

# 하이브리드 방법을 사용한 고속 활주정의 내항성능평가 절차 개발

김영롱<sup>1</sup>·박준범<sup>1,†</sup>·박종찬<sup>2</sup>·박슬기<sup>2</sup>·이원민<sup>3</sup>  
한국해양대학교 항해학부<sup>1</sup>  
부산대학교 조선해양공학과<sup>2</sup>  
주대해선박설계<sup>3</sup>

## Development of an Evaluation Procedure for Seakeeping Performance of High-speed Planing Hull using Hybrid Method

YoungRong Kim<sup>1</sup>·Jun-Bum Park<sup>1,†</sup>·Jong-Chun Park<sup>2</sup>·Seul-Ki Park<sup>2</sup>·Won-Min Lee<sup>3</sup>  
Division of Navigation Science, Korea Maritime and Ocean University<sup>1</sup>  
Department of Naval architecture and Ocean Engineering, Pusan National University<sup>2</sup>  
DAEHEA Co., Ltd.<sup>3</sup>

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.

High-speed planing craft is generally smaller than commercial vessels, for which not only the roll motion but also the pitch and heave motions are relatively large during operation. However, if seakeeping performance of high-speed planing craft is evaluated by assessment methods of commercial vessels considering roll damping only, it would get unreasonable results due to excessive magnitudes of motion. This research aims at developing a procedure to evaluate seakeeping performance of high-speed planing craft reasonably well by considering responses of roll, heave and pitch motions. In addition, we tried to combine advantages of the potential flow method and CFD in this procedure, a so-called hybrid method, which uses the 3D panel method for the analysis of seakeeping performance, and tunes the damping coefficient using CFD analysis at a specific frequency. Finally, we evaluated seakeeping performance of coastal rescue boat in operation by applying the proposed procedure, and analyzed the results referring to the seakeeping criteria.

**Keywords** : High-speed planing boat(고속 활주정), Seakeeping performance(내항성능), Computational Fluid Dynamics(CFD, 전산유체역학), Potential theory(포텐셜 이론), Hybrid method(하이브리드 방법)

## 1. 서론

최근 국내 연안에서 발생되고 있는 여객선 및 소형어선들의 사고로 인하여, 해상에서 수색 및 구조 활동에 전천후로 사용되는 연안구조정에 대한 관심이 대두되고 있다. 특히, 해양사고 발생 시 신속한 대응이 이루어지지 않을 경우, 대형 인명피해로 직결될 수 있다는 점에서 연안구조정의 작전수행능력은 사고해결에 중요한 요인이 된다(Joongang Ilbo, 2017). 연안구조정은 특성상 타선박에 비해 상대적으로 고속으로 항천 속에서 운항하면서 임무를 수행해야하기 때문에, 항해 중 과도한 동요가 발생하여 구조정의

작전수행능력에 부담을 줄 수 있다. 또한 지속적인 동요는 승정요원들의 피로도 누적과 작업 능력저하를 야기할 뿐만 아니라, 선주부 슬래밍과 갑판침수는 선체손상을 발생시킬 수 있다(Camilleri et al., 2012). 따라서 연안구조정과 같은 소형 고속 활주정의 파랑에 대하여 내항성능을 정량적으로 평가할 수 있는 방안이 필요하다.

고속 활주정의 내항성능 평가에 관한 연구로 Kim et al. (2014)은 네 종류의 선형에 대한 모형시험을 수행하여 선형과 저항 및 내항성능에 관한 유체역학적 성능을 분석하였으며, Seo et al. (2016)은 모형시험을 통해서 파랑관통형 고속 활주정에 대하여 저항성능 및 내항성능 해석을 수행하였다. 이러한 모형시험을 통한 고속 활주정의 내항성능 평가는 수조 및 모형선의 크기, 예인

설비의 속도에 따라 한계가 있고, 파랑 중 성능을 해석함에 있어 축척 효과도 감안해야 하는 단점이 있다. 정확도 높은 결과를 얻기 위해 유한체적법을 바탕으로 한 CFD 해석을 수행하기도 하지만, 계산시간이 길어 내항성능 특성상 다양한 주파수와 조우각 조건에서 선체운동을 계산하기 쉽지 않아, CFD를 활용한 내항성능 평가는 현실적으로 불가능한 점이 있다. 이러한 이유로 일부 연구에서는 CFD에 비해 빠른 계산이 가능한 포텐셜 유동해석 기법으로 내항성능을 평가하려는 시도가 있었다. Prini et al. (2015)는 Strip theory 및 Panel method를 사용하여 규칙파에서 인명구조정의 내항성능 해석을 수행하였으며, Bae (2015)는 Strip theory 기반의 코드를 사용하여 파랑 중 소형고속정의 내항성능을 항목별로 평가하여 운항 한계를 검토하였다. 하지만 이러한 포텐셜 이론을 기반으로 한 연구들은 그 이론의 특성상 계산 결과가 고속운항조건에서 정확성이 떨어지는 점이 있어, 이를 극복하기 위하여 경험적으로 선박의 동요 감쇠를 추정하여 왔다. 따라서 포텐셜 이론을 기반으로 한 해석 결과의 신뢰성을 확보하기 위해서는 선체운동 계산 과정에서 합리적인 동요 감쇠를 추정하여 적용하는 계산 절차가 필요하다. 현재까지 고속선의 내항성능을 평가하기 위하여 이러한 다양한 방법들이 시도되었음에도 불구하고, 구체적으로 명시된 평가 절차에 관한 연구가 전혀 없고, 이와 관련한 연구가 매우 미흡한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 고속 활주정의 합리적 내항성능 계산 절차를 개발하는 것을 목적으로 하고 있다. 이를 위해 정수 중에서 얻은 초기 동요 감쇠로 고속 운항시 최대 응답을 구하고, 그 응답에서 최종 동요 감쇠를 추정하여 내항성능을 평가하는 방법을 착안하였다. 정수 중 선박의 동요나 운항시 선박의 응답을 구하기 위하여 실험을 수행하는 방법이 가장 적절한 방법이나 현실적인 한계로 CFD를 적용하였다. 따라서 본 연구에서는 CFD 및 포텐셜 프로그램의 장점을 상호 보완하는 하이브리드 방법을 사용하여 기존의 방법들이 가지는 취약점을 개선하고 새로운 내항성능 평가 절차를 개발하고자 하였다. 또한, 개발된 절차를 사용하여 고속 활주정의 내항성능평가를 수행하였다.

## 2. 대상 선박 제원 및 수치 시뮬레이션 조건

### 2.1 대상 선박 제원

본 연구에 사용될 대상 선박의 제원은 Table 1과 같으며, Fig. 1은 대상선박의 측면 배치도를 나타낸다.

Table 1 Principal particulars of the target ship

Particular	Model ship
LOA (m)	13.26
LBP (m)	11.97
Beam (m)	4.25
Depth (m)	2.41
Draft (m)	0.88
Displacement (ton)	16.03

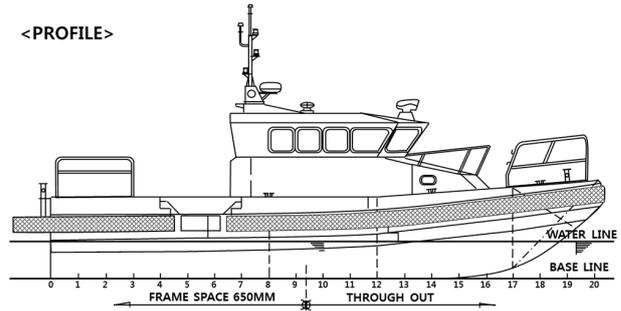


Fig. 1 Profile of the target ship

### 2.2 수치 시뮬레이션 조건

고속 운항하는 소형 선박의 동요운동으로 인한 감쇠계수는 횡동요 뿐만 아니라 다른 자유도에서도 반영되어야 하고 임의의 위치에서 선박의 속도와 가속도를 구해야하기 때문에, 선체 6자유도 운동에 대한 감쇠효과를 반영할 수 있고 원하는 위치에서의 속도 및 가속도를 구할 수 있는 로이드 선급의 'WAVELOAD-FD'를 사용하여 고속 활주정의 내항성능 해석에 사용하였다. 이는 3차원 Panel method를 사용하고 있다. 내항성능 계산을 위하여 대상선박의 자유수면 이하에 패널모델을 생성하였으며, Fig. 2는 해당 모델을 보여준 것이다.

