



손상된 카페리 선박의 파랑중 자항상태 CFD 해석

CFD Simulation of the Self-propulsion of a damaged Car Ferry in Waves

저자 (Authors)	김제인, 박일룡, 김진, 김광수, 김유철 Je-In Kim, Il-Ryong Park, Jin Kim, Kwang-Soo Kim, Yoo-Chul Kim
출처 (Source)	대한조선학회 논문집 56(1) , 2019.2, 34-46(13 pages) Journal of the Society of Naval Architects of Korea 56(1) , 2019.2, 34-46(13 pages)
발행처 (Publisher)	대한조선학회 The Society of Naval Architects of Korea
URL	http://www.dbpia.co.kr/journal/articleDetail?nodeId=NODE07610881
APA Style	김제인, 박일룡, 김진, 김광수, 김유철 (2019). 손상된 카페리 선박의 파랑중 자항상태 CFD 해석. 대한조선학회 논문집, 56(1), 34-46
이용정보 (Accessed)	누리미디어 121.125.221.*** 2019/07/18 13:58 (KST)

저작권 안내

DBpia에서 제공되는 모든 저작물의 저작권은 원저작자에게 있으며, 누리미디어는 각 저작물의 내용을 보증하거나 책임을 지지 않습니다. 그리고 DBpia에서 제공되는 저작물은 DBpia와 구독계약을 체결한 기관소속 이용자 혹은 해당 저작물의 개별 구매자가 비영리적으로만 이용할 수 있습니다. 그러므로 이에 위반하여 DBpia에서 제공되는 저작물을 복제, 전송 등의 방법으로 무단 이용하는 경우 관련 법령에 따라 민, 형사상의 책임을 질 수 있습니다.

Copyright Information

Copyright of all literary works provided by DBpia belongs to the copyright holder(s) and Nurimedia does not guarantee contents of the literary work or assume responsibility for the same. In addition, the literary works provided by DBpia may only be used by the users affiliated to the institutions which executed a subscription agreement with DBpia or the individual purchasers of the literary work(s) for non-commercial purposes. Therefore, any person who illegally uses the literary works provided by DBpia by means of reproduction or transmission shall assume civil and criminal responsibility according to applicable laws and regulations.

손상된 카페리 선박의 파랑중 자항상태 CFD 해석

김제인¹·박일룡^{2,†}·김진³·김광수³·김유철³
동의대학교 유체성능평가연구소¹
동의대학교 조선해양공학과²
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소³

CFD Simulation of the Self-propulsion of a damaged Car Ferry in Waves

Je-In Kim¹·Il-Ryong Park^{2,†}·Jin Kim³·Kwang-Soo Kim³·Yoo-Chul Kim³

Marine Hydrodynamic Performance Research Center, Dong-Eui University, Busan, Korea¹

Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Dong-Eui University, Busan, Korea²

Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering, Korea Institute of Ocean Science & Technology, Daejeon, Korea³

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.

This paper provides the numerical results for the self-propulsion performance in waves of a car ferry vessel with damage in one of its twin-screw propulsion systems without flooding the engine room. The numerical simulations were carried out according to the Safe Return to Port (SRtP) regulation made by the Lloyd's register, where the regulation requires that damaged passenger ships should have an ability to return to port with a speed of 6 knots in a Beaufort 8 sea condition. For the validation of the present numerical analysis study, the resistance performance and the self-propulsion performance of the car ferry in intact and damaged conditions in calm water were calculated, which showed a satisfactory agreement with the model test results of Korea Research Institute of Ship and Ocean engineering (KRISO). Finally, the numerical simulation of self-propulsion performance in waves of the damaged car ferry ship was carried out for a normal sea state and for a Beaufort 8 sea state, respectively. The estimated average Brake Horse Power (BHP) for keeping the damaged car ferry ship advancing at a speed of 6 knots in a Beaufort 8 sea state reached about 47% of BHP at MCR condition or about 56% of BHP at NCR condition of the engine determined at the design state. In conclusion, it can be noted that the engine power of the damaged car ferry ship in single propulsion condition is sufficient to satisfy the SRtP requirement.

Keywords : Car-ferry(카페리선), Twin propulsion ship(쌍축선), Computational Fluid Dynamics(CFD, 전산유체역학), Safe Return to Port(SRtP, 항구로의 안전회항), Damaged condition(손상상태), Self-propulsion(자항)

1. 서론

최근, 여객선과 같은 선박이 대형화됨에 따라 선박의 운항 안정성 및 해상사고에 대한 관심이 증가하고 있다. 여객선의 경우 화물선과 같은 다른 상선에 비해 승선 인원이 많기 때문에 사고가 발생하면 많은 인명 피해가 발생된다. 1914년 런던에서 해상인명안전조약(International Convention for the Safety of Life at Sea, SOLAS)이 체결된 후 여객선 안전 운항에 대한 많은 노력을 기울이고 있지만, 여전히 국내외적으로 여객선 사고는 빈번하게 일어나고 있는 실정이다.

이러한 사고들을 계기로 선박이 손상 이후에도 안정성을 유

지하며 항구로 무사히 귀환(Safe Return to Port, SRtP)할 수 있어야 한다는 국제규정들이 강화되고 있다. 여기서, SRtP규정(SOLAS, 2009)은 1914년 IMO에서 체결된 SOLAS의 강화된 규정이다. 선박에 화재가 발생하거나 선체 일부가 손상되어 침수되었을 경우에도 승객을 태우고 자체의 동력으로 항구까지 무사히 귀환할 수 있어야 한다는 요구를 담고 있다. 영국 선급 협회(Lloyd's register)에서는 "손상선박이 Beaufort 8의 해상조건에서 6노트(knot)의 속도로 무사히 귀환할 수 있어야 한다(Lloyd's register, 2010)."고 권유하고 있으며 독일선급협회(Germanischer Lloyd)에서는 "일반적인 기상조건(normal weather)에서 7노트 선속 또는 설계속도(design speed)의 절반에 준하는 속도로 무사히

회항할 수 있어야한다(Germanischer Lloyd, 2009).”고 권고하고 있다. 이처럼 선급 간 요구사항이 다소 다르며 아직까지 국내외적으로 SRtP 조건 및 규정에 대한 연구 및 협의가 많이 이루어지지 않아 명확한 규정이 세워져 있지 않다. 선박 운항 시 적용되는 안전에 대한 다양한 규정을 만족시키는 안전한 선박 건조를 위한 노력들이 설계단계에서부터 수행되고 있지만, 한편으로, SRtP조건에 대해 보다 엄밀한 평가가 이루어져야 한다는 요구들이 높아지고 있다. 현재, SRtP에 관련된 연구가 모형시험이나 수치해석과 같은 방법으로 다소 수행되고 있다(Chen et al., 2002; Korkut et al., 2004; Cho et al., 2006; Lee et al., 2007; You, 2012; Lee, 2013; Kim, 2013). 대표적으로 Papanikolaou et al.(2000)은 기관실 손상으로 인해 침수된 RO-RO선의 파랑중 전복에 대한 모형시험을 수치해석 결과와 비교하였으며, Ruponen(2007)은 여객선이 손상된 후 해수가 선체 내부로 유입되는 과정에 대한 수치해석을 수행하고 모형시험과 결과를 비교하였다. Espinoza Haro(2016)는 여객선의 측면 손상으로 인해 침수되었을 때 독일 선급에서 제안한 선박의 안전 귀항 요건에 맞추어 7노트 선속을 낼 때의 침수유동에 대한 수치해석을 수행한 바 있다. Lim(2014)은 모형시험을 통해 SRtP 자유항주시험을 수행하였다. 이때 비손상 및 손상 상태 선박의 운동응답을 산출하고 손상 유무에 따른 선박의 운동 변화에 대해 비교하고 분석한 바 있다.

본 논문에서는 영국선급에서 제시된 SRtP 규정에 따라 한 기의 추진기관이 손상된 카페리(car ferry) 선박이 Beaufort 8의 해상조건에서 6노트의 운항속도로 항구까지 안전하게 회항할 수 있는 파랑중 자항 상태를 CFD로 해석한 결과를 소개한다. 대상 카페리선의 손상 상태는 기관실의 침수는 일어나지 않았지만, 좌현의 기관이 손상되어 프로펠러와 타가 모두 작동하지 않고 고정된 상태를 가정하였다.

2. 수치해석 방법

2.1 지배방정식

본 연구에서 유동은 공기와 물에 대해 비압축성 난류유동으로 가정하였다. 이때 유동의 지배방정식인 연속방정식과 RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) 방정식의 적분형태는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho dV + \int_A \rho \mathbf{v} \cdot d\mathbf{a} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho \mathbf{v} dV + \int_A \rho \mathbf{v} \cdot d\mathbf{a} = \int_A (\tau_{ij} n_j - p n_i) da + \int_V \rho \mathbf{f} dV \quad (2)$$

여기서 V 는 a 의 경계면을 가지는 검사체적(control volume)이며, \mathbf{n} 는 단위 법선벡터(normal vector)를 나타낸다. ρ 는 유체

밀도(density)이며, \mathbf{v} 는 각 좌표축 방향의 유체속도 성분 (u, v, w)을 나타낸다. τ_{ij} 는 점성(viscosity)과 난류에 의한 유효응력이며, p 는 압력을 나타낸다. 그리고 \mathbf{f} 는 각 좌표축 방향에 대한 단위 질량당 체적력(body-force)을 나타낸다. 지배방정식을 풀기 위한 수치기법으로 유한체적법(finite volume method)을 사용하였으며, 본 논문의 수치해석은 이를 기반으로 하는 범용소프트웨어 STAR-CCM+(Siemens, 2018)를 이용하여 수행하였다. 지배방정식의 시간적분은 1차 정확도의 Euler법으로 수행하였다. 확산항(diffusion term)은 2차 정도의 중앙차분법(central difference method)을 이용하고, 대류항(convection term)은 2차 정도의 방법으로 이산화 된다.

