.

$$K_{TB} = \frac{T}{\rho n^2 D^4} \quad (3.35)$$

$$K_{QB} = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} \quad (3.36)$$

$$J_V = \frac{V}{nD} \quad (3.37)$$

POW(propeller open water, 프로펠러 단독실험)곡선에 위의  $K_{TB}, K_{QB}$ 를 그려 넣는다.  $V$ 는 프로펠러 전진속도,  $n$ 은 가변 피치 프로펠러의 회전수,  $D$ 는 가변 피치 프로펠러의 지름이다. 여기서 추력 일치법에 의해  $K_{T0} = K_{TB}$ 에 대응되는  $J_A$ 를 읽은 후 아래 식에 의해  $w_T$ 를 계산한다.

$$w_T = \frac{V - V_A}{V} = \frac{J_V - J}{J_V} \quad (3.38)$$

$J_A$ 에 대응하는  $K_{Q0}$ 와  $J_V$ 에 대응하는  $K_{QB}$ 를 읽은 뒤 아래 식을 이용하여 상대회전효율  $\eta_R$ 을 계산한다. 실험에 의하면 이 값은 일반적으로 1.0보다 크고 1.1보다 작다.

$$\eta_R = \frac{K_{Q0}}{K_{QB}} \quad (3.39)$$

마지막으로 ITTC에서 1978년에 제시한 추진특성 해석법을 통해 프로펠러의 추진성능을 해석한다. 우선, 자항 추진 시험으로부터 측정한 프로펠러 추력( $K_{TM}$ ) 및 토크( $K_{QM}$ )를 무차원화 한다[55]. 여기서  $\rho_M$ 은 물의 밀도,  $n_M$ 은 프로펠러 회전수를 나타낸다.

$$K_{TM} = \frac{T_M}{\rho_M n_M^2 D_M^4} \quad (3.40)$$

$$K_{QM} = \frac{Q_M}{\rho_M n_M^2 D_M^5} \quad (3.41)$$

$K_{TM}$ 에 대응하는  $J_{TM}$ 과  $K_{QTM}$ 을 각각 모형 프로펠러 단독 특성 곡선으로부터 찾아 읽어 다음과 같이 반류계수, 상대회전효율, 추력감소계수를 계산한다.

$$w_{TM} = \frac{J_{TM} D_M n_M}{V_M} \quad (3.42)$$

$$\eta_{RM} = \frac{K_{QTM}}{K_{QM}} \quad (3.43)$$

$$t_M = \frac{T_M - R_{TMC} + F_{D_0}}{T_M} \quad (3.44)$$

여기서  $R_{TMC}$ 는 저항 시험과 자항 시험이 다른 온도에서 수행된 것을 고려하여 수정한 실선의 저항이다.

$$R_{TMC} = \frac{(1+k)C_{FMC} + C_{WM}}{(1+k)C_{FM} + C_{WM}} \cdot R_{TM} \quad (3.45)$$

여기서  $C_{FMC}$ 는 자항추진시험시의 수온에 대한 마찰 저항 계수이며,  $C_{WM}$ 는 침수면적에 따른 저항계수이다.

모형선의 추진계수로부터 실선의 추진 계수를 추정한다. 추력감소계수와 상대회전효율의 축적효과는 무시한다.

$$t_s = t_M, \quad \eta_{RS} = \eta_{RM} \quad (3.46)$$

실선의 반류계수는 다음과 같이 구한다. 여기서 0.04는 타의 영향을 고려하기 위한 수정값이다.

$$w_{TS} = (t + 0.04) + (w_{TM} - t - 0.04) \frac{(1+k)C_{FS} + \Delta C_F}{(1+k)C_{FMC}} \quad (3.47)$$

실선추진계수를 이용하여 실선의 물리량을 계산한다. 실선추진계수  $t, w, \eta_R$  은 각 계수들이 프로펠러 단독 특성곡선과 연관되어 있으며 회전수를 내포하고 있으므로, 실선 물리량으로 환산하기 위해서는 자항 상태의 회전수  $n$ 을 포함하지 않는 물리량인  $K_T/J^2$ 를 계산하여, 프로펠러 단독 상태의  $K_T/J^2 - J$  곡선에서  $J$ 를 구하게 된다.

$$\frac{K_T}{J^2} = \frac{1}{2} \frac{S_S}{D_S^2} \frac{C_{TS}}{(1-t_s)(1-w_s)^2} \quad (3.48)$$

실선 프로펠러 단독 특성 곡선으로부터  $K_T/J^2$ 에 대응하는  $J_{TS}$ 와  $K_{QTS}$ 를 각각 찾아 읽어 다음과 같이 실선의 프로펠러 회전수, 추력, 토크, 전달동력, 유효동력을 구한다.

$$n_s = \frac{(1-w_{TS})V_S}{J_{TS}D_S}, \quad (rps) \quad (3.49)$$

$$T_S = \frac{K_T}{J^2} J_{TS}^2 \rho_S n_S^2 D_S^4 \quad (3.50)$$

$$Q_S = \frac{K_{QTS}}{\eta_R} \rho_S n_S^2 D_S^5 \quad (3.51)$$

$$P_{DS} = \frac{1}{735.5} 2\pi \rho_S n_S^3 D_S^5 \frac{K_{QTS}}{\eta_R}, (PS) \quad (3.52)$$

$$P_{ES} = \frac{1}{735.5} \frac{1}{2} \rho_S S_S V_S^3 C_{TS}, (PS) \quad (3.53)$$

ITTC에서는 1981년 마력 일치법(Power identity)에 의거 실선 동력과 회전수의 수정법을 추천하였다. 기존의 동력 - 회전수( $C_P - C_N$ ) 수정방법이 회전수와 전달동력 사이의 관계를 무시한 채 각각 경험치인  $C_P$ ,  $C_N$ 을 곱하던 불합리 점을 개선한 방법이다. 먼저 전달동력을 경험치  $C_P$ 를 곱하여 구하고, 회전수는 수정된 전달동력을 이용하여 구한다.

$$P_{DTS} = P_{DS} \cdot C_P, (PS) \quad (3.54)$$

$$\left(\frac{K_Q}{J^3}\right)_T = 735.5 \frac{P_{DTS}}{2\pi \rho_S D_S^2 V_S^3 (1-w_{TS})^3} \quad (3.55)$$

$$\left(\frac{K_{QO}}{J^3}\right) = \left(\frac{K_Q}{J^3}\right)_T \cdot \eta_R \quad (3.56)$$

실선 프로펠러 단독 곡선으로부터  $K_{QO}/J^3$ 에 대응하는  $J_{TS}$ 를 찾아 읽어 회전수를 구하고, 그 후 경험적인 수정값  $C_{NP}$ 를 곱하여 다음과 같이 구한다.

$$n_S = \frac{V_S(1-w_{TS})}{J_{TS} D_S}, [rps] \quad (3.57)$$

$$n_{ST} = n_S C_{NP}, [rpm] \quad (3.58)$$

### 3.1.4.2 가변추진기 특성

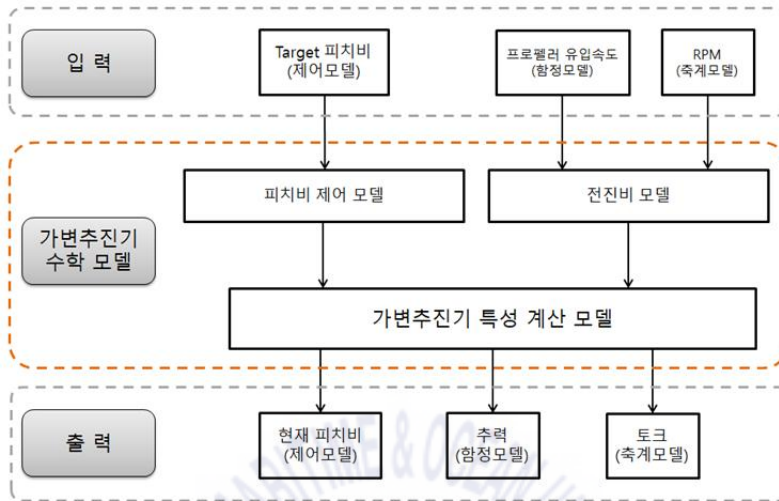


Fig 3.28 Diagram of CPP mathematical model

피치비는 프로펠러가 1회전을 할 때 선박의 길이방향으로 전진하는 거리와 직경의 비를 나타내며 가변추진기의 경우 운용환경에 따라 피치비가 변화하고 이에 따라 가변추진기의 추력계수와 토크계수가 다르게 나타난다. 그림 3.28은 가변추진기 동적모델의 블록 개념도를 나타낸다.

피치비 제어 모델에서는 제어모델로부터 전달받은 target 피치비와 프로펠러 정보에 해당하는 피치변화속도에 의해 현재 피치비 값이 결정되어지며 그림 3.29와 같이 목표 피치 입력에 따라 선형적으로 피치가 증가한다.

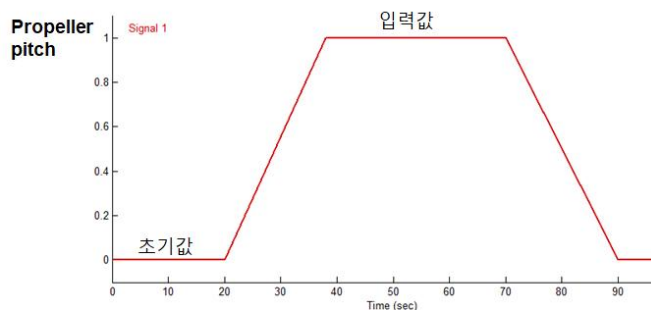


Fig 3.29 Curve of CPP pitch change



가변추진기 모델의 경우 프로펠러의 전진비와 피치비에 의해 추력과 토크가 계산되어진다. 전진비의 경우 전진비 모델에서 계산되어지며, 프로펠러 직경, 회전수, 프로펠러 유입속도에 의해 결정되어진다. 피치비의 경우 피치비 제어 모델에서 현재피치비가 계산되어지며, 제어모델에서 제공하는 Target 피치비와 가변추진기 피치변화속도에 의해 결정되어진다. 전진비는 선박의 전진속도와 프로펠러의 회전속도를 모두 고려한 변수로써 추력계수와 토크계수를 결정할 때 사용되어지며 전진비 모델에서 아래와 같은 수식을 통해 계산되어진다. 여기서  $n$ 은 축계모델로부터 전달받은 프로펠러 회전수,  $D$ 는 프로펠러 정보에 해당하는 프로펠러 직경 그리고  $V_a$ 는 함정모델로부터 전달받은 프로펠러 유입속도이다.

$$J = \frac{V_a}{nD} \quad (3.59)$$

가변추진기의 추력계수와 토크계수는 표로 나타내어진 POW data에서 전진비와 피치비에 해당하는 값을 찾아 사용할 수 있으며 표에 나타내어지지 않은 값의 경우 선형 혹은 비선형 보간법을 이용하여 찾을 수 있다. 추력과 토크는 아래 식을 통해 계산되어지며 추력은 함정모델로 전달되어지고 토크는 축계모델로 전달되어진다. 여기서  $T$ 는 추력,  $K_T$ 는 추력계수,  $\rho$ 는 밀도,  $n$ 은 회전수,  $D$ 는 직경,  $Q$ 는 토크, 그리고  $K_Q$ 는 토크계수를 나타낸다.

$$T = K_T \rho n^2 D^4, \quad Q = K_Q \rho n^2 D^5 \quad (3.60)$$

### 3.1.4.3 가변추진기 비선형성 분석

전진비와 피치비에 의해 결정되어지는 추력계수 및 토크계수는 선형보간법을 통해 구해진다. 하지만 실제로 유체 내에서 작동하는 가변추진기는 전진비의 변화속도 또는 피치비의 변화속도가 빠를 경우 그림 3.30과 같이 비선형적인 변화를 가질 수 있다[27]. 이는 프로펠러 정보에 해당하는 피치변화 속도에 따라, 혹은 운용 시나리오(Slam start, Crash stop 등)에 따른 전진비의 변화속도에 따라 추력계수와 토크계수의 증감율을 다르게 적용해야 한다는 것을 뜻한다. 시간에 따른 전진비의 급격한 변화에 대해서 프로펠러 추력과 토크의 비선형적 변화를 확인하기 위해 본 연구에서는 유사 모형프로펠러(CPP, 날개수 5개, high skewed)의 POW test를 진행한다.

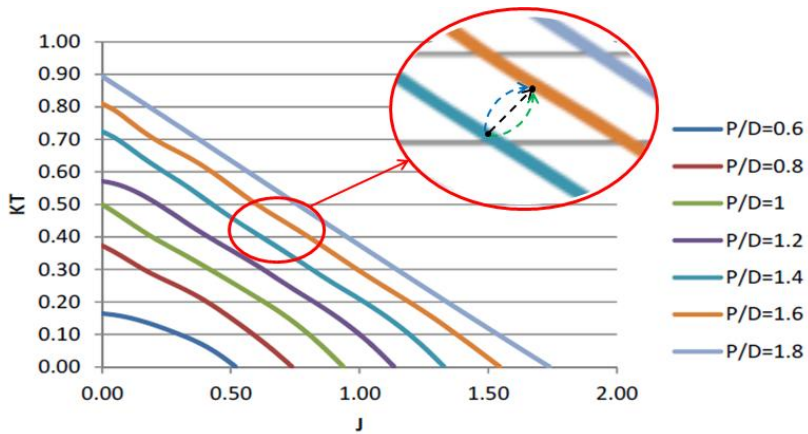


Fig 3.30 Nonlinearity according to wake change

모형실험은 부산대학교 선박예인수조에서 수행하였다. 부산대학교 선박예인수조는 국제적으로 공인된 시험수조로 모형 선박과 해양구조물의 성능시험 뿐만 아니라 프로펠러 단독특성 시험을 수행하는 데 있어서 핵심적인 수조 설비 시설을 갖추고 있다. 예인수조 시설의 제원은 길이 100m, 너비 8m, 깊이 3.5m이며, 예인전차 최고 운행 속도는 4m/s이다. 최근 실시된 시설 능력 개선 사업으로 예인전차 및 레일 시스템을 개선하여 선박해양플랜트 연구소(KRISO)와 동일한 정밀한 계측이 가능하다. 모형 실험에 사용된 프로펠러는 PP003을 사용하였으면 그림 3.31은 예인 수조 및 전차, 표 3.6은 프로펠러 제원을 나타낸다.