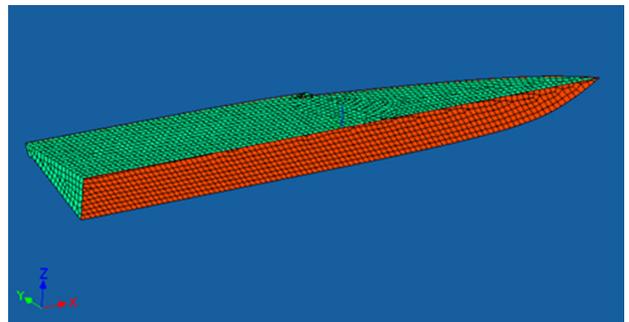


Fig. 2 Panel generation under free surface

Table 2는 운항 중 내항성능 계산을 위한 해석조건을 나타낸 것이며, 파 주파수 범위는 ABS 선급의 Guidance notes on 'Dynamic Load Approach' and Direct Analysis for High Speed Craft에 따라 2.5rad/s까지 고려하였다(ABS, 2003). 대상선박은 만재 흘수 0.88m에서 선박의 설계속도인 15knot로 운항하는 조건에서 계산을 수행하였다.

포텐셜 이론 기반의 프로그램을 보완하는 목적으로 사용하는 CFD 프로그램은 점성의 비압축성 유동장을 시뮬레이션하는 상용 CFD 프로그램인 'STAR-CCM+'을 이용하였다. 지배방정식은

Table 2 Classification of simulation case

Loading condition	Ship speed (knot)	Heading angle (degree)	Incident wave frequency (rad/sec)
Full load	15	0, 45, 90, 135, 180	0.02-2.50 (Interval : 0.02)

연속방정식과 RANS(Reynolds-averaged Navier-Stokes) 방정식이며, 유한체적법에 의해 이산화하였다. 입력해법으로 SIMPLE(Semi-implicit Pressure Linked Equations) 알고리즘을 적용하였으며, 대류항은 3차 MUSCL 기법, 점성항은 2차 중심차분 기법을 적용하였다. 수치해석에 사용한 격자 시스템 및 물리 모델은 Table 3과 Table 4에 각각 나타내었다. 또한 천수효과의 영향을 배제하기 위하여 Fig. 3과 같이 계산영역을 설정하였다.

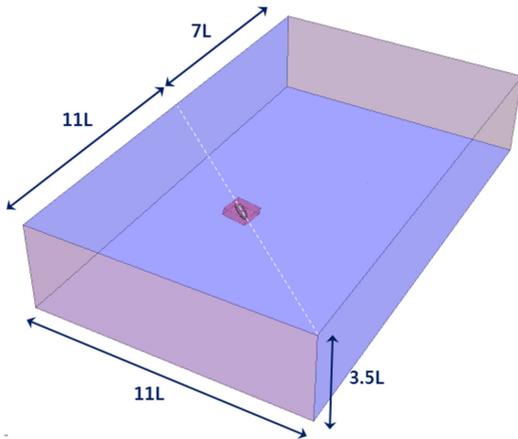


Fig. 3 Numerical towing tank with overset mesh

Table 3 Condition of mesh system in CFD simulation

Mesh condition	Principal	
	Grid number	Overset
	Background	12,000,000
Mesh model	Hexahedral mesh	
	Prism layer	
	Surface remesher	

Table 4 Condition of physics models in CFD simulation

Items	Principal
Turbulence model	$k-\omega$ SST
Wall function	All $y^+$ wall treatment
Free-surface	Volume-of-Fluid (VOF)
	VOF wave damping
Interpolation	Least square method

### 2.3 피랑스펙트럼 조건

선박의 내항성능 해석을 위하여 본 연구에서는 대상선박이 실제로 운용될 해역의 해상조건인 해상상태 4등급(유의파고 2.00m, 피크주기 8.63sec)의 Pierson-Moskowitz 스펙트럼을 적용하였다(Seakeeping committee, 1981). 식 (1)은 해당 피랑스펙트럼이며, Fig. 4와 같이 나타낼 수 있다.

$$S(\omega) = \frac{A}{\omega^5} \exp\left(-\frac{B}{\omega^4}\right) \quad (1)$$

여기서,  $A=172.75 \cdot H_{1/3}^2 / T_1^4$ ,  $B=691 / T_1^4$ ,  $\omega$ 는 파의 주파수,  $H_{1/3}$ 는 유의파고,  $T_1$ 는 파의 평균 주기를 나타낸다.

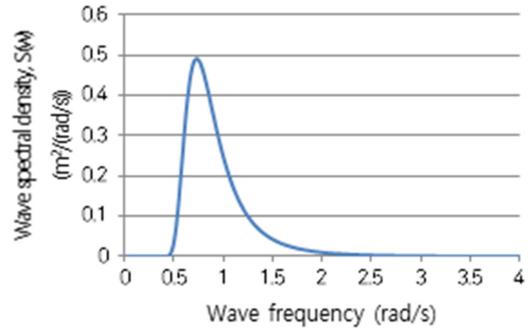


Fig. 4 ITTC Spectrum of significant wave height 2.0m

## 3. 고속선 내항성능 평가 절차 개발

### 3.1 고속선 내항성능 평가 절차 개발배경

기존의 선박 내항성능 평가는 주로 모형시험, CFD 또는 포텐셜 이론 기반의 상용 프로그램들이 독립적으로 수행되어져 왔다. 하지만 본 연구에서는 Fig. 5와 같이 포텐셜 프로그램과 CFD 간의 장점을 상호 보완적으로 사용한 절차를 개발하였다. 다시 말해, 3차원 Panel method의 포텐셜 프로그램을 기본적으로 내항성능 해석에 사용하고, CFD 결과로 특정 조건에서 감쇠계수를 비교보정해주는 하이브리드 방법을 사용하였다.