2.2 난류모형

본 연구에서는 유동은 완전히 발달된 난류로 가정하고 해석을 위해 two-equation turbulence closure의 하나인 Realizable $k-\epsilon$ 난류모델(Shih et al., 1995)을 적용하였다. 벽면에 대한 경계조건 처리법으로 STAR-CCM+에서 제공하는 방법 중에서 벽면에서 첫 번째 격자점까지의 무차원 거리, y^+ 값 30을 기준으로 경계층 저층과 벽함수 기법을 사용할 수 있는 층으로 나누어 스위치 처리하는 방법을 사용하였다.

2.3 자유수면 및 입사파 모델링

선체의 운동으로 인해 생성되는 파와 유동장의 입구영역(inlet)을 통해 입사되는 파에 대한 수치모사는 자유수면의 역학적 경계조건(dynamic boundary condition)과 운동학적 경계조건(kinematic boundary condition)을 만족시켜야 한다. 본 논문에서는 이러한 자유수면의 운동을 STAR-CCM+의 2차 정도의 VOF(volume of fluid)법을 사용하여 해석하였다(Muzaferija and Perić, 1999). 파랑중 부가저항과 자항성능 수치해석시 유동장으로 유입되는 입사파는 선형파이론(linear wave theory)에서 유도된 아래의 파진폭 과 속도분포를 유동장의 유입경계면 조건으로 적용하여 모사하였다.

$$\eta(x, t) = A \cos(kx - \omega t) \quad (3)$$

$$u(x, z, t) = \frac{H\omega}{2} \frac{\cosh(kz)}{\sinh(kd)} \cos(kx - \omega t) \quad (4)$$

$$w(x, z, t) = \frac{H\omega}{2} \frac{\sinh(kz)}{\sinh(kd)} \sin(kx - \omega t) \quad (5)$$

여기서, η 는 진폭 A 의 파 함수, k 는 파수(wave number) 그리고 ω 는 조우진동수(encounter frequency)이다.

2.4 중첩격자법

STAR-CCM+는 선체의 6자유도 운동 해석을 유연하게 수행

하기 위해 중첩격자법을 지원하고 있다. 운동하는 격자와 고정된 격자 간 중요한 물리 정보 교환은 격자들의 중첩영역에서 활성점(active point), 비활성점(hole point) 그리고 내삽점(interpolated point) 등의 개념을 통해 고정된 격자와 선체와 같이 운동하는 격자 간 유동정보를 내삽법으로 처리한다. 본 연구에서는 2차 정확도의 선형내삽법을 활용하였다.

2.5 프로펠러 모델링

프로펠러 모델링의 경우 수치격자로 직접 형상을 모델링 하고 주어진 회전수에 따라 격자를 회전시키는 방법을 사용할 수 있으며, 일명 sliding mesh법이라고 불린다. 이 방법은 선박의 저항성능 해석 시 주로 쓰이는 방법으로 해석 정확도가 높지만, 계산시간이 많이 걸린다는 단점이 있다. 한편으로, 프로펠러 형상을 직접 모델링하지 않고 프로펠러 직경을 가지는 두께가 일정한 원판이 추력과 토크를 내는 단순화된 방법을 사용할 수 있으며, 다른 비슷한 용어들이나 명칭들이 있으나 본 논문에서는 virtual disc법이라 명명하였다. 이러한 수치 해석법을 STAR-CCM+에서 제공하고 있으며, 본 수치해석에서 필요한 프로펠러 전진비(advance ratio)에 따른 추력과 토크에 대한 프로펠러 단독성능 곡선(propeller open water curve)은 모형시험 결과를 사용하였다. Virtual disc법은 프로펠러를 직접 모델링하는 sliding mesh법 보다는 정확도가 다소 낮으나 격자를 직접 회전시키지 않아 계산시간이 많이 절약된다는 이점이 있다. 본 연구에서는 파랑중 저항해석 시 선체의 운동과 프로펠러의 회전을 함께 고려할 때 소요되는 계산시간을 절약하고자 프로펠러의 회전운동은 단순하게 힘을 발생시키는 virtual disc법으로 모델링하는 방법을 택하였다.

3. 수치해석 결과

3.1 대상 카페리선 및 대상 프로펠러

해석의 대상이 되는 카페리 선박은 길이 148m, 폭 24.8m인 쌍축선으로 상부구조물을 포함한 선체의 형상 및 주요제원은 Fig. 1과 Table 1에 나타나있다. 여기서, Lpp는 선체의 수선간 길이(length between perpendiculars), B는 폭(breadth), D는 높이(depth) 그리고 S는 침수표면적(wetted surface area)를 나타낸다. 선체의 특징으로 선미 끝단에 저항을 감소시켜주기 위해 아래로 5.55cm 돌출되어 있는 인터셉터(interceptor)라는 부가물이 부착되어 있다.

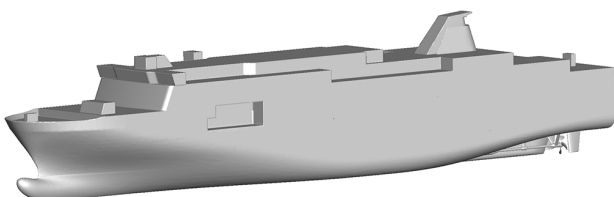


Fig. 1 Geometry view of the car ferry ship

Table 1 Main particular of the car ferry hull form

	Ship	Model
Lpp [m]	148.0	8.0
B [m]	24.8	1.3405
D [m]	14.0	0.7568
S [m ²]	4028.0	11.7692
Displacement [m ³]	11546.6	1.8236

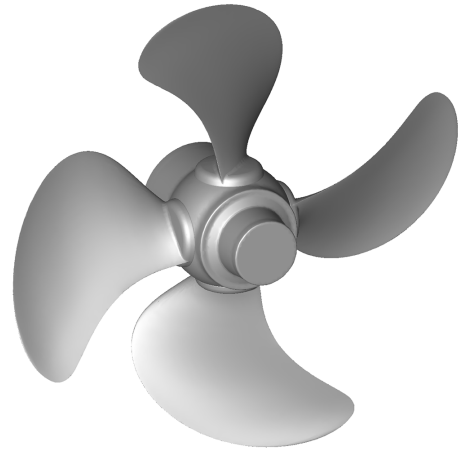


Fig. 2 Geometry view of KP1378 propeller

Fig. 2는 해석에 사용된 선박해양플랜트 연구소의 KP1378 프로펠러의 형상을 나타내고 있다. 그림에 나타난 프로펠러는 좌현 프로펠러이며, 직경은 모형선 기준 0.2324m이고 날개 수는 4개이다.

3.2 정수중 비손상 상태 저항성능

파랑중 저항해석에 앞서 정수중 저항성능 해석을 통해 격자계 의존성을 검토하였다. 계산시간 절약을 위해 선체는 우현 영역만 풀어 계산하였으면 이때 유동장은 Fig. 3과 같다. 유동장 전체 길이는 총 4.0Lpp로 선수 상류 방향으로 1.0Lpp, 선미 하류 방향으로 2.0Lpp, 대칭면에서 측면벽까지 1.0Lpp 그리고 유동장의 바닥으로 1.5Lpp의 거리를 가진다. 상류 경계면에서는 유속유입(velocity inlet) 조건, 하류경계면에서는 압력유출(pressure outlet)조건 그리고 측면은 대칭면(symmetry plan) 조건을 적용하였으며 선체 표면은 고체경계면(solid wall)을 적용 해주었다. 저항해석에 수치해석은 총 세 가지 격자계에 대해 수행되었으며 격자계간 격자수와 격자 요소 간격에 대해 약 $\sqrt{2}$ 배의 격자수 비율을 가지도록 하였다. 다만, 격자계간 격자 요소들의 간격의 경우 정렬 격자계와는 달리 사용된 비정렬 격자계 생성법의 특징으로 인해 원하는 비율의 정확한 분포를 유지하였다고 볼 수는 없다. 이로 인해 본 격자계 의존성 결과는 사용된 격자계에 대한 정확한 verification보다 격자수 의존성 연구 결과가 주요한 내용임을 밝힌다. 가장 성긴 격자계(coarse grid)의 경우 격자수는 약 1.0백만(M)개, 중간 격자계(medium grid)는 약 1.4M 그리고 가장 조밀한 격자계(fine grid)는 약 2.0M개의

격자수를 가지도록 하였다. 여기서, 배경 격자계와 선체를 포함하는 중첩 격자계는 약 50% 격자수 비율을 가지며, 모든 격자계의 벽면으로부터 첫 번째 격자의 거리는 동일하게 두고 벽면 근방의 격자수는 상기 비율로 변화하도록 하였다. 수치해석은 19, 21 그리고 23노트의 선속에 대해 수행되었으며, 이때 선체의 운동은 상하동요(heave) 운동과 종동요(pitch) 운동이 고려되었다.

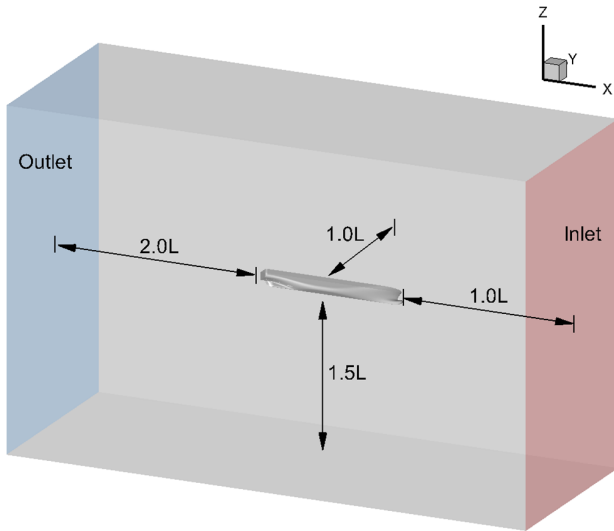


Fig. 3 Computational domain for numerical resistance test

Fig. 4는 설계 선속 21노트에 대한 선미 주위 파형의 모습을 KRISO의 모형시험 사진과 수치해석 결과를 비교하고 있다. 정확한 파고 계측을 수행하지 않았기 때문에 정확한 비교가 되지 않으나, 선측 파형의 분포가 유사한 것을 볼 수 있다. 마찬가지로, 정수중 저항해석 결과를 KRISO의 모형시험 결과와 비교하였으며 Fig. 5와 Table 2에서 각각 비교하고 있다.



