

資 料

비대선형에 관한 MARAD 계열 시험 자료

반 석 호*, 공 인 영*

FOREWORD

1970년대 초반부터 선박의 저속, 비대화 현상이 두드러졌고, 동시에 항구의 수심에 따른 흘수의 제한이 따르게 되었다. 이러한 영향으로 큰 방형비치계수(C_B), 작은 길이-폭 비(L/B), 큰 폭-흘수비(B/T)를 갖는 새로운 선형이 필요하게 되었으나 설계자나 조선소에 도움을 줄 만한 체계적 자료가 거의 없는 형편이었다. 이에 따라 미국의 Maritime Administration에서는 Hydronautics사에 이러한 선형에 대한 저항, 추진, 조종성능자료 개발하기 위한 체계적인 Series 시험을 의뢰하였다. 선형계수선정, 선도개발, 모형시험 및 해석프로그램개발 등이 1971년부터 1977년까지 수행되어 4개의 보고서로 미국내에 한정 배포된 바 있다. 그후 이 자료에 대한 많은 요구가 있어 Maritime Administration에서는 보고서들을 요약, 통합하여 단행본으로 발간하였고 2개의 계산 프로그램을 부록에 포함하였다. 첫번째 프로그램은 주요치수의 범위내의 선형계수들을 갖는 대상선형의 선도를 계열선의 선도로부터 정의해 주고 두번째 프로그램은 앞에서 정의된 선형의 저항, 추진성능을 추정해준다. 여기서는 MARAD 계열선의 시험내용 및 해석결과를 요약, 소개하였다. 그림, 표, 참고문헌의 번호 및 기호, 단위는 원문과 똑같이 표기하였으며 그림 및 표는 일부만을 인용하였으므로 실제 응용을 위해서는 원문을 참고하기 바란다.

CHAPTER 1 INTRODUCTION

대형 비대선의 설계, 개발에 유용한 체계적인 유체 역학 자료를 제공하는 것을 목적으로 하였다. 이는 최소의 비용으로 최대의 재화중량을 얻기 위해 작은 길이-폭 비(L/B)를 채택하고 흘수의 제한으로 큰 폭-흘수 비(B/T)를 채택하려는 설계 경향과도 일치한다.

Background Survey

Bulk 선의 크기 및 치수비의 경향, 기존의 또는 수평중인 비대선 Series의 범위 및 비대선형의 모형시험

에 관련된 문제를 파악하여 본 프로그램의 대상범위를 확정하고자 하였다. 기존의 Series로는 Taylor Standard Series[5], Series 60[6], BSRA Series[7], SSPA Series[8], SRI Series[9], NSMB Series[10], FDS [11]의 선형시험 결과 등이 있으며 각각의 선형계수의 범위는 다음과 같다.

Series I.D.	C_B Range	L/B Range	B/T Range
Series 60	0.60 ~ 0.80	5.5 ~ 8.5	2.5 ~ 3.5
BSRA	0.65 ~ 0.85	5.8 ~ 8.4	2.1 ~ 3.45
SSPA	0.725 ~ 0.80	7.2 ~ 8.1	2.3 ~ 2.5
Ship Research Inst. of Japan	0.80 ~ 0.82	5.5 ~ 6.7	2.6 ~ 3.6
NSMB	0.80 ~ 0.85	6.5	2.65
FDS	0.85	6.6	2.7

Selection of Parameters

최근의 설계 경향과 기존의 Series를 고려하여 다음과 같은 선형계수의 범위를 선정하였다.

$$0.80 < C_B < 0.875, 4.50 < L/B < 6.50$$

$$3.00 < B/T < 4.75$$

Program Scope

16척의 모형선(18~27 feet)을 제작하여 저항선형과 자항시험을 수행하였다. 또한 PMM(Planar Motion Mechanism)을 이용한 구속모형시험을 13개 선형에 대해 수행하여 computer simulation에 필요한 유체 동력학적 계수들을 구해 조종성능 특성평가를 할 수 있도록 하였다. 수심에 따른 조종성능 특성을 조사하기 위해 4개 모형선에 대해 얇은 물에서의 모형시험을 하였다.

CHAPTER 2 HULL FORM DEVELOPMENT

Parent Hull Form Selection

C_B 가 0.85 이상이고 L/B 는 6.5보다 작은 범위내에서 실제 설계를 단축시킬 수 있는 선형이 없었으므로 중간단계로서 모선형(parent hull form)과 자선형(off-

* 한국 기계연구소 대덕 선박분소 선형추진실

spring)들을 만들 수 있는 기본선형을 개발하였다. 선체를 3개 부분—물가름부(entrance), 중앙평행부(parallel midbody), 물모음부(run)—으로 나누어 기본 선형을 결정하였으며 이를 체계적으로 결합하여 필요한 선형계수를 만족할 수 있도록 Series 선형을 결정하였다. 물가름부는 NSMB[10]와 FDS[11]의 결과를 참고하여 개선된 둥근 선수(rounded or cylindrical bow)의 개념을 도입하였다. 이러한 선수형상을 갖는 선형에 대해서는 마력 절감뿐 아니라 내항성 및 방향 안정성도 좋은 것으로 밝혀져 있으며 또한 형상이 단순하므로 구상선수에 비해 건조비용도 적게 든다.

물모음부형상은 유체동력학적 고려를 통해 결정하였다. 비대선의 경우에는 저항이나 다른 유체동력학적 특성에 불리한 효과를 주는 박리현상을 심각하게 고려하여야 한다. 박리는 물모음부가 뚱뚱해지고 짧아짐에 따라, 즉 C_B 는 커지고 L/B 는 작아짐에 따라 점점 민감한 문제가 된다. 이러한 선형의 경우, 수선의 경사가 심해 박리가 빨리 일어 나기 쉬운 통상의 물모음부형상으로는 만족할 수 없다. 그러므로 두 개의 물모음부 뒷부분(run ending) —짧은 물모음부(short run, $L_R/B=1.6$)와 긴 물모음부(long run, $L_R/B=3.2$)—를 개발하여 L/B 의 양범위에 걸쳐 사용하였으며 그림 2-1b 및 2-1c에 각각 표시하였다. 두 선미 형상의 측면형상은 a와 b점(그림 2-1 참조) 사이의 길이들을 만재홀수로 부차원화했을 때 동일하도록 하여 타와 프로펠러의 배치가 실제 선형설계요건을 만족할 수 있도록 하였다. 짧은 물모음부는 L/B 가 작은 선형을 위해 설계되었으며 기본적으로 중단면유동을 유도하는 선미(buttock flow stern)이다. 상대적으로 짧고 뚱뚱한 물모음부를 갖는 선형에 대해서는 비교적 경사가 완만한 중단면선을 따라 유동을 유도하여 박리를 늦추는 것이 통상의 선미 선형보다 저항이 작을 것으로 기대된다. 또한 넓은 트랜섬을 갖도록 하여 물모음부 끝의 수선들의 경사가 덜 심하도록 하였다. 긴 물모음부의 형상도 비슷하나 통상의 선형의 경향을 띠고 있다.

Derivation of Series Forms

주어진 C_B , LCB , L/B , B/T 값을 만족하면서 물가름부와 중앙평행부, 물모음부를 적절히 조합하여 모선형 및 자선형을 만들었다. 선형의 기하학적 특성치들과 물가름부, 중앙평행부, 물모음부의 기하학적 특성치들은 식[1, 2, 3]과 같은 관계를 가지며, 이로부터 주어진 C_B 와 $(LCB)'$ 에 대해서 L_E' , L_M' , L_R' 값이 결정된다. 물가름부는 모든 선형에 대해 그림 2-1a의 기본선형이 동일하게 적용된다. 한편 물모음부는

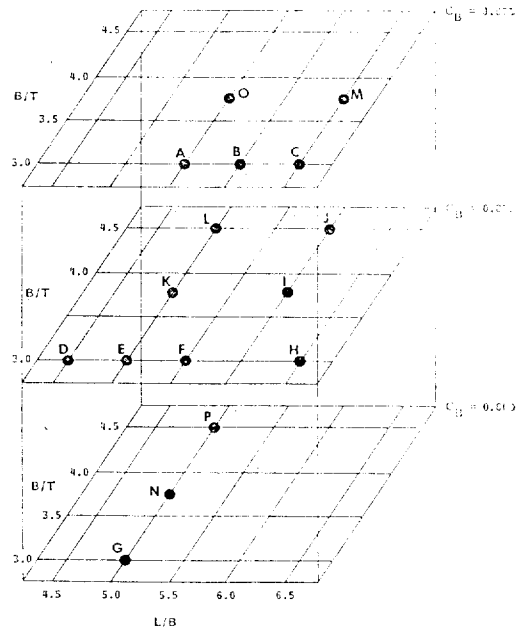


Fig. 2-2 Diagram showing range of series geometric paramters

앞쪽부분(run beginning)의 8개 station에서는 모든 모형선에 대해 동일한 선체 치수가 적용된다(그림 2-1b 및 표2-2b). 그러나 선미 뒷부분(run ending)에 대해서는 L_R/B 의 값에 따라 긴물모음부($L/B=3.2$)와 짧은 물모음부($L_R/B=1.6$)의 값을 interpolation하여 결정한다. 한편 선미부의 선축형상은 a와 b점 사이의 길이와 폭의비를 일정하도록하여 $(\bar{ab}/B=0.4333)$ 확정한다.

Series Hull Form Parameters and Offsets

이상의 과정을 거쳐 MARAD Series를 이루는 16척의 선형(A~P)을 완성하였으며 각 모형선의 특성치들을 그림 2-2에서와 같이 도식적으로 나타낼 수 있다. 이 그림으로부터 C_B , B/T , L/B 의 어떠한 조합으로 모형선이 구성되었는가를 쉽게 파악할 수 있다. 이외에 중요한 기하학적 특성치로 침수표면적 계수($C_s=S/(\nabla L)^{1/2}$)를 사용하였으며 각각의 선형에 대해 나선체의 침수표면적 계수를 그림 2-3에 도시하였다.

CHAPTER 3 TEST PROGRAM

Model Design and Construction

각 모형의 만재상태와 경하상태에 대한 주요 치수들은 표 3-1에 종합되어 있다. 모든 모형은 잘 건조된

백송으로 제작하여 에폭시페인트로 표면처리를 하였고, 난류속진장치로는 2열의 studs를 사용하였다. 각각의 폭-홀수비($B/T=0.30, 3.75, 4.5$)에 대해서 3종의 표준타와 프로펠러를 사용하였다(그림 3-1 및 3-2).

Deep Water Test Program

전체 시험 항목은 표 3-4에 종합하였으며 다음과 같은 내용이 그 결과로 구해진다.