(a) 예인 전차

(b) 예인 수조

Fig 3.31 2-D wave tank

Table 3.6 Specification of POW test propeller

Main Particulars: PP003(R)			
Designation		unit	
Scale ratio		$\lambda$	22.67
Diameter of ship propeller		m	3.40
Diameter of model propeller		m	0.15
No. of blades		EA	5
Expanded blade area ratio		ratio	0.770
Propeller pitch ratio	mean	(P/D)mean	0.871
	at tip	(P/D)tip	0.429
	at 0.7R	(P/D)0.7R	0.976
Chord length-diameter ratio (0.7R)		(c/D)0.7R	0.415
Propeller skew angle		SKEW(deg)	36.70
Hub diameter ratio		ratio	0.270

모형 프로펠러의 특성 상 피치 변경이 불가능하기 때문에 전진비 변화만 고려하였으며, 동적 시험을 하기 앞서 정적 시험을 진행하여 기준을 설정하였다. 정적 시험은 일반적인 POW실험과 동일하게 진행하였다. POW실험은 각 전진비에 해당하는 추력과 토크를 계측하는 실험으로써 일반적으로 회전수를 고정시킨 채 선속만을 변경하여 전진비의 변화를 모사한다. 본 연구에서는 회전수를 1,000rpm으로 고정시킨 후 선속(예인전차속도)을 0.125~2.0 m/s로 변경해가면 실험을 진행하였다. 이를 통해 전진비가 0.05~0.80 일 때의 추력과 토크를 계측하였으며, 한 전진비에서 약 5초간의 계측을 통해 평균값을 이용하였다.

동적 test는 실시간으로 전진비가 변하는 경우의 추력과 토크의 변화를 확인하고자 하는 시험이다. 선속을 고정시킨 후 회전수를 실시간으로 변화시켜가며 전진비의 변화를 모사하였으며, 전진비가 느리게 변화할 때와 급격하게 변할 때의 차이를 확인하기 위해 4가지 경우의 실험을 진행하였다.

본 논문에서는 함정이 5초동안 약 3노트의 선속을 변화시킨다면, 전진비는 초당 약 0.1이 변화한다고 가정하고, 이를 극한의 상황이라 설정하여 표 3.7과 같이 실험 경우를 나누어 결정하였다.

Table 3.7 Test schedule of nonlinearity

구분	세부사항
1 정적 test	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 전진비 범위(0.05 ~ 0.8)에서 진행</li> <li>○ 각 전진비 당 5초 간 추력, 토크를 계측하여 평균값 사용</li> <li>○ 1,000rpm 고정, 선속 변경</li> </ul>
2 동적 test 1	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 선속 고정(1m/s)</li> <li>○ 10초 간 200rpm 변경(500 → 700, 800 → 1000)</li> <li>○ 전진비 환산 시 1초 간 0.023 변경</li> </ul>
3 동적 test 2	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 선속 고정</li> <li>○ 10초 간 300rpm 변경(500 → 800, 900 → 1200)</li> <li>○ 전진비 환산 시 1초 간 0.03 변경</li> </ul>
4 동적 test 3	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 선속 고정</li> <li>○ 10초 간 700rpm 상승 후, 10초 간 700rpm 하락 (500 → 1200 → 500)</li> <li>○ 전진비 환산 시 1초 간 약 0.05 변경</li> </ul>
5 동적 test 4	<ul style="list-style-type: none"> <li>○ 선속 고정</li> <li>○ 5초 간 700rpm 상승 후, 5초 간 700rpm 하락 (500 → 1200 → 500)</li> <li>○ 전진비 환산 시 1초 간 약 0.1 변경</li> </ul>

실험 계측 데이터의 경우 low pass filter기법을 이용하여 데이터 노이즈를 제거하였다. 정적 test결과와 동적 test결과는 전진비 별로 약간의 차이를 보였지만 노이즈가 적어 데이터의 신뢰성이 높은 구간(전진비 0.45~0.7)에서의 결과 차이는 2% 미만인 것을 확인하였다. 이에 따라 본 연구에서는 비선형성을 고려하지 않는 것으로 결정하였다.

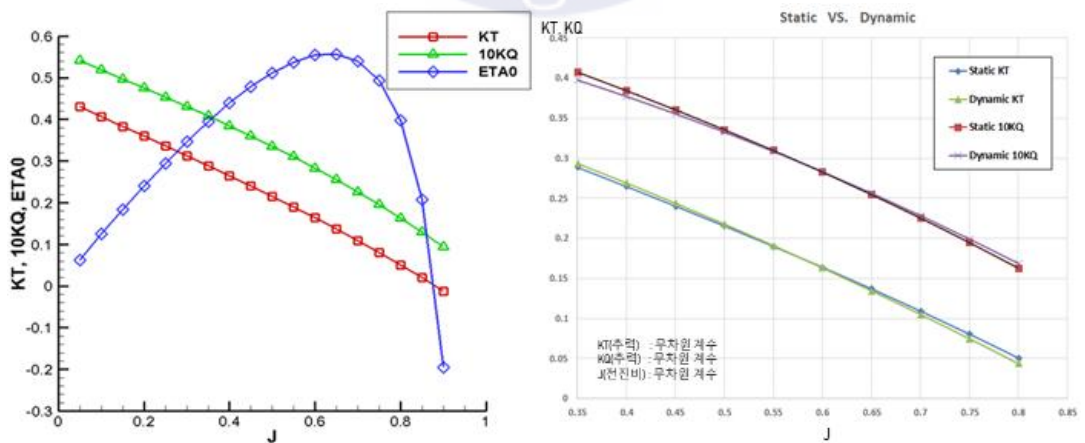


Fig 3.32 Results of POW test

**Table 3.8** Results of POW test

J	KT	10KQ	Eta0
0.05	0.431	0.541	0.063
0.1	0.407	0.519	0.125
0.15	0.383	0.497	0.184
0.2	0.360	0.475	0.241
0.25	0.336	0.453	0.295
0.30	0.312	0.430	0.347
0.35	0.289	0.408	0.395
0.40	0.265	0.384	0.439
0.45	0.240	0.360	0.478
0.50	0.215	0.335	0.511
0.55	0.190	0.310	0.537
0.60	0.164	0.283	0.554
0.65	0.137	0.255	0.556
0.70	0.109	0.226	0.540
0.75	0.081	0.195	0.494
0.80	0.051	0.163	0.397
0.85	0.020	0.129	0.207
0.90	-0.013	0.093	-0.195

### 3.1.4.4 유입속도 계산 모델

일반적으로 선박용 프로펠러는 선미에 부착되기 때문에 선형을 타고 흐르는 유체 흐름이 프로펠러로 들어오게 되는데 선미가 날렵한 형상을 갖는 경우 유체 흐름이 적게 방해받으며, 선미가 비대한 형상을 갖는 경우 유체 흐름이 많은 방해를 받아 상대적으로 느린 유속이 프로펠러 들어오게 된다. 선형에 의해 유체가 끌려가는 현상을 반류라고 하며 이는 가변추진기의 전진비에 영향을 주어 최종적으로 가변추진기의 추력과 토크에 영향을 미친다. 함정의 경우 오픈 샤프트 형태를 가져 평균유효반류가 크지 않을 것으로 예상되어지나 무시하기에는 큰 값이기 때문에 충분한 검토가 필요하다.

프로펠러로 유입되는 반류를 계측하는 일은 거의 불가능하기 때문에 일반적으로는 자항시험에서의 추력과 프로펠러 단독상태의 추력을 이용한다. 동일한 추력을 내는 서로 다른 전진비의 차이를 이용하여 반류를 역추정 할 수 있다. 본 연구에서는 이와 유사한 방법을 이용하였으며, 프로펠러 제작사에서 제공하는 combined law와 POW data에서의 토크를 활용하여 반류를 계산하였다. combinator law에는 각 선속에서의 프로펠러의 전달동력이 명시되어 있는데, 이를 이용하여 식 3.61과 같은 수식을 통해 토크 및 토크계수를 계산할 수 있다.

$$P_D = 2\pi n Q_b, \quad Q_b = \frac{P_D}{2\pi n}, \quad K_{Q_b} = \frac{Q_b}{\rho n^2 D^5} \quad (3.61)$$

여기서 아래첨자 b는 behind condition의 줄임말로 선체 뒤에서의 프로펠러 구동 조건을 뜻한다. n은 프로펠러 회전수, D는 프로펠러 직경을 뜻한다. combined law의 각 전진비와 피치비에 해당하는 토크계수와 POW data의 동일 피치에서 동일 토크(KQ, 무차원 계수)를 갖는 서로 다른 두 전진비(J, 무차원 계수)를 이용하면 아래와 같이 반류를 계산할 수 있다. 반류 계산 결과는 그림 3.33에 나타내었으며, 각 선속에서 대략 0.04의 값을 갖는 것을 확인할 수 있다. 이에 따라, 본 연구의 단위시험에서는 반류값을 0.04로 가정하여 진행하였다.

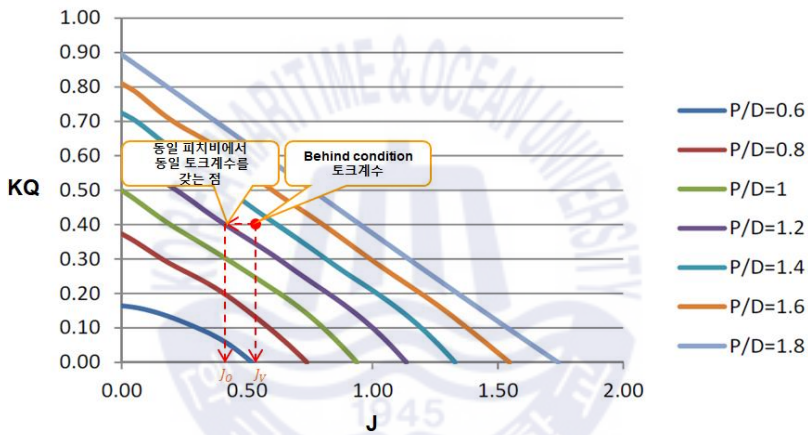


Fig 3.33 Calculation of wake

$$J_V = \frac{V_S}{nD}, \quad J_A = \frac{V_A}{nD} = \frac{V_S(1-w)}{nD}, \quad \therefore w = \frac{J_V - J_A}{J_V} \quad (3.62)$$

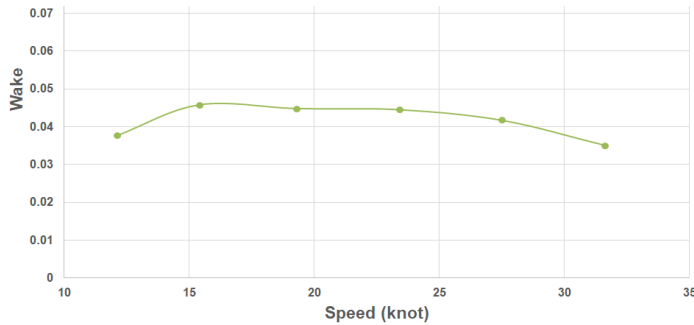


Fig 3.34 wake trend by speed

### 3.1.4.5 가변추진기 모델

가변추진기의 정상 상태 및 동적 성능을 모사하는 프로그램을 Matlab Simulink로 개발한다. 본 논문에서 개발한 가변추진기 수학적모델은 가변추진기의 특성치인 추력 및 토크뿐만 아니라 피치비 조절 기능을 가지도록 한다. 가변추진기는 목적과 상황에 따라 피치를 변경할 수 있어야 하기 때문에 목적 피치비에 도달할 때까지 선형적으로 피치가 증가 혹은 감소하도록 구성하였으며, 이에 따른 추력, 토크값도 따라서 변화하도록 구성하였다. 그림 3.35는 가변추진기 모델의 구성도를 나타내며, 그림 3.36은 가변추진기 모델에 적용된 파라미터 값을 나타낸다.