(a) EXP



(b) CFD

Fig. 4 Wave pattern around the stern at 21knots

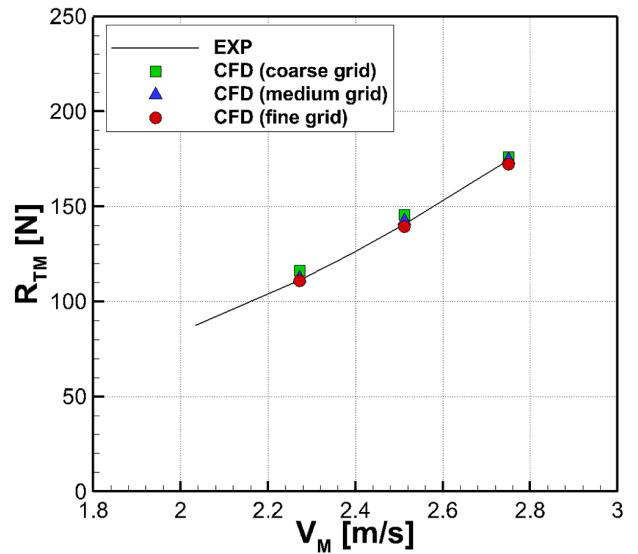


Fig. 5 Total resistance in model scale according to ship speed

Table 2 Comparison of resistance test results

VS [kts]	VM [m/s]	Condition	RTM [N]	CTM (x10 ⁻³)
19	2.27	EXP	111.36	3.672
		Coarse grid	116.28	3.834
		Medium grid	111.66	3.682
		Fine grid	110.92	3.656
21	2.51	EXP	140.67	3.797
		Coarse grid	145.52	3.981
		Medium grid	141.00	3.806
		Fine grid	139.30	3.763
23	2.75	EXP	174.30	3.922
		Coarse grid	175.92	3.958
		Medium grid	173.6	3.906
		Fine grid	172.18	3.874

저항해석 결과의 수치 불확실성은 Table 3에 나타내었다. 본 논문에서는 ITTC(2008)에서 제공하는 방법을 이용하여 선체의 저항성능 해석 시 발생한 불확실성을 알아보았다. 여기에 사용된 불확실성 해석 식들을 아래에 나타내었다.

$$\langle R_G \rangle = \frac{\| \varepsilon_{21} \|_2}{\| \varepsilon_{32} \|_2} \quad (6)$$

$$\langle P_G \rangle = \frac{\ln(\| \varepsilon_{32} \|_2 / \| \varepsilon_{21} \|_2)}{\ln(r_G)} \quad (7)$$

$$\langle C_G \rangle = \frac{r_G^{\langle P_G \rangle} - 1}{r_G^{\langle P_{G_{est}} \rangle} - 1} \quad (8)$$

$$\langle U_G \rangle = [2|1 - \langle C_G \rangle| + 1] \left| \frac{\| \varepsilon_{21} \|_2}{r_G^{\langle P_G \rangle} - 1} \right| \quad (9)$$

여기서 $\langle R_G \rangle$ 는 수렴비(convergence ratio), $\langle P_G \rangle$ 는 추정정확도(estimated order of accuracy)는 $\langle C_G \rangle$ 보정계수(correction factor) 그리고 $\langle U_G \rangle$ 는 격자 불확실성(grid uncertainty)이다. ϵ_{ij} 는 서로 다른 격자계에 대한 수렴해의 차이를 나타낸다. 해의 수렴 상태는 수렴비 $\langle R_G \rangle$ 를 이용하여 다음과 같이 판별할 수 있다.

- (1) Monotonic convergence : $0 < \langle R_G \rangle < 1$
- (2) Oscillatory convergence : $\langle R_G \rangle < 0$
- (3) Divergence : $\langle R_G \rangle > 1$

$0 < \langle R_G \rangle < 1$ 이므로 저항값들이 단조 수렴한다고 말할 수 있다. 여기서 $P_{G_{EST}} = 2$ 라고 가정하였다. 수치해석 불확실성(simulation uncertainty) U_{SN} 은 다음과 같이 정의된다.

$$U_{SN} = \sqrt{U_G^2 + U_I^2} \quad (10)$$

여기서 U_I 는 반복계산 불확실성(iterative uncertainty)을 나타낸다. 해가 완전히 수렴되면 반복 불확실성은 무시할 수 있다. 그러므로 수치 시뮬레이션 불확실성 U_{SN} 은 격자 불확실성 $\langle U_G \rangle$ 과 동일하다.

결론적으로 $\langle P_G \rangle$ 가 2 이상일 때 verification 되었다고 하는데 Table 3에 나타낸 바와 같이 세 가지 속도에 대해 구한 저항값은 모두 verification된 것을 확인할 수 있고, 또한 모형시험과의 오차(E)가 1% 내외로 validation되었다고 할 수 있다.

Table 3 Verification and validation results for grid dependency test

VS [kts]	19	21	23
rG	1.414		
$\langle R_G \rangle$	0.165	0.246	0.448
$\langle P_G \rangle$	5.208	4.050	2.315
$\langle C_G \rangle$	5.080	3.070	1.231
$\langle U_G \rangle = U_{SN}$	0.045	0.072	0.031
$E(\%D)$	0.41	0.90	1.22

3.3 정수중 비손상 및 손상 상태 저항성능

본 절에서는 파랑중 저항해석 시 프로펠러 회전에 프로펠러를 직접 회전시키는 방법인 sliding mesh법이 아닌 단순하게 모델링하여 힘을 방사시키는 virtual disc법이 타당한지에 대해 검증한 결과에 대해 소개한다. 먼저, 본 논문에서 카펠리선의 손상 상태는 좌현 엔진룸의 고장으로 인해 좌현의 프로펠러와 타가 작동하지 않고 고정된 상태를 말한다. 저항점을 찾기 위해서는 임의의 몇 가지 회전수에서 수치해석을 수행하고 결과값의 선형내삽(linear interpolation)을 통해 $(R_{TM} - F_D) - T_M = 0$ 이 되는 점을 최종 저항점으로 결정하였다. 여기서, R_{TM} 은 모

형선의 저항이고, F_D 는 예인력을 나타내며 다음과 같이 구한다.

$$F_D = ((C_{FM} - C_{FS}) - C_A) \times 0.5 \rho U^2 S_w \quad (11)$$

여기서, C_{FM} 과 C_{FS} 는 각각 모형선과 실선의 마찰저항계수를 나타내고, C_A 는 각 선형시험수조들이 가지는 고유 값인 상관관계(correlation allowance) 계수이다. 본 논문에서 사용된 C_A 는 0.00015이며 KRISO 선형시험수조의 값을 사용하였다.

Fig. 6과 Table 4는 virtual disc법으로 원하는 선속을 낼 때 필요한 회전수를 찾은 그래프를 KRISO의 모형시험 결과와 비교한 것이다. 모형시험과 비교해서 virtual disc법이 원하는 선속을 내기 위해서는 약 4%정도 높은 회전수가 필요한 것으로 나타났으며, 이는 저항해석 시 계산시간 등을 고려하였을 때 virtual disc법을 사용해도 타당한 결과를 낼 수 있다고 판단된다. 양 축의 프로펠러가 모두 작동할 때 6노트 선속을 내는 회전수는 약 3.39rps로 예측되었다. 단축의 경우 약간 더 높은 회전수가 나올 것이라 예측하고 쌍축 추진 상태 계산과 마찬가지로 단축 추진 상태에서 6노트 선속이 나오는 회전수를 찾기 위해 3rps와 5rps에 대해 계산을 수행하였고, 마찬가지로 선형내삽을 통해 찾은 회전수는 4.73rps로 구해졌다.

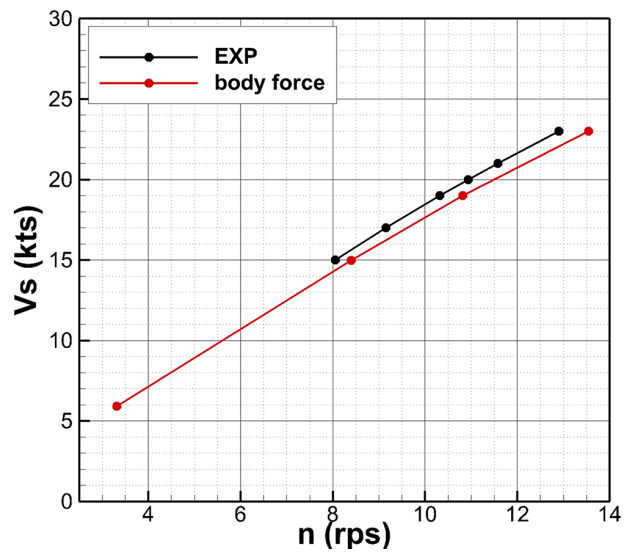


Fig. 6 Computed model speeds at corrected self propulsion rps for matching the measure speeds

Table 4 Computed model speeds and propeller forces at corrected self propulsion rps for matching the target speeds

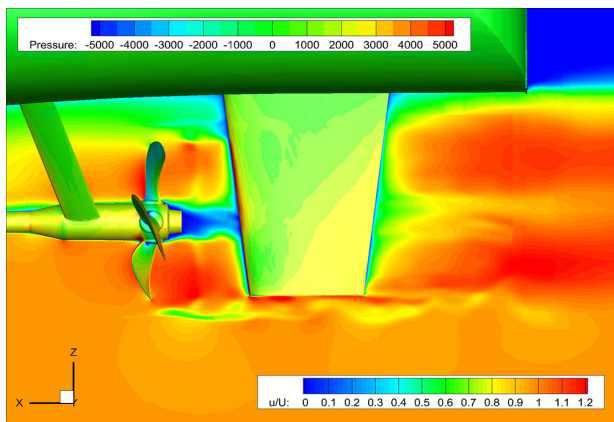
VS [kts]	VM [m/s]	TM [N]		QM [Nm]		NM [rps]	
		EXP	CFD	EXP	CFD	EXP	CFD
6	0.72	-	4.97	-	0.22	3.36	3.39
15	1.79	28.67	28.11	1.29	1.28	8.06	8.4
19	2.27	48.80	48.21	2.15	2.17	10.32	10.82
23	2.75	81.37	79.84	3.48	3.54	12.9	13.55

Table 5는 정수중 비손상 상태에서 선속 21노트에 대해 구한 자항점과 자항성을 sliding mesh법과 virtual disc법을 이용해 계산한 결과를 모형시험과 비교한 것이다. sliding mesh법의 경우 모형시험과 비교하여 회전수 오차가 약 -1.67%, 추력의 경우 약 -1.30% 그리고 토크의 경우 약 0.42%로 만족스러운 일치를 보이고 있다. Virtual disc법의 경우에도 프로펠러 격자를 직접 회전시키지 않았음에도 정확도가 높은 sliding mesh법과 비교해서 대체로 만족스러운 일치를 보이고 있다.