1. 16개 모형선의 단재홀수와 경하홀수에서의 나선체 저항특성
2. 표준타를 붙인 모든 모형선의 단재홀수에서의 저항특성
3. 표준타를 붙인 모든 모형선의 단재홀수에서의 저항특성
4. 표준타와 표준프로펠러를 붙인 13개 모형선의 단재홀수에서의 유체동력학적 계수
5. 표준타와 표준프로펠러를 붙인 모든 모형선의 단재홀수에서의 방향안정성과 조종성능 해석을 위한 도함수 값
6. 15개의 나선체 모형선의 단재상태에서 방향안정성 평가를 위한 도함수 값

Shallow Water Test Program

안정성과 조종성능에 대한 얕은 물의 효과를 알아보기 위해 수행되었으며 실험내용은 다음과 같다.

- 실험 모형선 4척 (E, K, L, H)
- 시험 항목 저항, 자항, PMM
- 물깊이/홀수(H/T) 1.5, 1.2(E, K, L, H)
2.5 (E)

CHAPTER 4 RESISTANCE DATA

Analysis and Format of Data Presentation

저항시험 자료는 다음 식으로 정의되는 잉여저항계수(C_R)의 형태로 표기되었다.

$$C_R = C_{Tm} - C_{Fm} = \frac{R_{Tm}}{\frac{1}{2} \rho S V^2} - C_{Fm}$$

여기서 C_F 값은 1957 ITTC 모형선 실선상관곡선을 사용하였고 침수표면적은 표 3-1에 주어진 값을 사용하였다. F_N 와 R_N 를 구하기 위한 특성길이로는 L_{PP} 를 사용하였다. 대표적인 저항시험 결과를 그림 4-1에 보였다.

Preliminary Studies

LCB 위치를 선정하기 위해 표 4-1에서 주어진 것처럼 LCB 위치(2.5, 3.0, 3.5% fwd)가 다른 3개의 모형선을 제작하여 저항시험을 하였다. 그림 4-4와 4-5

에서처럼 LCB 가 2.5% L_{PP} 만큼 중앙횡단면 앞쪽에 위치한 경우 저항성능이 가장 우수함을 알 수 있었고 본 프로그램의 모든 선형의 LCB 위치로 선정하였다.

Resistance Data Presentation

각 선형에 대한 $C_R \sim F_N$ 곡선은 부록 B에서 보여주고 있다. 선형계수의 변화에 대한 잉여저항 곡선은 그림 4-6~4-15에 표시하였으며 다음과 같은 내용으로 구성되어 있다.

Fig No.	L/B	C _B	B/T	Draft	
				Full Load	Ballast
4-6	Variable	0.875	3.00	×	
4-7	Variable	0.875	3.00		×
4-8	Variable	0.850	3.00	×	
4-9	Variable	0.850	Variable		×
4-10	5.00	0.850	Variable	×	
4-11	5.00	0.850	Variable		×
4-12	6.00	0.850	Variable	×	
4-13	6.00	0.850	Variable		×
4-14	5.00	0.800	Variable	×	
4-15	5.00	0.800	Variable		×

위 도표들을 사용하여 선형계수 범위내에 있는 임의의 선형에 대한 잉여저항과 EHP 를 interpolation에 의해 구할 수 있다. 실제 계산 예는 8장에 소개되어 있다.

Appendage Resistance

타를 붙인 모형시험은 표준타 B 를 사용하여 단재홀수에 대한 실험만을 수행하였다. 타면적의 두 배를 포함시킨 전체 침수표면적으로 C_R 값을 계산한 결과는 나선체에 대한 C_R 값과 매우 잘 일치하였으므로 전체 EHP 는 나선체의 EHP 에 전체 침수표면적과 나선체침수표면적의 비를 곱하여 구해지는 값으로 추정하였다.

Evaluation

배수량 350,000tons, 운항속도 16 knots인 선형에 대해서 비교를 수행하였다. 16개 모형과 기하학적 상사 선이면서 배수량이 350,000tons인 실선의 주요치수는 표 4-4에 요약되어 있다. 추정된 EHP 값은 선형 A 의 값을 기준으로한 비율로서 표시하였다. 일례로 그림 4-16에는 $C_B=0.875, B/T=3.00$ 인 선형들에 대해 L/B 값의 변화에 대한 EHP 변화를 표시하였으며 L/B 를 6.5에서 5.5로 줄이면서 15%의 EHP 가 증가됨을 알 수 있다. 마찬가지로 다른 치수비의 변화에 따른 EHP 의 변화를 다음과 같은 내용으로 정리된 그림 4-16~4-20으로부터 쉽게 파악할 수 있다.

Figure	C_B	B/T	L/B
4-16	0.875	3.00	variable
4-17	0.850	3.00	variable
4-18	0.850	variable	5.00
4-19	0.850	variable	6.00
4-20	0.800	variable	5.00

Series Comparisons

동일한 선형에 대해서 다른 Series data나 기존선의 저항특성과 비교해 봄으로서 본 Series의 특성을 파악할 수 있다. 비대선의 저항특성에 대한 자료가 거의 없었으므로 여기서는 Series 60의 자료로부터 배수량 350,000tons에 대해 추정된 EHP와 비교하였다. 본 프로그램의 모형선 A, F, G와 Series 60의 선형계수는 다음 표와 같다.

	Series 60	Marad Series		
	Model 4260	Hull G	Hull F	Hull A
C_B	0.80	0.80	0.85	0.875
L/B	5.50	5.00	5.50	5.50
B/T	3.00	3.00	3.00	3.00
.	2.50	2.50	2.50	2.50

나선체에 대해 추정된 EHP는 모형선 A의 EHP를 1.0으로 볼 때 다음 표와 같다.

Speed Knots	Series 60 Model 4260	MARAD Series		
		Hull G	Hull F	Hull A
14	1.061	0.802	0.848	1.000
15	1.052	0.800	0.841	1.000
16	1.008	0.775	0.831	1.000
17	0.932	0.732	0.791	1.000
18	0.854	0.697	0.749	1.000

같은 C_B 값을 갖는 경우 MARAD Series로부터 추정된 EHP가 Series 60 자료로부터 추정된 EHP보다 18~24% 작음을 알 수 있다. 또한 다음 표에서의 같

	MARAD Series Hull H	NSMB Model 3343 and 3343c
L/B	6.50	6.50
C_B	0.85	0.85
B/T	3.00	2.65
LCB, percent fwd	2.50	2.83

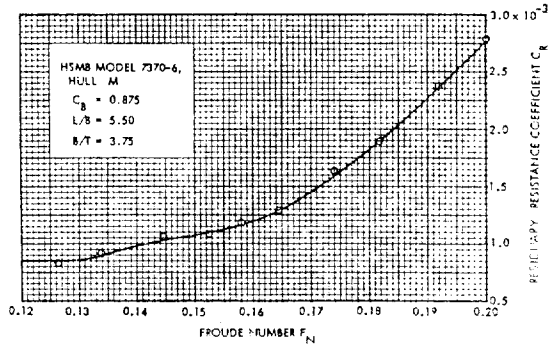


Fig. 4-1 Typical curve of residuary resistance coefficient versus froude number

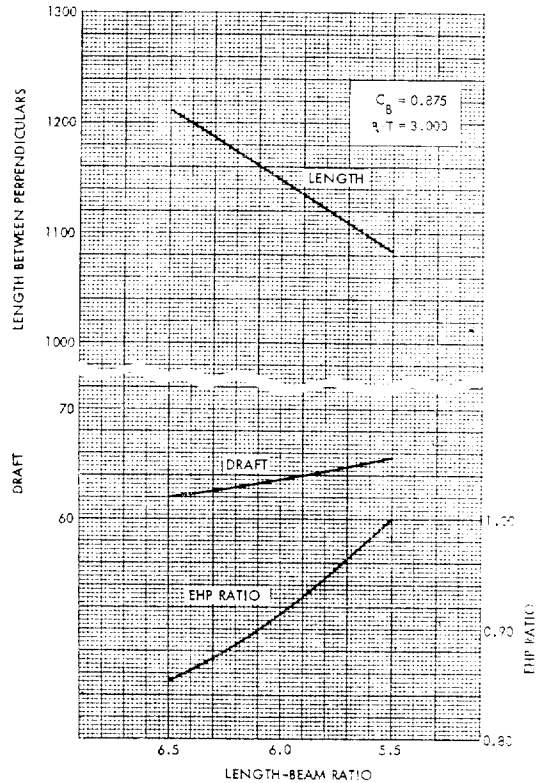


Fig. 4-16 Effect of length-beam ratio variation with $C_B=0.875$ and $B/T=3.00$ on bare hull EHP and principal dimensions for $J=350,000$ tons

은 선형계수를 갖는 MARAD Series의 모형선 H와 NSMB 모형선과 비교계산을 하였다. 선형계수가 차이가 있어 정확한 비교가 곤란하지만 속도가 18 knots인 경우 MARAD Series가 NSMB보다 12~16(%)만큼 작

은 EHP값을 추정한다.

CHAPTER 5 PROPULSION DATA

자항시험은 원하는 범위내의 속도에 대해 실선의 저항선에 맞추어 모형선을 추진하는 방법과 속도를 고정시키고 모형 프로펠러의 회전수를 변화시켜 부하계수 (loading coefficient, C_{Ti})를 변화시키는 방법으로 수행하였다. 그림 5-1 및 5-2에서는 F_N 와 C_{Ti} 에 대해 주로 관심이 있는 반류계수, 추력감소 계수, 선체효율 (e_h), 상대회전효율(e_{rr})을 보이고 있다. 표 5-1 및 5-2 에는 위의 내용이 모든 모형선에 대해 종합되어 있다.

Trends in Propulsion and Hull Efficiency

Factors

그림 5-3에서 L/B 의 증가에 따라 $(1-t)$ 는 약간 감소하고 $(1-w)$ 는 약간 증가함을 알 수 있다. 따라서 선체효율(e_h)에서도 약간의 변화를 보이고 있다. $(1-t)$, $(1-w)$, e_h 는 $C_B=0.85$ 및 0.875인 선형에 대해서도 같은 경향을 보이고 있다. 그림 5-4에서는 B/T 의 변화에 따라 추진계수 및 저항요소들을 보이고 있다. $(1-w)$ 및 $(1-t)$ 는 $B/T=3.75$ 에서 약간 큰 값을 보이며 e_h 는 B/T 가 3.00에서 4.75로 변함에 따라 절진적으로 감소하는 것을 알 수 있다. 이러한 경향은 방형비척계수와 L/B 의 변화에 대해서도 공통적으로 나타나고 있다. e_{rr} 은 B/T 가 증가함에 따라 약간 증가는 경향을 보였다.

같은 C_B 와 L/B 를 갖는 보통의 선형에 비해 $(1-w)$ 는 크고, $(1-t)$ 는 작아서 결과적으로 e_h 는 작은 경향을 보이고 있다. 반류비가 상대적으로 낮아진 것은 중단면선을 따라 유동을 유도하는 형태의 선미 선형을 채택하여 막리를 최소화하였기 때문으로 여겨진다. 또한 이로인해 통상의 선미 선형보다 저항 즉 EHP도 작은 결과를 얻을 수 있었다.