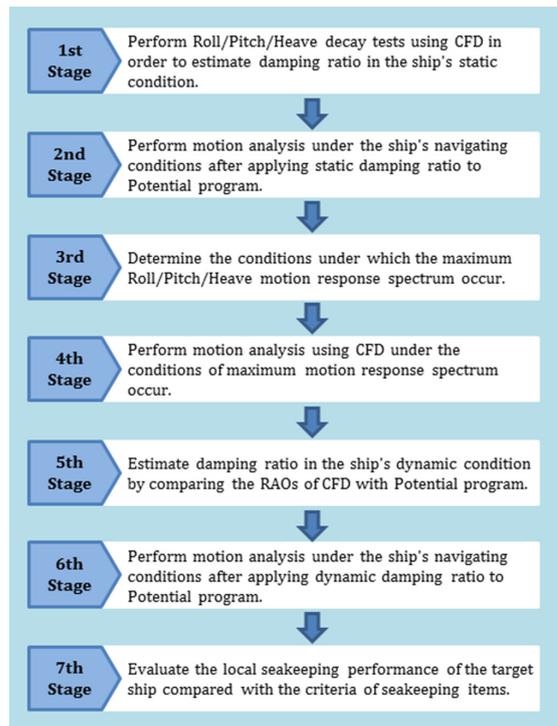


Fig. 5 Evaluation procedure of the hybrid-seakeeping performance

### 3.2 고속선 내항성능 평가 절차 설명

Fig. 5는 본 연구에서 제안하는 내항성능 평가 절차를 전반적으로 보여준 것이다. 1st Stage에서는 평가하고자 하는 대상 선박의 모형시험 또는 CFD 프로그램을 사용하여 정수 중 자유동요 감쇠 시험을 수행한다. 내항성능 평가를 수행하기 위해 포텐셜 프로그램에서는 감쇠계수가 필요하며, 이는 모형시험이나 CFD 프로그램을 사용하여 구할 수 있다. 즉, 선박의 동요 진폭 변화를 측정하여 정수 중 초기 동요 감쇠를 추정한다. 2nd Stage에서는 추정한 초기 동요 감쇠계수를 포텐셜 프로그램에 적용하고, Table 2의 운항조건 하에서 운동해석을 수행하여 선박의 6자유도운동에 대한 운동응답함수(Response Amplitude Operator, RAO)를 구한다. 일반적으로 고속 활주정의 운항조건에서는 프루드 수가 높고 운동의 정도가 크기 때문에, 정수 중 초기 동요 감쇠로 포텐셜 프로그램의 RAO를 구하여 내항성능 평가에 사용하기에는 신뢰성이 부족하다. 따라서 Fig. 5의 2nd Stage의 운동 해석으로 얻은 RAO는 초기 결과로 봐야 한다. 3rd Stage에서는 정수 중 초기 동요 감쇠를 적용하여 운항 중 운동 해석으로 얻은 RAO로부터 선체응답스펙트럼을 식 (2)로부터 구하고 이 스펙트럼의 최대값을 갖는 선속, 조우각 및 주파수 조건을 찾는다.

$$S_R(w) = S(w) \times |RAO(w)|^2 \quad (2)$$

여기서,  $w$ 는 파의 주파수이며,  $S_R(w)$ ,  $RAO(w)$  및  $S(w)$ 는 식 (1)과 같은 파랑 스펙트럼, 선체운동의 응답진폭함수 및 응답스펙트럼을 나타낸다. 즉, 선체운동 응답스펙트럼은 식 (2)와 같이 운동 해석으로부터 얻은 RAO의 자승에 대상해역의 파랑스펙트럼을 곱하여 을 얻는다. 스펙트럼의 최대값을 얻는 이유는 Table 5의 고속선 내항성능 평가기준 단위가 식 (3)과 같은 유의단일진폭(Single Significant Amplitude, SSA)으로 평가하며, 이 식에 가장 영향을 많이 주는 위치가 응답스펙트럼의 최대값이 되기 때문이다. 이 식 (3)의  $m_0$ 는 식 (4)로부터 계산된다.

$$\xi_{1/3} = 2.0 \sqrt{m_0} \quad (3)$$

여기서,  $\xi_{1/3}$ 는 1/3 유의진폭을 의미하며, 유의단일진폭(SSA)이라 한다.

$$m_n = \int_0^\infty w_e^n S_R(w) dw \quad (4)$$

여기서,  $w_e$ 는 선박의 조우주파수,  $m_n$ 은 응답스펙트럼의  $n$ 차 모멘트이다. 식 (4)의 적분에 가진 주파수인 조우 주파수( $w_e$ ) 대신에 파의 주파수( $w$ )가 포함된 것은 파의 주파수 범위에 따른 에너지와 동등한 조우주파수 범위에 따른 에너지는 동일하여  $S_R(w_e)dw_e$ 가  $S_R(w)dw$ 가 되기 때문이다.

4th Stage에서는 최대 응답이 발생한 선속, 조우각 및 주파수에 대하여 다시 CFD 해석을 수행하고, 5th Stage에서는 해당

CFD 결과와 같은 RAO를 갖도록 운항 중 동요 감쇠계수를 다시 조정한다. 이는 두 해석 프로그램의 RAO가 일치하도록 운항 중 동요 감쇠계수를 추정하여 포텐셜 프로그램 결과의 신뢰성을 얻기 위한 것이다. 일반적으로 정수 중 조건에 비해 운항 중 선박은 동요가 커지고 동요감쇠도 정수 중에 비하여 증가하기 때문에, 운항 중 최대응답을 합리적으로 추정하기 위해서는 운항 중 CFD 결과와 비교하여 동요 감쇠계수를 다시 추정해야 한다. 6th Stage에서는 새로운 동요 감쇠계수를 적용하여 Table 2의 운항조건 하에서 해석을 재수행하고, 7th Stage에서는 계산된 결과를 Table 5의 고속선의 내항성능 평가기준과 비교하여 만족 여부를 판단한다. 대상선박은 연안구조정으로 구조 활동을 위해서는 15knot이상으로 운항이 가능하나, 본 연구에서는 설계속도인 15knot에서 Table 5의 Operation조건에 평가기준을 적용하였다.

Table 5 Seakeeping criteria of naval ship

Motion response	Reference location	Units	Criteria level	
			Operation	Survival
Roll	Center of gravity	SSA (deg)	8.0	30
Pitch	Center of gravity	SSA (deg)	4.8	8.0
Vertical acceleration	Center of bridge	SSA (g)	0.4	0.8
Lateral acceleration	Center of bridge	SSA (g)	0.2	0.4
Deck wetness	F.P	No./hour	30	50
Slamming	0.15LBP abaft F.P	No./hour	20	50

내항성능 평가 요소 및 한계값에 대한 기준으로 사용되는 Table 5는 대한민국 해군의 내항성능 기준 설정 지침과 NORDFORSK 및 NATO에서 제안하고 있는 군함의 적용 기준을 참고하였다(Republic of Korea Navy, 2004; NORDFORSK, 1987; NATO, 2000). 참고문헌에 따라서 기준치의 표현에는 다소 차이가 있으나, 본 연구에서는 횡동요, 종동요, 수직 가속도 및 수평가속도에 대해서는 SSA를, 갑판침수 및 슬래밍은 시간당 발생횟수를 사용하였다. 또한, 횡동요와 종동요의 각도는 무게중심에서, 수직가속도와 수평가속도는 요원의 임무수행의 기준이 되는 위치인 함교에서, Slamming 발생가능성 및 발생빈도는 선수수선(Fore Perpendicular, F.P)으로부터 0.15LBP 위치에서, 갑판침수(deck wetness) 발생가능성 및 발생빈도는 선수수선위치에서 평가하였다.

## 4. 실선 해석

본 절에서는 3절에서 제시한 고속선 내항성능 평가 절차에 따라 대상 선박의 내항성능 평가를 수행하였다.

### 4.1 CFD를 이용한 정수 중 동요 감쇠 해석

횡동요 감쇠의 산출에는 횡동요로 소실된 에너지를 고려하는

상대감쇠법과 횡동요 운동의 진폭이 대수적으로 감소한다고 간주하는 대수감쇠법을 주로 사용한다. 본 연구에서는 유도과정이 상대적으로 단순하고, 횡동요 진폭의 비로 간단하게 감쇠를 계산할 수 있는 대수감쇠법을 사용하여 선박의 동요 감쇠를 산출하였다. 대수감쇠법은 선박의 정수 중 자유 횡동요 운동 방정식인 식 (5)로부터 유도된다(Van't Veer, 2009).

$$(I_{44} + A_{44}(w))\ddot{\phi} + (B_{44}(w) + B_{44}^*)\dot{\phi} + C_{44}\phi = 0 \quad (5)$$

여기서,  $I_{44}$ 는 횡동요 질량 관성모멘트,  $A_{44}(w)$ 는 횡동요 부가 질량 관성모멘트,  $B_{44}(w)$ 는 포텐셜 감쇠계수,  $B_{44}^*$ 는 점성횡동요 감쇠계수,  $C_{44}$ 는 배수량과 GM의 곱,  $\phi$ 는 횡동요진폭이다.

