

# 디젤기관 추진 축계의 연성진동에 관한 연구 (제3보 : 프로펠러 기진에 의한 진동과 그 대책)

전 효중\* · 이 돈출\*\* · 김 의간\* · 김 정렬\*

## A Study on Coupled Vibrations of Diesel Engine Propulsion Shafting (3rd Report : Vibration by Propeller Exciting and its Countermeasure)

H. J. Jeon\* · D. C. Lee\*\* · U. K. Kim\* · J. R. Kim\*

**Key words** : Coupled vibration(연성진동), Propeller excitation(프로펠러 기진),  
Torsional vibration(비틀림 진동), Axial vibration(종진동)

### Abstract

The torsional or axial critical vibration of the order coinciding with the number of propeller blades is simultaneously excited by the harmonic tangential or radial forces acting on the crank shaft and by the harmonic of the same order from the propeller.

The exciting torque of propeller is relatively small comparing with that of crank side, but the exciting force of propeller rather larger than that of crank shaft. With this situation, the exciting force of propeller cannot neglect if the axial vibration of propulsion shafting is calculated.

With the propeller in its optimal angular position, i.e. its excitation effect opposed to that of the engine, the stresses at the critical revolution will largely cancel themselves out.

In this paper, a method of optimizing the angular propeller position with regard to torsional and axial vibration is studied. The optimal relative angle is determined theoretically by calculation results of coupled torsional-axial vibration.

### 1. 머리말

추진 축계 비틀림 진동의 경우 크랭크축에서 발생하는 폭발가스나 왕복관성력에 의한 기진력에 비하여 프로펠러 기진력은 상대적으로 값이 작기 때문에 통상 무시하고 있다.

간혹 6-7실린더의 엔진을 갖춘 추진 축계에서

4매 날개 프로펠러를 장착하고 있을 경우에 MCR 부근의 회전수에서 4차 비틀림진동이 상대적으로 크게 되는 경우도 있으나, 크랭크축의 기진력과 완전히 겹치는 경우가 아니면 크게 문제가 되는 경우는 없다.

그러나 종진동의 경우에는 크랭크축의 가스 폭발력과 왕복관성력 하모닉스에 비하여 프로펠러 기진력은 상대적으로 큰 값이 되므로

\* 한국해양대학교  
\*\* 목포해양대학교

MCR 부근에서 프로펠러 날개수에 해당하는 차수의 공진점이 있을 경우 종진동이 크게 발생함으로써 문제가 되는 경우가 종종 발생하며 특히 4매 날개와 6매 날개의 프로펠러에서 문제가 되는 경우가 많다.

비틀림진동의 경우 프로펠러 기진력에 의한 진동을 방지하기 위하여 과거에 상당히 많은 연구와 실측이 이루어졌고[1]-[5], 비록 널리 채택되지는 않았지만 일부 선급에서는 프로펠러 기진력을 포함하는 비틀림진동 계산을 의무화하는 경우도 있어 이에 대한 관심이 높은 편이었다. 그러나 종진동의 경우에는 문제가 되기 시작한 1970년대에 상당히 많은 관심을 기울이고 일부 연구가 발표되기도 하였으나, 그 후에 값싸고 성능이 우수한 종진동 댐퍼가 도입되면서 이에 관한 연구도 거의 볼 수 없게 되었다 [7],[8].

그러나 앞서 제1보와 제2보에서 발표한 바와 같이 종진동 문제는 해결된 것이 아니고 잠복해 있는 상태이다. 최근에 연성진동 문제와 연계하여 프로펠러 기진력에 의한 종진동도 연성진동으로 해석함으로써 보다 정확한 계산이 가능하고 정확한 이론계산을 근거로 하여 매우 간단하게 최적의 프로펠러 설치 위치를 구할 수 있게 되었으므로 프로펠러 기진력에 의한 종진동과 비틀림진동 문제를 용이하게 대처할 수 있다.

## 2. 프로펠러의 평균 토크와 평균 추력

프로펠러의 기진력은 통상 계산의 편의상 프로펠러의 평균 토크와 평균 추력의 비율로 표시하고, 이 값을 크랭크축 기진력과 위상을 고려하여 합산한다. 따라서 먼저 추진축계의 특성과 엔진 출력으로부터 평균 토크와 평균 추력을 계산할 필요가 있다.