다음 표에서는 배수량 350,000tons, 운항속도 16 knots인 선형에 대응되는 EHP와 SHP 값을 구하여 선형 A($C_B=0.875$, $B/T=3.0$, $L/B=5.5$)의 값을 기

L/B Variation with $C_B=0.850$ and $B/T=3.00$

Ship I.D.	L/B	EHP/ EHP _A	SHP/ SHP _A	PC
D	4.5	1.118	1.074	0.650
E	5.0	0.955	0.909	0.654
F	5.5	0.831	0.782	0.661
H	6.5	0.800	0.843	0.589

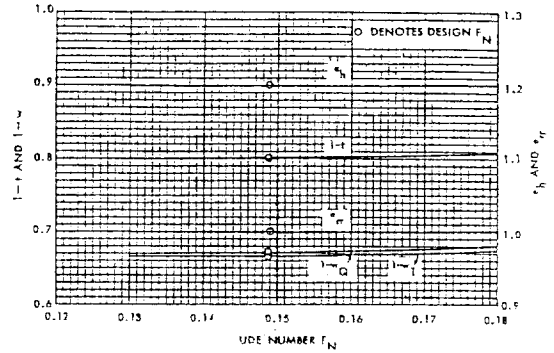


Fig. 5-1 Typical variation of hull efficiency factors with froude number

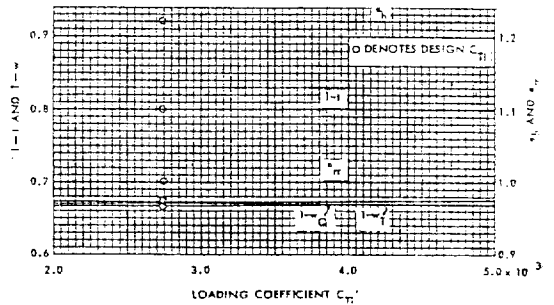


Fig. 5-2 Typical variation of hull efficiency factors with loading coefficients

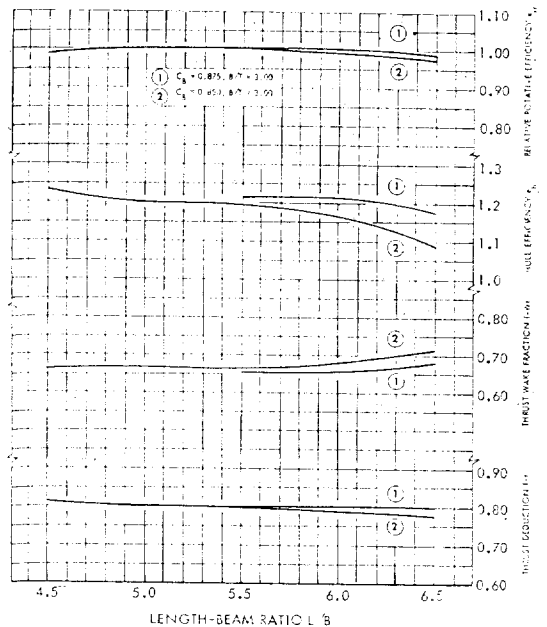


Fig. 5-3 Effect of L/B variation on propulsive and hull efficiency factors

B/T Variation with $C_B=0.850$ and $L/B=5.00$

Ship I.D.	B/T	$\frac{EHP}{EHP_A}$	$\frac{SHP}{SHP_A}$	PC
E	3.00	0.955	0.909	0.654
K	3.75	0.846	0.858	0.613
L	4.50	0.900	0.908	0.614

B/T Variation with $C_B=0.800$ and $L/B=5.00$

Ship I.D.	B/T	$\frac{EHP}{EHP_A}$	$\frac{SHP}{SHP_A}$	PC
G	3.00	0.775	0.769	0.628
N	3.75	0.801	0.825	0.604
P	4.50	0.840	0.894	0.583

준으로한 비율로서 경향을 비교하였다.

위의 표로부터 작은 L/B 나 큰 B/T 를 채택한다고 하여 반드시 저항추진성능이 나빠진다고는 할 수 없을 것이다.

CHAPTER 6 DIRECTIONAL STABILITY AND CONTROL

선박의 조종 성능의 평가는 선박의 설계, 항구 및 항로의 개발 그리고 선박의 항해와 이에 관련된 안전상의 문제를 고려하는 데 있어서 중요한 과제로 부각되고 있다. 하지만 기존의 자료 및 해석 방법은 몇가지 이유로 인하여 부적절한 것으로 판단되며 따라서 이 장에서는 대형 비대선의 조종 및 제어의 해석에 유용한 자료를 조선 관련자들에게 제공하고자 한다.

이 장에서 기술된 실험 결과 및 해석법은 근본적으로 평면운동장치(PMM)에 의해 수행된 실험에 근거를 두고 있다. 천수중에서의 구속 모형 실험은 후에 HSMB에 설치된 대진폭 평면 운동 장치(LAHPMM)에 의하여 수행되었으며, 이에 따라 기존의 수학 모델도 약간 수정하여 적용되었다. 또한 실험 장비의 변화가 실험 결과에 미치는 영향을 알기 위하여 광범위한 비교 실험을 실시한 결과, 실험 장비의 변화에 따른 실험 결과 및 Simulation 결과의 차이는 크지 않은 것으로 판단되었다.

선박고유의 직진 안정성

이 절의 목적은, MARAD 계열선들과 유사한 선형을 가진 선박이 있는 경우, 이 선박의 직진 안정성을 추정하는데 사용할 수 있는 체계적인 자료와 방법을 제시하는 데 있으며, 이러한 목적은 선형화된 운동방정식에 근거한 여러가지 동적 안정성 미계수 및 지수

를 사용함으로써 이루어진다. 이러한 자료는, 나선체와 타-추진기가 부착된 선체의 두가지 경우에 대하여, 기본적인 선형계수의 변화에 따라 도표의 형태로 주어져 있다. 또한 실험에 사용한 것과 다른 타를 부착하였을 경우에, 그 선박의 여러 미계수들과 이에 따른 직진 안정성을 추정할 수 있는 잠정적인 방법도 기술되어 있다.

여기서 “직진 안정성”이란 수상선의 수평면내 운동의 경우 제어장치가 고정된 상태에서의 동적 안정성을 의미하며, 직선 경로로 움직이는 선박에 어떤 교란이 작용한 이후에, 타각이 0도 혹은 중립각에 고정된 상태에서 계속 어떤 직선 경로(교란 이전의 직진 방향과 방향이 다를지라도)를 움직이던 이 선박은 직진 안정성을 가지고 있다고 간주된다. 역으로, 직진 안정성을 갖지 못한 선박의 경우는 동일한 상황에서 선회를 계속하게 된다.

원점이 선체의 무게중심에 고정된 우수좌표계를 사용하여 선체의 운동을 기술할 경우 선수 동요와 좌우 동요의 선형화된 연성 운동방정식은 다음처럼 무차원화된 형태로 기술할 수 있다(원본의 좌표계 및 기호 규약 참조).

$$\begin{aligned} Y_v'v' + (Y_v' - m')\dot{v}' + (Y_r' - m')r' + Y_r'\dot{r}' &= -Y_\delta'\delta, \\ N_v'v' + N_v'\dot{v}' + N_r'r' + (N_r' - I_z')\dot{r}' &= -N_\delta'\delta, \end{aligned} \tag{6a}$$

이 식에서 우변을 0으로 놓으면, 이 식은 타각이 0도 혹은 중립각에 고정되었을 때, 직선 경로를 움직이는 선박의 선형적인 평형 운동 방정식이 되며, 여러가지 동적 안정성 지수를 유도할 수 있는 근거로서 사용될 수 있다. 또한 위의 식은 선수 동요 속도 r' 과 좌우 동요 속도 v' 에 대한 2원 1차 연립 미분 방정식이므로, 다음과 같이 해의 형태를 가정할 수 있다.

$$\begin{aligned} v' &= v_1 e^{\sigma t} \\ r' &= r_1 e^{\sigma t} \end{aligned}$$

여기서 v_1, r_1 는 적분 상수이며 σ 는 시간의 역수의 차원을 가진 안정성 지수이다. 위의 식을 식 (6a)에 대입하면, 안정성 지수와 안정성 미계수사이의 관계식을 얻을 수 있으며 $\sigma' = \sigma/(L/U)$ 의 무차원 지수를 사용할 경우

$$A\sigma'^2 + B\sigma' + C = 0 \tag{8}$$

이 되고, 이 식이 바로 선수동요-좌우동요의 안정성에 대한 특성방정식이다. 여기서

$$\begin{aligned} A &= (Y_v' - m')(N_r' - I_z') - Y_r'N_v' \\ B &= Y_v'(N_r' - I_z') + N_r'(Y_r' - m') - N_v'(Y_r' - m') \\ &\quad - Y_r'N_v' \end{aligned}$$

$$C = Y_v' N_r' - N_v' (Y_r' - m')$$

이며, 위 식의 두 근을 σ_1' , σ_2' 라 하면

$$\sigma_{1,2}' = -\frac{B}{2A} \pm \sqrt{\left(\frac{B}{2A}\right)^2 - \frac{C}{A}} \quad (8a)$$

또한

$$\begin{aligned} v' &= v_2 e^{\sigma_1' t} + v_3 e^{\sigma_2' t} \\ r' &= r_2 e^{\sigma_1' t} + r_3 e^{\sigma_2' t} \end{aligned} \quad (7)$$

제어 장치 고정 상태에서의 고유의 직진 안정성을 가진 선박의 경우에는, 식 (8a)의 값들(이후로는 σ_{1k}' , σ_{2k}' 로 표기한다.)은 모두 음의 값(혹은 음의 실수부)을 가져야 하며, 일반적인 선박의 특성상 σ_{2k}' 은 항상 이 요건을 만족하지만, σ_{1k}' 은 그렇지 않을 수 있으며, 따라서 σ_{1k}' 이 안정성 지수라 불려지기도 한다. 또한 선형 및 배수량이 다른 선박들 사이의 직진 안정성을 비교할 목적으로는 다음과 같이 무차원화된 지수가 사용되기도 한다.

$$\sigma_{1k}'' = \sigma_{1k}' \sqrt{m'/2} \quad (9)$$

식 (8)에서 두 근이 모두 음의 값을 가지기 위하여는 $B/A > 0$, $C/A > 0$ 이어야 하는데 일반적으로 A 와 B 는 항상 양의 값을 가진다. 하지만 불안정한 선박의 경우 C 는 음의 값을 가지게 되며, 따라서 C 를 $Y_v' (Y_r' - m')$ (> 0)으로 나눈 값을 “동적 안정성 레버”라 부르고 이를 직진 안정성의 판단 기준으로 삼기도 한다. 즉,

$$\begin{aligned} l_d' &= l_r' - l_v' \\ &= \frac{N_r'}{Y_r' - m'} - \frac{N_v'}{Y_v'} \end{aligned} \quad (10)$$

여기서 l_r' 과 l_v' 은 각각 선체에 작용하는 정적 회전력 및 정적 수평력의 무게 중심으로부터의 길이 방향 작용점을 나타낸다. 직진 안정성이 있는 선박의 경우 $l_d' > 0$ 인데, 이는 정적 회전력의 작용점이 정적 수평력의 작용점보다 선수쪽에 있음을 의미한다.