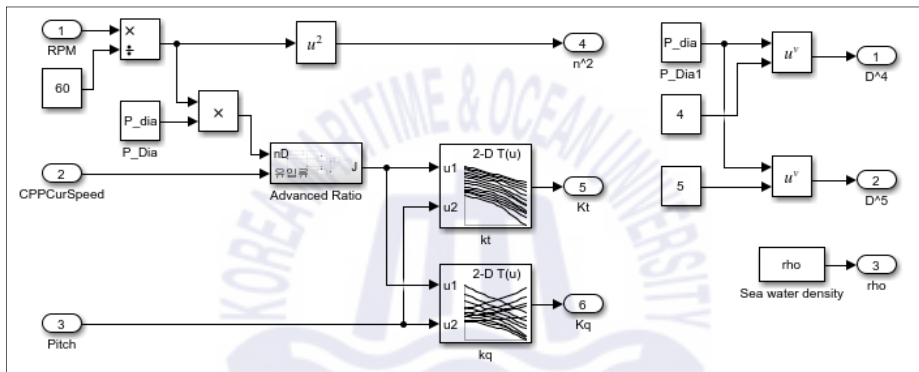


Fig 3.35 Structure of CPP model

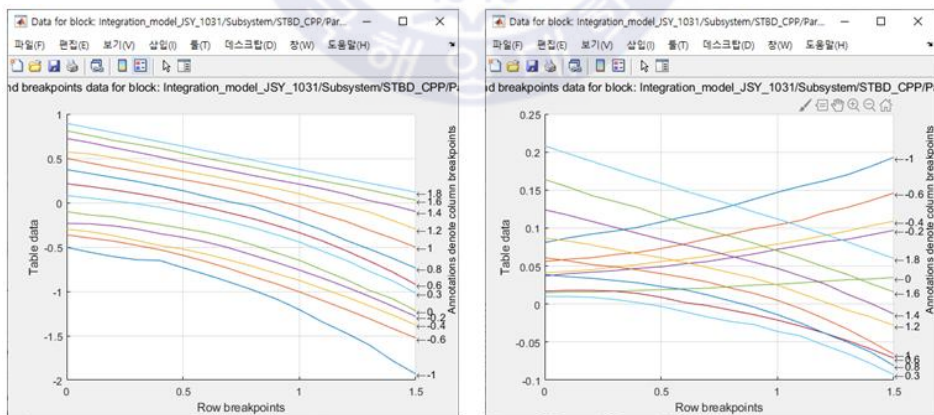


Fig 3.36 Parameter of CPP model

가변추진기의 회전속도( $n_{CPP}$ )와 추진축계 회전속도( $n_{SH}$ )의 관계식은 식 3.63, 전진비( $J$ )는 식 3.64, 추력( $Kt$ ) 및 토크( $Kq$ ) 상수는 식 3.65와 같다. 여기서  $D$ 는 가변추진기의

직경,  $V_A$ 는 가변추진기 유입류 유속,  $P/D$ 는 피치비를 나타낸다.

$$n_{CPP}^2 = \left( \frac{n_{SH}}{60} \right)^2 \quad (3.63)$$

$$J = \frac{V_A}{n_{SH}/60 \cdot D} \quad (3.64)$$

$$K_t = f_{K_t}(J, P/D), \quad K_q = f_{K_q}(J, P/D) \quad (3.65)$$

가변추진기의 출력( $T_{CPP}$ )은 추력 상수( $K_t$ ), 해수밀도( $\rho$ ), 가변추진기 직경( $D$ ), 가변추진기 회전속도( $n_{CPP}$ )의 관계는 식 3.66으로 나타낼 수 있으며, 축을 고정하였을 때 가변추진기로 인해 발생하는 저항으로 인한 추력( $T_{CPP,R}$ )은 전저항계수( $C_{TS}$ ), 선체의 단면적( $S$ ), 가변추진기 유입류 유속( $V_a$ ) 등의 관계식 3.67와 같다.

$$T_{CPP} = K_t \cdot \rho \cdot D^4 \cdot n_{CPP}^2 \quad (3.66)$$

$$T_{CPP,R} = -0.5 \cdot C_{TS} \cdot 0.5 \cdot \rho \cdot S \cdot V_a^2 \quad (3.67)$$

그림 3.37은 가변추진기 토크 모델을 나타내며, 가변추진기의 토크는 축이 고정되어 있을 때 항상 '0' 이 되며, 함정이 운항 중일 때의 토크( $Q_{CPP}$ )는 식 3.68과 같다.

$$Q_{CPP} = K_q \cdot \rho \cdot D^5 \cdot n_{CPP}^2 \quad (3.68)$$

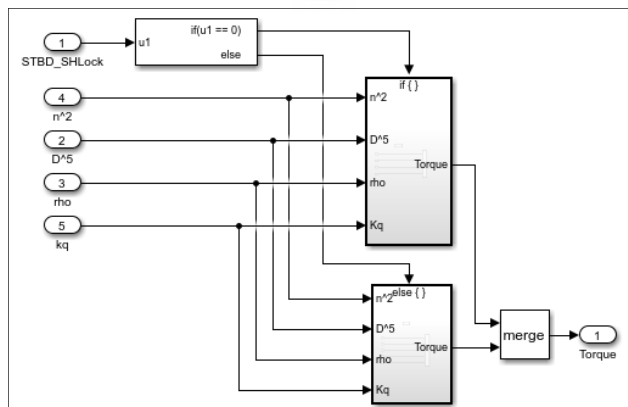


Fig 3.37 Model of CPP torque



### 3.2 추진 장비 제어기 모델

해군 함정의 경우, 일반적으로 설계 단계에서 수행한 회전속도, 가변추진기 피치에 따른 함속 시뮬레이션을 통한 추진커브를 기반으로 추진 장비 제어를 수행한다. 위 내용을 그림으로 나타내면 그림 3.38과 같이 나타낼 수 있다. 그림 3.38에서 combined curve는 레버 제어값(-5~10)에 따른 회전속도 및 피치의 제어 값을 나타낸다.

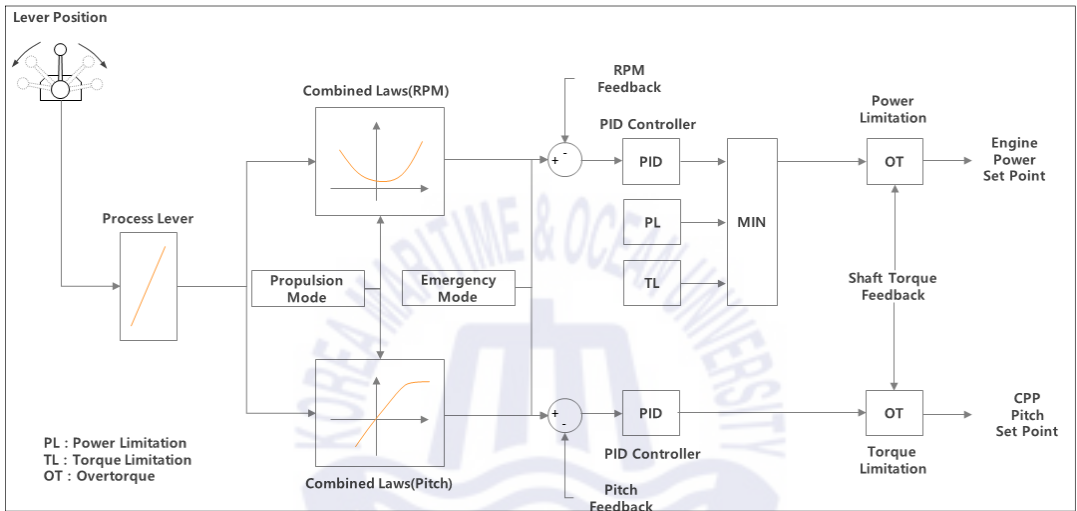


Fig 3.38 Propulsion Control for naval ship

프로세서 레버는 조타실(bridge)에서부터 내려오는 지령 값을 수신하여 추진전동기 및 가변추진기에 명령 값을 주게 된다. 프로세서 레버의 주요 기능은 표 3.9와 같이 정의할 수 있다.

Table 3.9 Function of processor lever

번호	Function name	Require function
1	추진레버 처리	추진레버의 위치 정보를 받아 출력(SetPoint) 위한 현재위치 계산
2	추진커브 처리	레버 위치에 따른 최종 출력(SetPoint) 값 계산
3	EPM 출력 제어	알고리즘 및 combined law에 따라 EPM 출력 제어
4	CPP 출력 제어	알고리즘 및 combined law에 따라 CPP 피치 제어

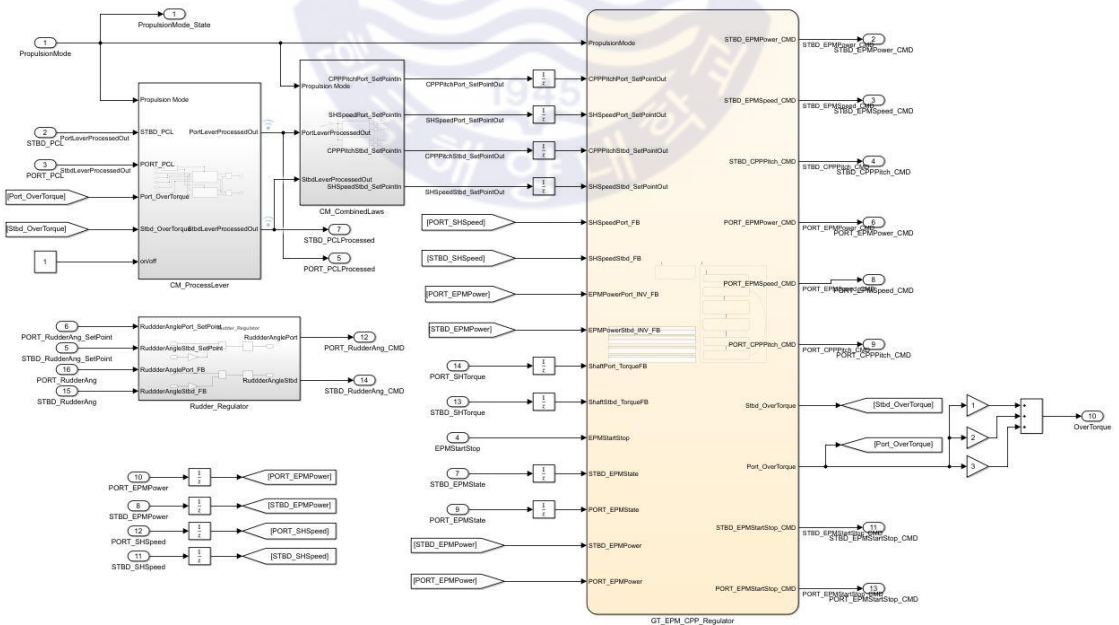
그림 3.38의 제어 개념을 고려하여 추진 장비 제어기 SW 세부함수 별 기능을 구분하면 표 3.10과 같이 나타낼 수 있다.

**Table 3.10** SW function of propulsion controller

번호	세부함수 명	기능 설명
1	CM_ProcessorLever	추진레버의 위치 정보를 이용하여 목표 출력(SetPoint)을 위한 프로세스 레버(processor lever) 계산
2	CM_CombinedLaws	프로세스 레버(processor lever)에 따른 목표 출력(Set Point) 값 계산
3	Regulator	장비에 대한 제어 명령 및 PI 제어기 기반의 출력 계산
4	Rudder Regulator	목표 rudder angle과 현재 rudder angle 차를 이용하여 PI 제어

Regulator는 장비에 대한 제어명령을 시퀀스에 따라 순차적으로 제어해야 함으로 Simulink의 Stateflow Toolkit을 이용하여 개발하였으며, 나머지 세부 함수는 Simulink 자체 기능을 이용하여 개발하였다.

그림 3.39는 Simulink로 개발한 추진 장비 제어기 SW를 나타내고 있다.



**Fig 3.39** Propulsion controller SW

### 3.2.1 CM\_ProcessorLever

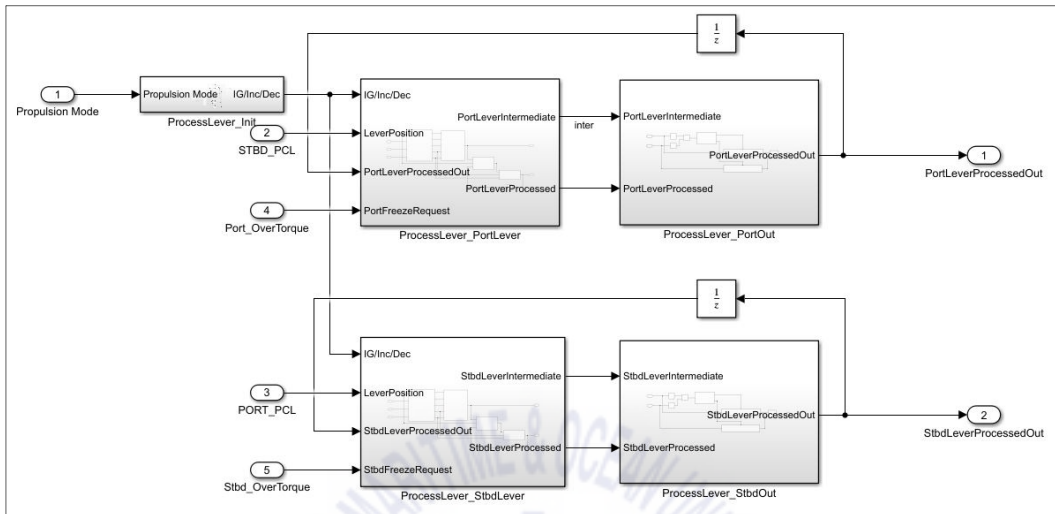


Fig 3.40 CM\_ProcessorLever

CM\_ProcessorLever는 사용자가 입력한 추진레버의 위치 정보를 이용하여 process Lever 값을 계산하기 위한 Block이다. 이 Block은 ProcessorLever\_Lever Block과 ProcessorLever\_Out으로 구분된다.