식 (5)의 양변을  $I_{44} + A_{44}(w)$ 로 나누면 식 (6)과 같고, 좌변의 계수들을 식 (7)로 정의하면, 식 (5)를 식 (8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\ddot{\phi} + \frac{B_{44}(w) + B_{44}^*}{I_{44} + A_{44}(w)}\dot{\phi} + \frac{C_{44}}{I_{44} + A_{44}(w)}\phi = 0 \quad (6)$$

$$2\nu = \frac{B_{44}(w) + B_{44}^*}{I_{44} + A_{44}(w)}, \quad w_\phi = \sqrt{\frac{C_{44}}{I_{44} + A_{44}(w)}} \quad (7)$$

$$\ddot{\phi} + 2\nu\dot{\phi} + w_\phi^2\phi = 0 \quad (8)$$

선박 동요 자유감쇠운동은 조화운동으로 선박의 동요 진폭  $\phi$ 의 일반해를 식 (9)와 같이 나타낼 수 있다. 또한 동요 대수 감쇠를 나타내면 식 (10)과 같으며, 이를 임계 횡동요 감쇠와 전체 횡동요 감쇠의 비로 무차원화하면 식 (11)과 같이 무차원 횡동요 감쇠비로 나타낼 수 있다.

$$\phi = \phi_0 e^{-\nu t} (\cos w_\phi t + \frac{\nu}{w_\phi} \sin w_\phi t) \quad (9)$$

$$\ln\left(\frac{\phi(t)}{\phi(t + T_\phi)}\right) = \ln\left(\frac{e^{-\nu t}}{e^{-\nu(t + T_\phi)}}\right) \quad (10)$$

$$= \nu T_\phi$$

$$= \kappa w_\phi T_\phi$$

$$\kappa = \frac{1}{2\pi} \ln\left(\frac{\phi(t)}{\phi(t + T_\phi)}\right) \quad (11)$$

Fig. 6은 1st Stage를 수행한 결과로 CFD 프로그램을 이용하여 대상선박을 초기 경사각 0도에서 초기 각속도를 할당하여 자유 횡동요 감쇠 시험을 시행한 결과이다. 이 결과로부터 식 (11)을 활용하여 무차원 횡동요 감쇠비를 산출할 수가 있으며, 동일한 방법을 Fig. 7과 Fig. 8에 적용하면 종동요와 상하동요 감쇠비도 추정할 수 있다. Table 6은 CFD의 정수 중 자유 동요 감쇠시험을 통해 산출한 무차원 횡동요, 종동요 및 상하동요 운동 감쇠비를 나타낸 것이다.

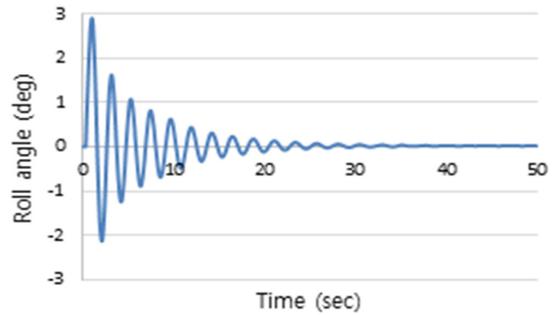


Fig. 6 The result of roll decay test at zero speed in CFD calculation

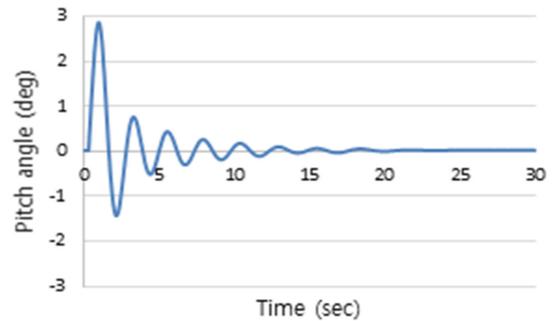


Fig. 7 The result of pitch decay test at zero speed in CFD calculation

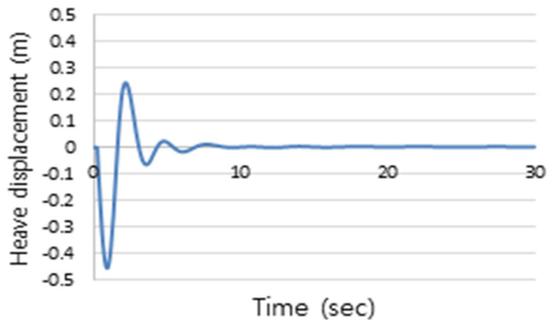


Fig. 8 The result of heave decay test at zero speed in CFD calculation

Table 6 Nondimensional damping ratio under decay tests

Type of motion	Damping ratio (%)
Roll	6.0
Pitch	11.0
Heave	27.0

## 4.2 선체운동해석 결과 검토

초기결과의 적절성을 확인하기 위해 Table 6의 결과로부터 정수 중 동요 감쇠를 적용하여 선속이 없는 상태에서 파의 주파수에 따른 선박의 횡동요 RAO 및 종동요 RAO를 Fig. 9 및 Fig. 10과 같이 얻었으며, 이를 IACS에서 규정하고 있는 선박 동요 주기식인 식 (12)–(15)와 비교하였다(IACS, 2015).

$$T_{\theta} = \frac{2.3\pi k_r}{\sqrt{gGM}} \quad (12)$$

$$T_{\phi} = \sqrt{\frac{2\pi\lambda_{\phi}}{g}} \quad (13)$$

$$\lambda_{\phi} = 0.6(1 + f_T)L \quad (14)$$

$$f_T = \frac{T_{LC}}{T_{SC}} \quad (15)$$

여기서,  $T_{\theta}$ 는 횡동요주기,  $T_{\phi}$ 는 종동요 주기,  $k_r$ 는 횡동요 회전 반경,  $g$ 는 중력가속도,  $GM$ 은 메타센터의 높이,  $L$ 은 선박의 길이,  $T_{LC}$ 는 해당하는 적하조건에서의 흘수,  $T_{SC}$ 는 최대만재 흘수이다. 본 연구에서는 Table 1에 있는 draft를  $T_{SC}$ 와  $T_{LC}$ 로 사용하였다.

Fig. 9에서 보는 바와 같이, 선박이 횡파를 받는 조건에서 최대 횡동요 RAO가 2.44rad/s에서 발생하였고, 선박의 횡동요 주기 식 (12)로부터 구한 주기는 2.41rad/s가 된다. 마찬가지로, Fig. 10으로부터 선수파에서 최대 종동요 RAO가 1.98rad/s에서 발생하였고, 식 (13)-(15)에 의하여 도출된 선박의 종동요 주기는 1.96rad/s가 되었다. 이를 비추어볼 때, 선체운동 계산 결과가 실제 선급 식의 결과와 잘 일치하며 신뢰성을 가지는 것을 알 수 있다.