PMM 실험으로부터 ‘얻어진 모든 자료들은 일련의 방법에 따라 처리되고, 이로부터 무차원화된 미계수와 제어계수들을 구하게 되며, 이들은 다시 안정성 및 제어 해석과 Computer Simulation 연구에 사용된다. 각각의 계열선에 대한 선형 운동 방정식에 관련된 안정성 및 제어미계수들은 나선체와 타-추진기가 부착된 선체에 대한 경우로 나누어 표 6-1¹⁾과 표 6-2에 각각 주어져 있다. 또한 표 6-1에 기록된 값들은 모든 크기의 기하학적 상사선에 적용될 수 있으나, 표 6-2에 기록된 값들은 실선의 자항점에서 실험한 값들이므로 엄

격한 의미에서는 특정크기의 실선에만 적용되는 값이다. 단추진기선의 경우, 미계수의 값들은 타에 작용하는 추진기 후류의 속도에 여러가지 정도로 영향을 받으며, 이는 추진기의 길보기 전진비 J_0 로 표시된다. 모형선과 실선의 자항점 사이에는, C_{Fm} 과 C_{F_s} 의 차이에 의하여 J_0 에 큰 차이가 있으며, 따라서 모형선과 실선의 안정성 미계수 값들도 큰 차이가 있을 수 있다. 그러나 선박 길이의 차이가 약 20% 정도 이내일 경우에는 이들 값에 큰 차이가 없다고 간주하여도 무방하다. 또한 앞에서 언급한 과부하 및 경부하 PMM 실험에 따라 표 6-2의 값들을 임의의 크기의 기하학적 상사선에 맞도록 수정할 수 있는 방법이 있으며 이 방법은 후에 설명된다.

선형계수 변화의 효과

이 절에서는 C_B , L/B , B/T 등 선형 자체의 변화에 의한 여러가지 미계수 및 안정성 지수의 변화가 도표 및 그림으로 보여지고 있다. 이러한 변화 경향은, 엄격한 의미에서는, 실험에 사용된 계열선의 범위에서만 적용되는 것이지만, 비슷한 선수미 형상을 가진 다른 계열선의 경우에도 유사한 경향이 나타날 것으로 생각된다.

예상하였듯이 모든 계열선의 선형들은 근본적으로 상당히 불안정하며, 또한 선형 변화단에 의한 안정성 지수의 변화량은, 타나 추진기의 부착으로 인한 변화량에 비하여 상대적으로 작은 양임을 알 수 있다.

표준 타-추진기 부착의 효과

이 절에서는 3장에서 설명한 표준 타-추진기를 선체에 부착한 경우, C_B , L/B , B/T 등의 선형 변화에 따른 실선의 여러가지 미계수 및 안정성 지수의 변화가 도표와 그림으로 보여지고 있다. 이들을 보면, 부가물이 부착된 경우의 여러 미계수들의 크기는 해당 나선체의 경우와 비교하여 상당한 차이가 있으나, 전체적인 변화 경향은 나선체의 경우와 유사하다. 또한 타-추진기의 부착에 의하여 안정성이 상당히 개선되었음에도 불구하고, 여전히 모든 실선 크기의 선형들은 근본적으로 직진 안정성을 가지지 못함을 알 수 있다. 하지만 이러한 직진 불안정성에 관한 경향은 선형 운동 방정식에 근거한 해석결과임을 염두에 두어야 한다. 특히 실선의 경우에는 비선형적인 요소가 상당히 포함되고, 비선형 운동 방정식으로부터 얻어지는 결과는, 후에 나선형 조종 시험에서 설명하겠지만, 이 절에서 언급한 경향과 정성적으로 다를 수 있다.

1) 원본의 표 6-1과 표 6-2는 편집상의 오류로 인하여 동일한 값이 기록되어 있으며, 이장의 뒤에 올바른 일람표가 첨부되어 있다.

다른 타-추진기 부착의 효과

표준 타-추진기가 부착된 경우인 전 절의 자료로부터, 모든 선형이 정도의 차이는 있으나 실선 크기에서 직진 안정성을 가지지 못함을 알 수 있다. 따라서 이런 경우 직진 안정성을 개선하기 위하여, 다른 타 등을 부착하였을 경우의 직진 안정성을 초기 설계 단계에서 추정할 필요가 있으나, 현 단계에서는 선체-추진기-타의 강한 상호 작용에 대한 해석이 충분히 이루어져 있지 않으므로 선빙성 있는 추정 방법을 제시하기 힘든 실정이다. 하지만 장차 그러한 추정 방법을 개발하는데 있어서, 본 실험의 자료들이 유용하게 사용될 것이다. 본 절에서는 잠정적인 수정 방법과 잠수함에 적용될 수 있는 방법에 관하여 설명하고 있다.

실선 적용 방법 및 계산 예

이 절에서는 나선체에 표준 타-추진기를 부착하였을 경우에 미계수들의 변화량과, 추진기 부하량의 변화에 따른 미계수들의 변화량 및 이들 사이의 개략적인 관계에 대하여 설명하고 있다. 또한 이러한 자료를 이용하여 크기가 서로 다른 기하학적 상사선에 대한 안정성 미계수를 추정하는 방법을 구체적 예를 들어 설명하고 있다.

제어의 효율성

여러가지의 조종 운동을 행하는데 있어서 침로의 유지 및 변화를 위한 타의 효율성은 후에 논의할 여러가지의 Simulation 연구를 통하여 가장 잘 평가될 수 있으나, 그 이전의 초기 설계 단계에서 타의 제어 효율성을 검토할 수 있는 방법이 필요할 경우가 있다. 이 절에서는 각가속 변수 cp 를 정의하고, 이 값으로부터 타의 효율성을 정성적 및 정량적으로 평가하고 있다.

조종 Simulation

운동 방정식

물체의 운동은 물체의 무게 중심에 원점을 가진 우주좌표계에서 기술되며 전후 동요, 좌우 동요 및 선수 동요 등 3자유도의 연성운동 방정식으로 표시된다. 이러한 운동 방정식을 구성하는 여러가지 유체동력학적 무차원 계수들은 선박의 속도에 따라 변하지 않는다고 가정되며, 이러한 가정은 그다지 크지 않은 속도에서 유효하는 대부분의 상선에 무리없이 적용될 수 있다. 또한 운동 방정식은, 비선형항으로서 절대값을 포함한 2차항을 가지고 있는데, 이러한 기술은 통상적인 Taylor 전개와는 차이가 있으나, 조종 운동시 선체에 작용하는 비선형 유체력 성분중 대부분이 Cross-Flow 항력과 관계가 있고 또 이러한 항력은 대개 속도의 2차항으로 표시된다는 실험적 경험에 그 근거를 두고 있다.

이렇게 기술된 운동 방정식은, 상당한 선속의 변화가 수반되는 대진폭 Zig-Zag나 급선회 등과 같은 조종 운동 외에도, 그에 상응하는 계수들만 주어진다던, 추진시의 조종 운동이나 침수중에서의 조종 운동도 포괄적으로 묘사할 수 있다.

수학 모델—일반적 서술

“수학 모델”이란, 운동 방정식의 각 계수들에 특정 선형에 해당하는 수치를 대입한 것을 의미한다. 이 절에서는 각 선형의 조종성 특성을 알기 위한 Computer Simulation에 사용되는 여러 계수들이 도표로 주어지고 있으며, 이를 사용한 수학 모델의 타당성에 관하여 논하고 있다. 여기에 사용되는 계수들은 표준 타-추진기를 부착한 만재 상태의 실선에 적용되는 값이며, 크기가 다른 기하학적 상사선에 적용하기 위하여는 앞에서 언급한 방법에 따라 계수들의 수정을 하여야 한다. 하지만 실용적으로는, 선박의 길이 차이가 20% 이내일 경우에는 수정없이 사용하여도 무방하다.

횡방향 힘과 선수 회전 모우먼트

횡방향 힘(Y)과 선수회전 모우먼트(N)에 대한 식에서, η 에 관련된 계수를 제외한 모든 계수들은 $\eta=1$ 로 정의된 실선 자항점에서 실험된 값들로부터 얻어진다. 이 경우 계측된 Y 와 N 을 무차원화 한 후, 이들을 실험의 종류에 따라 v' , \dot{v}' , r' , \dot{r}' , δ_r 등 적당한 무차원 변수의 선형 혹은 비선형 함수로 표시하고, 최소자승법을 사용하여 필요한 무차원 계수를 구하게 된다. 횡방향 힘과 선수 회전 모우먼트에 대한 식에서, 추진기 부하량에 관련된 계수들은 모두 η 에 관한 선형 항들로 간주되며, 앞에서 언급한 과부하 및 경부하 PMM 실험으로부터 구해진다. 또한 선속의 변화가 작은 조종 운동을 Simulation할 경우에는 η 에 관련된 항들을 무시할 수 있다.

타력 및 비대칭력

타력 및 추진기의 회전에 의한 비대칭력은 각각 타의 위치에서의 유속 U_R 과 선체-추진기 근처에서의 유속 U_* 에 의하여 표시된다. U_R 및 U_* 는 선속, 추진기의 직경 및 추진기 회전 속도의 함수이며, 그 관계식은 실험에 의하여 결정된다. 이러한 식을 사용하면, 임의의 선속과 추진기의 회전 속도에 대한 타력 및 비대칭력을 적절히 표현할 수 있다.

길이 방향 힘

길이 방향의 힘 X 에 대한 식은, 큰 선속의 변화가 수반될 경우의 조종 운동을 묘사하는 수학 모델에서 중요한 부분을 차지하며, 그 정확한 산출이 중요하다. 따라서 타각 및 여러가지 운동변수의 변화가 X 에 미

치는 영향이 조사되었으며, 특히 η 의 변화에 의한 X 의 영향을 추정하는 방법을 자세히 기술하고 있다.

표준 조종 운동 Simulation에 의한 제어능력의 평가

여기에 기술된 Simulation 연구는 앞에서 언급한 비선형 수학모델을 사용하여 Computer로 수행되었다. 이 연구의 목적은 다음과 같다.

- (1) 실선의 조종성 특성의 해석을 위한 Data Base의 구축
- (2) 동일한 수학 모델을 사용하여 다른 기관에서 프로그램 하였을 때, 그 결과의 검토를 위한 수치 자료의 제공

(3) Computer Simulation에서 예측한 값과 실선에 서 측정된 값들과의 상관 관계 정립

이를 위하여 나선형 조종 시험, Zig-Zag 조종 시험, 정상 선회 시험 및 정지 시험에 대한 Simulation이 수행되었다. 이하에서는 각각의 시험에 대하여 자세히 논하고 있다.