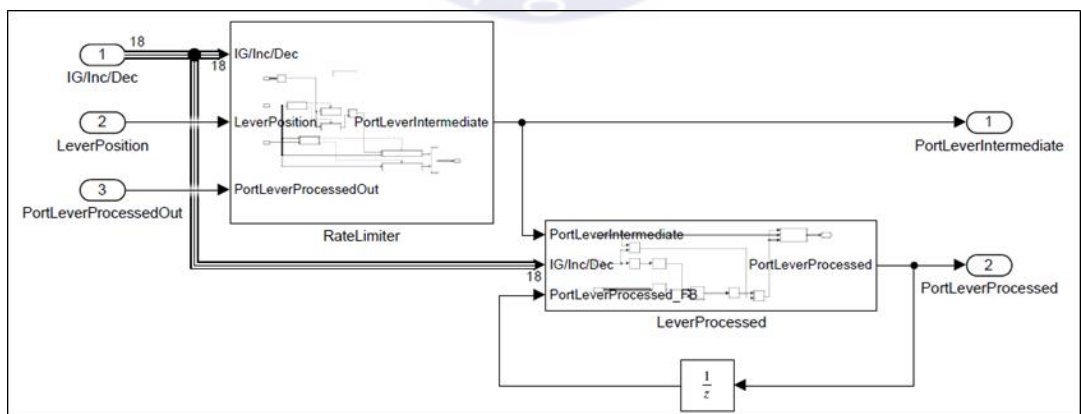


Fig 3.41 ProcessorLever\_Lever

ProcessorLever\_Lever Block은 제어기 파라미터(IG/Inc/Dec)와 현재 레버 위치에 따른 LeverProcessed를 계산하는 RateLimiter와 LeverProcess Feedback을 이용하여 LeverProcessed값을 계산하는 LeverProcessed 모델로 구성된다.

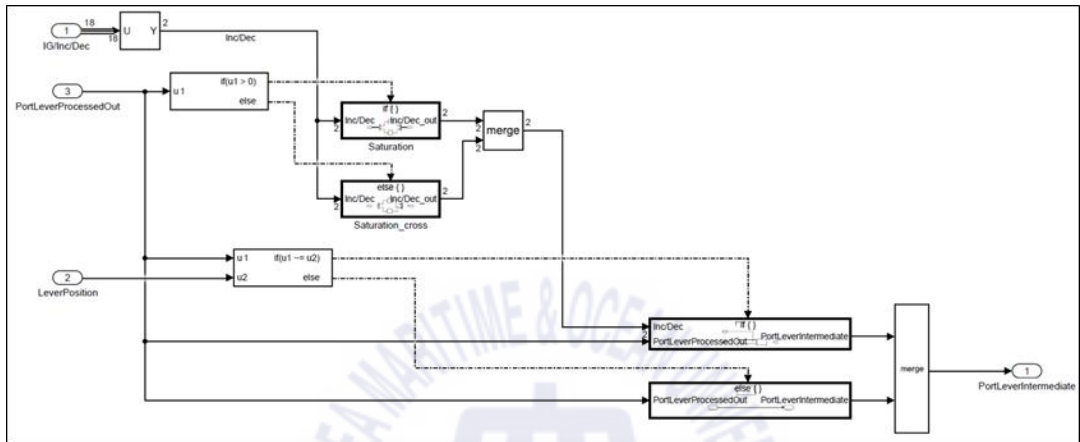


Fig 3.42 RateLimiter

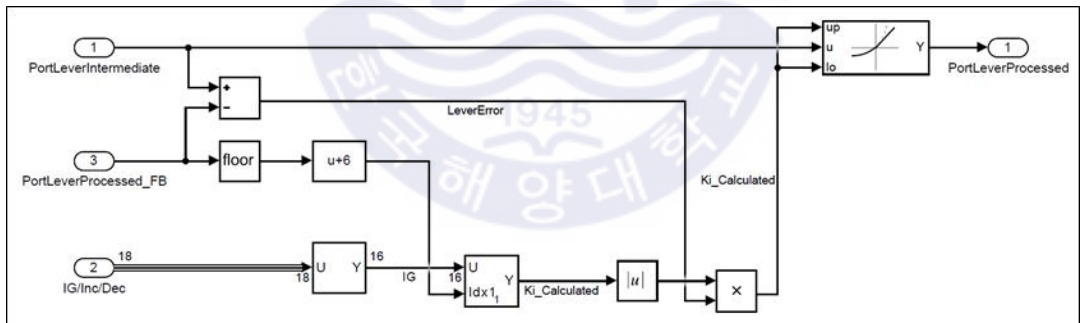


Fig 3.43 LeverProcessed

RateLimiter의 경우 제어기의 파라미터를 변경시켜 LeverIntermediate 값을 계산하는 것으로 입력 LeverProcess의 값이 '0' 보다 클 경우와 '0' 과 같거나 작은 경우를 나누어 파라미터 값의 음수화를 통해 변경시키게 된다. LeverProcessed의 기능은 앞서 계산된 LeverIntermediate와 LeverProcess의 피드백 차를 이용하여 Lever명령의 오차 값을 계산한다. 오차 값을 바탕으로 IG 파라미터 값을 변경하도록 한다.

### 3.2.2 CM\_CombinatorLaws

CombinatorLaws는 CM\_ProcessorLever에서 생성된 프로세스 레버(processor lever)값을 기준으로 추진모드 및 레버 위치에 따른 목표 출력(SetPoint) 값 계산하는 역할을 수행한다.

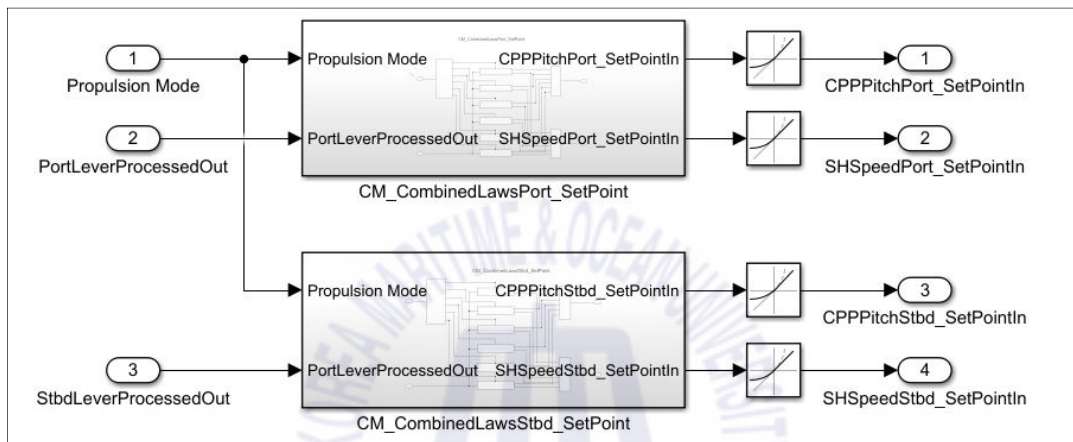


Fig 3.44 CM\_CombinedLaws

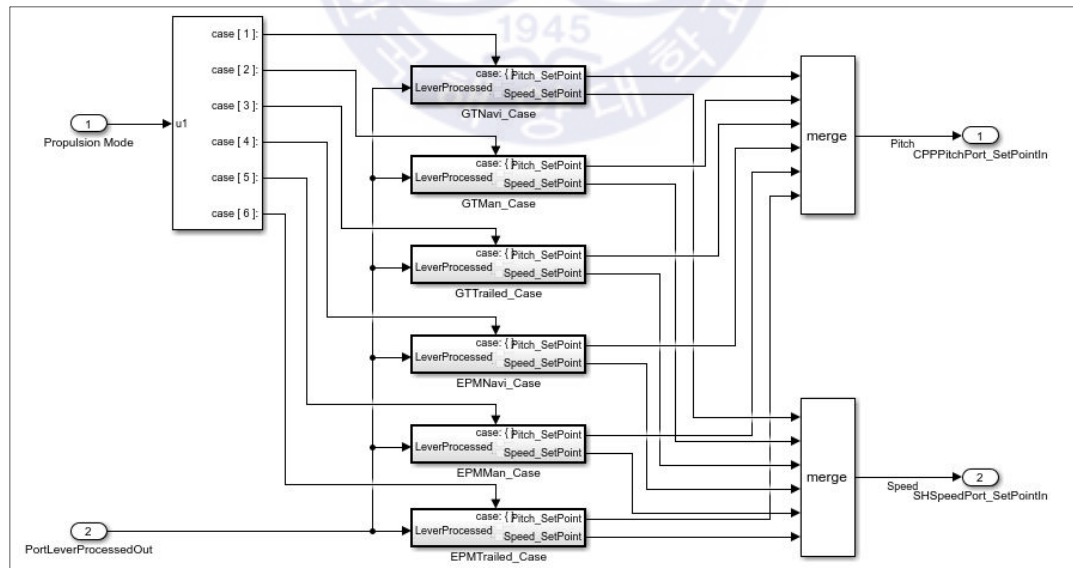


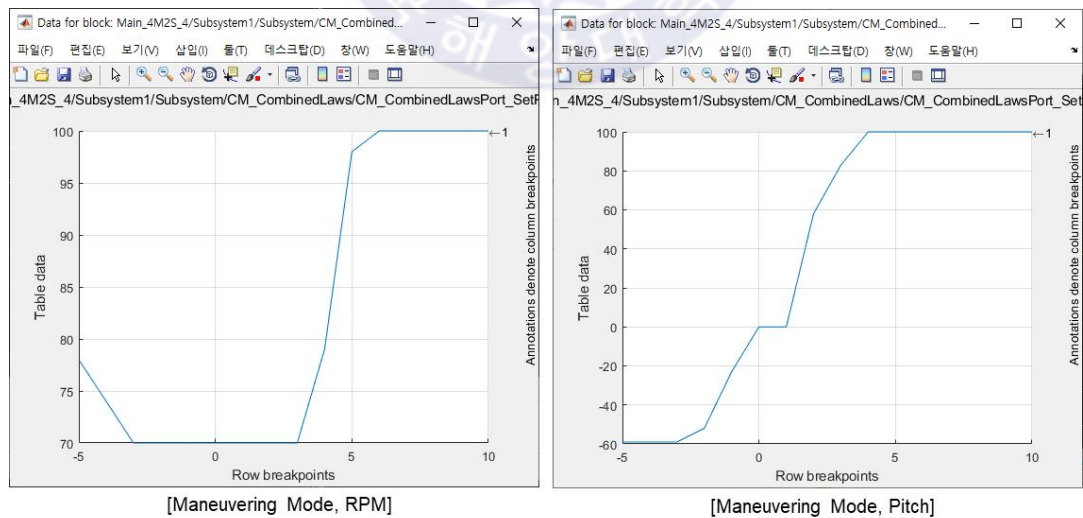
Fig 3.45 CM\_CombinedLawsPort\_SetPoint

해군 함정에서 추진전동기 모드는 레버 0~6까지 사용하며, 추진모드는 상황에 따라 maneuvering mode, navigation mode로 운용된다.

아래 표 3.11은 본 SW에서 활용한 레버에 따른 회전속도, 가변추진기 피치를 나타내고 있으며, 그림 3.46과 그림 3.47은 Simulink로 구현한 추진곡선 그래프를 나타내고 있다.

**Table 3.11** Combined laws for electric propulsion system

Lever Position	Maneuvering Mode		Navigation Mode	
	Pitch	RPM	Pitch	RPM
-5	-59	78	-59	78
-4	-59	74	-59	67
-3	-59	70	-59	55
-2	-52	70	-52	45
-1	-23	70	-23	45
0	0	70	0	45
1	0	70	45	45
2	58	70	62	58
3	83	70	85	69
4	100	79	100	80
5	100	98	100	98
6	100	100	100	100



**Fig 3.46** Combined laws (maneuvering mode)

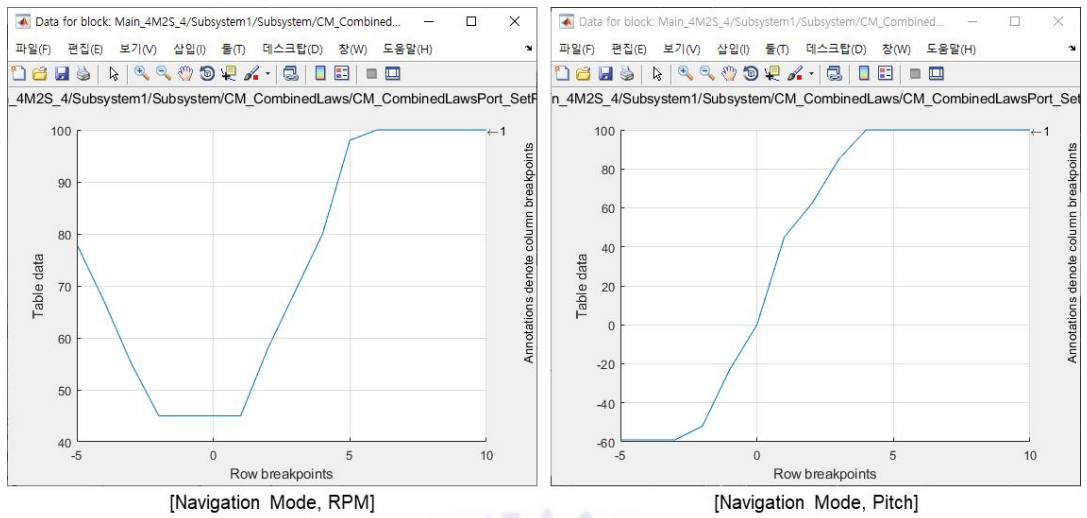
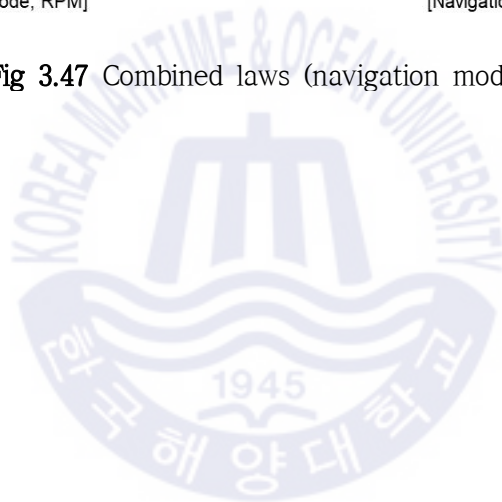


Fig 3.47 Combined laws (navigation mode)



### 3.2.3 Regulator

Regulator는 추진 장비 운용을 위한 시퀀스 제어와 PI 제어기 기반의 추진전동기 및 추진곡선에 따른 가변추진기 피치 제어를 포함한다.