다음에 이들 계산식을 제시한다. 계산시 이용한 계수들은 여러 가지 문헌을 참고로 하여 필자가 그 평균적인 값을 구하여 제시한 것이며, 다른 논문에서 제시하는 식과는 값이 다를 수가 있다[9],[12].

$$Q = 716.2 \times 9.86923 \times \frac{DHP}{N} \quad (2.1)$$

$$T = 145.8 \times 9.86923 \times \frac{DHP \times \eta}{V_s (1-t)} \quad (2.2)$$

여기서,

$Q$ : 프로펠러 평균 토크 [N·m]

$T$ : 프로펠러 평균 추력 [N]

$DHP$ : 프로펠러 전달 마력 [PS]

$$= BHP \cdot \eta_r \cdot \eta_t$$

$BHP$ : 엔진의 제동마력 [PS]

$\eta_r$ : 프로펠러 효율비

$$= 1\text{축선}: 1.00 \sim 1.05 \text{ (평균: } 1.02)$$

$$= 2\text{축선}: 0.95 \sim 1.00 \text{ (평균: } 0.98)$$

$\eta_t$ : 전달효율 (Table 2.1 참조)

$N$ : 프로펠러 회전수 [rpm]

$\eta/(1-t)$ : Table 2.2 참조

$\eta$ : 추진계수

$t$ : 추력 감소계수

$V_s$ : 선속 [knot]

Table 2.1 Reference value of transmission efficiency

축계의 수		1축선		2축선	
선미관 유효형식		해수	Oil	해수	Oil
기관	선미	1/1.020	1/1.010	1/1.030	1/1.010
위치	중앙	1/1.025	1/1.015	1/1.035	1/1.015

Table 2.2 Approximate value of  $\eta/(1-t)$  about hull type

선형		$\eta/(1-t)$
전용선	15,000 ≤ DWT ≤ 30,000	0.93
	DWT ≥ 30,000	0.93
Bulk	Ship speed < 17 knot	0.91
	Ship speed ≥ 17 knot	0.90

## 3. 토크 변동율과 추력 변동율

토크 변동율과 추력 변동율은 각각 평균 토

크와 평균 추력의 일정비율을 반영하는데 최근에는 선미의 반류 분포를 알면 이것으로부터 프로펠러 날개에 유입하는 물의 흐름을 비정상류로 보고 비교적 정확하게 변동율을 계산하는 프로그램이 개발되어 프로펠러 설계나 선체진동을 계산하는데 활용되고 있다.

그리고 이보다는 약간 정밀도가 떨어지지만 프로펠러에 유입하는 물의 흐름을 정상류나 준정상류로 보고 토크나 추력 변동율을 보다 간략하게 계산하는 기법도 있다.

그러나 추진 축계의 진동계산은 선형시험이나 프로펠러 설계보다 앞서 수행되는 경우도 있고, 또한 대개는 프로펠러에 발생하는 기진력 계산과는 독립적으로 수행하는 것이 보통이다. 그래서 토크 변동이나 추력 변동의 값을 축계 진동 계산시 마다 구하거나 정보를 입수하여 수행하는 것이 현실적으로 불가능하므로 정밀도는 약간 부족하지만 이미 유사 선형이나 축계 특성 및 프로펠러 특성으로부터 얻은 값들의 평균치를 이용하는 것이 보통이다.

지금까지 발표된 변동율의 구체적인 값으로서 비틀림진동의 경우에는 비교적 많으며, 종진동에 대해서도 일부 공표된 것이 있다. 이들은 대부분 모형 실험을 통하여 구하거나 프로펠러에 관한 양력면 이론과 같은 순수이론에 의한 것이며 많지는 않으나 실선에서 계측에 의하여 얻어진 것도 있다[2], [5],[10].

**Table 2.3** Fluctuation ratio of torque(Q) and thrust(T) in propeller [%]

Ord	3		4		5		6	
	Q	T	Q	T	Q	T	Q	T
3	4.22	6.37						
4			7.95	11.28				
5					0.88	0.63		
6	4.31	7.31					0.43	0.70
8			2.61	3.74				
9	2.68	0.13						
10					1.47	2.02		
12	0.79	1.22	0.76	1.08			0.80	2.50
15	0.37	0.64			0.02	0.10		
16			0.11	0.17				
18	0.11	0.02					0.10	1.00
20			0.06	0.10	0.01	0.16		
24			0.06	0.43			0.05	0.05

다음에 이들 공표된 여러 가지 값의 평균적인 값을 Table 2.3에 보인다[1]-[5],[9].