나선형 조종 시험

나선형 조종 시험은 선박의 직진 안정성 특성을 정량적으로 측정하기 위한 시험이다. 이 시험으로부터는 타각과 선수등요 속도(Yaw Rate) 사이의 관계식이 얻

어지며, 이것의 그림이 바로 그 선박의 직진 안정성을 나타내는 지표가 된다. 만일 이 관계식을 나타내는 곡선이 Loop를 가진다면, 이 선박은 직진 안정성이 없으며, 이 때 이 Loop의 높이는 선박 자체의 불안정성의 척도가 되고, 이 Loop의 폭은 타의 제어 능력의 척도가 된다.

대상선형 13척에 대하여 위의 Simulation을 수행한 결과, 모든 선형에서 Loop이 나타났으며 일반적으로 L/B 및 B/T 가 증가할수록 불안정성이 감소하는 경향을 보였다. 이러한 경향은 앞에서 언급한 동적 안정성 지수에 의한 경향과 차이가 있으며, 이러한 차이는 주로 비선형항의 효과이다.

Zig-Zag 조종 시험

Zig-Zag 조종 시험은 침로 변경 등에 대한 타의 효율성을 정량적으로 측정하기 위한 시험이다. 또한 이 시험으로부터, 과도 상태의 조종 운동시 침로 변경을 유발하거나 제어할 수 있는 능력도 검토되게 된다. 일반적으로는 $20^\circ-20^\circ$ Zig-Zag가 가장 많이 행하여지지만, 실선의 직진 안정성을 판별하기 위한 목적으로 $5^\circ-5^\circ$ Zig-Zag도 많이 행하여진다. 이 시험으로부터 얻어지는 중요한 수치 자료는 원하는 선수각에 도달할 때까지의 시간, Overshoot 선수각 및 항적의 Overshoot

Table 6-1 Nondimensional Stability Derivatives, Hull Constants, and Stability Indices for 350,000Tons Displacement-Bare Hull

	Designation							
	A	B	C	D	E	F	G	H
Y_v'	-0.01285	-0.0105	-0.00875	-0.0202	-0.01575	-0.0124	-0.0145	-0.00850
N_v'	-0.01069	-0.0091	-0.00777	-0.0144	-0.0123	-0.0103	-0.0116	-0.00755
Y_r'	0.00068	0.000576	0.000494	-0.000972	0.000786	0.000661	0.000748	0.00048
N_r'	-0.00154	-0.00131	-0.00112	-0.00220	-0.00178	-0.00150	-0.00169	-0.00109
Y_δ'	-0.01701	-0.01440	-0.01236	-0.02429	-0.01986	-0.01652	-0.01869	-0.01201
N_δ'	-0.000034	-0.000054	-0.000054	0.000096	-0.000016	-0.000024	-0.000036	-0.000044
$Y_{\dot{\delta}}'$	-0.000270	-0.000270	-0.000270	-0.000370	-0.000370	-0.000370	-0.000530	-0.000370
$N_{\dot{\delta}}'$	-0.001127	-0.000932	-0.000781	-0.001622	-0.001311	-0.001061	-0.001154	-0.000735
m'	0.01928	0.01620	0.01381	0.02798	0.02267	0.01873	0.02133	0.01341
I_x'	0.001205	0.001013	0.000863	0.001749	0.001417	0.001171	0.001333	0.000838
$-\frac{Y_\delta'}{m'}$	0.8820	0.8890	0.8950	0.8680	0.8670	0.8820	0.8760	0.8956
σ_{1h}'	1.047	1.065	1.075	0.9771	1.030	1.052	1.059	1.088
σ_{2h}'	-2.020	-2.026	-2.026	-2.000	-2.017	-2.023	-2.032	-2.032
σ_{1h}''	0.2228	0.2139	0.2047	0.2354	0.2314	0.2217	0.2331	0.2052
l_v'	0.8319	0.8666	0.8880	0.7129	0.7810	0.8306	0.8000	0.8882
l_r'	0.0828	0.0838	0.0841	0.0815	0.0813	0.0830	0.0821	0.0843
l_δ'	-0.7491	-0.7829	-0.8039	-0.6314	-0.6997	-0.7476	-0.7179	-0.8039

Notes: Values of hydrodynamic stability derivatives for Hull A are extrapolated.

Table 6-1 (Concluded)

	Designation							
	I	J	K	L	M	N	O	P
Y_o'	-0.00645	-0.00470	-0.00955	-0.00670	-0.00570	-0.00895	-0.00810	-0.00630
N_o'	-0.00588	-0.00426	-0.0083	-0.00603	-0.00520	-0.00784	-0.00715	-0.00568
Y_s'	0.000374	0.000271	0.00053	0.000384	0.000331	0.000499	0.000455	0.000361
N_s'	0.000848	-0.000614	-0.001202	-0.00087	-0.00075	-0.00113	-0.00103	-0.000819
Y_e'	-0.00935	-0.00677	-0.01325	-0.00960	-0.00827	-0.01248	-0.01137	-0.00903
N_e'	-0.000204	-0.000204	-0.000164	-0.000164	-0.000204	-0.000144	-0.000194	-0.000144
Y_f'	-0.000260	-0.000130	-0.000260	-0.000130	-0.000140	-0.000420	-0.000140	-0.000310
N_f'	-0.000555	-0.000376	-0.000825	-0.000562	-0.000493	-0.000729	-0.000708	-0.000497
m'	0.01259	0.01049	0.01813	0.01511	0.01105	0.01707	0.01543	0.01422
I_s'	0.000787	0.000656	0.001133	0.000944	0.000690	0.001067	0.000964	0.000889
$-Y_s'/m'$	0.7430	0.6450	0.7310	0.6350	0.7480	0.7310	0.7370	0.6350
σ_{1A}'	1.158	1.194	1.120	1.160	1.153	1.146	1.126	1.184
σ_{2A}'	-1.949	-1.191	-1.957	-1.923	-1.955	-1.972	-1.958	-1.930
σ_{1A}''	0.2138	0.2075	0.2335	0.2276	0.2038	0.2342	0.2225	0.2277
I_o'	0.9116	0.9064	0.8691	0.9000	0.9123	0.8760	0.8827	0.9016
I_s'	0.0694	0.0601	0.0683	0.0591	0.0700	0.0682	0.0688	0.0591
I_d'	-0.8422	-0.8463	-0.8008	-0.8409	-0.8423	-0.8078	-0.8139	-0.8425

폭이다. 원하는 선수각에 도달할 때까지의 시간은 신속한 침로 변경 능력의 척도가 되며, 선수각 및 항적의 Overshoot 폭은 침로 조절 능력의 척도가 된다. 일반적으로는 선박의 직진 안정성이 증가함에 따라 선수각 및 항적의 Overshoot 폭이 작아진다.

선회 조종 시험

선회 조종 시험은 타의 효율성을 정량적으로 측정하기 위하여 수행되며, 실선 시운전시 가장 널리 행하여지는 시험이다. 이 시험에서 주된 관심사가 되는 수치 자료는, Tactical 직경, Advance, Transfer 및 정상 선회 반경 등이며, 선수각이 90° 및 180°가 될 때까지 걸리는 시간과 선속의 감소량 등도 중요한 자료가 된다. 이러한 자료들의 무차원 값에 미치는 L/B의 영향은 그리 크지 않으나, B/T가 증가할수록 이들 값들이 증가함을 볼 수 있는데, 이는 B/T의 증가에 따른 불안정성의 감소에 기인하는 것으로 생각된다.

정지 시험

정지 시험시, 추진기 회전 속도의 시간에 따른 변화는 그림 6-18에 나타나 있으며, 이후의 타각의 제어 형태에 따라 다음과 같은 3가지 형태로 분류된다.

(a) 자유 정지 : 타각은 0°에 고정되고 이후에는 아무런 조작도 하지 않는다.

(b) 제어 정지 : 침로를 직선으로 유지할 정도의 타

각 조작만 수행된다.

(c) Fishtailing : 타의 저항을 최대한 이용하기 위하여, 최대 타각속도 및 최대 진폭으로 타를 좌우로 움직인다.

이 시험에서 중요한 수치 자료는 선박이 정지할 때까지의 선박의 전진 거리 및 횡방향 이동 거리이다. Simulation 결과를 보면 Fishtailing 정지의 경우가 가장 작은 거리를 전진한 상태에서 정지하였으며, 이 때의 횡방향 이동 거리도 자유정지에 비하여 약간 큰 정도였다.

CHAPTER 7 SHALLOW WATER EFFECT

천수역에서의 연구의 주된 목적은 MARAD 계열선들의 자료를 근간으로 하여, 천수중에서의 실선에 대한 저항, 자항 및 조종성에 관한 체계적인 자료를 제공하는 데 있다. 이를 위하여 $C_B=0.85$ 인 4척의 MARAD 계열선들이 실험 대상으로 선택되었으며, 이중 3척은 $L/B=5.0$ 이고 B/T는 각각 3.00(E), 3.75(K), 4.50(L)이며, 한 척은 $B/T=3.00$, $L/B=6.5(H)$ 이다. 이들 4척의 모형선에 대하여 LAHPMM을 사용하여, 수심/홀수(H/T)=1.2, 1.5, 2.5인 천수중에서의 실험이 실시되었다. 실험 상태는 200,000 tons의 실선

만재상태에 맞추었으며, 실험 결과를 바탕으로 표준 조종 시험 및 정지 시험에 대한 Simulation이 수행되었다.

고찰 및 문제점

여기서 “천수”란, 어떤 선박의 조종성 특성이 심수에서의 그것과 크게 달라지는 수심을 의미하며, 대부분의 선박의 경우 H/T 가 3.5 이하이면 천수중에 위치한 것으로 간주된다. 또한 이러한 천수 영역은 폭방향으로 제한되지 않았다고 가정한다. 저항, 자항 및 조종성 특성의 신빙성있는 예측을 위한 한 수단으로서 충분히 큰 모형선의 필요성은 다음과 같은 여러가지 이유로 하여 천수에서의 실험의 경우 더욱 중요하여진다.

(1) 천수에서는 심수에서보다 저속의 영역에서 선박이 움직이고, 이를 Simulation하기 위한 실험영역도 낮은 속도 구간이므로 Reynolds 수(R_N)가 심수에서의 실험상태와 비교하여 훨씬 작으며, 따라서 작은 모형선의 경우에는 상대적으로 큰 척도효과가 나타날 수 있다.

(2) 작은 모형선을 가지고, 특히 H/T 가 작은 영역에서 실험할 경우 모형선과 수조 바닥의 간격이 작아짐으로 해서 강한 점성 척도 효과가 나타날 수 있으며 이러한 척도 효과는 H/T 의 변화에 따른 유체동력학적 힘의 변화를 과대하게 평가하는 원인이 될 수 있다.