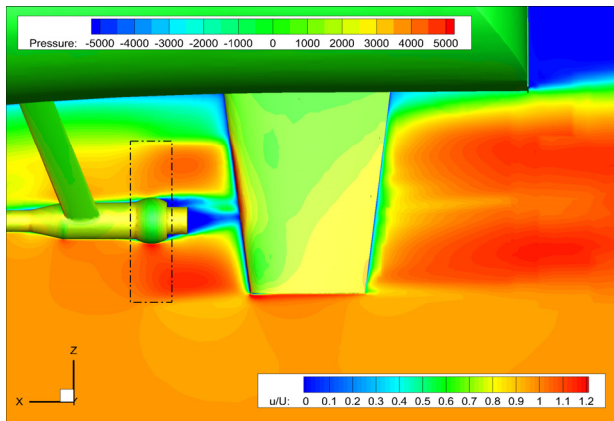
Fig. 7는 21노트 선속에 대해 sliding mesh법과 virtual disc법의 선미 표면 압력분포와 프로펠러 축 중심 면에서 무차원화 된

Table 5 Comparison of self-propulsion point of a ship speed of 21knots at twin screw propulsion condition in calm water

	NM [rps] (%D)	RTM [N]	TM [N] (%D)	QM [Nm] (%D)
EXP	11.37	-	59.20	2.595
Sliding mesh	11.18 (-1.67)	156.68	58.43 (-1.30%)	2.606 (0.42%)
Virtual disc	12.00 (5.54)	152.90	56.44 (-4.66%)	2.575 (-0.77%)



(a) sliding mesh



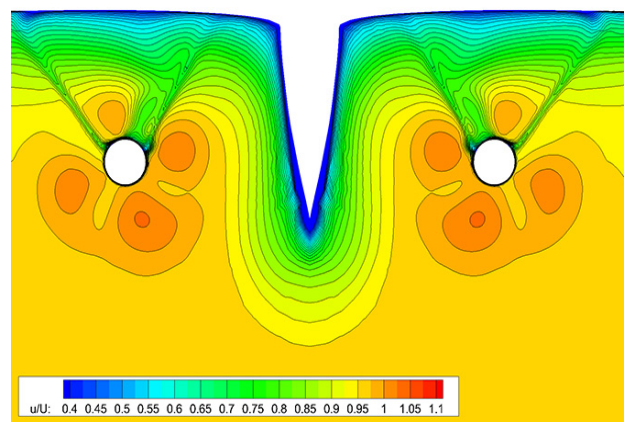
(b) virtual disc

Fig. 7 Comparison of the pressure distribution and axial velocity around the stern at 21knots

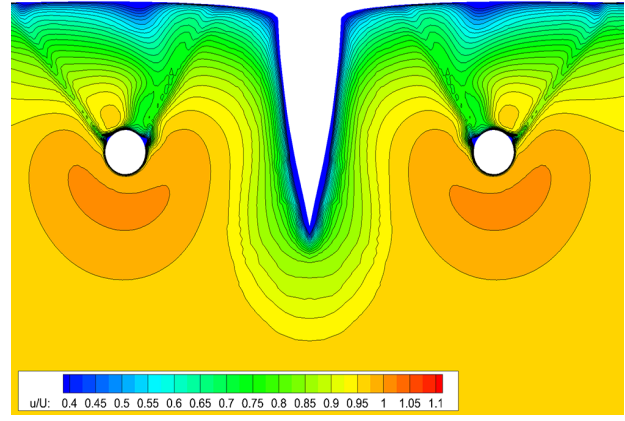
축방향 유속분포를 비교하고 있다. Sliding mesh법의 경우 프로펠러 날개 반경별 유속의 분포가 다른 것을 볼 수 있다. Virtual disc법의 경우 프로펠러 형상의 특성을 직접 반영하지 못하지만, 부가물 및 타 표면의 압력분포 그리고 프로펠러 축 중심면에서 유속분포가 sliding mesh법과 유사한 것을 확인 할 수 있다.

Fig. 8은 21노트 선속을 낼 때 프로펠러 중심에서부터 상류 방향으로 $x/D=0.26$ 위치에서 sliding mesh법과 virtual disc법의 무차원화 된 축방향 유속분포를 비교한 것이다. Sliding mesh법의 경우 프로펠러를 직접 회전시키기 때문에 날개 위치에 따른 유속분포가 나타나고 이는 virtual disc법의 유속분포와 약간 다른 경향을 보인다. 그러나 Fig. 9와 같이 프로펠러 중심에서부터 하류방향으로 $x/D=0.47$ 위치에서 두 유속분포는 서로 비슷한 경향을 보이고 있어 virtual disc법이 비교적 만족스러운 정도의 해를 제공하는 것으로 판단된다.

Table 6은 SRtP조건인 6노트 선속에서 1기의 기관이 손상되어 우현의 프로펠러만 작동할 때, sliding mesh법과 virtual disc법으로 구한 자항점을 비교하고 있다. 앞선 21노트 선속에서 비손상 상태의 결과와 마찬가지로 virtual disc법이 정확도가 높은 sliding mesh법의 결과와 만족스러운 일치를 보이고 있으며, 파랑중 자항해석 시 virtual disc법이 용이하게 사용될 수 있음을 알 수 있다.



(a) sliding mesh



(b) virtual disc

Fig. 8 Comparison of the axial velocity at an upstream longitudinal point of the propeller at 21knots

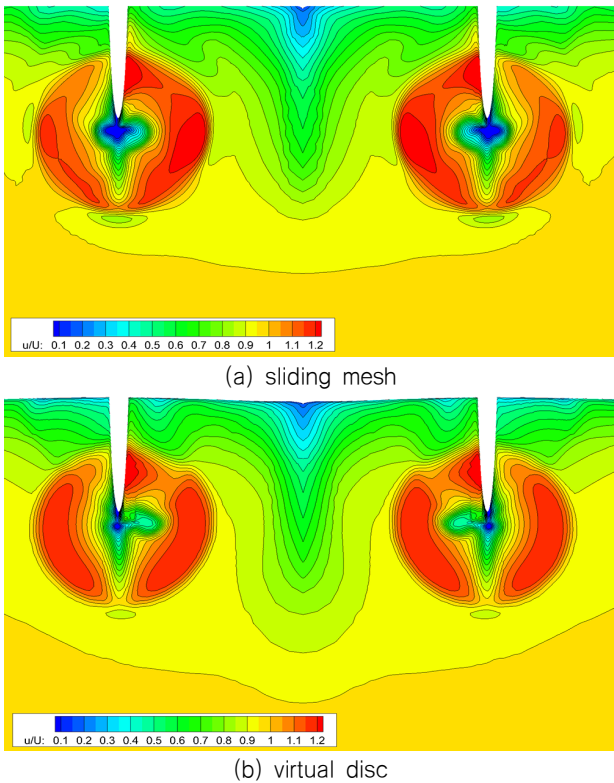


Fig. 9 Comparison of the axial velocity at a downstream longitudinal point of the propeller at 21 knots

Table 6 Comparison of self-propulsion point of a ship speed of 6 knots at damaged single screw propulsion condition in calm water

Method	Condition	NM [rps]	TM [N]	QM [Nm]
Sliding mesh	Damaged (single propulsion)	4.48	17.74	0.58
Virtual disc		4.73	14.27	0.57

Table 7는 virtual disc법의 자항성능 해석 결과를 통해 선체에 작용하는 저항을 부위별 기여도로 나타낸 것이다. 전체 저항을 100으로 보았을 때 좌현의 기관 손상으로 인해 회전하지 않고 고정된 프로펠러가 차지하는 비율이 18.41%로 상당히 많은 저항에 기여하고 있는 것을 알 수 있다.

Table 7 Resistance contribution of the hull parts

R _{Total}	23.691 N	100%
R _{Hull&Appendage}	18.612 N	78.56%
R _{Fixed-Propeller}	4.363 N	18.41%
R _{Left-Rudder}	-0.136 N	-0.57%
R _{Right-Rudder}	0.852 N	3.60%

Fig. 10은 Fig. 9에서 설명한 같은 위치, $x/D=0.47$ 에서 정수중 손상 상태 SRP 6노트 선속 조건에 대해 sliding mesh법과

virtual disc법으로 구한 축방향 유속분포를 비교하고 있다. Fig. 9의 설계 선속 21노트에서 두 수치해석법의 비교에 대한 결론과 동일하게 virtual disc법이 sliding mesh법과 만족스러운 일치를 보여주는 것을 확인할 수 있었다.

3.4 정수중 손상 상태 중립타각 추정

본 절에서는 앞 절에서 손상된 상태에서 정수중 6노트의 속력을 낼 수 있는 자항점 추정 결과를 바탕으로 대상 카펠리선이 직진항주 시에 필요한 중립타각을 추정한 결과를 소개한다. 앞서 설명한 바와 같이, 좌현 기관 손상으로 인해 좌현 프로펠러는 고정되어 있는 상태이며, 좌현의 타 역시 영도의 타각으로 고정된 상태를 가정하였다. 직진하는 타각을 찾기 위해 앞 절에서 virtualdisc법으로 찾은 프로펠러 회전수 4.73rps에 대해 우현 타각을 -10° 에서 10° 까지 5° 간격으로 계산한 후 0° 와 5° 의 선형내삽을 통해 직진항주에 필요한 선수동요 모멘트가 0이 되는 타각을 추정하였으며, 이때 타 표면 압력 분포를 Fig. 11에 나타내었다. 그림에서 타각의 변화에 따른 압력 분포를 확인할 수 있다.