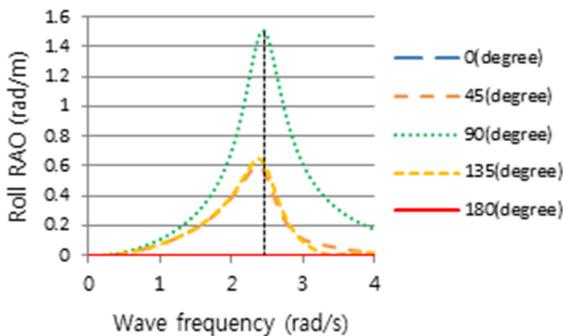


Fig. 9 Roll RAO at zero speed in potential calculation

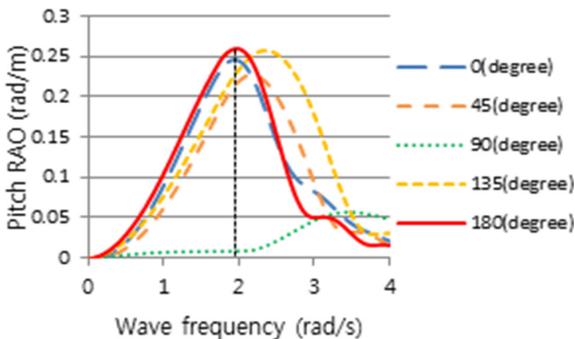


Fig. 10 Pitch RAO at zero speed in potential calculation

### 4.3 최대운동 응답스펙트럼 발생 선수각 및 주파수 도출

2nd Stage로 Table 6의 정수 중 동요 감쇠계수를 반영하여 Table 2의 운항 중 선체운동 해석으로 얻은 RAO(Figs. 11-13)

와 파랑 스펙트럼 Fig. 4를 식 (2)에 적용하여, 선박의 횡동요, 종동요 및 상하동요운동에 대한 선체운동 응답스펙트럼을 얻었으며, 이 응답스펙트럼에 민감한 주파수를 Figs. 14-16과 같이 얻었다.

횡동요에 대하여 얻은 선체운동 응답스펙트럼 Fig.14를 보면, 주파수 1.38rad/s, 조우각 135도인 선수사파에서 가장 큰 선체운동 응답스펙트럼 모멘트( $m_0$ )가 발생하였으며, 그에 비해 추사파(45도)는 상대적으로 작은 응답스펙트럼을 나타내었다. 횡파(90도)는 고주파인 2.4rad/s에서 피크가 발생하였으며 135도보다 작지만 응답스펙트럼 모멘트( $m_0$ )가 무시할 수 없을 만큼 크고 피크 주파수를 전후로 크고 넓은 에너지 스펙트럼의 분포를 나타냄을 알 수 있다. 또한 횡파보다 선수사파에서 더 큰 선체

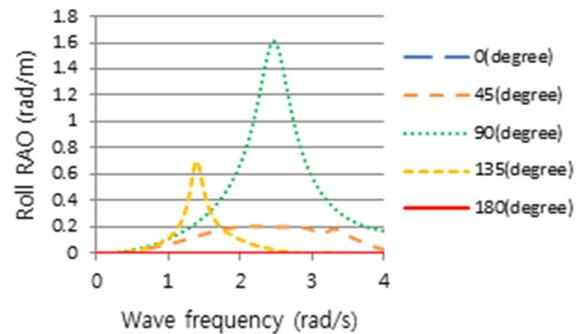


Fig. 11 Roll RAO at operation condition after applying zero speed damping in potential calculation

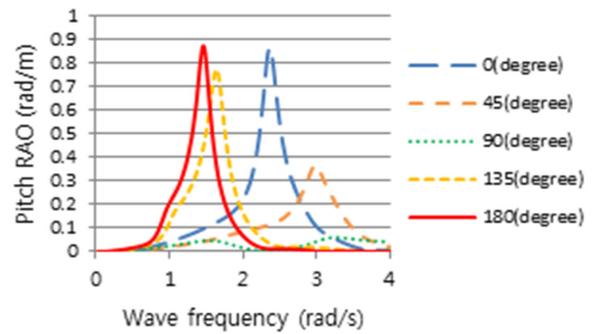


Fig. 12 Pitch RAO at operation condition after applying zero speed damping in potential calculation

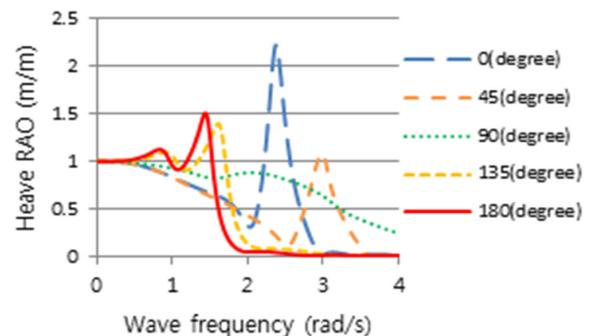


Fig. 13 Heave RAO at operation condition after applying zero speed damping in potential calculation

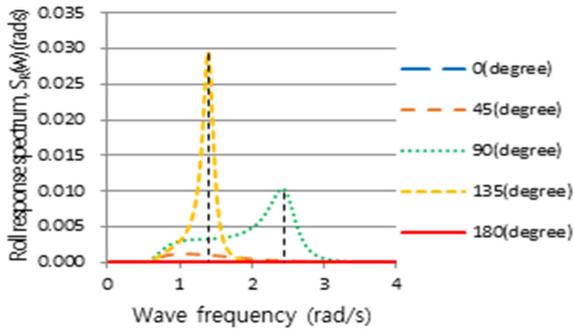


Fig. 14 Roll response spectrum at operation condition in potential calculation

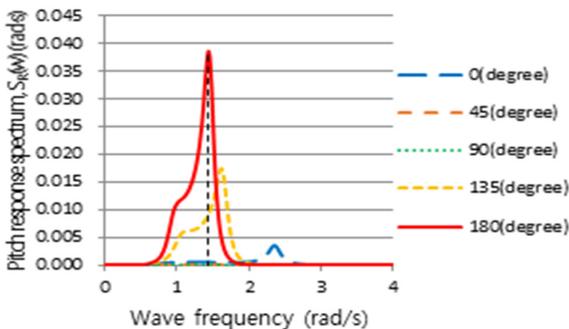


Fig. 15 Pitch response spectrum at operation condition in potential calculation

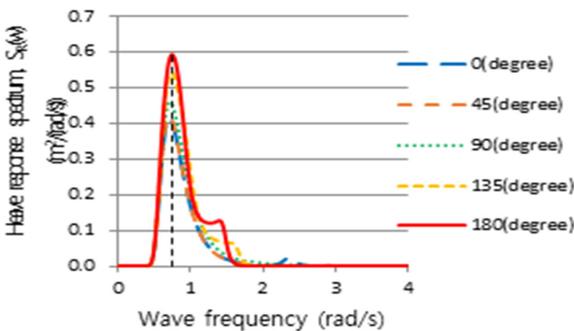


Fig. 16 Heave response spectrum at operation condition in potential calculation

응답스펙트럼이 나타나는 이유는 선박의 전진속력에 대한 효과로 사료된다. 3rd Stage에 의하면, 최대 응답인 135도의 피크 주파수를 기준으로 동일한 동요 감쇠비를 고주파에서 피크를 갖는 횡파(90도)에 적용해야 하나 주파수 차이가 매우 커 이를 적용하기에는 다소 무리가 있다. 이는 Fig. 11에서 조우각 90도가 가장 큰 횡동요 RAO를 가지나, Fig. 14와 같이 선박의 최대 응답스펙트럼 모멘트가 135도에서 발생하는 것은 90도의 피크 주파수(2.4rad/s)보다 135도의 피크 주파수(1.38rad/s)에서 Fig. 4와 같이 파랑 스펙트럼,  $S(\omega)$ 의 에너지가 보다 더 집중되어 있기 때문이다. 따라서 횡파에 대해서는 동요 감쇠비를 추가적으로 구하였다. 종동요 응답스펙트럼은 Fig. 15와 같이 선수파 주파수 1.44rad/s에서 큰 값을 가지는 것을 알 수 있다. Fig. 16은 상하동요에 대한 선체운동 응답스펙트럼이며, 선수파 주파수

0.74rad/s에서 가장 큰 선체운동 응답스펙트럼을 나타내는 것을 알 수 있다. Table 7은 3rd Stage의 결과로 선박의 횡동요, 종동요 및 상하동요 운동에 대한 응답스펙트럼의 최대값이 발생하는 조건을 나타내고 있다.

