

상반회전 프로펠러의 날개수 조합에 따른 축기진력 연구

백광준^{1,†} · 이진석¹ · 이태규¹ · Tetsuji Hoshino¹ · 박형길¹ · 서종수¹
삼성중공업(주) 조선해양연구소¹

Numerical Study on the Effects of Combination of Blade Number for Shaft Forces and Moments of Contra-Rotating Propeller

Kwang-Jun Paik^{1,†} · Jinsuk Lee¹ · Taegu Lee¹ · Tetsuji Hoshino¹ · Hyung-Gil Park¹ · Jongsoo Seo¹
Samsung Ship Model Basin (SSMB), Samsung Heavy Industries Co., Ltd.¹

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

The effects of the combination of blade number for forward and after propeller on the propeller shaft forces of a contra-rotating propeller (CRP) system are presented in the paper. The research is performed through the numerical simulations based on the Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations (RANS). The simulation results of the present method in open water condition are validated comparing with the experimental data as well as the other numerical simulation results based on the potential method for 4-0-4 CRP (3686+3687A) and 4-0-5 CRP (3686+3849) of DTNSRDC. Two sets of CRP are designed and simulated to study the effect of the combination of blade number in behind-hull condition. One set consists of 3-blade and 4-blade, while the other is 4-blade and 4-blade. A full hull body submerged under the free surface is modeled in the computational domain to simulate directly the wake field of the ship at the propeller plane. From the simulation results, the fluctuations of axial force and moment are dominant in the case of same blade numbers for forward and after propellers, whereas the fluctuations of horizontal and vertical forces and moments are very large in the case of different blade numbers.

Keywords : Contra-rotating propeller(상반회전 프로펠러), Shaft force(축기진력), RANS(Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations), Computational Fluid Dynamics(CFD, 전산유체역학)

1. 서론

상반회전 프로펠러(Contra-Rotating Propeller, CRP)는 서로 반대 방향으로 회전하는 두 개의 프로펠러를 동일 축상에 배치한 복합추진장치로서 전방 프로펠러에서 손실되는 회전 에너지를 후방 프로펠러가 회수하여 통상 10% 이상의 연료를 절감할 수 있으며, 현존하는 추진장치들 중 효율이 가장 높은 것으로 알려져 있다 (Nishiyama, et al., 1990; Shuku, et al., 1992; Inukai, 2010).

상반회전 프로펠러의 개념은 1836년에 영국 특허청에 등록된 이후 지금까지 이론적, 실험적 그리고 수치적 연구가 계속되고 있다. 정상 상태에서의 성능 추정을 위해 Nakamura (1986), Sasaki and Nakatake (1987), Yang, et al. (1991) 그리고 Paik, et al. (2000)이 포텐셜을 기저로 한 양력면 이론을 적용한 연구를 수행하였다. 하지만 프로펠러에 연결된 축은 종(axial) 진동,

비틀림(twisting) 진동 그리고 휘둘림(whirling) 진동에 의해 축을 지지하고 있는 베어링에 주기적인 하중을 전달하게 되는데, 특히 상반회전 프로펠러는 전후방 프로펠러의 상호작용에 의해 더욱 복잡한 진동 특성을 가지므로 축계 설계를 위해 보다 정확한 축기진력 추정을 위한 비정상 상태에서의 연구가 필요하다.

Miller (1976, 1981)는 균일류(uniform flow)와 불균일류(non-uniform flow)에서 상반회전 프로펠러에 대한 시험을 수행하여 비정상 상태에서의 축기진력을 추정하기 위한 이론적, 수치적 연구에 검증 자료를 제공하였다. 전후방 프로펠러의 프로펠러 날개수 조합에 따른 축방향 힘(axial force)과 횡방향 힘(side force)에 대한 영향을 연구하기 위해 Strasberg and Breslin (1976)은 이론적으로 접근하여 전후방 프로펠러의 상호작용에 의해 축방향 힘과 횡방향 힘의 변동이 날개수가 같을 때와 다를 때 각각 크게 됨을 유도하였고, 이 때의 진동 주파수를 찾을 수 있는 식을 제시하였다. Tsakonas, et al. (1983)과 Yang, et al. (1992)은 각각 선형화된 양력면 이론과 양력면 이론을 이용하여 모형시험 결과

(Miller, 1976)와 비교하였다. 두 결과 모두 힘과 모멘트의 평균값은 모형시험 결과와 유사하게 추정하였으나, 전후방 프로펠러의 상호작용에 의해 나타나는 힘과 모멘트는 모형시험 결과에 비해 작게 예측하였다. 반면, Hoshino (1994)는 양력면 이론, 모형시험 그리고 실선에서 계측된 힘과 모멘트를 직진 상태뿐만 아니라 선회상태에서 비교하였다. 하지만 수치해석은 전후방 프로펠러의 상호작용을 고려하지 않고 모형시험에서 계측된 반류분포를 사용하였다.

본 연구에서는 Reynolds-Averaged Navier-Stokes equations (RANS)을 이용하여 상반회전 프로펠러의 축기진력을 계산하였다. 전후방 프로펠러의 상호작용에 대한 영향을 연구하기 위해 균일류에서 해석 결과를 모형시험과 비교하였고, 불균일류에서 축방향 및 횡방향 힘과 모멘트의 영향을 연구하기 위해 선체를 포함하여 수치해석을 수행하였다. 또한 전후방 프로펠러의 날개수 조합에 따른 프로펠러 상호작용에 의한 축기진력의 주파수 변화를 연구하여 상반회전 프로펠러 날개수 결정 및 축계 설계의 참고 자료를 제공하고자 하였다.

2. 상호작용에 의한 축기진력 주파수

Strasberg and Breslin (1976)는 전후방 프로펠러의 상호 작용에 의해 발생하는 축기진력의 주파수를 다음과 같은 식으로 찾을 수 있음을 보였다.

축방향 축기진력 주파수:

$$f = mZ_f N_f + nZ_a N_a \quad (1)$$

여기서 Z 와 N 은 프로펠러의 날개수와 회전수이며, 아래첨자 f 와 a 는 각각 전후방 프로펠러를 의미한다. 그리고 m 과 n 은 $mZ_f = nZ_a$ 를 만족하는 자연수이다.

횡방향 축기진력 주파수:

$$f' = m'Z_f N_f + n'Z_a N_a \quad (2)$$

여기서 m' 과 n' 은 $m'Z_f \pm 1 = n'Z_a$ 를 만족하는 자연수이다.