이들 값은 대부분이 종래형, 즉 프로펠러 스쿠가 적은 것에 대한 값이며 비교적 최근에 실선에서 행한 실측결과[10]에 의하면 근래에 많이 사용되는 하이 스쿠 프로펠러의 경우 종래형에 비하여 기본 날개수 차수의 경우 40% 정도 감소하고 있으며 날개수 2배수차 이상의 경우에는 큰 차이를 보이고 있지 않으므로 여기에 제시된 값을 통하여 실제로 계산할 경우에는 이 점에 충분히 유의할 필요가 있다.

Table 2.3의 값들은 평균치이며 가령 종방향 제6차의 추력 변동율은 5~9%인데 이것의 평균치로서 7%를 택한 것이다. 따라서 실제 값은 이들 평균치와는 약간씩 달라질 수 있으며 다음에 실측한 M-Ship의 경우 7%보다 작게 발생하므로 1% 작게 하여 6%로 계산하였다.

다음에 제4장의 계산 예에서 채택한 M-Ship의 경우에 프로펠러 날개 차수인 6차의 평균 토크와 평균 추력 비율을 각각 4.3%와 6%로 보고 계산한 결과를 보이면 Table 2.4와 같다.

**Table 2.4** Fluctuation of thrust and torque in M-ship

6 Order	Engine harmonic(A)	Propeller excitation(B)	B/A	Ratio
Axial[N]	$41.3 \times 10^3$	$116.0 \times 10^3$	2.74	3.574
Torsion [N·m]	$64.1 \times 10^3$	$49.1 \times 10^3$	0.77	1.000

Table 2.4에서 볼 수 있는 바와 같이 엔진 축 기진력 하모닉스(1실린더 분)는 종방향 기진력의 경우 프로펠러 기진력의 2.74배이고 비틀림 진동의 경우 0.77배 정도이다. 따라서 종진동의 경우 최소한 3실린더 정도가 완전히 겹칠 경우 비슷한 크기로 되는데 실제로는 크랭크 핀 중간에 종진동 기진력이 작용하면 각기 그의 절반이 양측으로 배분되기 때문에 종진동의 경우에 프로펠러의 기진력은 이보다도 2배까지 크게 될 수도 있다.

### 3. 프로펠러 최적상태의 결정

프로펠러의 최적 설치상태는 프로펠러 기진력과 엔진축 기진력의 위상각이  $180^\circ$  가 되도록 하는 상태이다. 지금 이러한 상태를 벡터 선도로 표시하면 Fig. 3.1과 같다.

최적 프로펠러 날개 위상각은 Fig. 3.1을 참고로 하여 식으로 표현하면 (3.1)식과 같이 나타낼 수 있다. 그러나 현실적인 문제로서 프로펠러 날개에 대한 프로펠러의 기진벡터의 위상각  $\beta_n$ 의 값을 사전에 정확하게 파악하는 것이 곤란하므로, 지금까지는 크랭크에 대한 프로펠러 날개의 위상각을 변화시키면서 진동을 계측하여 프로펠러 날개와 크랭크와의 최적 위상각을 찾아내는 방법을 취하여 왔다.

TDC of No.1 Cyl.

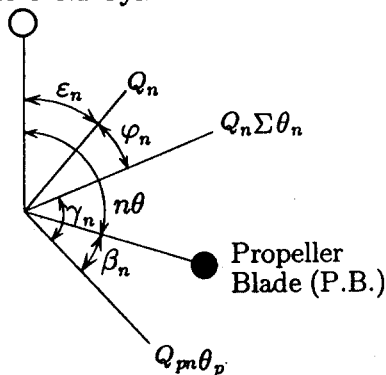


Fig.3.1 Exciting vector phase of engine and propeller

$$\gamma_n = \epsilon_n + \varphi_n - n\theta - \beta_n \quad (3.1)$$

여기서,

$\gamma_n$  :  $n$ 차의 엔진축 합성 기진벡터  $Q_n \sum \theta_n$  과 프로펠러축 기진벡터  $Q_{pn} \theta_p$  사이의 위상각

$Q_n$  :  $n$ 차의 엔진 기진 하모닉스의 최대 진폭

$\sum \theta_n$  :  $n$ 차 진동에 있어서 비진폭 벡터 합

$Q_{pn}$  : 프로펠러  $n$ 차 변동토크(또는 추력)의 최대진폭

$\theta_p$  : 프로펠러의 비진폭

$\epsilon_n$  : No.1 실린더의 상사점 위치에 대한  $n$ 차 기진 하모닉스의 위상각

$\varphi_n$  : No.1 실린더  $n$ 차 기진력 (또는 비진폭  $\theta_1$ )에 대한 벡터합  $\sum \theta_n$ 의 위상각