Table 7 Tuning conditions between CFD and potential based program

Motion	Ship speed (knots)	Wave frequency (rad/sec)	Wave direction (deg)
Roll	15	1.38	135
		2.40	90
Pitch	15	1.44	180
Heave	15	0.74	180

#### 4.4 CFD를 이용한 운항 중 동요 감쇠 해석

4th Stage로 Table 7의 조건하에서 CFD 계산을 수행하여 Figs. 17-19와 같이 횡동요, 종동요 및 상하동요 운동결과를 얻었으며, 5th Stage로 동일한 조건에서 CFD 결과와 일치하도록 포텐셜 프로그램의 감쇠계수값을 조정하였다. Figs. 20-22는 도출한 각 운동성분의 RAO 결과들이며, 'X'표시는 해당 속도, 주파수 및 각도에서 최대운동 응답스펙트럼의 피크위치를 표시한 것이고 이 위치에서 CFD와 포텐셜프로그램의 결과를 보정하였다. Fig. 11에서 조우각 90도가 가장 큰 횡동요 RAO를 가지나, Fig. 14와 같이 선박의 최대 응답스펙트럼 모멘트가

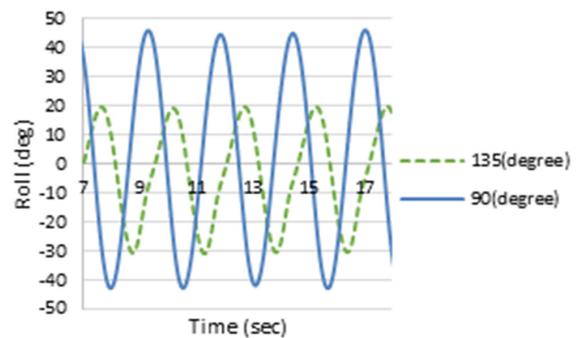


Fig. 17 Roll RAO at tuning condition in CFD calculation

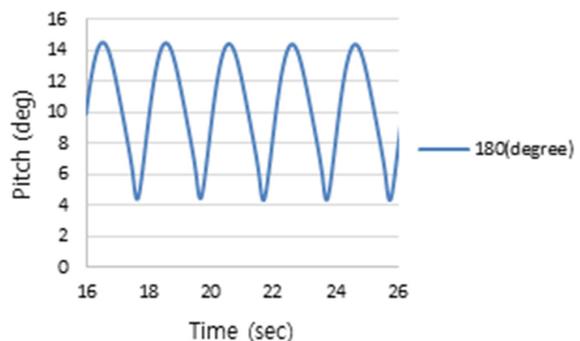


Fig. 18 Pitch RAO at tuning condition in CFD calculation

135도에서 발생하는 것은 90도의 피크 주파수(2.4rad/s)에서는 Fig. 4와 같이 파랑 스펙트럼,  $S(\omega)$ 의 에너지가 거의 없기 때문이다.

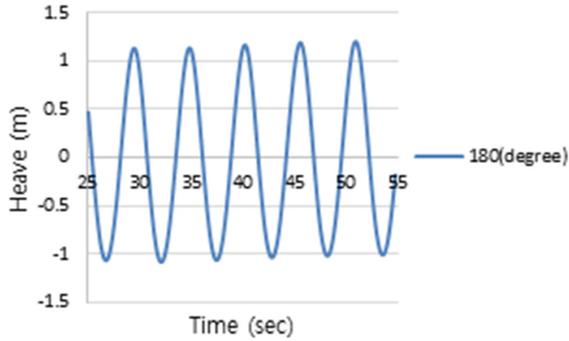


Fig. 19 Heave RAO at tuning condition in CFD calculation

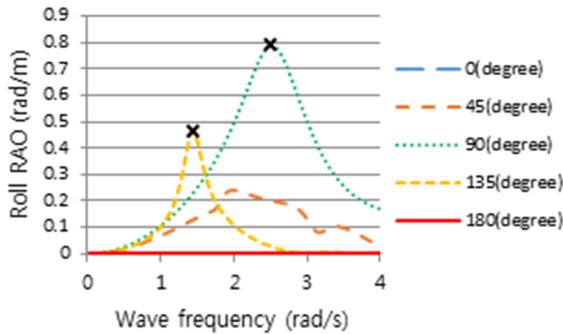


Fig. 20 Roll RAO at operation condition after applying dynamic damping in potential calculation

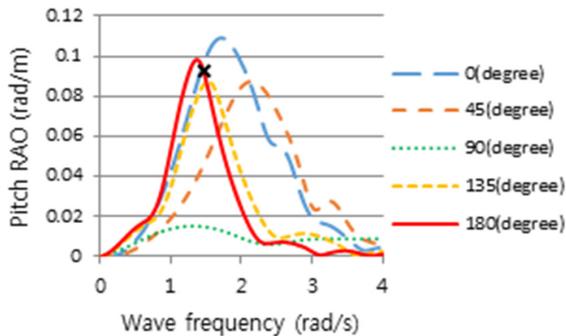


Fig. 21 Pitch RAO at operation condition after applying dynamic damping in potential calculation

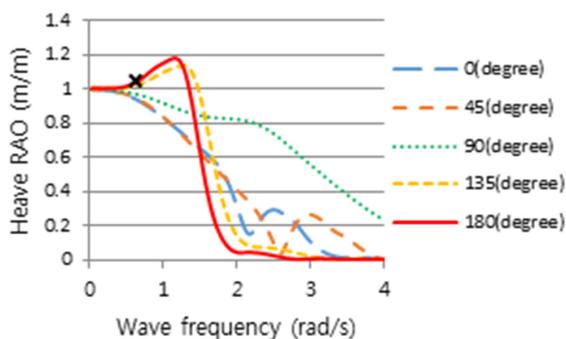


Fig. 22 Heave RAO at operation condition after applying dynamic damping in potential calculation

선체운동 해석 결과와 CFD 결과가 동일하도록 조정하여 얻은 운항 중 동요 감쇠비는 Table 8과 같다. 나머지 내항성은 평가절차는 선박의 내항성능 해석 및 결과 분석으로 이는 5절에서 다루고자 한다.