일반적으로 전후방 프로펠러의 날개수가 같으면 축방향으로 작용하는 축기진력이, 날개수가 다르면 횡방향으로 작용하는 축기진력이 주로 나타난다.

3. 수치해석 결과 및 분석

3.1 수치해석 기법

상반회전 프로펠러의 날개수 조합에 따른 축기진력 및 주파수 변화에 대한 연구를 위한 수치해석은 상용 프로그램인 FLUENT Ver.14을 이용하여 수행하였으며, 사용된 수치해석 기법은 Table

1과 같다. 본 수치해석 기법은 Kim, et al. (2011)에 의해 격자계 및 난류모델에 대해 검토되었으며, 단독성능 해석, 저항 및 자항 해석을 여러 선종에 적용하여 모형시험과 잘 일치하는 결과를 보인 바 있다.

Table 1 Numerical methods for simulation

Governing equation	RANS
Turbulence model	Reynolds Stress Model
P-V coupling	SIMPLEC
Pressure solver	1st order upwind
Momentum solver	2nd order upwind

3.2 단독상태에서의 축기진력

RANS를 이용한 본 수치해석의 유용성을 평가하기 위해 DTNSRDC에서 수행된 두 쌍의 상반회전 프로펠러의 시험 결과 (Miller, 1976)와 비교하였으며, 양력면 이론을 바탕으로 한 해석 결과들 (Tsakonas, et al., 1983; Yang, et al., 1992)도 같이 비교하였다. DTNSRDC 상반회전 프로펠러는 4-0-4 CRP(3686+3687A)과 4-0-5 CRP(3686+3849)로서, 두 상반회전 프로펠러의 날개수는 각각 4익-4익과 4익-5익로 구성되어 있다. 각 프로펠러의 주요제원은 Table 2와 같다.

단독상태에서의 상반회전 프로펠러를 해석하기 위한 격자계를 Fig. 1에 도시하였다. 전후방 프로펠러는 각각의 회전을 모사하

Table 2 Main particulars of 4-0-4 CRP and 4-0-5 CRP

	3686	3687A	3849
Diameter (mm)	305.2	299.1	299.3
No. of Blades	4	4	5
P/D @ 0.7r/R	1.291	1.326	1.287
C/D @ 0.7r/R	0.179	0.190	0.179
Propeller Position	Fwd.	Aft.	Aft.
Rotation Direction	LH	RH	RH

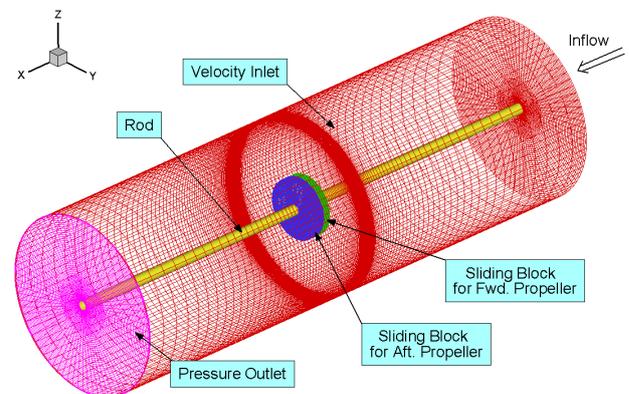


Fig. 1 Computational domain and boundary conditions for CRP simulation in uniform flow

기 위해 이동격자(sliding grid)를 적용하였다. 프로펠러를 감싸고 있는 영역은 피라미드와 사각뿔로 구성된 약 900K의 비정렬격자(unstructured grid)로 생성하였고, 그 외 부분들은 약 500K의 정렬격자(structured grid)로 구성하였다.

수치해석은 설계 전진계수인 $J=1.1$ 에서 수행되었다. 이 때 전진계수는 전방 프로펠러의 직경을 기준으로 계산하였으며, 전후방 프로펠러의 회전수는 12 rps로 동일하다. 비정상 해석은 1.5°의 프로펠러 회전각에 대응하는 시간 간격으로 계산되었다.

식 (1)에 의하면 전후방 프로펠러의 회전수가 같은 경우 4-0-4 CRP의 축방향(X축) 축기진력은 회전수의 8차, 16차 조화(harmonic) 성분에서 나타나게 된다. Fig. 2는 4-0-4 CRP가 1회 전하는 동안의 추력과 토크의 변화를 나타낸 것으로서 8차 조화 성분이 변동의 주성분이며, 전방 프로펠러 추력 및 토크의 변동폭이 후방 프로펠러 변동폭 보다 큼을 알 수 있다. 반면에 4-0-4 CRP는 좌우가 항상 대칭이기 때문에 횡방향(Y축 또는 Z축) 축기진력은 나타나지 않는다. 4-0-5 CRP의 경우, 식(1)과 (2)에 따라 전후방 프로펠러의 회전수가 같은 경우 축방향 축기진력의 주성분은 40차, 80차 조화 성분이고 횡방향 축기진력의 주성분은 9차, 31차 조화 성분으로 나타나게 된다. 하지만 축방향 힘과 모멘트의 변동폭은 평균 추력 및 토크의 0.3% 미만이며, 횡방향의 변동폭과 비교하면 매우 작은 값이다. 9개의 주기를 가진 횡방향 힘과 모멘트의 변동은 Fig. 3과 같으며, 여기서도 Fig. 2에서와 같이 전방 프로펠러의 변동폭이 큼을 알 수 있다.

본 연구에서 RANS를 이용하여 해석한 4-0-4 CRP와 4-0-5 CRP의 각 조화 성분을 시험 결과 및 양력면 이론을 바탕으로 한 해석 결과들과 Table 3과 4에 비교하였다. 4-0-4 CRP의 경우, 전후방 프로펠러의 평균 추력 및 토크가 잘 일치하고 있으며 8차 조화 성분들도 모형시험 결과의 경향을 그대로 보여주고 있다. 하지만 16차 조화 성분은 모든 수치해석 결과가 모형시험 결과보다 작게 추정하고 있다. 4-0-5 CRP에서도 평균 추력과 토크는 모형시험 결과와 잘 일치하고 있고 있다. 횡방향 축기진력의 9차

조화 성분의 경우, 전방 프로펠러는 양력면 이론을 바탕으로 한 해석 결과 보다 좋은 일치를 보였으나 후방 프로펠러 힘과 모멘트는 모형시험 보다 작게 추정하는 결과를 보였다.