$\beta_n$  : 프로펠러 날개에 대한 프로펠러 기진 벡터의 위상각

$\delta$  : No.1 크랭크 스로우 상사점에 대한 프로펠러 날개의 위상각

Fig. 3.1에서  $n$ 차의 기진 벡터가 최소가 되는, 즉 벡터  $Q_n \sum \theta_n$  과  $Q_{pn} \theta_p$ 의 합이 최소가 되는 최적 프로펠러 날개 위상각  $\delta_{opt}$ 는  $\gamma_n = 180^\circ$  일 경우이고 (3.2)식으로 주어진다.

$$\delta_{opt} = (\epsilon_n + \varphi_n - \beta_n - 180^\circ) / n \quad (3.2)$$

만약 사전에 정확하게 프로펠러 기진력에 의한 진동진폭을 계산할 수 있다면 프로펠러 날개 위치를 여러 번에 걸쳐서 변경하면서 진동 진폭을 반복 계측한 결과로부터 프로펠러 기진력의 위상각을 추정할 필요가 없을 것이다. 즉, 사전에 프로펠러 기진력의 각도를 변경해 가면서 중진폭과 비틀림 진폭을 계산하여 최대 진폭을 발생시키는 프로펠러 기진력 입력각을 구해 놓는다. 그 다음에 프로펠러 각도를 임의로 설치하여 진동 진폭을 계측하고 계산치와 비교하여 현재의 프로펠러 설치위치가 최적상태에 대해 어떤 위치에 있는지를 확인한 후 필요한 각도만큼 변경시켜 재설치함으로써 단 한 번의 작업으로 최적위치로 프로펠러를 설치하는 것이 가능하게 된다.

또한 비틀림 진동과 중진동에 대하여 최적 프로펠러 위치가 동일하다는 보장은 없다. 따라서 계산에 의해 어느 진동이 문제가 되는지를 사전에 점검하여 문제가 발생할 수 있는 진동 쪽에 프로펠러 위치를 맞추면 된다. 다만, 통상의 경우 중진동이 문제로 되는 것이 대부분이다.

### 4. 프로펠러 기진력에 의한 연성진동의 계산에

다음에 실선에 대하여 계산한 결과와 실측치와의 비교를 통하여 이 방법을 확인하여 보고자 한다.

먼저 평균 추력과 추력 변동율의 실측치와 추정치를 비교하여 본다. 토크는 평균토크와 변동율에 대해 실측치가 많고, 이론식과 실측치가 비교적 잘 맞는 것으로 확인되고 있으므로 추력에 대해서만 보인다.

Table 4.1은 실측과 계산을 수행한 M-Ship의 주요 사양이다.

Table 4.1 Engine specifications of M-Ship

ENGINE TYPE	MAN K10206/160C
MAX.CONTINUOUS OUTPUT	23000.0 SHP
MAX.CONTINUOUS REVOLUTION	115.0 RPM
CYLINDER BORE	860.0 MM
STROKE	1600.0 MM
NO. OF CYLINDER	10
MEAN INDICATED PRESSURE	10.91 BAR
STROKE CYCLE	2
RECIPROCATING MASS	9000.0 KG
CONNECTING ROD RATIO(R/L)	.2500

Fig. 4.1은 M-Ship에 대한 평균 추력과 추력 변동율의 실측치를 추정치와 비교한 것이다. 평균 추력은 이론적 추정치와 실측치가 양호한 일치치를 보이고 있으며 추력 변동치는 평균 추력의 6%로 보고 계산한 추정치인데 표준평균치인 7%보다 1% 적은 값을 취하였다.

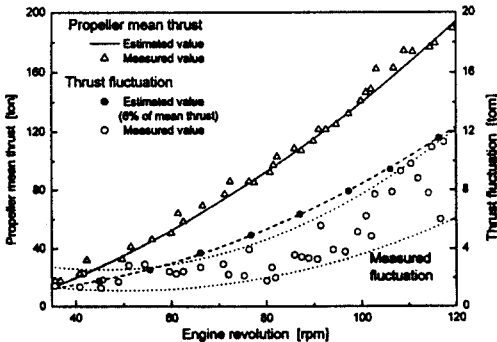


Fig. 4.1 Propeller mean thrust and 6th order fluctuation in M-Ship

실측치보다 약간 크게 되고 있으나 프로펠러 익수차의 공진점인 105rpm부근에서는 실측상한치와 거의 일치한다.