Table 8 Nondimensional damping ratio in dynamic condition

Type of motion	Damping ratio (%)
Roll (135degree)	20.0
Roll (90degree)	23.0
Pitch	150.0
Heave	30.0

## 5. 내항성능 결과

### 5.1 내항성능 평가요소의 발생확률 산출

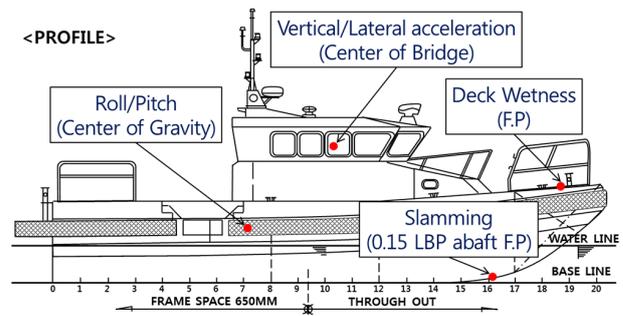


Fig. 23 Local positions for measuring seakeeping performance of high speed planing boat

6th Stage로 Fig. 23을 참고하여 Table 5에 있는 횡동요, 종동요, 수직 가속도 및 수평가속도는 SSA를, 갑판침수와 슬래밍은 시간 당 발생횟수로 국부 내항성능 평가를 수행하였다. 갑판침수는 파도와 선체의 상대수직변위가 선수부 위치에서 유효조건현을 초과할 확률( $P_{DW}$ )을 의미하고, 이는 Ochi and Motter (1974)에 의하여 식 (16)과 같다. 또한 시간당 갑판침수의 발생횟수  $N_W$ 는 시간당 조우하는 파의 주기를 고려하여 식 (17)과 같이 구할 수 있다.

$$P_{DW} = e^{-\frac{f^2}{2m_{0s}}} \quad (16)$$

$$N_W = \frac{P_{DW}}{T} \times 3600 \quad (17)$$

$$= \frac{3600}{2\pi} \sqrt{\frac{m_{2s}}{m_{0s}}} \times e^{-\frac{f^2}{2m_{0s}}}$$

여기서,  $f$ 는 파에 의한 상대선수운동을 고려한 유효조건현,  $T$ 는 파의 주기이며,  $m_{0s}$  및  $m_{2s}$ 는 각각 평가위치에서 선박의 상대 수직변위운동과 상대 수직속도운동에 대한 응답스펙트럼의 면적을 나타내며, 식 (4)로 구할 수 있다.

슬래밍은 선박의 선저가 수면으로 노출될 때 파에 대한 선저의 상대수직속도가 한계속도를 초과할 확률( $P_{SLAM}$ )로써, Ochi (1964)에 의하여 식 (18)과 같이 구할 수 있으며, 이때 시간당 슬래밍의 발생횟수  $N_S$ 는 식 (19)와 같다.

$$P_{SLAM} = e^{-(d^2/2m_{os} + v_0^2/2m_{2s})} \quad (18)$$

$$N_S = \frac{P_{SLAM}}{T} \times 3600 \quad (19)$$

$$= \frac{3600}{2\pi} \sqrt{\frac{m_{2s}}{m_{os}}} \times e^{-(d^2/2m_{os} + v_0^2/2m_{2s})}$$

여기서,  $d$ 는 계산위치에서 선박의 흘수,  $v_0$ 는 상대속도의 한계치로 경험식  $v_0=0.093*(g*L)^{1/2}$ 을 사용하였다.

### 5.2 내항성능 해석 결과

Figs. 24-30은 6th Stage의 결과로 Table 5의 국부내항성능의 항목별 평가기준 위치에서 계산한 선체운동 응답스펙트럼을 나타낸 것이다. 마지막 7th Stage로, 해당하는 선체운동 응답스펙트럼의  $m_0$  및  $m_2$ 를 구하여 파랑 조우각에 따른 내항성능 항목별 발생정도를 산출하였으며, 그 결과를 Table 9과 같이 얻었다. 선박의 국부내항성능 계산에서 주파수 범위는 Table 2에서와 같이 2.5rad/s까지 고려하였으며, Figs. 24-30에서는

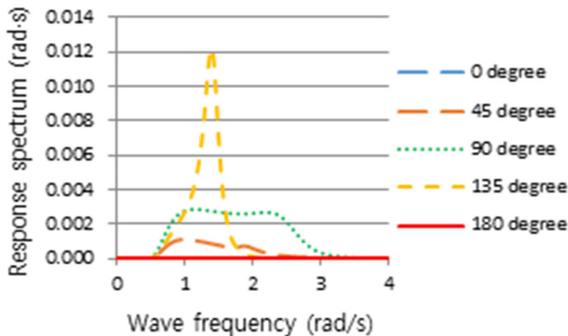


Fig. 24 Roll motion response spectrum calculated at assessment position in potential calculation

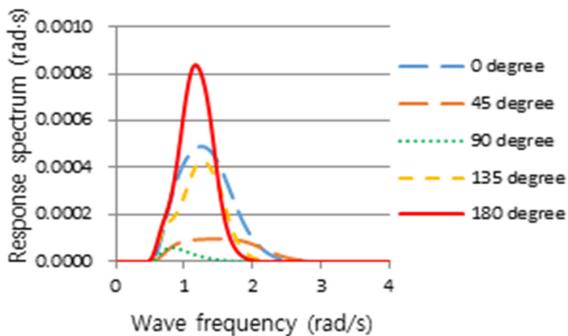


Fig. 25 Pitch motion response spectrum calculated at assessment position in potential calculation

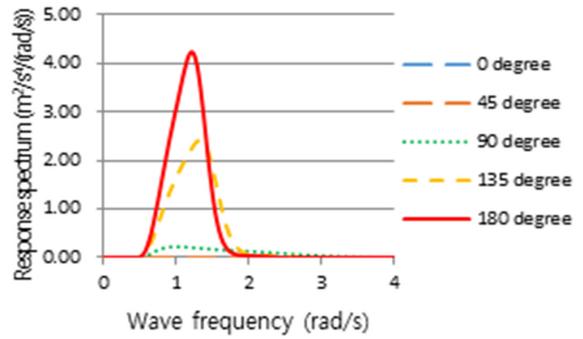


Fig. 26 Vertical acceleration response spectrum calculated at assessment position in potential calculation

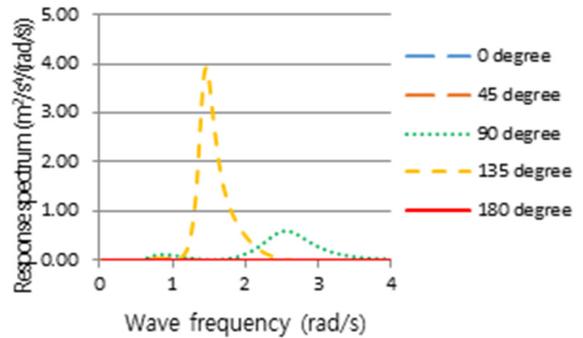


Fig. 27 Lateral acceleration response spectrum calculated at assessment position in potential calculation

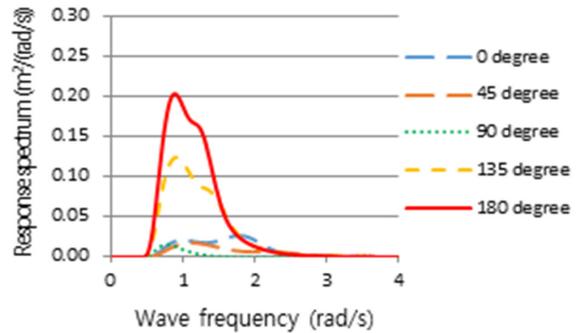


Fig. 28 Relative vertical motion response spectrum calculated at slamming assessment position in potential calculation

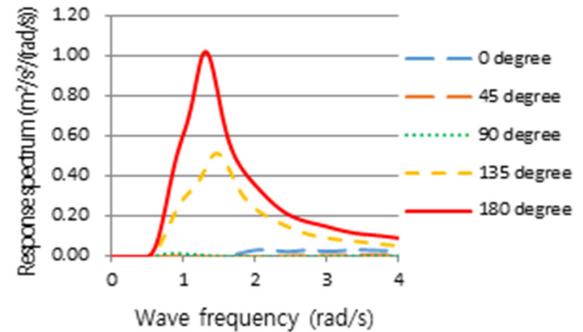


Fig. 29 Relative vertical velocity response spectrum calculated at slamming assessment position in potential calculation