4-0-4 CRP와 4-0-5 CRP의 전방 및 후방 프로펠러 후류에 대해 후방 프로펠러에서 전방 프로펠러 방향으로 바라본 축방향

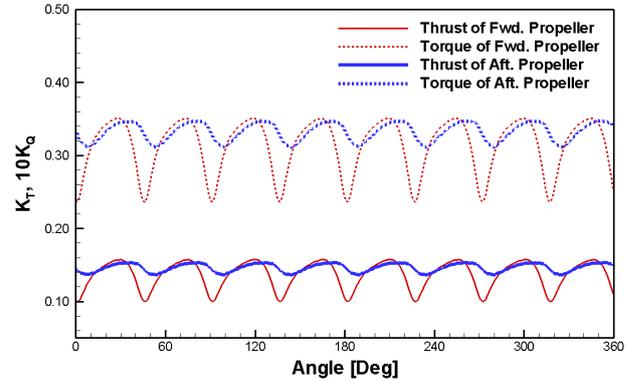


Fig. 2 Axial force and moment time histories of forward and after propellers for 4-0-4 CRP

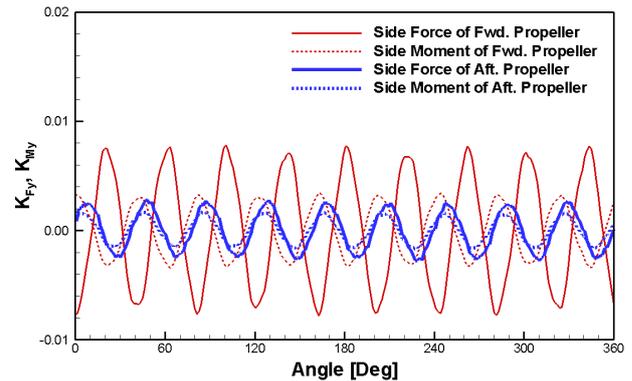


Fig. 3 Side force and moment time histories of forward and after propellers for 4-0-5 CRP

Table 3 Comparison of forces and moments with experimental data for 4-0-4 CRP

Harmonics	Items	Present (Cal.)	Yang (Cal.)	Tsakonias (Cal.)	Miller (Exp.)	Present	Yang	Tsakonias
						Miller	Miller	Miller
0	$K_{T,f}$	0.1367	0.1438	0.1230	0.1250	1.09	1.15	0.98
	$K_{Q,f}$	0.0313	0.0316	0.0260	0.0315	0.99	1.00	0.83
	$K_{T,a}$	0.1462	0.1488	0.1520	0.1500	0.97	0.99	1.01
	$K_{Q,a}$	0.0332	0.0326	0.0320	0.0315	1.05	1.03	1.02
8	$K_{Tx,f}$	0.0247	0.0193	0.0170	0.0285	0.87	0.68	0.60
	$K_{Qx,f}$	0.0049	0.0044	0.0030	0.0058	0.84	0.76	0.52
	$K_{Tx,a}$	0.0079	0.0118	0.0140	0.0095	0.83	1.24	1.47
	$K_{Qx,a}$	0.0017	0.0024	0.0029	0.0022	0.78	1.09	1.32
16	$K_{Tx,f}$	0.0087	0.0051	0.0081	0.0180	0.49	0.28	0.45
	$K_{Qx,f}$	0.0019	0.0012	0.0016	0.0047	0.40	0.26	0.34
	$K_{Tx,a}$	0.0020	0.0021	0.0031	0.0080	0.25	0.26	0.39
	$K_{Qx,a}$	0.0004	0.0004	0.0006	0.0020	0.20	0.20	0.30

Table 4 Comparison of forces and moments with experimental data for 4-0-5 CRP

Harmonics	Items	Present (Cal.)	Yang (Cal.)	Tsakonias (Cal.)	Miller (Exp.)	Present	Yang	Tsakonias
						Miller	Miller	Miller
0	$K_{T,f}$	0.1388	0.1449	0.1300	0.1300	1.07	1.11	1.00
	$K_{Q,f}$	0.0316	0.0319	0.0270	0.0300	1.05	1.06	0.90
	$K_{T,a}$	0.1341	0.1358	0.1320	0.1300	1.03	1.04	1.02
	$K_{Q,a}$	0.0310	0.0298	0.0270	0.0280	1.11	1.06	0.96
9	$K_{T_y,f}$	0.0073	0.0063	0.0062	0.0075	0.98	0.84	0.83
	$K_{Q_y,f}$	0.0032	0.0026	0.0031	0.0040	0.80	0.65	0.78
	$K_{T_y,a}$	0.0025	0.0046	0.0062	0.0057	0.44	0.81	1.09
	$K_{Q_y,a}$	0.0016	0.0021	0.0036	0.0023	0.67	0.91	1.57
	$K_{T_z,f}$	0.0074	0.0063	0.0062	0.0074	0.99	0.85	0.84
	$K_{Q_z,f}$	0.0032	0.0026	0.0031	0.0041	0.78	0.63	0.76
	$K_{T_z,a}$	0.0025	0.0046	0.0062	0.0046	0.54	1.00	1.35
	$K_{Q_z,a}$	0.0015	0.0021	0.0036	0.0023	0.67	0.91	1.57

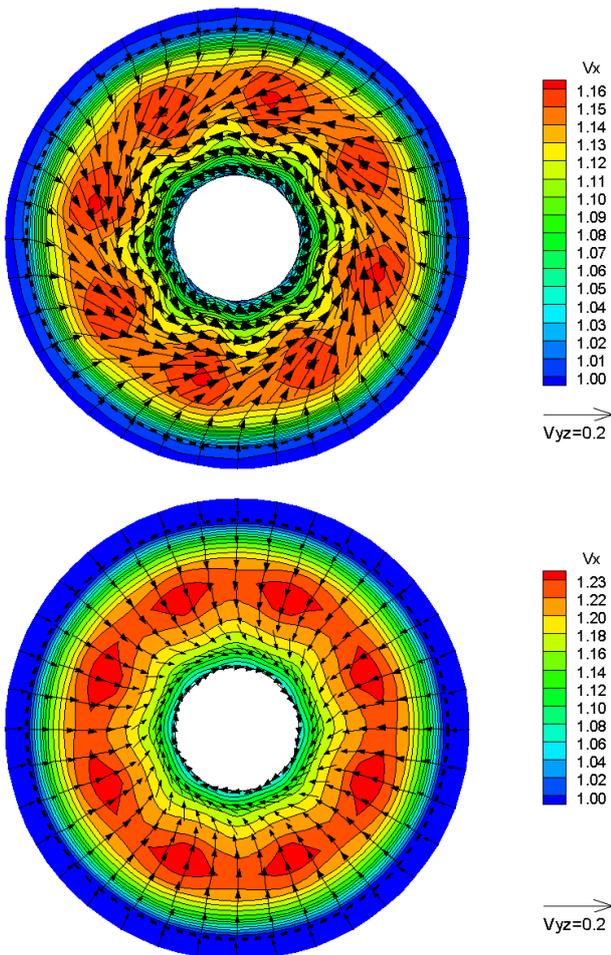


Fig. 4 Mean velocity contours and vectors behind forward propeller (top) and after propeller (bottom) for 4-0-4 CRP