또한 Fig. 4.2는 연성진동 계산에 의하여 0절 6차(프로펠러 날개수 차수)의 진동이 가장 크게되는 프로펠러 기진력 입력각에 대한 계산으로서 이 경우에 입력각은 No.1 크랭크 상사점 위치에 대해 약 35°이다. 최적 입력각은 이보다 1~2° 크게 되지만 그 차이는 크지 않다.

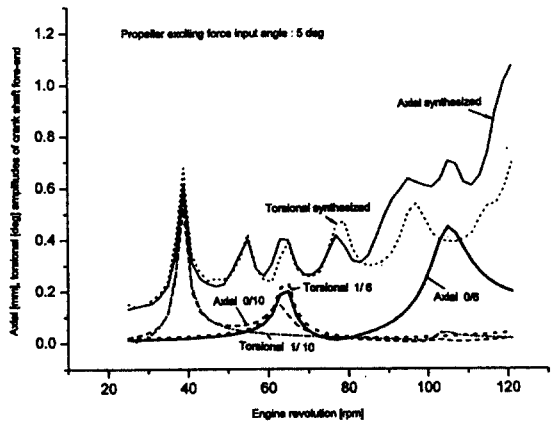


Fig. 4.2 Axial and Torsional amplitude of crankshaft fore-end in M-Ship (Propeller exciting force input : 5°)

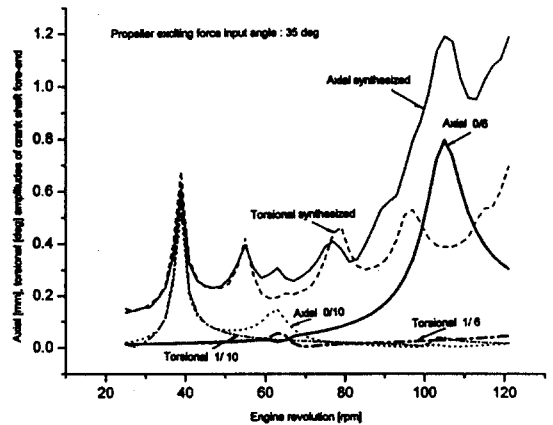


Fig. 4.3 Axial and torsional amplitude of crankshaft fore-end in M-Ship (Propeller exciting force input : 35°)

또한 Fig.4.3은 0절 6차의 종진동이 가장 작게 되는 프로펠러 기진력 입사각으로서 약 5°이다. 최대 진폭과 최소 진폭의 입력각 차가 30°가 되는 것은 당연하다. 즉, 6차에 대하여 180°의 위상각을 주는 프로펠러 각도는 30°이기 때문이다.

또한 Fig. 4.2와 Fig. 4.3에서 64rpm 부근에 1절 6차의 공진점이 있는데 약한 비틀림 진동이 발생하고 그로 인한 연성 종진동이 발생하나 그 값은 작다.

또한 비틀림 진동은 종진동과는 달리 0절 6차의 종진동이 크게 되는 프로펠러 입력각에서 오히려 작게 되고 반대로 작게 되는 입력각에서는 크게 된다. 이는 프로펠러 기진력에 의한 종진동과 비틀림 진동을 동시에 작게 하는 프로펠러 설치위치를 얻기 곤란함을 보인다.

38rpm부근에서 1절 10차의 주 위험차수 비틀림 진동이 발생하는데 0절 10차의 강한 중방향 연성진동이 유발된다.

Fig. 4.3은 M-Ship의 추진 축계에 대하여 수회 반복하여 프로펠러 설치각도를 달리 하면서 측정한 크랭크축단 종진동 진폭을 조화분석하여 얻은 결과를 최대치와 최소치만을 보인 것이다.