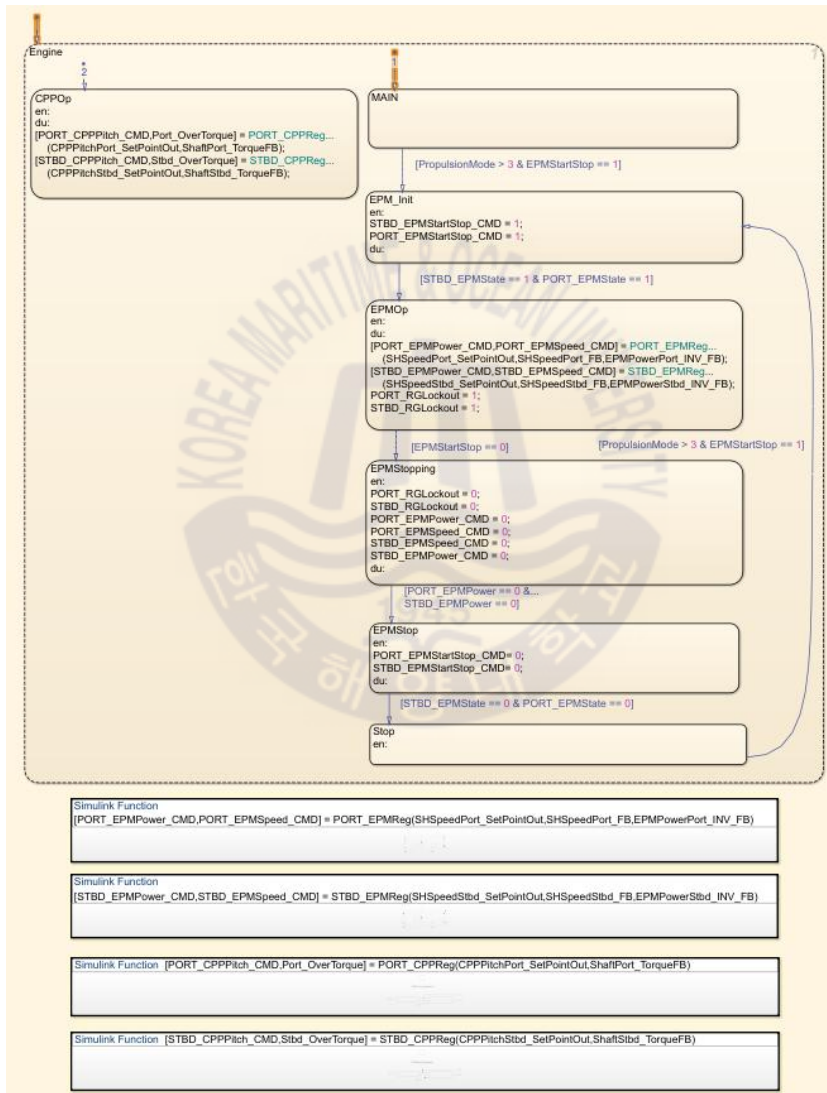


Fig 3.48 Regulator



가변추진기 업체에서는 자체 제어기를 포함하므로 별도의 PI 제어기를 구성하지 않지만, 추진전동기의 경우 함정 전체의 추진체계와 연동하여 성능을 제어해야 함으로 PI 제어를 통하여 추진전동기의 출력을 제어한다. 그림 3.49는 추진전동기 제어기를 나타내고 있다.

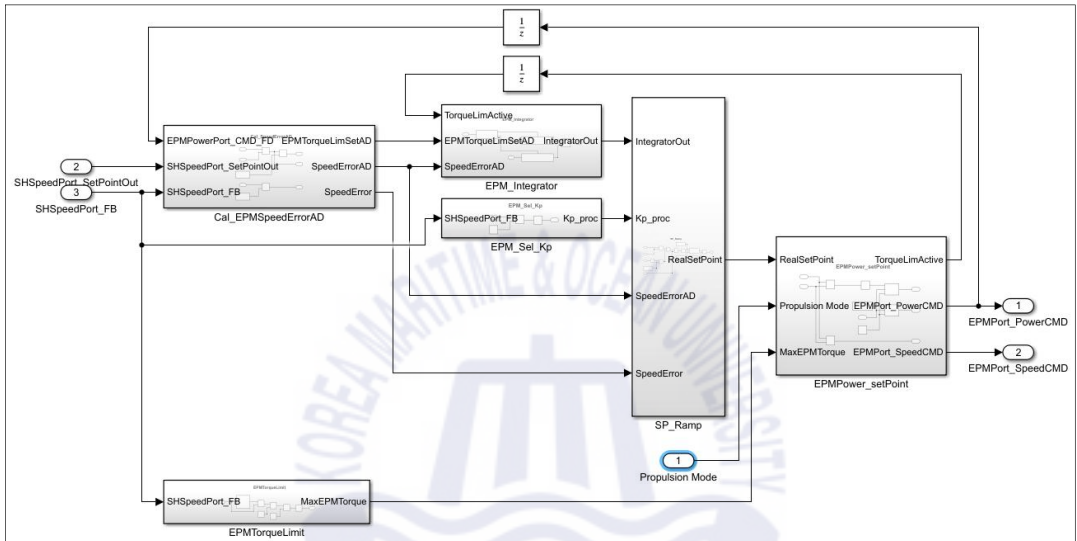


Fig 3.49 EPM regulator

추진전동기 제어기는 추진축계 회전속도의 설정값과 현재값 차이를 계산하기 위한 Cal\_EPMSpeedErrorAD Block, I 제어기 기반의 EPM 출력 제어값 증감분을 계산하기 위한 IntegratorEPM\_Reg Block, P 제어기용 Kp 상수를 계산하기 위한 EPM\_Sel\_Kp Block, PI 제어기 기반의 EPM 출력을 계산하기 위한 SP\_Ramp Block, 추진축계 회전속도에 따른 EPM 출력 최대값 계산을 위한 EPMTorqueLimit Block, rpm에 따른 출력 제한을 고려하여 EPM 출력 계산하기 위한 Cal\_EPMPowerSetPoint Block으로 구성된다.

Cal\_EPMSpeedErrorAD는 현재 추진축계 회전속도와 목표값의 차를 이용하여 속도 오차와 추진전동기 제어 명령값을 계산한다.

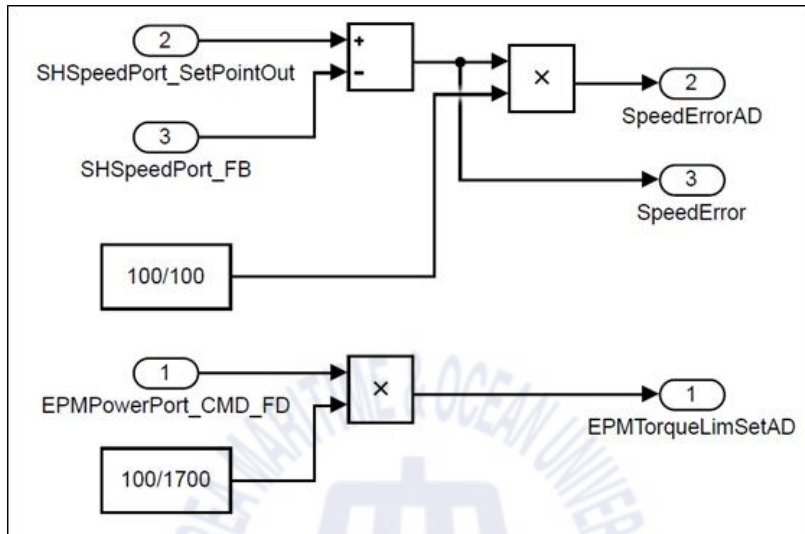


Fig 3.50 Cal\_EPMSpeedErrorAD

IntegratorEPM\_Reg는 추진축계의 토크 제한값을 초과한 경우, 출력 제어명령을 현재 값으로 유지하며, 정상인 경우, 적분기를 이용하여 추진전동기 출력 제어 증감값을 출력한다. 이때, 출력 제어 증감값은 사전에 설정된 Ki 값에 따라 변화폭이 결정된다.

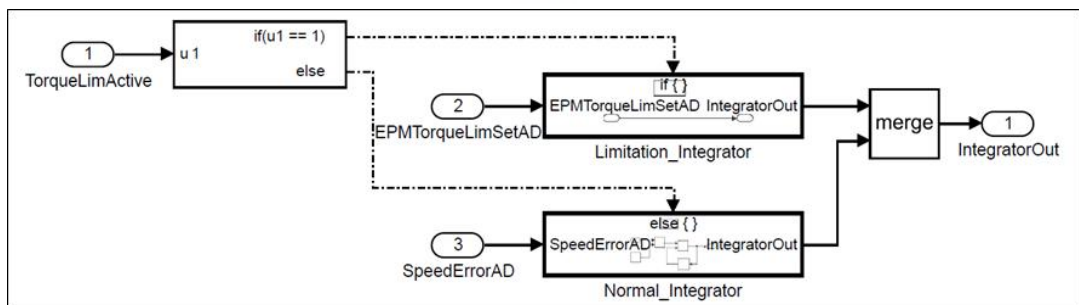


Fig 3.51 IntegratorEPM\_Reg

EPM\_Sel\_Kp 는 P제어기용 Kp상수값을 계산하여 출력한다. Kp상수는 현재 추진축계 회전속도에 0.002계수를 적용하여 추진축계 회전속도에 따라 Kp이 비례하여 증가하도록 구성하였다.

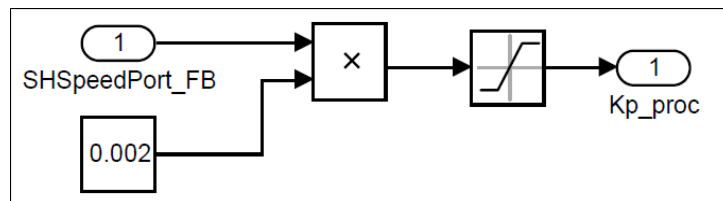


Fig 3.52 EPM\_Sel\_Kp

SP\_Ramp는 회전속도 오차, Kp상수를 출력 제어 증감값(integrator out)에 더하여 PI 제어기 기반의 추진전동기의 최종 출력 명령을 계산하여 출력한다. 이때, 회전속도 오차가 사전에 설정한 범위안에서 제어되는 경우 P제어는 수행하지 않도록 구성하였다.

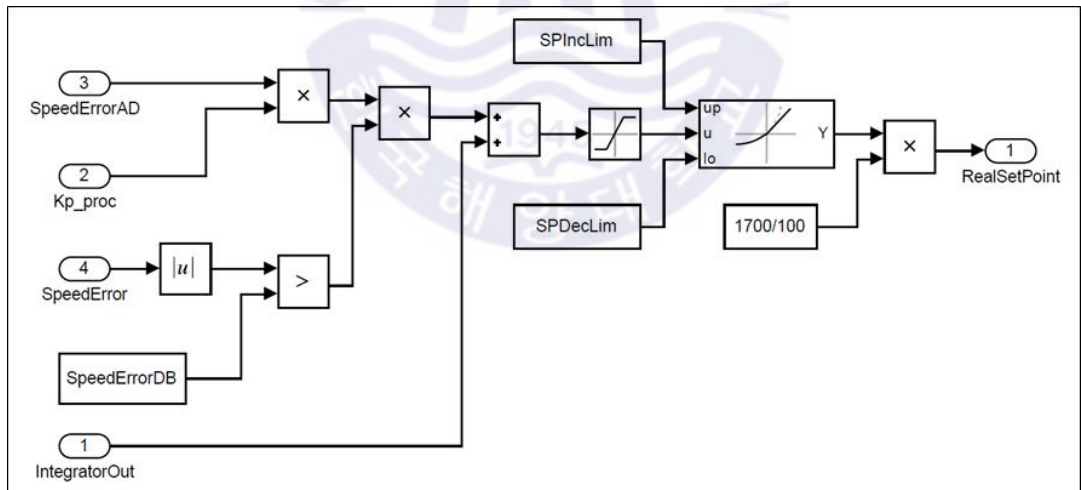


Fig 3.53 SP\_Ramp

### 3.3 통합 모델

3장의 설계를 반영하여 전기추진 함정 시뮬레이션 SW를 구성하였다. 그림 3.54는 전기추진 기반의 Simulink 기반의 통합모형을 나타낸다. 시뮬레이션 모델은 제어기 모델, 추진전동기 모델, 추진축계 모델, 가변추진기 모델, 함정 모델로 구성되어져 있다.