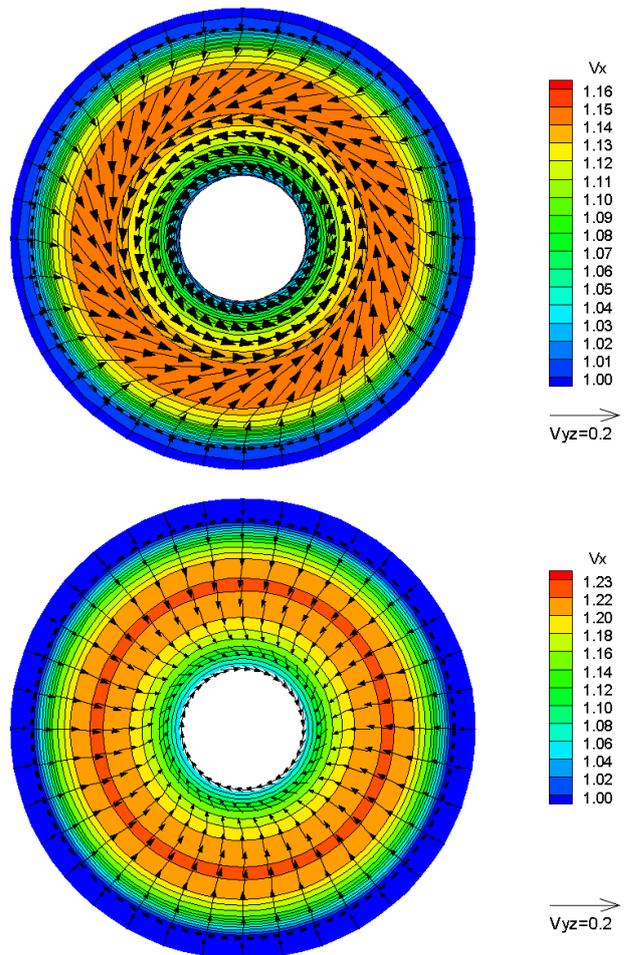


Fig. 5 Mean velocity contours and vectors behind forward propeller (top) and after propeller (bottom) for 4-0-5 CRP

평균 속도 분포 및 회전방향 평균 속도 벡터를 Fig. 4와 5에 각각 나타내었다. 원형의 점선은 전방 프로펠러의 직경을 의미한다.

4-0-4 CRP의 전후방 프로펠러 후류에는 8개의 원형 등속선이 일정한 각도를 가지고 나타나고 있는 반면 4-0-5 CRP의 전후방

프로펠러 후류에는 이러한 현상이 나타나고 있지 않다. 4-0-4 CRP는 전후방 프로펠러가 1회전하는 동안 날개가 교차하는 횟수가 8번이고 45° 간격으로 동시에 교차하기 때문에 전후방 프로펠러의 상호작용에 의해 8개의 원형의 고립된 등속선이 나타나게 된다. 하지만 4-0-5 CRP는 1회전하는 동안 전후방 프로펠러 날개가 40번 교차되며 9° 간격으로 특정 위치에서 날개 하나씩만 교차하기 때문에 후류의 축방향 속도분포에 일정한 모양의 등속선이 나타나지 않는다. 전방 프로펠러 후류의 속도 벡터는 프로펠러의 회전 방향을 따라 후류가 회전하고 있음을 보이고 있으나 후방 프로펠러 후류의 속도 벡터는 회전방향 성분이 거의 사라지고 반경방향 성분만 남아 있다. 이러한 현상을 통해 상반회전 프로펠러의 후방 프로펠러가 전방 프로펠러의 손실된 회전에너지를 회복시키고 있음을 간접적으로 알 수 있다.

3.3 선체 후류에서의 축기진력

선체 후류에서 작동하는 상반회전 프로펠러의 축기진력을 해석하기 위해 Fig. 6과 같이 선체를 포함한 격자계를 구성하였다. 단독상태에서의 수치해석과 같이 전후방 프로펠러를 감싸고 있는 영역은 약 1.2M의 비정렬격자로 구성된 이동격자를 적용하였고, 회전하지 않는 부분들은 약 1.4M의 정렬격자로 생성하였다.

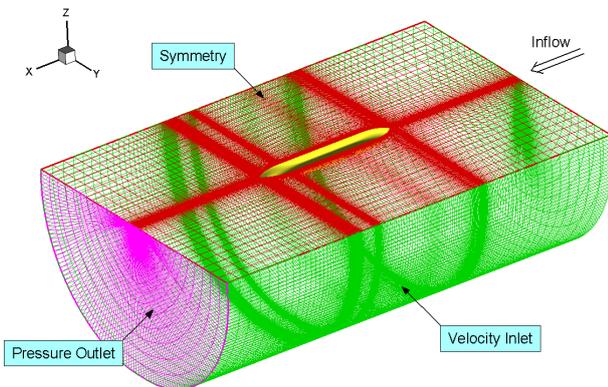


Fig. 6 Computational domain and boundary conditions for CRP simulation in non-uniform flow

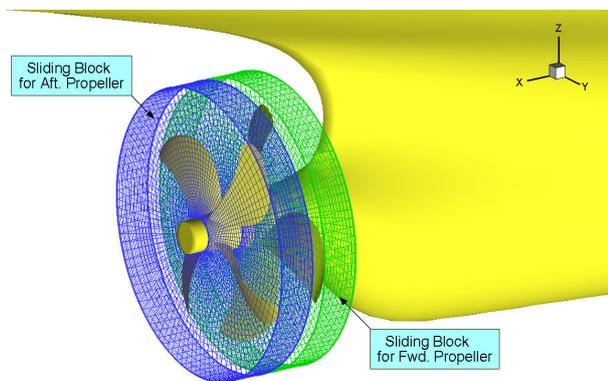


Fig. 7 Grid structure of sliding block for forward and after propellers

선체 후류에서의 축기진력을 연구하기 위해 Table 5와 6과 같이 3익-4익, 4익-4익으로 구성된 두 쌍의 상반회전 프로펠러를 설계하였다. 두 쌍의 상반회전 프로펠러는 동일한 직경과 회전수를 가지고 있으며, 전후방 프로펠러 토오크의 합이 동일하도록 설계하였다.