(3) 작은 모형선을 가지고 실험할 경우, H/T 가 작을 때는 수심의 균일성을 보장하기가 상대적으로 힘들어진다.

(4) 작은 모형선에는 작은 힘이 작용하고 또한 저속에서 실험하므로, 힘의 정확한 측정이 어려워진다.

저항 및 자항 시험은 실선의 자항점을 찾기 위한 실험이므로, 심수중에서와 마찬가지로 천수중에서도 PMM 실험에 앞서 이러한 실험이 실시되어야 한다. 심수중에서의 실험에서는 수조 벽의 효과가 저항에 미치는 영향은 무시할 수 있으나, H/T 가 2.5 이하 정도인 천수영역에서는 수조 벽의 존재가 전체 저항에 영향을 끼치게 된다. 따라서 이 경우 모형선의 저항을 수정하여 주어야 하며, 이러한 수정은 Schlichting의 방법과 Landweber의 방법을 이용하여 이루어진다.

천수중에서의 동적 실험에서는 자유 표면 효과를 무시할 수 있는 주파수의 영역이 심수중에서의 실험과 비교하여 상대적으로 작아진다. 통상적인 소진폭 PMM을 사용할 경우, 낮은 주파수에서는 선체에 작용하는 힘 자체가 작아져서 측정이 어려워지는 반면, 높은 주파수에서는 수조 공진 효과나 자유 표면 효과 등이 계

측되는 힘에 포함되어 잘못된 결과를 줄 수도 있다. 그러나 대진폭 PMM(LAH-PMM)을 사용할 경우에는, 주파수를 한 두개의 낮은 값에 고정시키고 진폭을 변화시키면서 실험할 수 있으므로 이러한 문제점이 어느 정도 극복된다.

천수중의 실험에 있어서 또 하나의 문제점은, 수조 벽의 존재가 횡방향 및 선수 회전 모멘트에 직, 간접적으로 영향을 미친다는 것이다. 직접적인 영향은, 수조벽의 존재로 인하여 모형선 주위의 유동이 변화하는데서 기인하고, 간접적으로는, 저항 증가에 따른 추진기 부하량의 증가로 인하여 타에 유입되는 추진기 후류의 속도가 증가하는 데 기인한다. 하지만 이러한 간접적인 영향에 의한 힘의 변화는, 폭 방향으로 제한되지 않은 천수중에서의 자항점에서 PMM시험을 수행함으로써 어느 정도 극복할 수 있다. 일반적으로는 수조폭/선폭 비가 작아질수록 여러가지 미세수들의 크기가 과대 평가되는 것으로 알려져 있다.

실험 계획 및 수행

실험은 앞에서 언급한 4척의 모형선에 심수중에서와 동일한 표준 타-추진기를 부착하여 수행되었으며, Computer Simulation용 수학모델에 필요한 계수들을 구하기 위한 PMM 실험이 주로 수행되었고, 실선의 자항점을 찾기 위한 저항 및 자항 시험도 실시되었다. 또한 낮은 H/T 값에서는 선체의 침하 및 트림이 중요하여지므로 이들 값의 선속에 대한 변화도 측정되었다.

저항 및 자항 시험 자료

천수중에서의 저항 및 자항 시험은 주로, 폭 방향으로 제한이 없는 경우에 해당하는 실선 자항점을 찾기 위하여 실시되었다. 이들 시험자료는 ITTC 1957 곡선과 실선-모형선 상관 계수 $C_A=0.00015$ 를 사용하여 처리되었으며, 저항 자료는 수조 벽에 의한 영향만큼 수정되었으나, 반류 계수 w 및 추력 감소 계수 t 에 미치는 수조 벽의 영향은 작다고 보아 자항 자료에는 수정을 가하지 않았다.

실험 결과를 보면 C_R 값은 F_N 이 0.1보다 작은 영역에서는 거의 일정하였으며, 선체 효율은 추진기의 부하량에 거의 무관한 것으로 보여지고 있다.

C_R 값은 H/T 와 L/B 가 작아질수록, 그리고 B/T 가 증가할수록 커지는 경향을 보이고 있으며, 특히 낮은 H/T 영역에서는 급격한 변화를 보이고 있다. 또한 선체 효율 e_h 는 H/T 가 감소함에 따라 급격히 증가하고, 상대 회전 효율 e_r 은 실험이 실시된 H/T 영역에서는 그리 크게 변화하지 않았으며, w 나 t 도 B/T 및 L/B 의 변화에 따라 그리 큰 변화를 보이지 않고 있다.

침하 및 트립 특성

H/T 가 1.5 이하인 천수 영역에서는 침하 및 트립의 발생이, 선박의 조종성 특성을 지배하는 유체동력학적 계수들에 큰 영향을 미치게 되며, 또한 H/T 가 아주 낮은 천수역 내에서는 선박의 안전한 항해 속도의 상한선이 이로부터 결정될 수도 있다. 일반적으로 침하량 및 천수 트립량은 선속이 커질수록 증가하며, 동일한 속도에서는 H/T 가 작아질수록 커지는 경향을 보이고 있다.

직진 안정성 및 제어

이 절에서는 천수중 PMM 시험으로부터 얻어진 자료들을, 심수중에서와 마찬가지로 선형 운동 방정식에 근거하여 해석하고 있다.

H/T 의 변화에 따른 여러 미계수들의 변화를 보면 H/T 가 3.0 이상일 경우에는 큰 변화를 보이지 않다가 그 이하에서는 급격히 변화함을 알 수 있다. 이러한 사실은 역으로, H/T 가 3.0 이상인 경우에는 심수에서의 계수 값들을 그대로 사용하여도 큰 오류는 없다는 것을 의미한다. H/T 의 감소에 따라 가장 민감하게 그 크기가 증가하는 미계수는 Y_{δ}' 및 N_{δ}' 이며, Y_{δ}' , Y_r' , N_r' 등도 이보다 작기는 하지만 상당히 증가한다. 또한 H/T 의 감소에 따라, 모든 선박은 대체적으로 상당한 크기의 직진 안정성을 갖는 방향으로 안정성 지수가 변화하지만, H/T 의 어떤 중간 값에서는 불안정성이 약간 심화되기도 한다. 중간 H/T 값에서의 이러한 경향은, ESSO OSAKA 선의 실선시운전에서도 확인된 결과이지만 그 정도는 그리 심하지 않으며, 선박의 전체적인 조종성 특성에 그리 큰 영향을 미치지 않는다. H/T 의 변화에 따른 l_{δ}' 의 급격한 변화는 주로 l_r' 의 변화에 기인하며 l_{δ}' 은 상대적으로 작은 값을 가진다. 한편, σ_{1k}' 은 L/B 및 B/T 가 증가함에 따라 증가하며 이러한 현상은 선형 변화에 의한 영향외에 선저와 수조바닥의 간격 변화도 영향을 미치는 것으로 생각된다.

제어 효율성과 수심 변화의 영향

선박의 효율성은, 선박에 작용하는 동유체력의 특성이 크게 변화하는 천수역에서의 조종 성능에 있어서 특히 중요하다. 여기서도 6장에서 정의된 μ 에 있는 cp 로서 제어의 효율성을 나타낸다. H/T 의 감소에 따라 cp 값도 대체적으로 감소하며, 이는 천수역에서는 제어의 효율성이 감소됨을 의미한다. 또한 Y_{δ}' 및 N_{δ}' 은 H/T 의 감소에 따라 상당히 증가하는 데, 이는 천수역에서의 저항 증가로 인한 추진기의 부하량 증가 및 이에 따른 추진기 후류 속도의 증가로 인하여 타에

유입되는 흐름의 속도가 증가하기 때문이다. 이러한 속도 증가분은 H/T 의 감소에 따른 반류 성분의 증가분에 의하여 어느 정도 상쇄되기는 하지만, Y_{δ}' 및 N_{δ}' 은 심수중에서의 수치와 비교하여 상당히 큰 값을 가진다.

조종성 특성 Simulation

Simulation에 이용된 비선형 운동 방정식은 6장에서 논의된 것과 같은 형태이며, 각각의 선형 및 H/T 에 따른 무차원 계수들이 도표로 주어져 있다. 이러한 계수들은 임격한 의미에서는, 실선 크기의 주어진 선형에만 적용되는 값이지만, 실용적으로는, 길이의 차이가 20% 이내의 기하학적 상사선에 큰 오차 없이 적용될 수 있으며, 상당히 다른 크기의 기하학적 상사선에 알맞은 계수를 구하기 위하여는 6장에서 설명한 방법에 의하여 수정을 가해주어야 한다.

나선형 조종 시험

나선형 조종 시험으로부터 보여지는, H/T 의 변화에 따른 직진 안정성의 변화 경향은, 선형 운동 방정식에 근거한 안정성 지수로부터 예측된 결과와 잘 일치하고 있으며, B/T 및 L/B 가 증가할수록 직진 안정성도 개선되는 것으로 보여진다.

Zig-Zag 조종 시험

Zig-Zag 시험으로부터 얻어지는 여러가지 수치 자료들에 대한 H/T 의 영향은 다음과 같다. 즉, H/T 가 감소함에 따라, 어떤 주어진 선수각에 도달하는데 걸리는 시간(t_2)은 길어지며, 선수각 및 항적의 Overshoot 폭은 감소한다. H/T 의 변화에 따른 이러한 경향은 앞서의 직진 안정성 및 제어 효율성에 관한 해석으로부터도 기대할 수 있다. 그 이유는, 과도 조종운동시 t_2 는 주로 cp 에 의해 표시되는 제어의 효율성에 좌우되는 반면, 선수각 및 항적의 Overshoot 폭은 직진 안정성능에 좌우되기 때문이다. 즉, H/T 의 감소에 따라 제어효율은 감소하므로 t_2 는 증가하는 반면, 직진 안정성은 개선되므로 선수각 및 항적의 Overshoot 폭은 줄어들게 된다. 또한 B/T 가 증가함에 따라 선수각 및 항적의 Overshoot 폭은 감소하며 t_2 는 증가한다. 반면, L/B 가 증가함에 따라 선수각 및 항적의 Overshoot 폭과 t_2 는 모두 감소한다.

선회 시험

35° 우현 정상 선회에 대한 Simulation 결과를 보면, H/T 가 1.4 이상일 경우에는 여러 수치 자료들의 변화가 심하지 않으나 그 이하의 H/T 값에서는 급격히 변화함을 알 수 있다. 일반적으로 H/T 가 감소함에 따라 Tactical 직경이나 정상 선회 반경 등은 증가하며,

작은 타각에 대한 실험일수록 심수중에서의 결과와 큰 차이가 있다. 심수중에서는 Tactical 직경과 정상 선회 직경의 차이가 타각의 증가에 따라 약간 증가하기는 하지만 그리 큰 차이가 없는데, 그 이유는 불안정한 선박의 정상 선회중에는 큰 표류각이 발생하며, 이러한 표류각은 Tactical 직경을 줄이는 역할을 하기 때문이다. 반면, 천수중에서는 직진 안정성의 개선으로 인하여 Transfer는 증가하고 표류각은 작아지므로 정상 선회 직경에 비하여 Tactical 직경이 크게 변하게 된다. 따라서 심수중에서의 결과와 비교하여 Tactical 직경 및 정상 선회 직경이 변하는 비율이 달라지게 된다. 또한 작은 표류각으로 인하여 정상 선회중의 속도 손실도 심수중에서의 결과와 비교하여 상당히 작아지게 된다. 그리고 여러가지 무차원화된 수치자료들에 미치는 B/T 의 영향은 그리 크지 않으나, L/B 가 증가함에 따라 Advance, Transfer, Tactical 직경 및 정상 선회 반경 등은 증가하는 것으로 보여진다.