대상 카펠리 선이 직진하는 타각을 찾은 결과는 Fig. 12와 Table 8에서 볼 수 있다. 그림에서 x축은 타의 각도, y축은 선수동요 모멘트를 나타낸다. 본 수치해석 결과에서 예측된 타각은 3.42° 이며, KRISO모형시험에서 추정된 타각은 3.33° 로 서로 매우 잘 일치하고 있다.

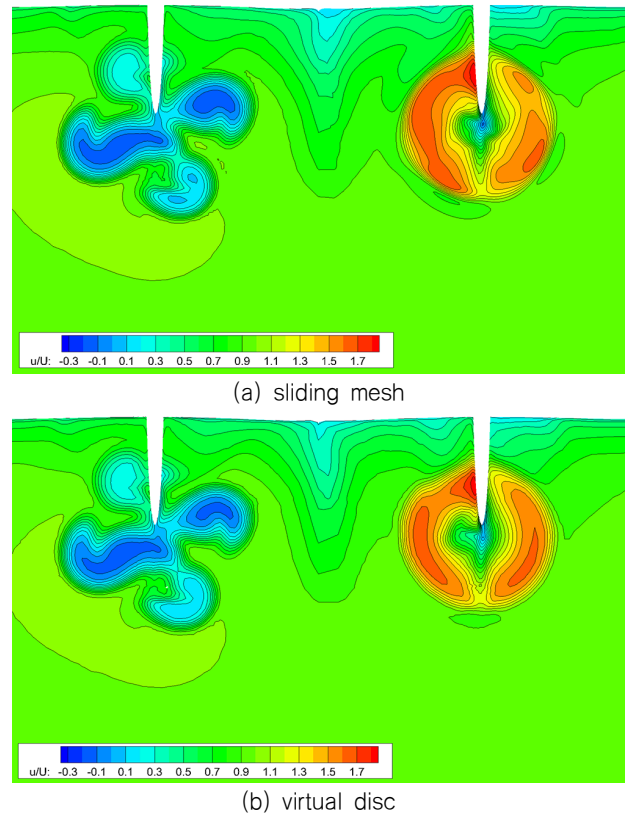


Fig. 10 Comparison of the axial velocity at a downstream longitudinal point of the propeller at 6 knots

Table 8 Comparison of neutral rudder angle for straight sailing

Single screw propulsion	EXP	CFD
Rudder angle [deg]	3.33	3.42

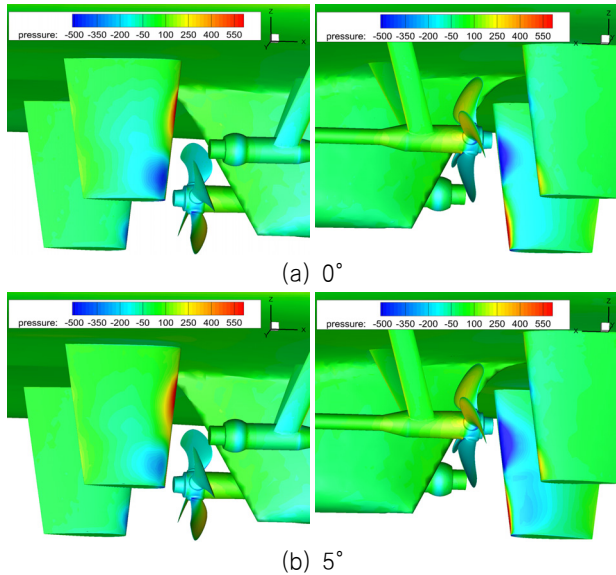


Fig. 11 Pressure distribution around the stern at two angle of attack of 0° and 5°

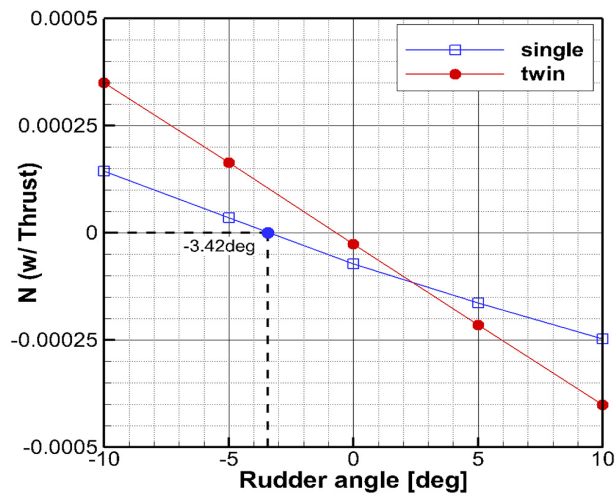


Fig. 12 Estimation of neutral rudder angle for straight sailing through linear interpolation

3.5 파랑중 비손상 상태 부가저항

본 절에서는 설계속도에서 계산된 카페리 선박의 파랑중 부가저항에 대한 결과를 제공한다. 대상 카페리 선에 대한 모형시험은 아직 수행되지 않았기 때문에, 본 수치해석 결과의 간접적인 검증을 위해 우선 KCS선형에 대해 수치해석을 수행하고 모형시험 결과와 비교하였다.

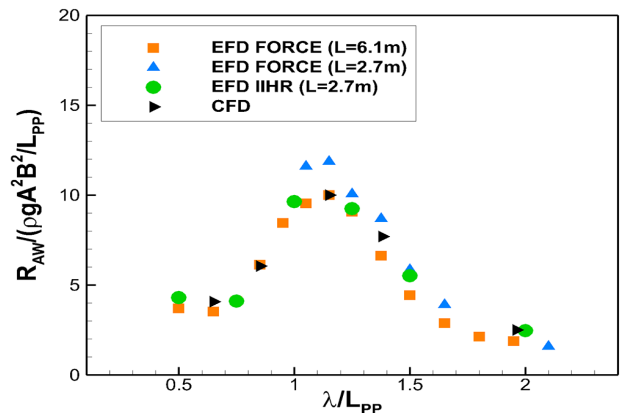
Table 9는 KCS선형의 부가저항 해석이 수행된 선수파(head sea)의 다섯 가지 조건을 나타내고 있다. 특별한 사항으로 각 파장

조건에서 파기울기를 유지하기 위해서 파고 조건을 달리하고 있다.

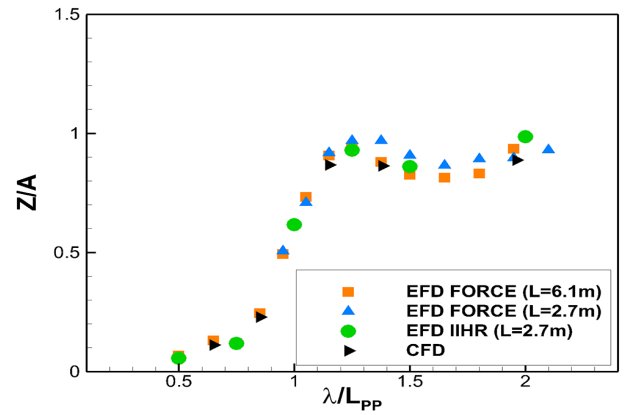
Fig. 13은 KCS선형의 다섯가지 계산 조건에 대한 부가저항 계수, 상하동요 RAO 그리고 종동요 RAO를 세 가지 모형시험

Table 9 Wave conditions for numerical added resistance test of KCS

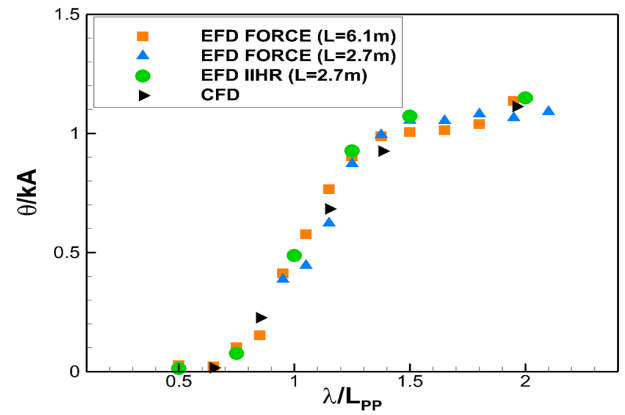
No.	C1	C2	C3	C4	C5
Speed [m/s]	2.017				
Wave length [m]	3.949	5.164	6.979	8.321	11.84
Wave height [m]	0.062	0.078	0.123	0.149	0.196



(a) added resistance



(b) heave RAO



(c) pitch RAO

Fig. 13 Comparison of added resistance, heave and pitch RAOs of KCS

결과와 비교하여 나타내고 있다. 본 수치해석 결과는 파랑중 부가저항, 상하동요 및 종동요의 모형시험 결과와 매우 만족스러운 일치를 보이고 있다. 이러한 결과를 얻기 위해서는 자유수면 영역에 파장당 격자수는 90개, 파고당 격자수는 20개 이상 그리고 $CFL \approx 0.3$ 보다 작게 가져가는 수치해석 조건을 사용했어야 했다. 이러한 KCS선형에 대한 결과를 바탕으로 카페리 선형의 부가저항에 필요한 격자수 및 분포를 결정하였다. 이때 전체 격자수는 약 3.0M개가 사용되었다.

카페리 선박의 파랑중 부가저항시험은 선수파 상태에서 실선 기준 설계속도 21노트에서 계산이 수행되었다.

Table 10은 카페리 선박의 파랑중 부가저항 계산을 위한 규칙파 조건을 나타내고 있다. 파장 대 선장비(λ/L_{pp})가 단파장인 0.2부터 파장이 긴 2.0까지 총 14가지 조건으로 계산되었다.