Table 5 Main particulars of CRP1

	Fwd. Propeller	Aft. Propeller
Diameter (mm)	220.0	195.6
No. of blades	3	4
P/D @ 0.7r/R	0.747	0.867
C/D @ 0.7r/R	0.225	0.204
Rotation Direction	LH	RH

Table 6 Main particulars of CRP2

	Fwd. Propeller	Aft. Propeller
Diameter (mm)	220.0	195.6
No. of Blades	4	4
P/D @ 0.7r/R	0.739	0.882
C/D @ 0.7r/R	0.210	0.204
Rotation Direction	LH	RH

두 상반회전 프로펠러 모두 Inukai (2011)가 제안한 것과 같이 전방 프로펠러의 레이크는 후방을 향하도록 하고 후방 프로펠러의 레이크는 반대로 전방을 향하도록 하여 프로펠러의 효율이 향상 될 수 있도록 설계하였다. CRP1은 전방 프로펠러와 후방 프로펠러 날개가 최상부에 위치하도록 하였으며, CRP2는 날개가 서로 45° 교차해서 위치하도록 하였다. CRP2를 위해 설계된 프로펠러 형상은 Fig. 8에서 확인 할 수 있다.

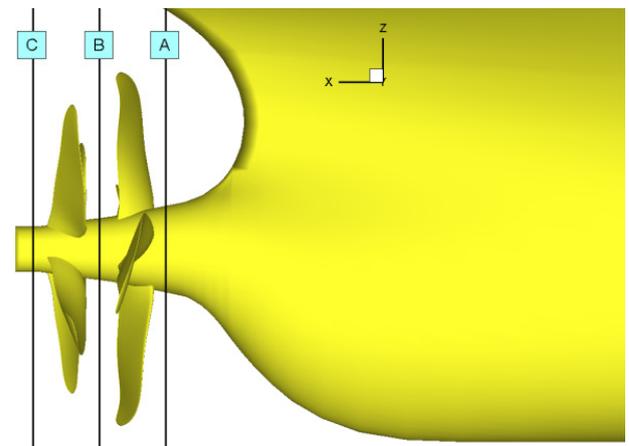


Fig. 8 Wake observation positions for CRP2

수치해석은 모형시험과 동일 조건에서 수행하였으며, 선속은 1.349 m/s이고 프로펠러 회전수는 8.45 rps이다. 수치해석 기법은 Table 1과 동일하다. Fig. 8과 같이 상반회전 프로펠러 전후방

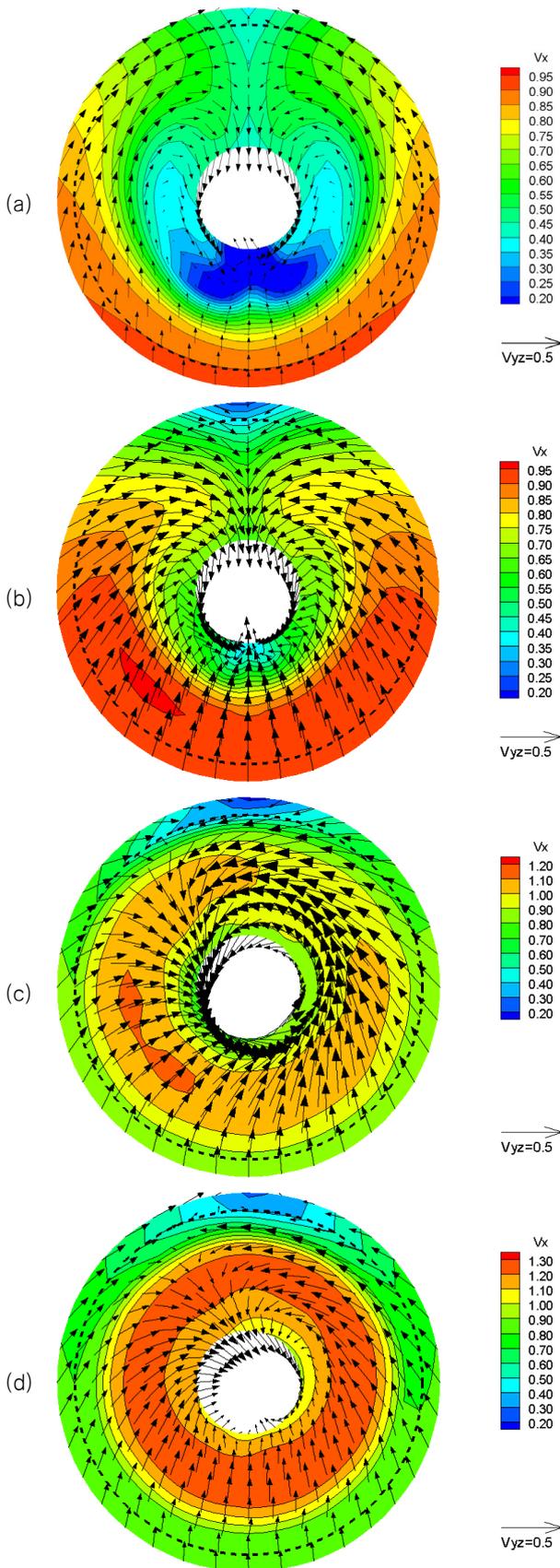


Fig. 9 Mean velocity contours and vectors at position A (a) for bare hull and at position A (b), B (c), and C (d) for CRP2