정지 시험

이 시험에서 중요한 수치 자료는 정지 명령 이후의 전진 거리 및 횡방향 이동거리 그리고 정지할 때까지 걸리는 시간과 선수각의 변화량 등이다. 타각을 0° 에 고정시킨 경우에는, 심수중이나 천수중 모두 선박이 좌현쪽으로 이동한 상태에서 정지하는 것으로 나타났으나, 이는 해당 선박의 중립각의 영향이며, 실선의 경우에는 당시의 바람, 조류 및 파도 등의 외부적인 교란의 정도에 따라 좌, 우현 어느 쪽으로도 이동할 수 있다. 또한 심수중에서의 자유 정지 시험과 비교하여 볼 때, 천수역에서의 전진 거리는 약간 길게, 그리고 횡방향 이동 거리 및 선수각의 변화는 훨씬 작게 나타났다. 또한 정지에 소요되는 시간은 훨씬 길었다. 타를 우현 35° 에 고정시킨 상태에서의 정지 시험을 보면, 전진 거리가 심수중에서의 결과와 비교하여 상당히 증가하는 것으로 나타나는데, 그 이유는 상대적으로 작은 표류각으로 인하여 선속의 손실이 거의 발생하지 않았기 때문이다.

CHAPTER 8 NUMERICAL EXAMPLE

앞에서 주어진 자료들을 이용하여 실제 계산을 수행한 예를 보았다. 이를 통해서 MARAD Series 선형의 성능과 실제 운항중인 선형과의 비교를 해볼 수 있다. 비교선형으로 U.S.T. Atlantic tanker을 선정하였다.

이 선형의 기본치수비들은 MARAD Series의 범위를 만족하며 Hydronautics의 수조에서 1975년에 저항, 저항, PMM 시험 등이 수행된 바 있고[40] 또한 실선 시운전은 1979년에 수행되었다[41].

Model-Ship Characteristics

U.S.T. Atlantic tanker의 주요치수는 모형선의 치수와 함께 표 8-1에 종합되어 있다.

Speed-Power Prediction

부록 D에 설명된 컴퓨터 프로그램을 사용하여 속도-마력 추정을 수행하였다. 이 프로그램의 사용법 및 일-출력 예는 부록 D에 상세히 설명되어 있으며, 또한 Program Source도 포함되어 있어 쉽게 사용할 수 있다. 우선 주어진 주요 치수비(L/B , B/T , C_B)를 만족하는 MARAD Series 선형(Computer Model)을 결정해준다.

다음 이 선형의 주요 치수비와 F_N 에 대해 interpolation을 하여 C_R 값을 계산한다.

EHP

실선의 전체저항 및 EHP는 다음식을 사용하여 계산하였다.

$$C_T = C_R + C_F + C_A$$

$$EHP = \frac{C_T \times \frac{\rho}{2} S V^3}{550 \text{ ft-lb/sec}}$$

여기서 $C_A = 0.000$ 로 가정하였으며 C_F 는 1957 ITTC 곡선을 사용하였다.

Powering Estimate

Chap. 5에서 주어진 자료로부터 $(1-t)$, $(1-w)$, e_{rr} 을 B/T , L/B , C_B 값에 따라 interpolation으로 구하였다. 이로부터 선체효율 $e_A = (1-t)/(1-w)$ 및 추진계수(propulsive coefficient) $PC = e_A e_p e_{rr}$ 이 구해진다. 필요한 축마력(SHP)는 다음과 같이 구해진다.

$$SHP = \frac{EHP \text{ total}}{PC}$$

Comparison of Results

실선 시운전 결과와 모형시험 및 MARAD Series 추정 결과로 구해진 EHP, SHP, PC, RPM값을 속도 12~18 Knots 범위에 대해 표 8-3 및 그림 8-1에²⁾ 종합하였다. MARAD Series 추정에서는 Wageningen B-screw Series[43]를 이용해서 선정된 프로펠러를 사용하였으며 모형시험과 실선에서 사용한 프로펠러와는 다음 표에서처럼 차이가 있음을 염두에 두어야 한다.

MARAD Series로 부터 추정된 EHP와 모형시험으

2) 원본의 그림 8-1에서 MARAD Series와 Model test의 EHP 곡선이 바뀌어 있음.

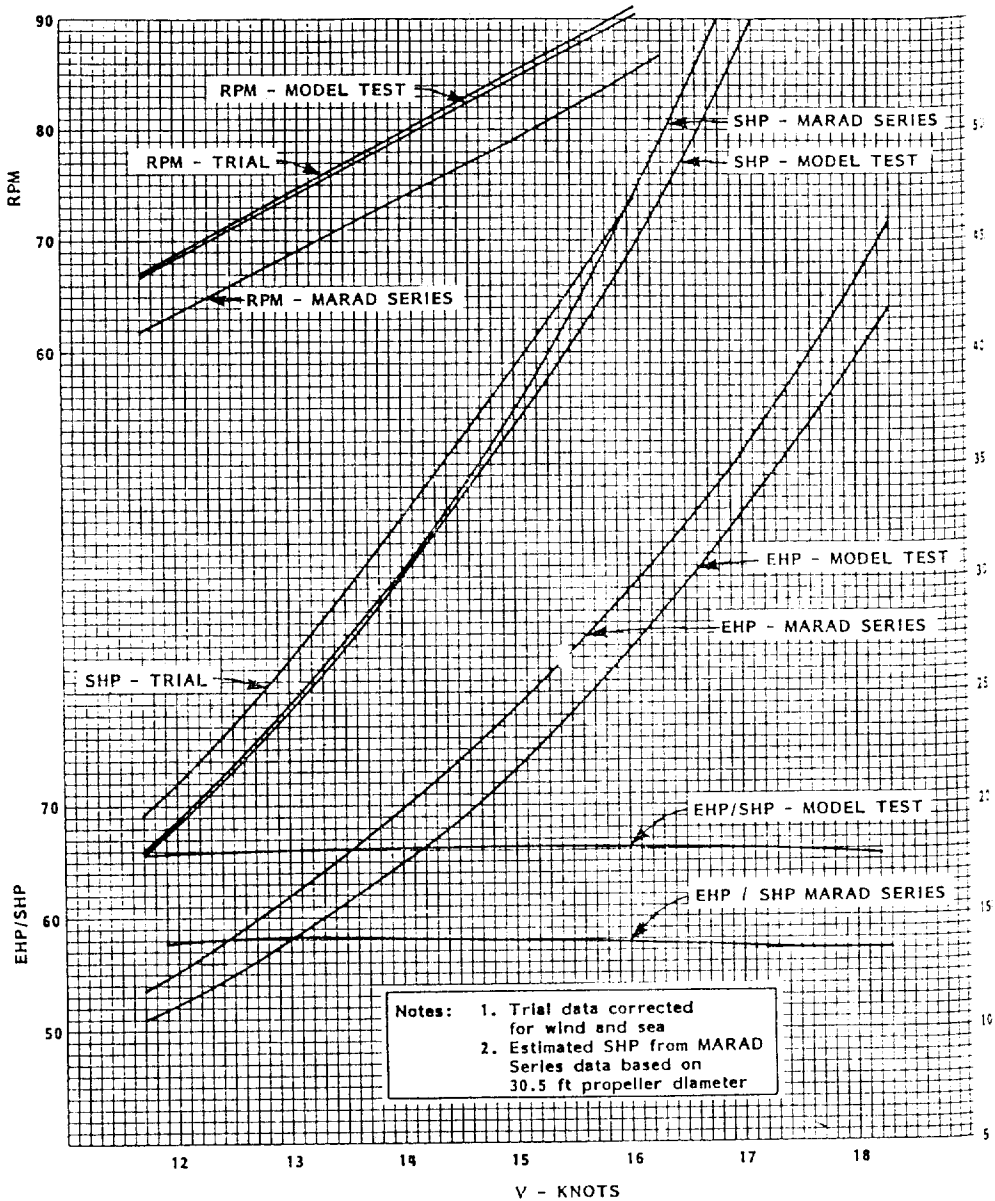


Fig. 8-1 Comparison of estimates and trial performance 390,000dwt U.S.T. atlantic

Item	MARAD Series Optimum	Model and Full Scale
Diameter	30.5ft	31.5ft
Number of blades	5	6
P/D	0.776	0.614
BAR	0.672	0.599

로 부터 추정된 EHP를 비교해 보면 전속도 구간에서

MARAD Series가 낮은 값을 추정함을 알 수 있다. 반면에 PC값이 낮은 것은 MARAD Series의 특성으로 e_h 가 낮은 데서 기인한다. 시운전 결과와 모형시험으로부터 추정된 SHP는 평행을 이루고 있으며 최대 연속출력인 45,000SHP에서 모형시험 결과는 약 0.3 Knot 정도 낮은 속도로 추정하고 있다. MARAD Series의 결과는 설계속도인 16 Knots에서 시운전 결과와 일치되는 결과를 주고 있다. 이 예에서 보는 것처럼 본

Series 자료 및 컴퓨터 모델은 마력-속도 추정에 자주 이용될 것으로 보인다. 이 예의 선형의 경우 $EHP_{model} / EHP_{MARAD}$ 는 저속에서 1.13, 설계속도에서 1.10의 값을 갖는다. 이러한 EHP 의 비를 축적하면 본 Series의 유용성을 증가시킬 수 있으리라 본다.

조종성 특성의 예측

MARAD 계열선의 자료들을 이용한 U.S.T. Atlantic의 조종성 특성의 예측은 다음의 3단계로 수행되었다.

(1) 조종 Simulation 모델에 필요한 무차원 계수의 추정

(2) 선회, Zig-Zag 및 정지 시험 등의 조종 운동 Simulation

(3) Simulation 결과와 시운전 결과 및 모형 시험에 의해 예측된 결과와의 비교

유체 동력학적 계수의 추정

6장에 제시된 PMM 시험 결과를 사용하여, 전후 동요, 좌우 동요 및 선수 동요에 대한 U.S.T. Atlantic의 무차원 유체동력학적 계수를 추정하였다. 또한 다음과 같은 이유로 하여 계열선 E가 U.S.T. Atlantic과 가장 유사한 조종성 특성을 갖는 모델로서 채택되었다.