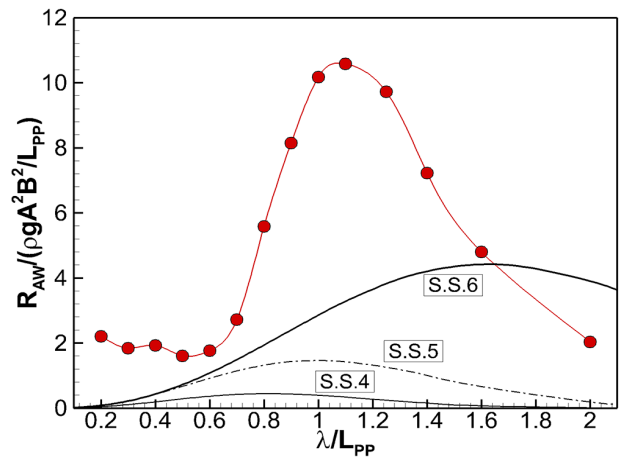
Fig. 14(a)는 파랑중 부가저항 시험 결과를 제공하고 있다. Fig. 14(a)는 카페리 선형의 부가저항에 대한 수치해석 결과와 sea state 4~6의 wave spectrum을 나타내고 있다. 모형시험과 비교를 하진 않았지만, 일반적으로 잘 알려진 부가저항 곡선의 경향을 보여주고 있다.

Fig. 14(b)와 14(c)는 본 수치해석을 통해 얻어진 각 파장에 대한 상하동요 및 종동요 RAO를 나타내고 있다. 마찬가지로, 검증용 위해 모형시험과 비교하지 못했지만 일반적인 상선의 운동 RAO 경향을 따라가고 있는 것으로 판단된다. 배의 형상과 선속에 따라 수렴 특성이 다르지만, 본 카페리선의 경우 해석을 수행한 조건보다 더 긴 파장에서 상하동요 응답이 1에 수렴할 것으로 예상된다.

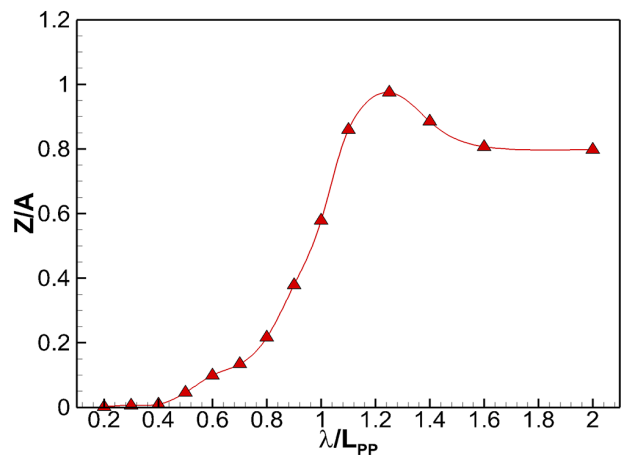
Table 11은 카페리 선박의 부가저항 계수 추정 결과를 불규칙파 스펙트럼과 곱하여 응답스펙트럼을 얻고, 이를 적분하여 불규칙 파랑중 유효마력 증가량을 해상 상태별로 나타내고 있다. 단, 실선 유효마력 추정시 실선-모형선 사이 Reynolds수

Table 10 Wave conditions for numerical added resistance test of the car ferry hull form

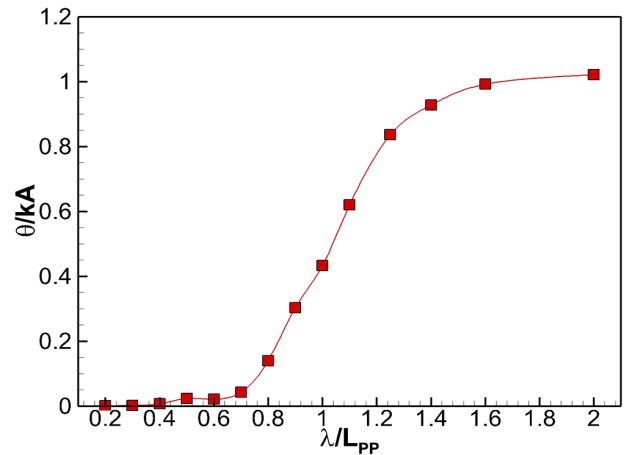
#	A/L _{pp}	λ/L_{pp}	H/ λ	A[mm]	λ [m]
1	1/302	0.20	1/30	26.5	1.6
2	1/225	0.30	1/34	35.6	2.4
3	1/246	0.40	1/49	32.5	3.2
4	1/248	0.50	1/62	32.3	4.0
5	1/244	0.60	1/73	32.8	4.8
6	1/244	0.70	1/85	32.8	5.6
7	1/250	0.80	1/100	32.0	6.4
8	1/251	0.90	1/113	31.9	7.2
9	1/248	1.00	1/124	32.3	8.0
10	1/247	1.10	1/136	32.4	8.8
11	1/243	1.25	1/152	32.9	10.0
12	1/240	1.40	1/168	33.3	11.2
13	1/244	1.60	1/195	32.8	12.8
14	1/243	2.00	1/243	32.9	16.0



(a) added resistance



(b) heave RAO



(c) pitch RAO

Fig. 14 Added resistance, heave and pitch RAOs for the car ferry ship

영향은 무시하였고, 부가저항은 파진폭의 제곱에 비례한다는 가정을 사용하였다. 해상 상태가 악화됨에 따라 설계속도를 유지하기 위한 선박이 필요로 하는 마력이 크게 증가될 것을 알 수 있다. Sea State 4에서는 정수중 저항대비 9.7%의 저항 증가가 있고, Sea State 5와 6은 각각 34.9%, 82.0%의 큰 저항 증가를 보이고 있다.

3.6 파랑중 손상 상태 자항상태 해석

본 절에서는 대상 카페리선의 정수중 비손상 및 손상 상태 저항능 및 자항능 해석 결과의 검증에 비탕으로 손상 상태에서 일반적인 해상조건과 SRTP조건인 Beaufort 8의 파랑중 6노트 운항에 소요되는 마력을 추정하기 위해 수행한 자항능 해석 결과를 소개하고 있다. 여기서, 파는 선수 규칙파를 가정했다.

Table 12는 본 수치해석의 해상조건인 일반적인 기상조건과 Beaufort 8의 파장과 파고를 보여주고 있으며, 수치해석은 모형선에 대해 자항점 추정까지 각각 70s와 90s동안 수행하였다. 여기서, 선체의 운동은 상하동요, 종동요 그리고 횡동요의 3자유도 운동을 고려하였다. 수치해석에 사용된 계산시간 간격은 앞서 부가저항 해석에서 검토한 바와 같이 CFL \approx 0.3에 해당하는 값을 사용하였다. 여기서 계산시간 간격 Δt 는 각각 0.0047s와 0.0033s이다.

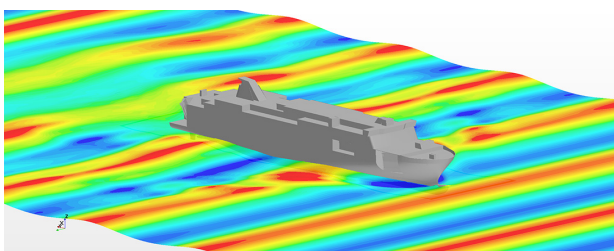
Fig. 15는 좌현 1기관이 손상된 카페리 선박이 일반적인 해상조건과 Beaufort 8의 해상 상태에서 6노트 선속으로 전진하는 상황에 대해 시뮬레이션 한 임의의 시간 파랑중 선박의 운동 상태를 보여주고 있다.

Table 11 Comparison of the increase of EHP at irregular sea states

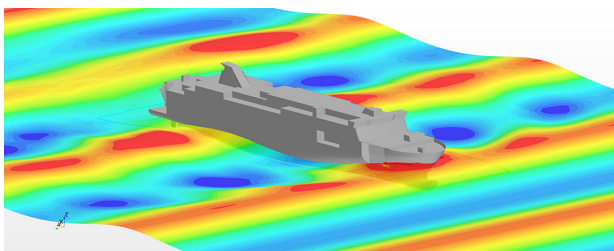
	EHP of full scale ship	Increase of EHP
Calm water	7651.06 kW	-
Sea state 4	8391.83 kW	9.7%
Sea state 5	10322.21 kW	34.9%
Sea state 6	13922.92 kW	82.0%

Table 12 Comparison of the increase of EHP at irregular sea states

Condition	λ [m]	H [m]	Steepness
Normal sea state	3.784	0.151	0.04
Beaufort 8 sea state	5.838	0.292	0.05



(a) normal weather

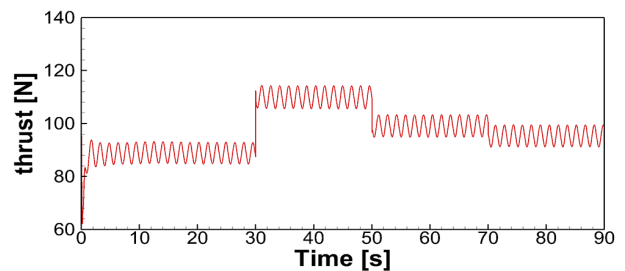


(b) Beaufort 8

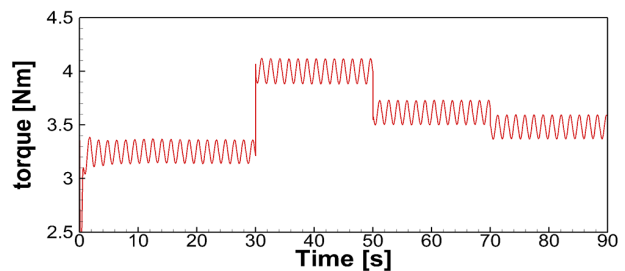
Fig. 15 Perspective view of the car ferry ship sailing at 6 knots at a sea state of Beaufort 8

Fig. 16은 Beaufort 8의 조건에서 낮은 프로펠러 회전수에서 출발하여 파랑중 자항점을 찾기 위한 계산 단계들에서 프로펠러의 추력과 토크의 변화를 보여주고 있다. 이때 계산된 평균 6노트 선속을 내는데 필요한 프로펠러의 회전수는 10.32rps로 구해졌으며 참고로, 일반적인 해상조건에서 구해진 회전수는 약 6.55rps이다.