에 표시된 A, B, C 위치에서 선수방향으로 바라본 속도분포를 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9의 (a)는 프로펠러가 없는 상태에서 A 위치의 공칭반류(nominal wake)를 보여주고 있으며, (b), (c), (d)는 프로펠러가 작동하고 있을 때의 속도분포이다. (a)와 (b)의 비교를 통해 전방 프로펠러 전방에서의 선체에 의한 공칭반류와 프로펠러의 회전에 의한 유효반류(effective wake)의 차이를 볼 수 있다. 전후방 프로펠러 사이에서의 속도분포 (c)에서는 전방 프로펠러의 회전에 의한 회전류(swirl)를 볼 수 있으며, 축방향 유속은 선체 반류의 회전 성분으로 인해 좌현이 더 많이 가속됨을 알 수 있다. 회전방향 속도 벡터는 전방 프로펠러의 회전에 의해 우현에서는 커지고 좌현에서는 반대로 작아지게 된다. 반면에 후방 프로펠러 뒤에서의 속도분포 (d)에서는 선체 및 전방 프로펠러에 의해 생긴 축방향 속도분포가 거의 사라지고 동심원 모양의 유속분포가 나타났으며, 회전방향의 속도 성분도 거의 사라짐으로써 단독상태 해석결과(Fig. 4와 5)에서 설명한 것과 같이 상반 회전 프로펠러의 효과를 간접적으로 보여주고 있다. 하지만 좌우 대칭이 아니라 반시계방향으로 회전하는 속도벡터 성분의 남아있는 것으로부터 전방 프로펠러의 회전 에너지가 완벽하게 회수되지 않았음을 알 수 있다.

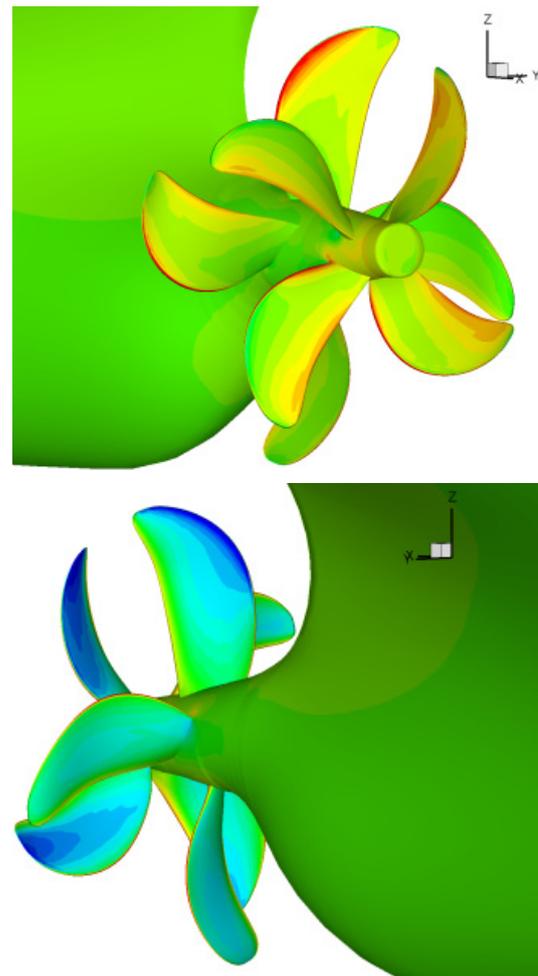


Fig. 10 Pressure contours on face (top) and back (bottom) of propeller blades for CRP2

Fig. 10은 프로펠러 전면(face)과 후면(back)의 압력 분포를 나타내고 있다. 날개의 위치에 따른 전방 프로펠러의 압력분포 차이는 후방 프로펠러의 압력분포 차이 보다 뚜렷하게 나타났다. 이러한 현상은 앞서 Fig. 9에서 설명한 속도분포를 통해서도 예측할 수 있다.

CRP1과 CRP2의 횡방향 힘과 모멘트의 평균값을 각 프로펠러의 축방향 추력과 토오크의 평균값에 대한 비로 Table 7에 요약하였다. 전방 프로펠러의 수평방향(Y축)과 수직방향(Z축)의 모멘트는 각각 프로펠러 토오크의 20%와 40% 이상이다. 후방 프로펠러 경우, 수직방향 모멘트는 프로펠러 토오크의 40% 이상인 반면 수평방향 모멘트는 2% 내외로 아주 작게 나타났다. 후방 프로펠러의 수평방향 모멘트가 작은 것은 후방 프로펠러에 유입되는 프로펠러 축을 기준으로 상하의 유동이 전방 프로펠러에 의해 균일해 졌음을 의미한다. 회전방향 속도의 영향으로 인해 좌우현의 추력 차이가 발생하고, 이로 인해 수평방향 힘과 수직방향 모멘트는 서로 반대방향으로 작용한다. 수평방향 힘과 수직방향 모

멘트는 전후방 프로펠러에 연결된 각각의 축을 서로 압착시킬 수 있기 때문에 상반회전 프로펠러 축계 설계에 주의가 필요할 것으로 판단된다.

CRP1과 CRP2의 힘과 모멘트를 프로펠러가 1회전하는 동안의 변화를 Fig. 11에 비교하였다. 힘과 모멘트는 각 프로펠러의 평균 추력 및 토오크에 대한 비로 나타내고 있다. Fig. 12는 힘과 모멘트를 프로펠러 축 회전수에 대한 조화 성분으로 나누어 비교한 것이다.

Table 7 Ratios of mean side forces and moment to mean thrust and torque of each propeller

		Fy	My	Fz	Mz
CRP1	Fwd. Prop.	0.012	-0.231	0.051	-0.405
	Aft. Prop.	-0.011	-0.024	0.051	0.404
CRP2	Fwd. Prop.	0.015	-0.253	0.056	-0.441
	Aft. Prop.	-0.010	-0.010	0.054	0.410