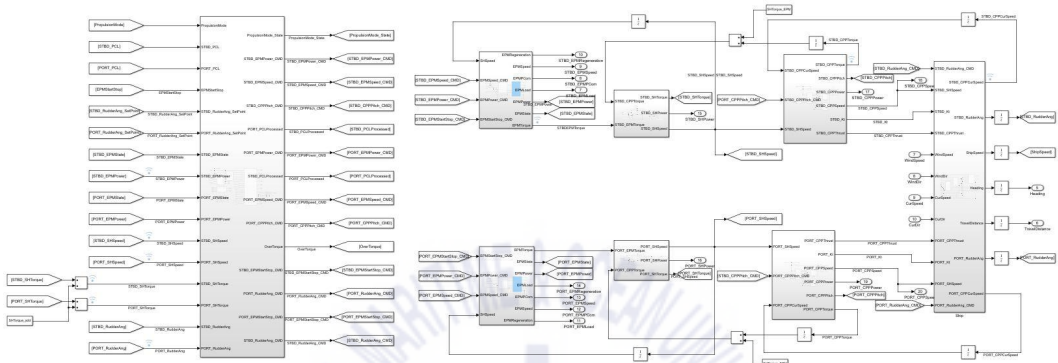


Fig 3.54 Dynamic simulation model of electric propulsion vessel

동적 시뮬레이션 모델은 추진제어기 모델로부터 제어 명령을 받아 추진전동기, 가변추진기 및 방향타 제어를 수행하게 된다. 제어 명령을 받은 추진전동기 모델은 토크를 발생하게 되며, 추진축계 모델은 추진전동기로부터 발생된 토크와 함정의 속도 및 가변추진기의 피치, 회전속도에 따른 토크의 차이를 계산하여 추진축계를 회전시켜 축회전수를 결정하게 된다. 이러한 회전속도와 피치각에 따른 전진비 등을 바탕으로 함정 모델은 최종적으로 추력을 계산하며, 추력 및 현재 함정의 속도에 따라 현재의 함속을 결정하게 된다. 이러한 동적 시뮬레이션을 활용하여 제 4장에서는 추진레버 제어기의 적용에 따른 축계의 토크 및 회전속도를 비교 및 분석한다.

## 제 4 장 시뮬레이션

### 4.1 시뮬레이션 개요

제 3장에서 함정 동적 시뮬레이션 모델을 개발하였다. 제 4장에서는 제 3장에서 개발한 함정 동적 시뮬레이션을 활용하여 프로세서 레버 적용에 따른 추진 장비 제어 성능을 비교 및 분석한다. 따라서 본 장에서는 함교의 텔레그래프(PCL, Propulsion Control Lever) 지령 값에 따라 프로세서 레버 제어를 적용하였을 때와 적용하지 않았을 때의 추진축계 회전속도를 비교 및 분석한다. 프로세서 레버 제어기 적용에 따른 성능 분석을 위해 표 4.1와 같은 항목을 대상으로 시뮬레이션을 수행한다.

**Table 4.1** Case of simulation

Case		Processor lever	Set parameter value	PCL command
1	1	X	-	PCL 0 → 3
2	2	X	-	PCL 0 → 6
3	3	O	IncLim 1, IG 1	PCL 0 → 6
4	4-1	O	IncLim 1, IG 1	PCL 0 → 6
	4-2	O	IncLim 13, IG 1	
5	5-1	O	IncLim 13, IG 1	PCL 0 → 6
	5-2	O	IncLim 13, IG 2	
	5-4	O	IncLim 13, IG 3	
	5-5	O	IncLim 13, IG 5	
6	6-1	O	IncLim 13, IG 2	PCL 0 → 6
	6-2	O	IncLim 13, IG 2.5	
	6-3	O	IncLim 13, IG 3	
7	7-1	O	IncLim 13, IG 2.5	PCL 0 → 6
	7-2	O	IncLim 13, IG 2.8	
	7-3	O	IncLim 13, IG 3	

1번과 2번의 시뮬레이션을 프로세서 레버 제어가 없을 경우 추진축계의 회전속도를 나타내고, 3번과 7번까지의 시뮬레이션의 경우 프로세서 레버 제어 적용에 따른 추진축계 회전속도를 비교하여 나타낸다. 프로세서 레버의 적용 파라미터에서 IncLim은 프로세서 레버 제어의 비례 제어기 파라미터를 나타내며 IG(integrator)는 적분 제어기 파라미터를 나타낸다.

시뮬레이션 초기 제어 값을 변경시키기 전 초기상태는 축계의 회전수가 '45rpm', 가변추진기의 pitch 가 '0' 인 상태가 안정된 후 수행하도록 한다.

시뮬레이션시 추진모드는 추진전동기 navigation 모드로 수행하였으며, Simulink 설정은 시뮬레이션 단위 시간(step time) 0.01초, fixed step으로 수행하였다. 또한, solver는 ode14를 사용하였고, 각 시뮬레이션은 400초까지 진행하였다.



## 4.2 프로세서 레버 적용에 따른 시뮬레이션

### 4.2.1 Case 1 (레버 미적용, PCL 0→3)

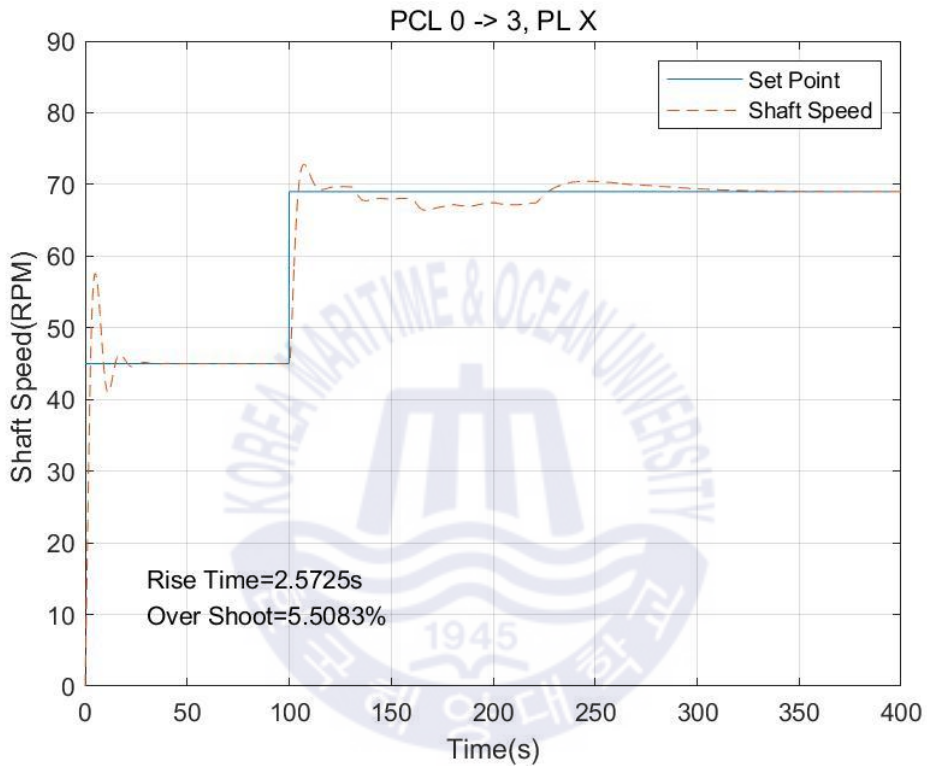


Fig 4.1 PCL 0 → 3, without Processor lever

Case 1은 프로세서 레버 제어기를 적용하지 않았을 경우, 사용자가 PCL 지령 값을 100초에 ‘0→3’으로 변경시켰을 때 추진축계의 회전속도 목표값과 그에 따른 추진축계의 회전속도를 나타낸다. 시뮬레이션 결과 rise time은 2.57초이며, 추진축계 최대 회전속도는 72.8rpm으로 약 5.51% overshoot가 나타남을 확인할 수 있다.

#### 4.2.2 Case 2 (레버 미적용, PCL 0→6)

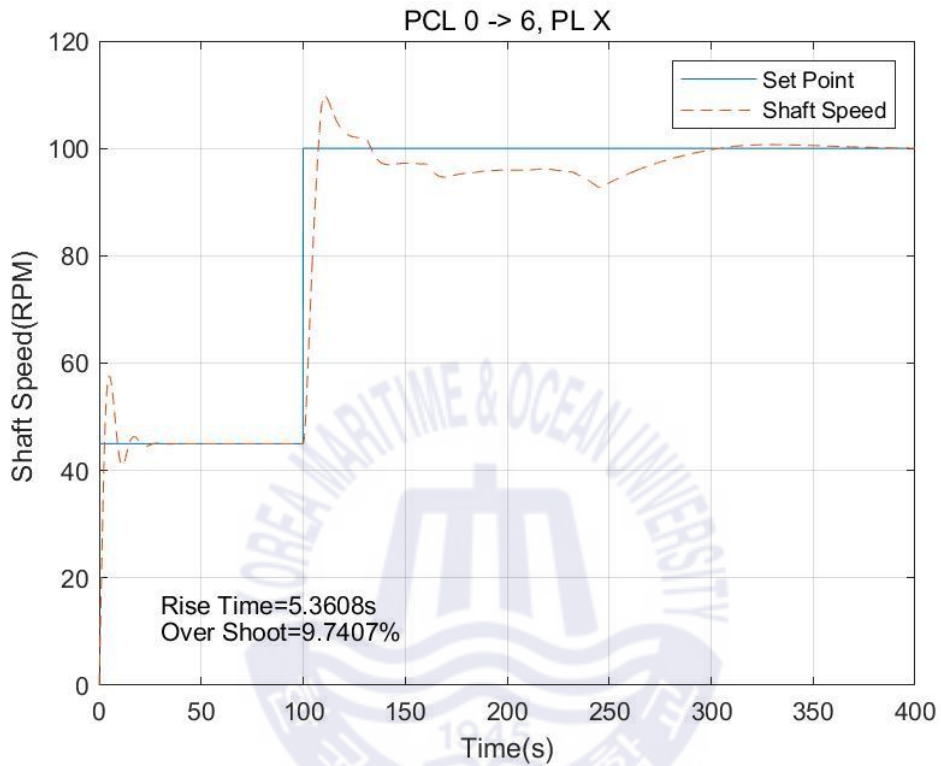


Fig 4.2 PCL 0 -> 6, without Processor Lever

Case 2는 프로세서 레버 기능을 적용하지 않은 상태에서 PCL을 0에서 6으로 변화시키면서 시뮬레이션을 수행하였다. 시뮬레이션 결과 rise time은 5.36초 이며, 추진축계 최대 회전속도는 109.74rpm으로 약 9.74% overshoot가 나타남을 확인할 수 있다.



### 4.2.3 Case 3 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 1, IG 1)

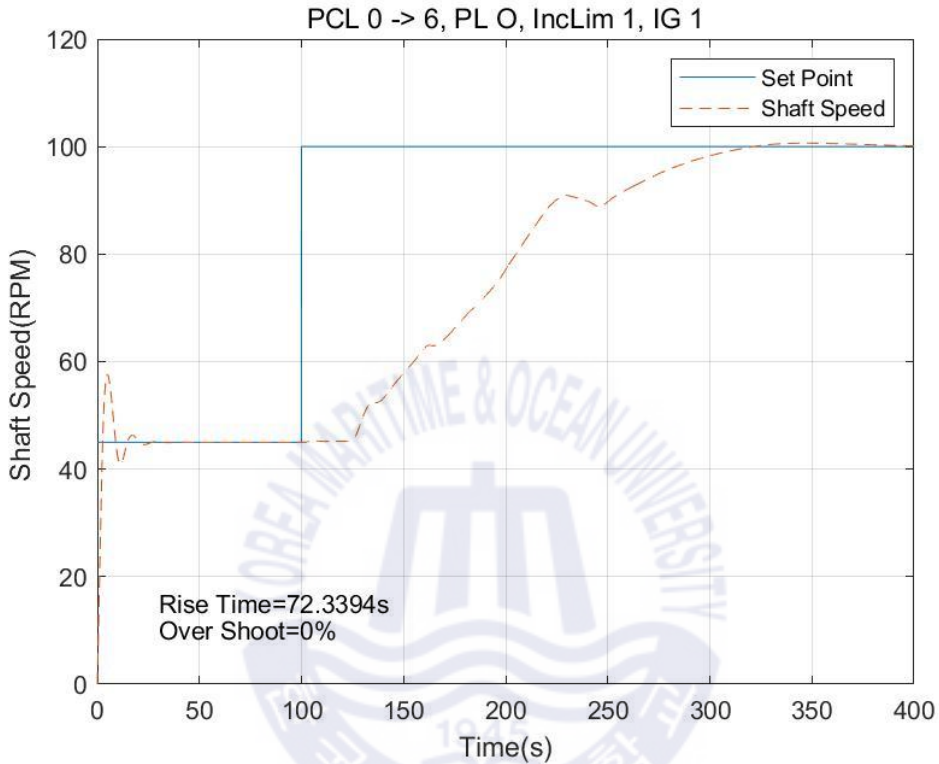


Fig 4.3 PCL 0 -> 6, IncLim 1, IG 1

Case 3는 프로세서 레버 기능을 적용한 상태에서 PCL을 0에서 6으로 변화시키면서 시뮬레이션을 수행하였다. 시뮬레이션 결과 초기 약 30초 동안 프로세서 레버 기능으로 인해 지연이 발생하였으며, 180초 이내에 최대 회전속도에 도달하지 않음을 확인할 수 있다. 180초에 추진축계 회전속도는 68.3306rpm으로 목표값인 100rpm에 도달하지 못하였다.

프로세서 레버를 적용함에 따라 overshoot는 발생하지 않았기 때문에 추진체계의 안전성(safety)는 기존에 비해 높아졌으나, 시스템의 응답성이 늦어짐에 따라 함정의 추진 성능(가속)이 감소함을 확인할 수 있다. 따라서 위와 같은 문제를 해결하기 위해서는 함정의 안정성을 확보한 상태에서 추진성능을 최대화하기 위해서는 프로세서 레버의 파라미터(IncLim, IG)를 최적화 할 필요가 있다.