Fig. 17과 18은 Beaufort 8의 해상조건에서 자항 상태 카페리 선박의 3자유도 운동 및 저항, 추력 그리고 토크의 자항점에서의 20s 시뮬레이션 결과를 보여주고 있다. 상하운동의 진폭은 약 0.04m이고 종동요운동의 경우 $-1^\circ \sim 1.2^\circ$ 의 크기를 보이고 있다. 좌현 기관의 손상으로 회전하지 않고 고정된 프로펠러의

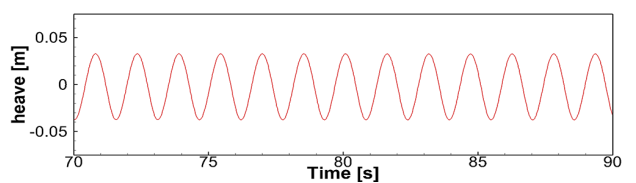


(a) thrust

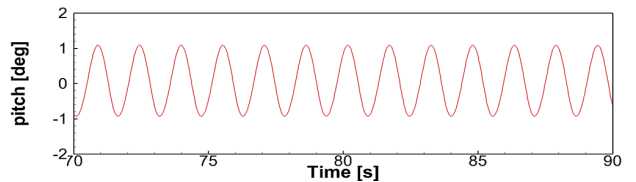


(b) torque

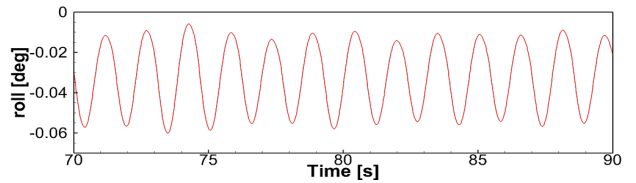
Fig. 16 Convergences of the thrust and torque to the self-propulsion point at a Beaufort 8 sea state



(a) heave



(b) pitch



(c) roll

Fig. 17 Time histories of heave, pith and roll motions at a Beaufort 8 sea state

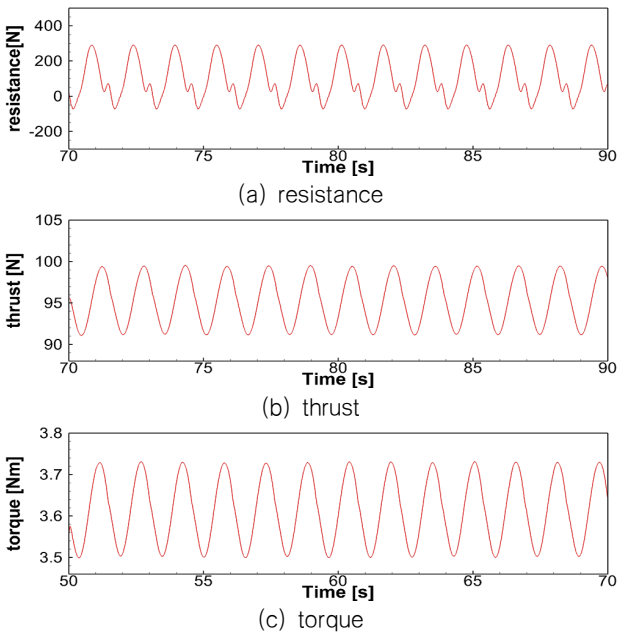


Fig. 18 Time histories of resistance, thrust and torque at a Beaufort 8 sea state

영향으로 좌우 유동의 비대칭이 되며 이로 인한 횡동요의 경우 -0.06° 이하의 작은 진폭 특성을 보여주었다. 저항의 경우 파의 조우주기에 따른 변화를 보이고 있으며 고차 진동수 성분을 포함하고 있다.

Fig. 19와 Fig. 20은 파의 조우주기에 따른 선체 주위 파형분포를 나타내고 있다. 각 조건에서 선체와 파의 상호작용으로 인한 파형의 변화를 비교하여 보여주고 있다.

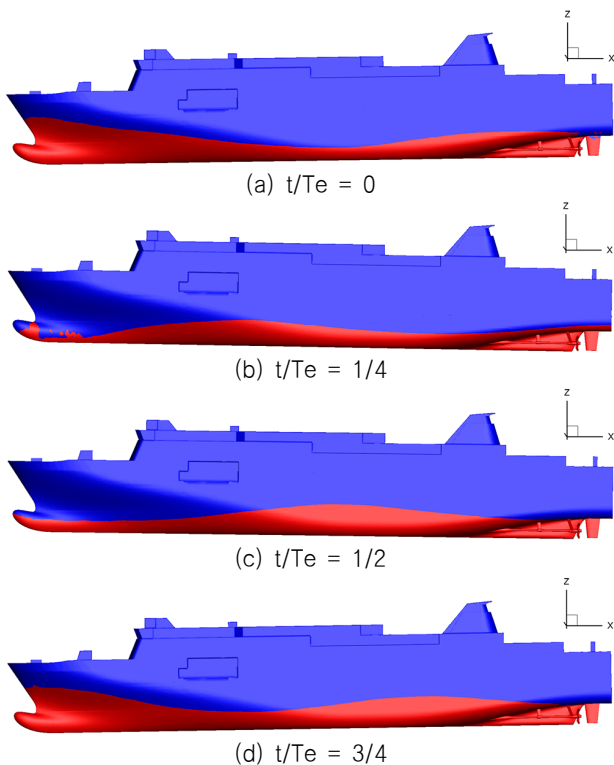
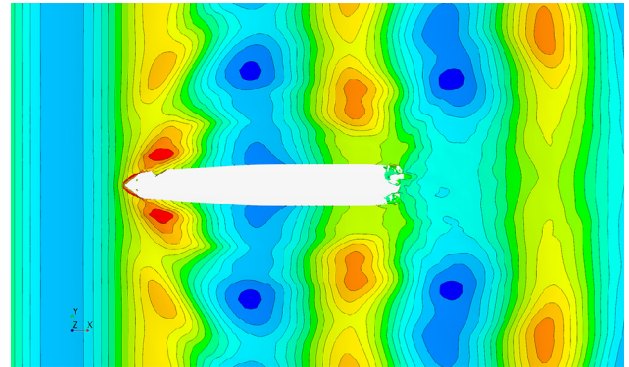
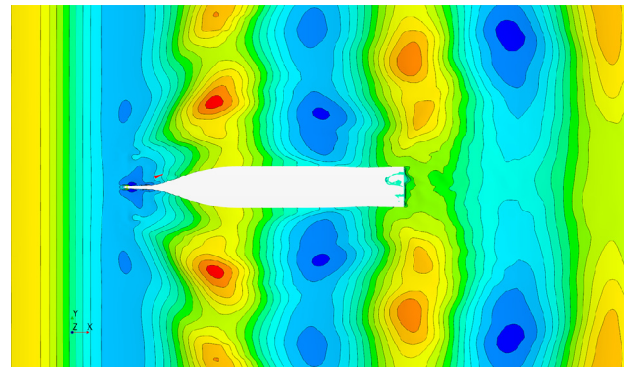


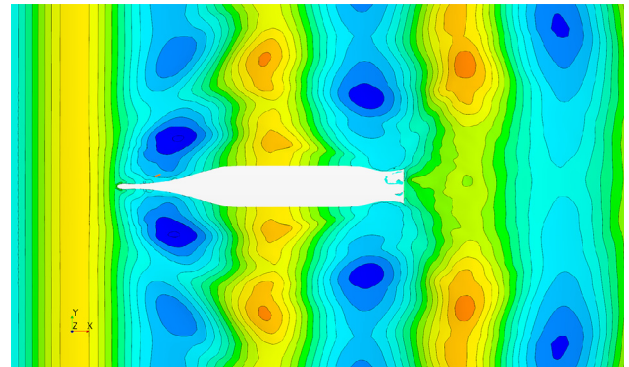
Fig. 19 Wave profiles on the hull during a wave period



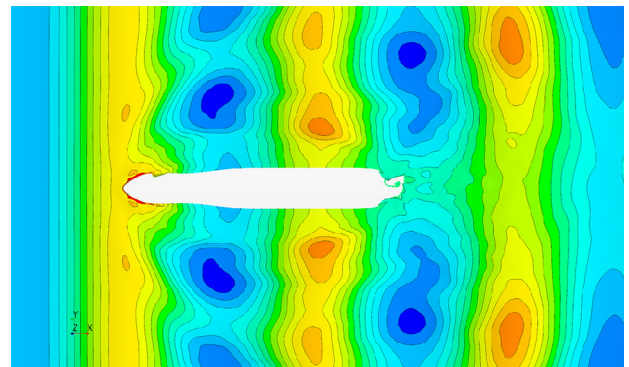
(a) $t/Te = 0$



(b) $t/Te = 1/4$



(c) $t/Te = 1/2$



(d) $t/Te = 3/4$

Fig. 20 Wave patterns around the hull during a wave period

Fig. 21은 추력과 토크가 가장 높은 시점과 낮은 시점에서 프로펠러가 작동하는 우현 카페리 선체의 선미 표면 압력분포와 프로펠러축을 통과하는 선체 길이 방향 종단면에서의 유속분포를 각각 비교하고 있다. 선체와 파의 상대 위치 및 선체의 운동

상태가 선미 유동장의 변화를 유발하여 프로펠러 추력의 변화시키는 것으로 판단된다.