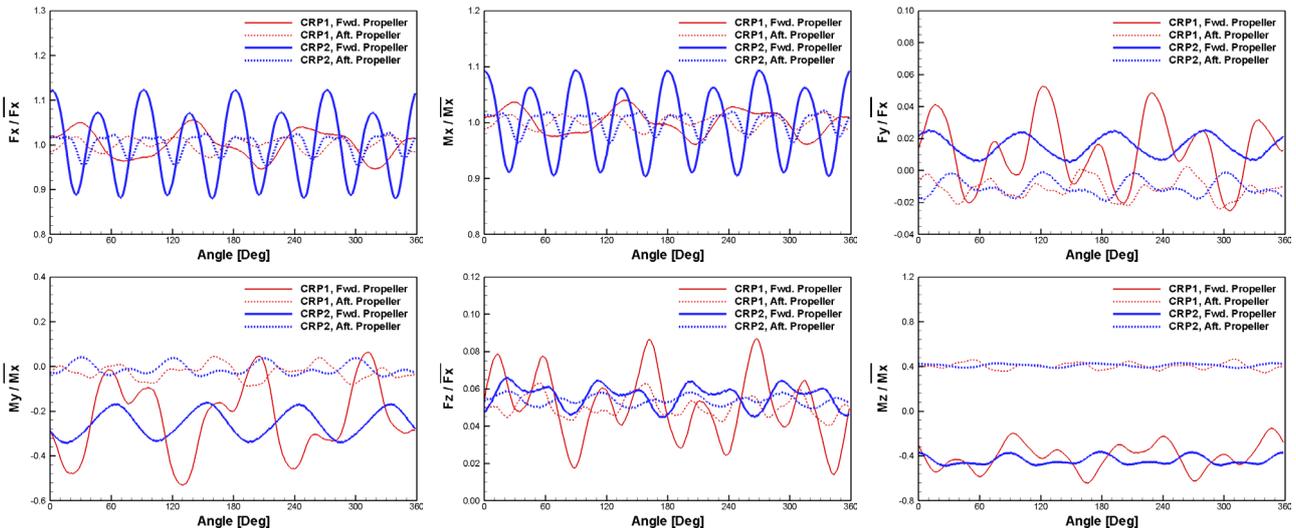


Fig. 11 Time histories of forces and moments for CRP1 and CRP2

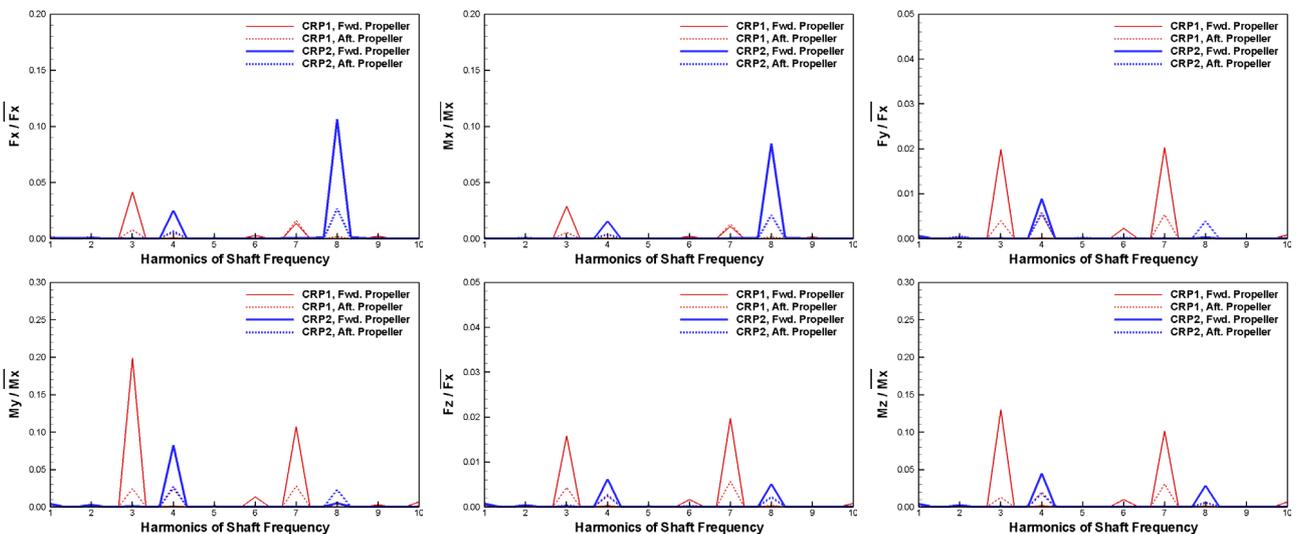


Fig. 12 Spectrums of forces and moments for CRP1 and CRP2

각 프로펠러의 축방향 추력과 토오크의 변동 모양은 아주 유사한 경향을 보이고 있다. 전방 프로펠러의 추력 및 토오크 변동폭이 후방 프로펠러의 변동폭 보다 날개수 조합에 상관없이 크며, 전후방 프로펠러 날개수가 같은 CRP2의 전방 프로펠러 추력 및 토오크 변동이 가장 크게 나타났다. Fig. 12에서 조화 성분의 영향을 보면, 전후방 프로펠러 날개수가 다른 CRP1에서는 전방 프로펠러 날개수에 의한 3차, 6차 조화 성분, 후방 프로펠러 날개수에 의한 4차 조화 성분 및 두 프로펠러의 상호작용에 의해 7차 조화 성분이 주로 나타나고 있다. 반면에 전후방 프로펠러 날개수가 같은 CRP2에서는 전후방 프로펠러의 날개수에 의한 4차 조화 성분과 상호작용에 의한 8차 조화 성분만이 나타났다. 앞서 단독상태 해석 결과에서 설명한 바와 같이, 날개수가 다른 경우 전후방 프로펠러의 상호작용에 의한 축방향 기진력의 7차 조화 성분은 아주 작은 반면 날개수가 같은 경우 상호작용에 의한 축방향 기진력의 8차 조화 성분이 가장 큰 변동폭을 보였다.

수평방향과 수직방향 힘과 모멘트의 변동 모양은 프로펠러 축을 중심으로 상하의 속도분포 차이 및 회전류의 방향 차이로 인해 서로 상이한 경향을 가지고 있다. 날개수 조합에 상관없이 전방 프로펠러의 변동폭이 후방 프로펠러 보다 큰 경향을 보였다. 조화 해석에서 CRP1의 전방 프로펠러는 3차, 7차 조화 성분에서 큰 변동폭을 보였으며 후방 프로펠러는 모든 주파수에서 전방 프로펠러 보다 작은 변동폭을 가지고 있다. CRP2는 4차, 8차 조화 성분에서 변동폭을 가지고 있지만, CRP1 보다 상대적으로 작은 변동폭을 가지고 있다. CRP1의 전방 프로펠러 수평방향 모멘트의 변동폭은 3차와 7차에서 각각 프로펠러 토오크의 약 20%와 10%에 해당하며, 수직방향 모멘트는 같은 차수에서 약 15%와 10%의 변동폭을 가지고 있다. 특히 수직방향 모멘트는 전후방 프로펠러에서 서로 반대 방향으로 작용하고 있으며 변동폭도 크기 때문에 이를 고려한 축계 설계가 필수적일 것으로 판단된다.