#### 4.2.4 Case 4 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 1/13, IG 1)

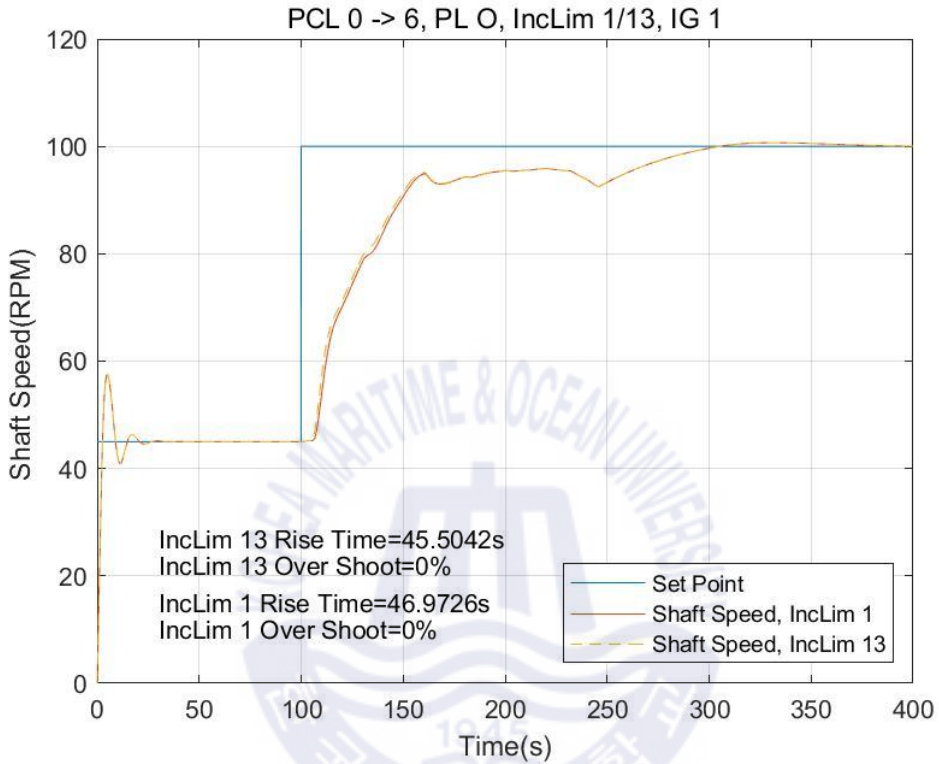


Fig 4.4 PCL 0 -> 6, IncLim 1/13, IG 1

Case 4는 프로세서 레버의 파라미터를 최적화하기 위하여 Case 3과 동일한 환경에서 IncLim의 계수를 13으로 설정하고 시뮬레이션을 수행하여 Case 3의 시뮬레이션 결과와 비교하였다.

IncLim의 계수를 13으로 설정한 상태에서 시뮬레이션 결과 초기 약 5초간 프로세서 레버 기능으로 인해 지연이 발생하였다. rise time은 45.5초에서 추진축계 최대 회전속도는 95.14rpm으로 목표값 대비 약 95.14%에 도달하였으며, overshoot는 발생하지 않았다. IncLim은 13이상에서 제어성능이 더 이상 개선되지 않았으며, 값이 작아질수록 성능이 떨어짐을 확인하였다.

#### 4.2.5 Case 5 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 13, IG 1/2/3/5)

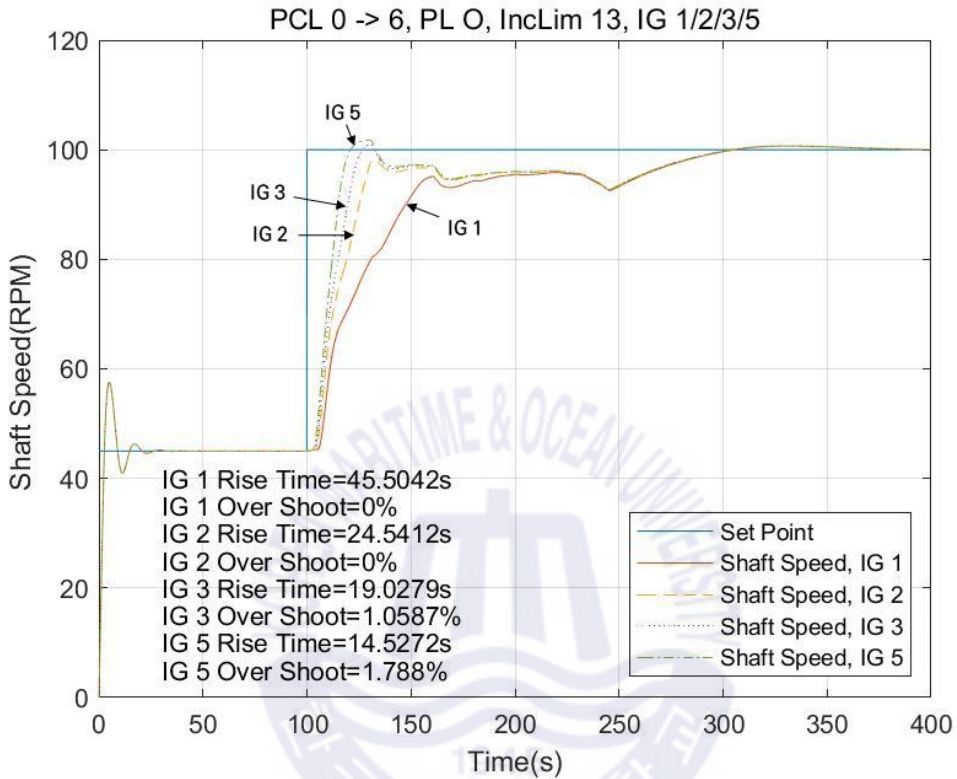


Fig 4.5 PCL 0 -> 6, IncLim 13, IG 1/2/3/5

Case 5는 Case 4에서 설정한 IncLim을 13으로 고정된 상태에서 IG를 1, 2, 3, 5로 변화시키면서 IG의 최적값을 찾기위해 시뮬레이션을 수행하였다.

IG가 1에서 시뮬레이션 결과, rise time 45.5초 에서 추진축계 최대 회전속도는 95.14rpm으로 Overshoot는 발생하지 않았으며, IG가 2인 경우, rise time 24.54초에서 추진축계 최대 회전속도는 98.3rpm으로 Overshoot는 IG 1과 동일하게 발생하지 않았다.

IG가 3에서 시뮬레이션 결과, rise time 19.03초에서 추진축계 최대 회전속도는 101.1rpm으로 약 1.06% Overshoot가 나타났으며, IG가 5인 경우, rise time 14.53초에서 추진축계 최대 회전속도는 101.78rpm으로 약 1.79% overshoot가 나타났다.

#### 4.2.6 Case 6 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 13, IG 2/2.5/3)

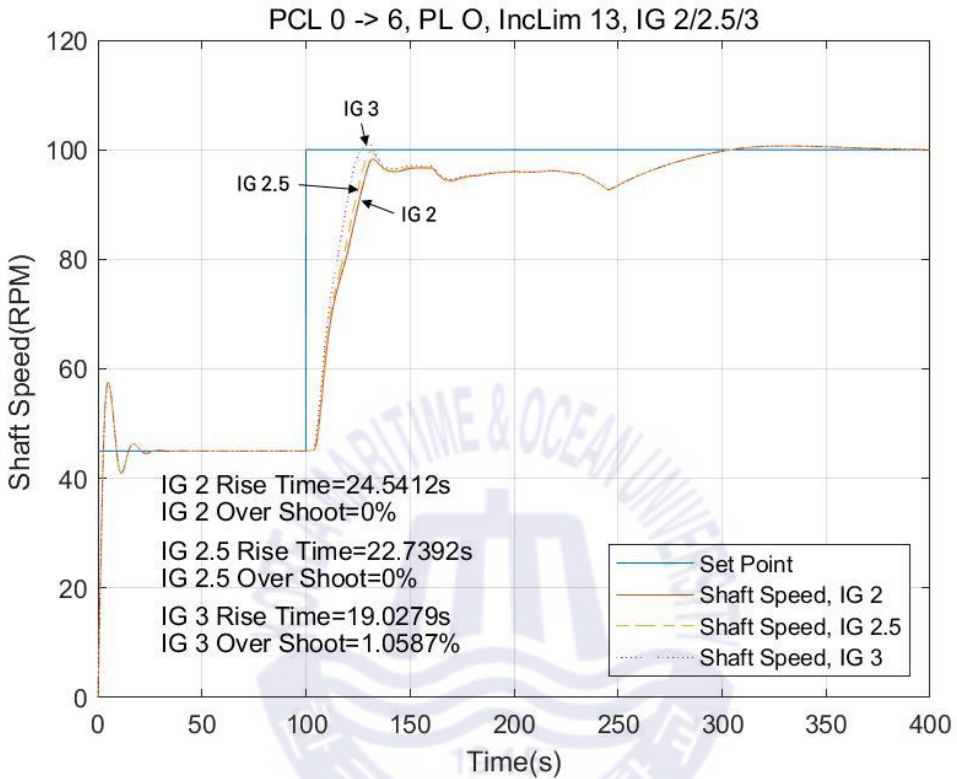


Fig 4.6 PCL 0 -> 6, IncLim 13, IG 2/2.5/3

Case 6에서는 Case 5의 시뮬레이션 결과에 따라 overshoot가 발생하지 않는 범위 내에서 최적의 IG값을 찾기위해 IG 2~3 구간을 0.5단위로 세분화하여 시뮬레이션을 수행하였다.

IG 2.5 시뮬레이션 결과 rise time 22.74초에서 추진축계 최대 회전속도는 99.71rpm이며, overshoot는 발생하지 않았다.

이와 같은 결과는 IG 2인 경우에 비해 rise time이 약 1.78초 단축되었음을 확인할 수 있다.

#### 4.2.7 Case 7 (레버 적용, PCL 0→6, IncLim 13, IG 2.5/2.8/3)

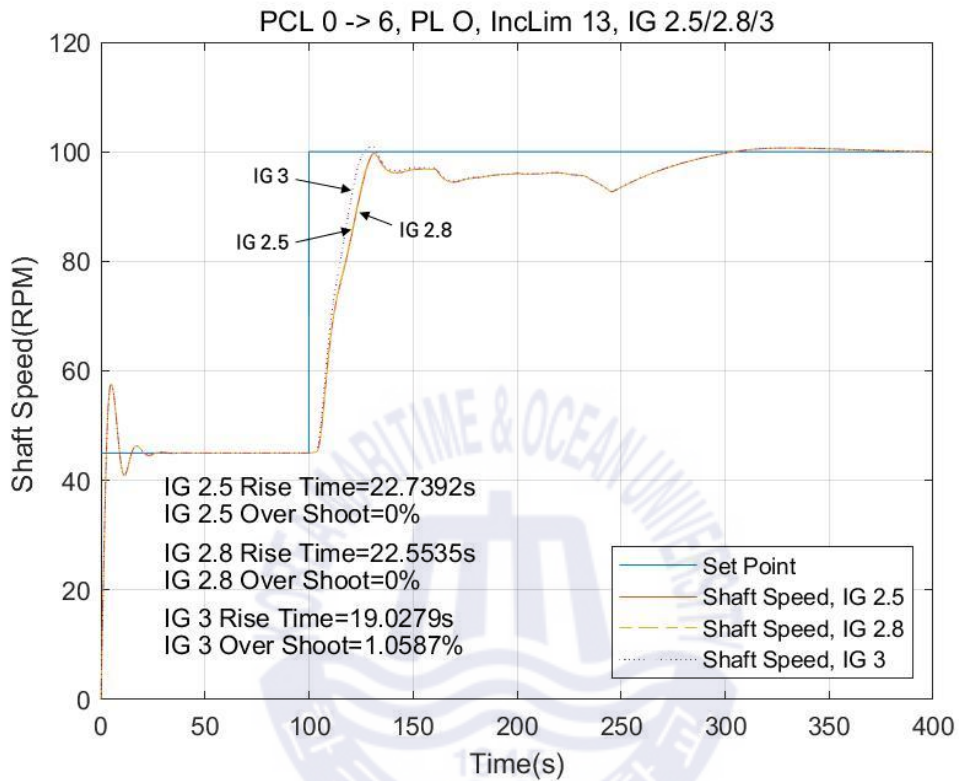


Fig 4.7 PCL 0 -> 6, IncLim 13, IG 2.5/2.8/3

Case 7에서는 IG 2.5~3 구간을 구체적으로 비교하기 위해 IG 2.8로 시뮬레이션을 수행하여 IG 2.5와 시뮬레이션 결과를 비교하였다.

시뮬레이션 결과 Rise time 22.55초에서 추진축계 최대 회전속도는 99.83rpm으로 목표값 대비 약 99.83%에 도달하였으며, overshoot는 발생하지 않았음을 확인할 수 있다. 이와 같은 결과는 IG 2.5인 경우에 비해 rise time이 약 0.18초 단축되었으며, 최대 회전속도는 약 0.1% 개선되었음을 확인할 수 있다.

### 4.3 검토 및 고찰

4장에서는 3장에서 모델링한 추진 장비 제어기 및 추진 장비, 합정 모델을 이용하여 Simulink로 시뮬레이션을 통해 프로세서 레버를 이용한 추진성능 최적화를 수행하였다.

시뮬레이션 결과, 합정 추진에서 가장 중요한 overshoot를 프로세서 레버 알고리즘을 통해 제어하였으며, 프로세서 레버의 파라미터 최적화를 통해 추진 성능을 개선할 수 있음을 확인하였다.

다음 표 4.2는 Case 별 시뮬레이션 결과 성능 지표를 정리한 것이다.