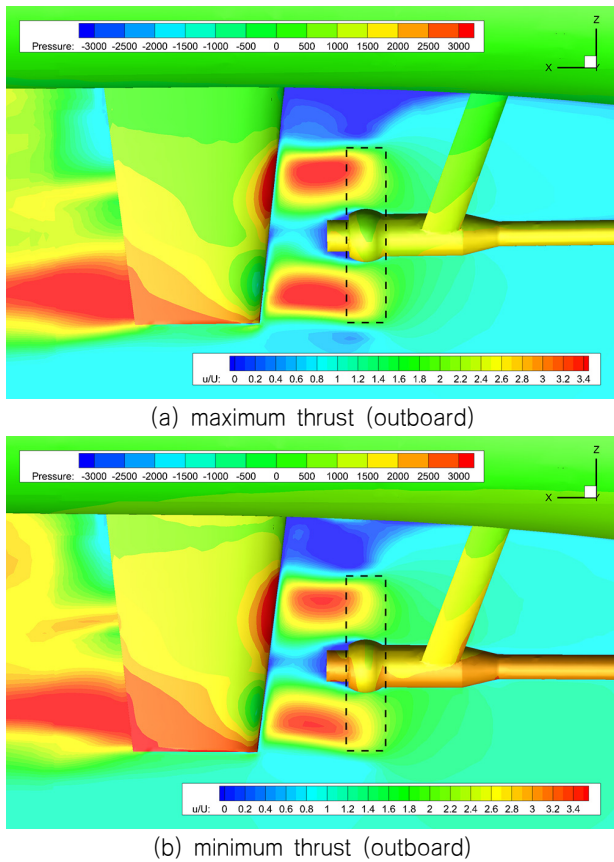


Fig. 21 Comparison of the pressure distribution and axial velocity around the starboard side stern between at the maximum and minimum thrust conditions

Table 13은 최종적으로 1기관 손상으로 인한 단축추진 상태에서 6노트 선속을 내는 자항점에서 계산된 정수중, 일반적인 해상조건 그리고 Beaufort 8의 해상조건에서 모형선의 저항, 추력 그리고 토오크를 비교하고 있다. 해상조건이 악화됨에 따라 저항이 급격히 증가하고 우현 프로펠러에 작용하는 추력 및 토오크도 함께 증가하는 것을 볼 수 있다. 모형 프로펠러의 회전수는 정수중에서 6노트를 내는데 4.73rps가 필요했지만, 일반적인 해상조건에서는 6.55rps 그리고 Beaufort 8의 해상조건에서는 10.32rps로 두 배 이상의 회전수가 요구되는 것을 알 수 있다. 본 수치해석에서 파랑중 부가저항을 이용해서 SRTP규정에 의해 손상된 카펠리션이 Beaufort 8에서 1기의 엔진으로 6노트 선속을 유지하는데 필요한 실선의 전달마력(delivery horse power) DHP_s 와 제동마력(brake horse power) BHP_s 를 구하는데 쓰인 추정식은 다음과 같다.

$$DHP_s = \frac{EHP_s}{\eta_D} \quad (12)$$

$$BHP_s = \frac{DHP_s}{\eta_T} \quad (13)$$

여기서, EHP_s 는 유효마력(effective horse power), η_D 는 추진효를 그리고 η_T 는 축전달효율을 각각 나타낸다. 본 논문에서 추진효율은 정수중 모형시험 결과로부터 얻은 0.7의 값을 사용하였으며, 축전달효율은 1.031의 값을 사용하였다. 상기 추정식으로부터 구한 Beaufort 8에서 1기의 엔진으로 6노트 선속을 유지하는데 필요한 실선의 제동마력 BHP_s 는 약 3291.2kW이다. 이 값은 1기의 엔진이 가진 BHP_s 인 MCR 조건에서 6960kW 그리고 NCR 조건의 5916kW보다는 낮아 Beaufort 8에서 1기의 엔진으로 6노트 선속을 내는 데는 문제가 없는 것으로 판단된다. 한편으로, 향후, 파랑중 자항해석을 통해 파도에 의한 효율 감소들을 정확히 추정할 필요가 있으며, 기관의 침수 상황을 고려할 경우 소요 마력이 더 크게 증가하기 때문에 정확한 침수 시나리오를 반영한 연구가 필요하다.

Table 13 Comparison of self-propulsion point of a ship speed of 6knots at damaged sing screw propulsion condition between in calm water and in wave condition

Condition (6kts, single propulsion)	Calm water	Normal sea condition	Beaufort 8 condition
NM [rps]	4.73	6.55	10.32
RTM [N]	20.11	37.87	100.23
TM [N]	14.27	32.98	95.34
QM [Nm]	0.57	1.25	3.48
EHP_s [kW]	353.9	771.0	2234.7
DHP_s [kW]	505.61	1101.46	3192.47
BHP_s [kW]	521.25	1135.53	3291.20

* MCR = 6960 kW ; NCR = 5916 kW

4. 결론

본 논문에서는 영국선급이 제시된 SRTP 규정에 따라 기관 1기가 손상된 쌍축 추진 카펠리 선박이 Beaufort 8의 해상조건에서 6노트의 운항속도로 항구까지 안전하게 회항할 수 있는 파랑중 자항성능을 CFD로 해석한 결과를 소개하였다. 본 수치해석 연구의 검증을 위해 먼저, 대상 카펠리선의 정수중 저항성능과 자항성능을 해석하였으며, KRISO에서 수행된 모형시험 결과와 비교하여 만족스러운 일치를 얻었다. 이때 자항성능 해석 조건은 손상 상태 조건도 포함하여 한 기의 프로펠러 작동만으로 정수중 6노트 선속을 내는데 필요한 프로펠러 회전수, 추력 및 토오크 그리고 카펠리선의 직진 항주에 필요한 타각을 추정하였으며 모형시험과 잘 일치하는 결과를 얻었다.

손상된 카펠리선의 파랑중 자항성능 해석에 앞서 파랑중 부가저항성능을 해석하고 그 결과의 타당성을 논의하였다. 수치해석은 먼저 KCS 선형의 부가저항 해석결과의 검증을 바탕으로 대상 카펠리선의 다양한 선수파 조건에서의 부가저항 해석을 수행하여 최종 Sea State 4, 5 그리고 6의 불규칙 파랑중 부가저

향으로 인한 마력 증가량을 추정하였다.

대상선에 대한 파랑중 자항성능 해석은 일반적인 해상조건과 Beaufort 8의 해상 조건에서 손상 상태 선속 6노트에 대해 수행하였다. 결론적으로 본 논문에서 가정한 손상 상태의 카페리선이 Beaufort 8의 해상조건에서 6노트를 속력을 내는데 필요한 추정된 BHP는 최종 설계에서 결정한 한 기의 엔진이 가진 BHP MCR 및 NCR의 약 47%와 56% 수준인 것으로 나타났다. 이는 Beaufort 8에서 한 기의 엔진으로 6노트 선속을 내는 데는 문제가 없는 것으로 판단할 수 있다. 그러나 향후, 기관의 침수 상황을 고려할 경우 소요되는 마력은 더 크게 증가할 것으로 예측되기 때문에 침수 시나리오 및 동반되는 선체의 자세 변화를 고려하는 연구가 필요한 것으로 사료된다.

후 기

본 논문은 선박해양플랜트연구소(KRISO)의 국제적 수준의 안정성을 확보한 GT 15,000급 카페리 설계 과제(PNS3080)와 KRISO모형시험 및 선형정보 DB구축과 DB분석시스템 기반기술 개발(PES3210) 및 2018학년도 동의대학교 교내연구비 지원에 의해 작성되었습니다(201802930001).

Reference

Chen, H.C., Liu, T., Chang, K.A. & Huang, E.T., 2002. Time-domain simulation of barge capsizing by a chimera domain decomposition approach. *Proceedings of 12th International Offshore and Polar Engineering Conference*. Kitakyushu, Japan, pp.314-321.

Cho, S.K., Hong, S.Y. & Kim, Y.H., 2006. Investigation of dynamic characteristics of the flooding water of the damaged compartment of an ITTC ro-ro-passenger. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 43(4), pp.451-459.

Espinoza Haro, M.P., 2016. *Numerical simulation of a self-propelling damaged cruise ship in head/following seas using computational fluid dynamics*. M.D. thesis, Seoul National University.

Germanischer Lloyd, 2009. *Rules for classification and construction – Additional rules and guidelines: Preliminary guidelines for safe return to port capability of passenger ships*, Germanischer Lloyd.

ITTC, 2008. *Final report and recommendations to the 25th ITTC*, The International Towing Tank Conference.

Kim, D.H., 2013. *Simulation of flooding procedure, free roll decay and motion in regular wave for damaged cruise ship using computational fluid dynamics*. M.D. thesis, Seoul National University.

Korkut, E., Atlar, M. & Incecik, A., 2004. An experimental study of motion behaviour with an intact and damaged Ro-Ro ship model. *Ocean Engineering*, 31(3-4), pp.483-512.

Lee, D., Hong, S.Y. & Lee, G.J., 2007. Theoretical and Experimental Study on Dynamic Behavior of a Damaged Ship in Waves. *Ocean Engineering*, 34(1), pp.21-31.

Lee, S.K., 2013. *Experimental study on the motion responses of damaged ship for CFD validation*. Ph.D. thesis, Seoul National University.

Lim, T.G., 2014. *Development of 6DOF motion measurement system for SRTP test of a damaged ship in head seas*. M.D. thesis, Seoul National University.

Lloyd's Register, 2010. *Safe Return to Port – Requirements and Compliance*, Lloyd's Register.

Muzaferija, S., & Perić, M., 1999. *Computation of free surface flows using interface-tracking and interface-capturing methods*. In Mahrenholtz, O. & Markiewicz, M., eds. *Nonlinear Water Wave Interaction*, pp. 59-100, WIT Press.

Papanikolaou, D. et al., 2000. Investigation into the capsizing of damaged ro-ro passenger ships in waves. *Proceedings of 7th International Conference on Stability of Ship and Ocean Vehicles*. Launceston, Australia.

Ruponen, P., 2007. *Progressive flooding of a damaged passenger ship*. Ph.D. thesis, Helsinki University of Technology.

Shih, T.H. et al., 1995. A new k-ε eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows. *Journal of Computers Fluids*, 24(3), pp. 227-238.

Siemens, 2018. STAR-CCM+ 11.04 User Guide, [Online] Available at: <https://support.industrysoftware.automation.siemens.com/general/documentation.shtml> [Accessed 01 Jan. 2018].

SOLAS, 2009. *Consolidated Edition, International Maritime Organization*, SOLAS.

You, J.M., 2012. *Experimental study on the roll decay of a damaged ship for CFD validation*. M.D. thesis, Seoul National University.



김제인



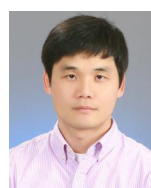
박일룡



김진



김광수



김유철