CRP1의 축방향 7차 조화 성분을 제외한 모든 차수에서 후방 프로펠러의 변동폭은 전방 프로펠러에 비해 작게 나타났으며, 특히 CRP1과 CRP2 모두 후방 프로펠러의 날개수에 해당하는 4차 조화 성분은 축방향, 수평방향 및 수직방향에서 날개수 조합에 상관없이 동일한 변동폭을 보이고 있다. 이것은 Fig. 9에서 설명한 것과 같이 후방 프로펠러의 유입유동이 전방 프로펠러에 의해 균일해졌기 때문에 후방 프로펠러의 축기진력에는 선체 반류에 의한 영향이 거의 없음 설명하고 있다.

4. 결론

본 논문에서는 상반회전 프로펠러의 날개수 조합에 따른 축기진력의 영향을 수치해석을 통해 연구하였다. 수치해석은 RANS를 적용하였으며, 수치해석 기법은 균일류에서 수행된 모형시험과의 비교를 통해 검증하였다. 전후방 프로펠러의 상호작용에 의해 상반회전 프로펠러의 날개수가 같은 경우 축방향 힘과 모멘트가 주로 나타나고 날개수가 다른 경우 횡방향 힘과 모멘트가 주로 나타남을 확인하였다.

선체 후류에서의 축기진력 특성을 고찰하기 위해 3익-4익 및 4익-4익으로 구성된 두 쌍의 상반회전 프로펠러를 설계하였고, 선체를 포함한 수치해석을 수행하였다. 프로펠러 전후의 속도분포를 통해 선체에 의해 발생한 반류가 상반회전 프로펠러를 지나면서 어떻게 변화되는지 확인하였다. 또한 후방 프로펠러의 후류분포를 통해 전방 프로펠러에 의해 손실된 회전에너지가 회복됨을 보였으며, 상반회전 프로펠러의 추진 효율이 향상될 수 있음을 간접적으로 확인하였다.

수평방향 및 수직방향의 평균 모멘트는 각각 프로펠러 토오크의 약 25% 및 40%로 추정되었으며, 수직방향의 모멘트는 전후방 프로펠러가 서로 반대 방향으로 작용하기 때문에 축계 설계에 주의가 필요함을 확인하였다. 특히 날개수가 다른 경우 수평방향 및 수직방향 모멘트의 변동폭이 프로펠러 토오크의 20%까지 발생할 수 있고 기진력 성분이 다양한 차수에서 나타나기 때문에 휘둘림 진동 방지 및 공진 회피를 위한 축계 설계가 필요함을 확인하였다.

향후 수치해석 결과를 모형시험을 통해 검증하는 연구를 수행할 예정이며, 특히 상반회전 프로펠러의 강건한 축계 설계를 위해 직진 상태뿐만 아니라 선회 상태에서의 축기진력 추정 연구도 필요할 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 지식경제부 산업원천기술개발사업인 ‘그린쉽 기반 확보를 위한 에너지절감형 선형 및 추진시스템 개발’ 과제의 2세 부 과제인 ‘선박에너지 절감을 위한 신형식 복합 추진시스템 기술 개발 (10040081)’ 연구 결과의 일부이며 지원에 감사드립니다.

References

- Hoshino, T., 1994. Experimental and theoretical analysis of propeller shaft forces on contra-rotating propellers and correlation with full scale data. *Propellers/Shafting '94 Symposium*, Virginia Beach, U.S.A., September 1994.
- Inukai, Y., 2010. A development of the electric propulsion vessels with contra-rotating propeller. *International Propulsion Symposium*, Okayama, Japan, April 2010.
- Inukai, Y., 2011. Development of contra-rotating propeller with tip-raked fins. *Second International Symposium on Marine Propulsors*, Hamburg, Germany, June 2011.
- Kim, H.T. Choi, S.K. Hong, C.B. & Kim, J.S., 2011. Development of analysis method for resistance and self-propulsion using CFD. *Proceeding of the Society*

of Naval Architects of Korea, Busan, Korea, June 2011.

Miller, M.L., 1976. Experimental Determination of Unsteady Forces on Counterrotating Propellers in Uniform Flow. *David Naval Ship Research and Development Center Report SPD-659-01*.

Miller, M.L., 1981. Experimental Determination of Unsteady Forces on Counterrotating Propellers for Application to Torpedoes. *David Naval Ship Research and Development Center Report SPD-659-02*.

Nakamura, N., 1986. Application of Quasi-Continuous Method to Estimate Open-Water Characteristics of Unconventional Propellers. *Transactions of the West-Japan Society of Naval Architects*, 72, pp.165-175.

Nishiyama, S. et al., 1990. Development of Contrarotating-Propeller System for Juno - a 37000-DWT Class Bulk Carrier. *Transactions of Society of Naval Architects and Marine Engineers*, 98, pp.27-52.

Paik, K.J. Seo, S.B. & Chun, H.H., 2000. Analysis of Contra-Rotating Propellers in Steady Flow by a Vortex Lattice Method. *Journal of the Korean Society of Ocean Engineers*, 14(2), pp.36-43.

Sasaki, N. & Nakatake, N., 1987. Study on Contrarotating Propeller (1st Report). *Transactions of the West-Japan Society of Naval Architects*, 74, pp.129-142.

Shuku, M. Ohta, T. Saki, K. & Hoshino, T., 1992. Development of a Contra-Rotating Propeller System for Large Ships. *Mitsubishi Heavy Industries, Ltd. Technical Review*, 29(1), pp.1-7.

Strasberg, M. & Breslin, J.P., 1976. Frequencies of the Alternating Forces due to Interactions of Contrarotating Propellers. *Journal of Hydronautics*, 10(2), pp.62-64.

Tsakonas, S. Jacobs, W.R. & Liao, P., 1983. Prediction of Steady and Unsteady Loads and Hydrodynamic Forces on Counterrotating Propellers. *Journal of Ship Research*, 27(3), pp.197-214.

Yang, C.-J. Tamashima, M. Wang, G. & Yamazaki, R., 1991. Prediction of the Steady Performance of Contra-Rotating Propellers by Lifting Surface Theory. *Transactions of the West-Japan Society of Naval Architects*, 82, pp.17-31.

Yang, C.-J. et al., 1992. Prediction of the Unsteady Performance of Contra-Rotating Propellers by Lifting Surface Theory. *Transactions of the West-Japan Society of Naval Architects*, 83, pp.47-65.