(1) B/T 및 L/B 값이 U.S.T. Atlantic과 비슷하다. C_B 값이 약간 차이는 있으나, 이러한 차이는 실선의 경우 선박의 조종 성능에 그리 큰 영향을 미치지 않는다.

(2) 계열선 E에 대한 실험이 가장 포괄적이고 또한 신뢰성이 있는 것으로 간주된다.

B/T , L/B 및 C_B 의 차이에 의한 계수들의 수정은 6장에 인용된 적당한 도표 및 그림 등을 이용하여 이

루어지며, 이러한 수정량은 대체적으로 그다지 크지 않았다. 반면에 두 선박의 타 및 추진기는 그 크기가 상당히 차이가 있으며, 이로 인하여 타 및 추진기에 관련된 계수들의 수정량은 비교적 큰 값을 가진다. 다음은 이렇게 추정된 결과에 대한 요약이다.

(1) 선체와 관련된 선형 및 비선형 계수들은 두 선박 모두 비슷한 값을 가진다.

(2) 타 및 추진기에 의한 동유체력은 U.S.T. Atlantic에 붙인 타와 추진기의 크기를 고려하여 MARAD 계

Table 8-1 Principal geometric characteristics of 390,000 DWT U.S.T. atlantic full load condition

Item	Ship	Model
L , ft	1,143	24.191
B , ft	228	4.825
T , mean, ft	74	1.566
FP	74	1.566
AP	74	1.566
Δ , mld	449,840tons	4,264lbs
S , appended, sq. ft.	369,440	165.478
L/B	5.013	5.013
B/T	3.081	3.081
C_B	0.816	0.816
C_P	0.818	—
C_{WP}	0.899	—
LCB aft of FP , ft	547.5	—
% fwd amidships	2.123	2.123

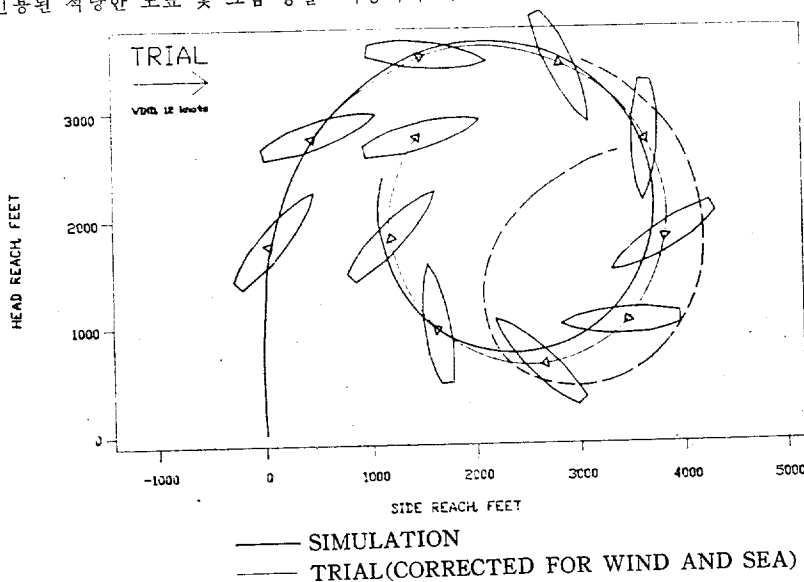


Fig. 8-6 Predicted and measured ship trajectories for 35° right rudder angle, full ahead speed

Table 8-3 Speed-power prediction and trial comparison

V_R , knots	EHP		SHP			PC		RPM		
	MARAD Series Prediction	Model Test	MARAD Series Prediction	Model Test	Trial	MARAD Series Prediction	Model Test	MARAD Series	Model Test	Trial
12	11,189	12,650	19,349	19,200	21,530	0.578	0.659	63.4	68.3	68.6
13	14,128	15,990	24,393	24,230	26,500	0.583	0.660	68.6	73.7	74.1
14	17,535	19,870	30,225	30,060	32,500	0.580	0.661	73.7	79.3	79.6
15	21,597	24,310	37,288	36,720	39,300	0.579	0.662	79.1	84.7	85.1
16	26,768	29,370	46,490	44,300	46,550	0.576	0.663	85.0	90.0	90.6
17	32,820	35,540	57,217	53,850	—	0.574	0.660	90.9	95.8	—
18	39,797	43,150	69,725	65,780	—	0.571	0.656	96.9	101.7	—

Table 8-6 Comparison of numerical measures from zigzag maneuvers for 390,000DWT U.S.T. Atlantic

Data Source	Approach Speed Knots	Execute Heading Change, Degrees	Rudder Angle, Degrees	First Overshoot		
				Time to Reach Execute Heading Change, Seconds	Overshoot Angle, Degrees	Total Heading Change, Degrees
Model PMM Tests	16	20	20	79	13.4	33.4
Full Scale Trial	16	20	20	71	16.0	36.0
MARAD Series Data	16	20	20	81	15.3	35.3

Data Source	First Overshoot			Second Overshoot		
	Width of Path Execute, Feet	Overshoot Width of Path, Feet	Total Width of Path, Feet	Time to Reach Execute Heading Change, Seconds	Overshoot Angle, Degrees	Total Heading Change, Degrees
Model PMM Tests	137	2,056	2,193	326	15.3	35.3
Full Scale Trial	—	—	—	291	16.0	36.0
MARAD Series Data	122	2,356	2,477	306	16.1	36.1

열선의 자료로부터 추정되었으며, 이렇게 추정된 값은 계속된 값과 상당히 유사하였다. 따라서 6장에서 소개한 잠정적인 추정 방법은 합리적이라고 생각된다.

(3) 저항 및 자항시의 동유체력은 a_i , b_i 및 c_i 에 의하여 추정되었으며, 이렇게 추정된 값과 계속된 값의 근소한 차이는 곡선의 순경 방법의 차이에 기인한다고 생각된다.

(4) 추진기의 부하량 변화에 의한 동유체력은 자항 비 γ 의 선형 함수라 가정된다.

조종 운동 Simulation

MARAD 계열선으로부터 얻어진 계수들을 사용한 Simulation과 모형 시험으로부터 얻어진 계수들을 사용한 Simulation은 상당히 비슷한 결과를 나타내었다.

U.S.T. Atlantic은 실선 시운전 결과로서, 35° 우현 선회시 및 Crash Stop시의 선체의 제적과, 20°-20°

Zig-Zag시의 타각 및 선수각의 시간에 따른 변화가 알려져 있다. 그러나 실선 시운전의 결과는 바람 및 파도 등 외력의 영향이 포함되어 있으며, 따라서 이러한 외력의 영향을 제거하고 예측치와 비교한 결과는 그림 8-6 및 표 8-6에서 보듯이, 비교적 잘 일치하고 있다.

U.S.T. Atlantic의 Simulation 결과 및 계속된 조종 성능의 해석 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) MARAD 계열선들의 자료로부터 얻어지는, 선박의 조종 성능에 관한 포괄적인 자료는, 계열선과 유사한 선형을 가진 선박의 조종 성능을 추정하는데 있어서 기본적인 자료로 이용될 수 있다.

(2) 타 및 추진기에 의한 힘을 추정할 때에는, 해당 선박과 MARAD 계열선들의 타 및 추진기의 크기에 주의를 하여야 한다. 또한 선체-추진기-타의 유체 역학적 상호 작용은, 해당 선박과 MARAD 계열선들이

동일한 경향을 가진다고 가정하여도 큰 오류는 없다.

부 록

원본의 부록은 4개의 Chapters로 구성되어 있으며 각각의 내용은 다음과 같다.

Appendix A

Test Apparatus, Testing Techniques, And Procedures

Appendix B

Residuary Resistance Coefficient Curves For Individual Series Ships (350,000Ton Displacement)

Appendix C

Principal Numerical Measures And Selected Computer Plots For Turning And Zigzag Maneuvers In Deep Water

Appendix D

Hull Form Geometry And Powering Estimate Computer Programs

여기서는 부록 A, B, C의 내용은 생략하고 부록 D의 프로그램에 대해서만 간단히 설명한다. 본문에서 설명된 바와 같이 본 프로그램은 MARAD Series 선형으로부터 최적 선형을 결정하고 이 선형에 대한 저항 추진성능을 추정하는 2개의 독립된 프로그램으로 구성되어 있다. 이 프로그램은 FORTRAN 언어로 구성되어 있고 선도를 그려주는 부분을 약간 수정하면 P/C (Personal Computer)에서 사용할 수 있다.

1. 선형개발 프로그램

1.1. 개요

이 프로그램은 MARAD Series의 형상계수 범위 ($0.80 \leq C_B \leq 0.90$, $4.5 \leq L/B \leq 10.0$, $2.5 \leq B/T \leq 4.5$) 내의 비대선에 대한 body plan, waterlines, buttock lines를 배의 주요 치수(L, B, T, LCB, C_B)만을 입력자료로 하여 구할 수 있다. 여기서 선미형상에 대해서는 제외하고 있는데 이는 특정한 프로펠러와 그에 따른 선미부의 형태는 기본 선형과는 독립적으로 결정되어야 하기 때문이다. 그리고 MARAD Series의 기본선형이 data base로 구성되어 입력자료로 들어간다.

1.2. 입력자료

이 프로그램은 다음의 간단한 입력자료만을 필요로 하기 때문에 사용하기에 간편하다.

*L, B, T, LCB, C_B

*station, waterline, buttock line의 간격 및 위치

(사용자가 이것을 입력하지 않을 때는 프로그램 내에서 자동으로 지정한다.)

1.3. 출력결과

사용자가 입력할 때 선택한 option에 따라 다음과 같은 출력결과를 얻을 수 있다.

*제목

*선택된 option 내용

*선형 입력자료

*station, waterline, buttock line의 위치

*물가름부, 중앙평행부, 물모음부의 계산된 길이

*offset tables

*plotting 할때 축척된 body plan offsets

*선수부분의 측면 형상 자료

*선수 수선(waterline)의 자료

*선수, 선미의 수선과 종단면선(waterlines and buttocks)의 offset

2. 저항, 추진성능 추정 프로그램

2.1. 개요

앞의 선형개발 프로그램으로부터 결정된 선형에 대하여 MARAD Series의 자료로부터 interpolation을 하여 저항, 추진성능을 추정한다.

2.2. 입력자료

이 프로그램에 필요한 입력자료는 다음과 같다.

*L_{PP}, B, T, A, LCB, C_B

*Appendage allowance

*Fresh water indication

*프로펠러 날개 개수

*프로펠러 최대 직경

*설계 속도에서의 최소 RPM

*최고 속도

*project No.

*project title

*project engine

*date

2.3. 출력 결과

저항 추진성능 추정 프로그램을 실행한 결과로 다음 값들이 출력된다.

*선박의 주요 치수

*프로펠러의 주요 치수

*저항 계수

*자항 요소

*각종 효율

*유효마력, 축마력 등