**Table 4.2** Results of simulation

Case		PCL command	Set parameter value	Rise time (s)	Max Speed (RPM)	Over Shoot (%)
1	1	PCL 0 → 3	-	2.57	72.8	5.5
2	2	PCL 0 → 6	-	5.36	109.74	9.74
3	3	PCL 0 → 6	IncLim 1, IG 1	72.33	68.33	-
4	4-1	PCL 0 → 6	IncLim 1, IG 1	45.5	95.14	-
	4-2		IncLim 13, IG 1	46.97	94.92	-
5	5-1	PCL 0 → 6	IncLim 13, IG 1	45.5	95.14	-
	5-2		IncLim 13, IG 2	24.54	98.3	-
	5-4		IncLim 13, IG 3	19.03	101.05	1.06
	5-5		IncLim 13, IG 5	14.53	101.79	1.79
6	6-1	PCL 0 → 6	IncLim 13, IG 2	24.54	98.3	-
	6-2		IncLim 13, IG 2.5	22.74	99.71	-
	6-3		IncLim 13, IG 3	19.03	101.06	1.06
7	7-1	PCL 0 → 6	IncLim 13, IG 2.5	22.74	99.71	-
	7-2		IncLim 13, IG 2.8	22.55	99.83	-
	7-3		IncLim 13, IG 3	19.03	101.06	1.06

## 5. 결론

본 논문에서는 전기추진을 적용한 함정의 안전하고 효율적인 튜닝을 위한 프로세서 레버 제어기 적용방안을 제안하였다. 이를 위하여 출력, 회전속도, 추력 등의 추진성능을 확인할 수 있는 물리적 특성 값을 실시간으로 계산할 수 있는 추진체계의 동력전달 체계와 추진체계의 추력을 입력하여 함정 속도를 실시간으로 계산할 수 있는 선형 및 추진제어기를 모델링하였으며, 프로세서 레버 제어기의 성능을 확인할 수 있는 시뮬레이션을 수행하였다.

프로세서 레버 제어기는 장비에 대한 제어 명령 및 PI 제어기 기반의 출력을 계산하는 PI 제어기 전단에서 운용자의 추진레버 명령을 단계적으로 제어하여 추진제어의 안정성을 높이고 가속 및 감속 속도를 조정할 수 있는 파라미터를 적용하여 추진성능을 최적화 할 수 있도록 설계하였다.

시뮬레이션에서는 함정 추진레버를 '0' 단계에서 '6' 단계로 운용 시 프로세서 레버 제어기 적용을 통한 overshoot 개선 정도, 추진성능 변화 및 프로세서 레버 제어기의 파라미터 변경을 통한 추진성능 향상 정도를 분석하였다. 그 결과 프로세서 레버 제어기를 적용하지 않았을 때 발생했던 9.74%의 overshoot을 발생시키지 않으면서도 안정적으로 추진성능(가속 속도) 향상을 달성할 수 있었다.

고속추진 및 빠른 추진 응답속도를 위하여 선체 대비 고출력의 추진전동기가 적용되는 전기추진 함정에서의 안정적인 추진제어 시스템 튜닝을 위한 방법으로 프로세서 레버 제어기 적용의 효용성을 확인할 수 있었다. 향후 실제 함정의 적용사례 분석을 통하여 프로세서 레버 제어기의 제어 알고리즘 최적화가 필요할 것으로 판단된다.

## 참고문헌

- [1] Min-wook Kim, 2016, “A study on fuel consumption of combat support ship according to propulsion system”, Master’s thesis, Korea Maritime and Ocean University
- [2] Yong-pyo, Hong, 2015, “ A Study on the Arrangement of Efficient Power System for a Warship” , Master’ s thesis, Korea Maritime and Ocean University
- [3] Timothy J. McCoy, 2011, Naval energy forum [online] Available at: <https://ndiastorage.blob.core.usgovcloudapi.net/ndia/2011/navy/McCoy.pdf> [Accessed 21 July 2019]
- [4] Timothy McCoy, Jim Zgliczynski, Niles W. Johanson, Frederik A. Puhn & Thomas W. Martin, 2007, Hybrid Electric Drive for DDG-51 Class Destroyers, American Society of Naval Engineers, pp.83-91
- [5] Dong-Il Choi, Hunseok Lee, Jin-Seok Oh, “Analysis of annual fuel consumption by using bidirectional power conversion with hybrid electric propulsion system in naval ship” , The Korean Society of Marine Engineering, 43(4), pp.299-306
- [6] So-Yeon Kim, “A Study on the adoption of power take off operation mode and fuel-saving effect in the hybrid electric propulsion system for a warship” , The Transactions of the Korean Institute of Power Electronics 24(1), pp. 40-48
- [7] Dong-Il Choi, Hunseok Lee, Jin-Seok Oh, “Analysis of annual fuel consumption by using bidirectional power conversion with hybrid electric propulsion system in naval ship” , Journal of the Korean Society of Marine Engineering 43(4), pp.299-306
- [8] Hyung-Min Lee, Byung-Jin Cho, “Analysis of development trend for the integrated power system of naval vessels to perform the high-power and energy mission load platform” , Journal of the Korean Society of Marine Engineering 35(6), pp.796-801
- [9] Qunying Shen, B. Ramachandran, S. K. Srivastava, M. Andrus, D. A. Cartes, “Power and energy management in integrated power system,” Electric Ship



Technologies Symposium (ESTS), pp.414-419

- [10] 강규홍, 김성동. “전기추진선박 기술동향 및 선박에 따른 소비전력 분석” , The Korean Institute of Electrical Engineers 66(7), pp.13-20
- [11] Seung-hyun Ryu, Sung-young Jung, Jin-seok Oh, “A study of the hybrid electric drive generating mode in naval ships” , Journal of the Korean Society of Marine Engineering 39(9), pp.967-972
- [12] So-Yeon Kim, 2007, “Suppression of the thrust loss for the maximum thrust operation in the electric propulsion ship ” , Master’s thesis, Seoul National University
- [13] E. Sarris, “Naval ship propulsion and electric power systems selection for optimal fuel consumption” , M. S., Massachusetts Institute of Technology
- [14] British Crown, 2009. Electric Propulsion for UK Warships
- [15] GE Conversion, 2012, Type 23 Frigates Duke class, Case Study
- [16] GE Conversion, 2012, Queen Elizabeth class(QEC) aircraft carrier, Case Study
- [17] Hyung-Min Lee, Byung-Jin Cho, “Analysis of development trend for the integrated power system of naval vessels to perform the high-power and energy mission load platform” , Journal of the Korean Society of Marine Engineering 35(6), pp.796-801
- [18] 최세화, “DC 계통에 기반한 전기 추진선의 과도 부하 응답 개선을 위한 제어기 설계” , 서울대학교 박사 학위 논문, 2018
- [19] A. L. Gattozzi et al., “Power system and energy storage models for laser integration on naval platforms” , 2015 IEEE Electr. Sh. Technol. Symp.(ESTS), pp.173-180
- [20] G. Benvenuto, S. Brizzolaro & M. Figari, 2001, Simulation of the propulsion system behaviour during ship standard manoeuvres,
- [21] G. Benvenuto & U. Campora, 2006. A gas turbine modular model for ship propulsion studies, China International Boat Show&HPMV Conference, 2006

- [22] 이형민, 조병진, 2011. 고출력 에너지 사용 체계 플랫폼 실현을 위한 해군함정의 통합 동력 시스템 발전 경향 분석, 한국마린엔지니어링학회, 제 35권, 제 6호, pp.796-801
- [23] Sung-Young Jung, 2016, “The development of warship propulsion system simulator for ECS reliability” , Ph.D’ s thesis, Korea Maritime and Ocean University
- [24] Sung-Young Jung, Hun-seok Lee, Jin-Seok Oh, “Development of an ECS Simulator for Warship Propulsion Systems” Naval Engineers Journal, No.132-2, 2020
- [25] Jae-hee Jang, Seung-woo Shin, Min-gon Kim, Jin-seok Oh, “Development of CODOG Propulsion System Simulator” , Journal of the Korea Institute of Information and Communication Engineering 21(9), pp.1808-1817, 2017
- [26] Jae-hee Jang, Dong-jin Kim, Min-gon Kim, Jin-seok Oh, “Development of Naval Ship Propulsion System Simulator for CODLOG based ECS Verification” , Journal of the Korea Institute of Information and Communication Engineering 21(9), pp. 1796-1807, 2017
- [27] Na-Young Son, Hun-Seok Lee, Jin-Seok Oh, “Development of propulsion equipment model and simulator for verification of propulsion system” , Journal of the Korean Society of Marine Engineering 43(1), pp.48-55, 2019
- [28] Y. G. Kim, D. J. Yeo, N. S. Son, S. Y. Kim, K. H. Yun & Oh, B. I., Prediction of Maneuverability of KCS with 4 Degrees of Freedom. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 48(3), pp.267-274. 2011
- [29] Inoue, S., Hirano, M., Kijima, K., 1981, Hydrodynamic Derivatives on Ship Manoeuvring. International Shipbuilding Progress.
- [30] Kijima, K., Nakiri, Y., 2003, On the practical prediction method for ship manoeuvring characteristics. MARSIM.
- [31] Sung, Y. J., & Park, S. H. 2015, Prediction of ship maneuvering performance based on virtual captive model tests. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 52(5), pp.407-417.
- [32] Kim, Y. G., Yeo, D. J., Son, N. S., Kim, S. Y., Yun, K. H. & Oh, B. I. (2011).

- Prediction of Maneuverability of KCS with 4 Degrees of Freedom. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 48(3), pp.267-274.
- [33] Yoon, H. (2009). Phase-averaged stereo-PIV flow field and force/moment/motion measurements for surface combatant in PMM maneuvers. Ph.D Thesis, The University of Iowa.
- [34] Cook, S. S. (2011). Effects of headwinds on towing tank resistance and PMM tests for ONR Tumblehome. M.S.Thesis, The University of Iowa.
- [35] Clarke, D. (1972). Paper 8. A two-dimensional strip method for surface ship hull derivatives: comparison of theory with experiments on a segmented tanker model. Journal of Mechanical Engineering Science, 14(7), 53-61.
- [36] Kijima, K., 1993. On a prediction method of ship manoeuvring characteristics. MARSIM.
- [37] Kijima, K., Nakiri, Y., (2003). On the practical prediction method for ship manoeuvring characteristics. MARSIM.
- [38] Ankudinov, V., 1993, Assessment and Principal Structure of the Modular Mathematical Model for Ship Manoeuvrability Prediction and Real Time Manoeuvring Simulation. MARSIM.
- [39] ITTC, R. P. 2002, Guidelines: Full Scale Measurements Manoeuvrability Full Scale Manoeuvring Trials Procedure. ITTC Recommended Procedures and Guidelines, Procedure 7.5-04-02-01.
- [40] Procedures, ITTC-Recommended, "Guidelines 7.5-02-06-03, 2011," Validation of Manoeuvring Simulation Models, Revision 2, 2011
- [41] Campora U., Figari M., Martelli M., Vignolo S., Viviani M. and Ratto M., "Propulsion plant simulation for fast military vessels," In Symposium on High Speed Marine Vehicles, 2011
- [42] Ankudinov, V., 1993, Assessment and Principal Structure of the Modular Mathematical Model for Ship Manoeuvrability Prediction and Real Time Manoeuvring Simulation. MARSIM.

- [43] Clarke, D. 1972, Paper 8. A Two-Dimensional Strip Method for Surface Ship Hull Derivatives: Comparison of theory with Experiments on a Segmented Tanker Model. *Journal of Mechanical Engineering Science*, 14(7), 53-61.
- [44] Kijima, K., 1993, On a prediction method of ship manoeuvring characteristics. *MARSIM*.
- [45] “모터제어 -DC, AC, BLDC” , 북두출판사, 2014
- [46] Yifan Zhao, Thomas A. Lipo, 1995, “ Space vector PWM control of dual three-phase induction machine using vector space decomposition“, *IEEE Tran. on industry Application*
- [47] Yashan Hu, Zi-Qiang Zhu, Kan Liu, 2014, “Current control for Dual Three-Phase Permanent Magnet Synchronous Motors Accounting for Current Unbalance and Harmonics“, *IEEE Journal and selected topics in Power Electronics*
- [48] Asgeir J. Sorensen, Alf Kare Adnanes, Thor I Fossen, Jann-Peter Strand, 1997, “A New Method of Thruster Control in Positioning of Ships Based On Power Control“, 4th IFAC Conference on Manoeuvring and Control of Marine Craft
- [49] Z. Hakan Akpolat, Greg M. Asher, Jon C. Clare, 1999, “Dynamic Emulation of Mechanical Loads Using a Vector-Controlled Induction Motor-Generator Set“, *IEEE Transaction on Industrial Electronics*
- [50] 김상훈, “모터 제어 DC, AC, BLDC” 북두, 2014
- [51] T. Joung, S. Jeong, S. Lee, CFD simulation and experimental tests for three different ducted propellers, *Journal of Ocean Engineering and Technology* 28(3), 199-208
- [52] U. Campora, M. Figari, 2003, Numerical simulation of ship propulsion transients and full-scale validation, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M: Journal of Engineering for the Marine Environment*.
- [53] M. Altosole, G. Benvenuto, M. Figari, 2005, Performance prediction of a planing craft by dynamic numerical simulation. *Proceedings of the 7th Symposium on High Speed Marine Vehicles, 2005 Conference*, 105-111.

- [54] M. Figari, M. Altosole, 2007, Dynamic behaviour and stability of marine propulsion systems. Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part M-journal of Engineering for The Maritime Environment. 221. 187-205.
- [55] M. Viviani, M. Altosole, 2008, Marine Propulsion System Dynamics during Ship Manoeuvres.
- [56] ITTC 1978 Method, 1978, International towing tank conference