실측에 의하면 105rpm부근의 값 외에는 최대, 최소치간에 뚜렷한 차이를 볼 수 없었다. 측측 결과를 보면 최대치는 측측치 0.84mm에 대하여 실측치 0.80mm 이고 최소치는 측측치 0.50mm,

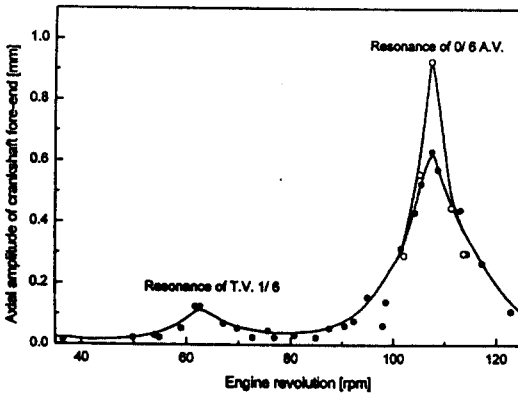


Fig.4.4 Measured values of axial 6th vibration in M-Ship

계산치 0.45mm 정도로 약 5~10%의 오차를 보인다. 지금 임의로 설치된 프로펠러 상태에서 종진동을 측측하고 이 값을 계산치와 대조하여 프로펠러 입력각을 추정한 다음 최적 프로펠러 각도를 산정하여 프로펠러 위치를 조정하면 된다.

옛날에는 프로펠러를 축에 고정할 경우 키이를 사용하였기 때문에 프로펠러의 설치각도를 조절하는 것은 매우 곤란한 작업이었으며 중간축의 조립커플링을 등각으로 배치하여 플랜지 위치를 변경하는 방법을 이용하였다. 따라서 플랜지볼트 피치보다 더 작은 각도로 조절하는 것은 불가능하였다. 또한 이 방법은 시공이 매우 정밀하여야 하고 반복된 조립 분해는 힘든 작업이었다.

그러나 오늘날에는 대부분이 키이가 없는 조립방법을 사용하기 때문에 프로펠러의 조립 시 공방법은 간단하고 조립 분해작업도 상대적으로 용이하다. 더구나 단 한번의 작업으로 끝낼 수 있기 때문에 축계 종진동이 문제로 될 경우 그것이 미치는 나쁜 영향에 비하면 경제적으로도 타당한 조치가 되고 있다.

## 5. 맺는 말

지금까지 연성 진동 계산에 의하여 프로펠러 기진력에 의한 축계 진동, 특히 종진동에 대하여 검토하고 축계 비틀림진동이나 종진동이 프로펠러 기진력으로 진폭이 크게 유발될 경우 프로펠러의 최적 위치를 구하여 이 문제를 해소할 수 있음을 제시하였다.

## 참고문헌

- [1] Brehme, Effect of Number of Propeller Blades upon the Excitation of Ship Vibration, Schiff und Hafen, November 1954, p.662
- [2] Yeh H. Y., Thrust and Torque Fluctuations for APA 249, TMB Model 4414, DTMB Report No.1364, January 1960
- [3] McCarthy J. H., On the Calculation of Thrust and Torque Fluctuations of Propellers

- in Nonuniform Wake Flow, DTB Report No. 1533, October 1961.
- [4] Wilson W. Ker, Practical Solution of Torsional Vibration Problems, Vol.2, 1963, p.274
- [5] Van Manen J. D., Wereldsma R., Propeller Excited Vibratory Forces in the Shaft of a Single Screw Tanker, Reports and Publications of the Netherlands Research Center(TNO) for Shipbuilding and Navigation, Report No. 37M, June 1960.
- [6] Schrärer J., Optimizing the Propeller Angle Position with Regard to Torsional Vibrations of Diesel Engine Shafting, Sulzer Technical Review, January 1974.
- [7] 藤井, 프로페라推力變動とディーゼル機關起振力の位相調整による振動輕減, 日本造船學會誌 第580號 1977年 10月, p.449-455
- [8] Fujii K., Tanida K., Exciting Forces of ship Vibration Induced by Torsional and Longitudinal Vibration of the Shafting System, Proc. of ICMES Symposium, Trieste, September 1984, p.573-593
- [9] (社)日本舶用機關學會 軸系研究委員會, 프로페라翼とクランクの位相が軸系ねじり振動におよぼす影響, MESJ研究委員會報告 No.68, 1976年 10月
- [10] Ling Z, Sasaki Y., Full Scale Comparative Experimental Study on Propeller Excited Vibratory Forces and Hull Vibrations induced by a Highly Skewed Propeller and a Conventional Propeller, NK Technical Bulletin, 1983, p.40-52
- [11] MAN B&W Diesel A/S, Propeller Phasing, Symposium of Engine Dynamic, 1998, p.115-124
- [12] 全孝重, 軸系裝置와 프로펠러, 大珍出版社, 2000年 3月, p.52