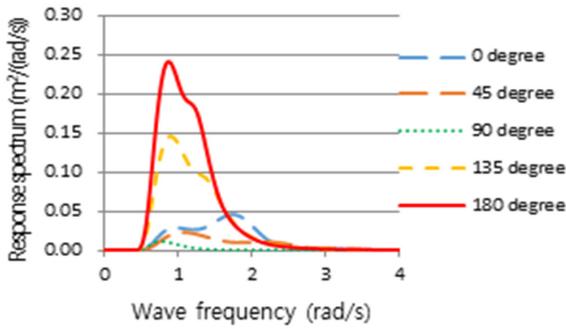


Fig. 30 Relative vertical motion response spectrum calculated at deck wetness assessment position in potential calculation

Table 9 Results of seakeeping for sea state 4

Angle Item	0	45	90	135	180	Criteria (Operation)
Roll motion	0.00	4.25	7.98	8.00	0.00	8.0
Pitch motion	2.51	1.36	0.68	2.09	2.62	4.8
Vertical acceleration	0.01	0.02	0.11	0.27	0.32	0.4
Lateral acceleration	0.00	0.10	0.15	0.17	0.00	0.2
Deck wetness	0.00	0.00	0.00	0.07	2.18	30
Slamming	0.00	0.00	0.00	13.44	73.84	20

응답스펙트럼의 전반적인 경향을 보여주기 위하여 계산할 주파수 영역을 넘어서는 4.0rad/s까지 나타내었다.

Table 9의 수치해석 결과를 보면, 임무수행을 위한 내항성능 기준을 일부 값이 상회하는 것을 알 수 있다. 횡동요는 90도와 135도에서 최대허용 기준에 거의 만족시켰으며, 이 결과에서 경우에 따라 90도에서 최대응답이 나올 수 있기 때문에 횡동요의 경우 90도와 135도에 대한 응답을 모두 평가해야 할 필요가 있다. 종동요, 수직가속도 그리고 수평가속도의 경우 모든 구간에서 한계치를 충분히 만족하고 있으며, 갑판 침수도 합리적인 수준의 내항성능을 보여주고 있다. 이는 선박의 운항조건에서 조우하는 파고에 대하여 선수 건현의 높이가 충분하여 갑판침수가 거의 일어나지 않는 것으로 사료된다.

슬래밍 빈도의 한계값은 50회로 Head sea(180°) 조건에서 다소 과도하게 발생한 것을 알 수 있다. 하지만 해당 선박은 슬래밍 빈도를 줄이고자 계산에서 고려되지 않은 방현대를 비롯한 타 부가물들이 설치되어 있어 이에 대한 수정은 실무적인 차원에서 고려되어야 할 필요가 있다. 또한 슬래밍의 빈도 계산에 사용된 식 (18)에서도 상대수직변위와 상대수직속도가 협대역(narrow band) 거동을 보이는 것으로 가정하여 Rayleigh분포로부터 유도된 식이기 때문에, Fig. 28과 Fig. 29와 같이 응답스펙트럼이 넓은 주파수 영역에 걸쳐 퍼져있는 광대역 거동에서는

그 빈도수가 작아질 수 있다. 따라서 식 (18)을 개정하여 사용하거나 추가적인 CFD해석으로 Head sea(180°) 조건에서 파랑스펙트럼으로 생성된 무작위 파로 발생한 슬래밍 빈도를 검증해야 할 필요가 있다. Fig. 24를 보면 횡파의 응답스펙트럼도 광대역일 뿐만 아니라, 2.5rad/sec이상의 고주파 영역에서의 응답이 큰 것을 알 수 있다. 이러한 결과는 추가적인 CFD해석으로 검증해야 할 필요가 있다. 이러한 검증은 본 연구이외에 추가적인 연구로 수행될 예정이다.

## 6. 결론

본 연구에서는 CFD 및 포텐셜 프로그램을 상호 보완하는 하이브리드 방법을 활용한 고속 활주정의 합리적인 내항성능 계산 절차를 개발하였다. 또한 제안된 절차를 사용하여 Korean Coast Guard 14m급 연안구조정의 내항성능평가를 수행하였다. 포텐셜 프로그램으로 내항성능에서 필요로 하는 다양한 주파수와 조우각 조건에서의 선체운동 계산을 수행하였으며, 포텐셜 프로그램에 필요한 정수 및 운항 조건에서의 감쇠비를 CFD를 사용하여 구하였다. 따라서 내항성능 해석 결과의 신뢰성을 확보하기 위하여 정수 중에서 CFD로 얻은 초기 동요 감쇠로 고속 운항시 최대 응답을 구하고, 그 응답이 발생하는 주파수에서 최종 동요 감쇠를 CFD로 다시 추정하여 내항성능을 평가하는 방법을 제안하였다.

실선 해석 결과, 횡동요, 종동요, 수직가속도, 수평가속도 및 갑판침수는 모든 구간에서 대한민국 해군, NORDFORSK 및 NATO에서 제안하고 있는 군함의 임무수행을 위한 내항성능 기준을 만족하였으며, 슬래밍은 일부 각도에서 기준 값을 상회하는 결과가 나왔다. 하지만 해당 선박은 슬래밍 빈도를 줄이고자 방현대를 비롯한 타 부가물들이 설치되어 있어 이에 대한 고려가 필요하다.

본 연구에서 제안한 평가 절차는 기존의 방법들이 가지는 취약점을 개선한 새로운 내항성능 평가 절차로 추후 고속선의 내항성능 평가시 크게 무리없이 적용할 수 있을 것으로 판단된다. 이후의 연구로는 슬래밍의 빈도 계산식의 개정, CFD해석을 수행하여 Head sea(180°) 조건에서 파랑스펙트럼으로 생성된 무작위 파로 발생한 슬래밍 빈도 검증 그리고 횡파에 대한 고속 활주정의 거동을 CFD로 추가적으로 검증해야 할 필요가 있다. 또한 실제로는 선박의 정적상태와 동적상태의 압력차이가 존재하기 때문에 항주자세의 변화를 고려한 운동계산을 수행하는 것이 현실적이며, 이후의 연구에서는 선박의 항주자세 변화도 고려하여 동적평형상태에서 선박의 RAO를 계산하는 방법에 대해서도 연구할 예정이다. 마지막으로 본 연구 절차에 대한 신뢰성 확보를 위하여 추가적으로 동일 선형에 대한 모형시험 또는 시운전을 수행하여 결과를 비교할 필요가 있을 것으로 사료된다.

## 후기

이 연구는 2018년도 산업통상자원부 및 산업기술평가관리원

(KEIT) 연구비 지원에 의한 연구이며('10076473'), 특허 출원이 되었음(발명의 명칭 : 응답을 기반으로 한 소형 선박의 안정성 평가 방법 및 시스템, 출원번호 : 10-2018-0136556).

## References

American Bureau of Shipping (ABS), 2003. *Guidance notes on 'dynamic load approach' and direct analysis for high speed craft.*

Bae, J. Y., 2015. A study on operating limit analysis for small high-speed boat. *Journal of the Korean Society of Marine Environment & Safety*, 21(6), pp.784-789.

Camilleri, J., Taunton, D. J. & Temarel, P., 2015. Slamming impact loads on high-speed craft sections using two-dimensional modelling. *Analysis and Design of Marine Structures*, 2012, pp.73-81.

International Association of Classification Societies (IACS), 2015. *Common structural rules for bulk carriers and oil tankers.*

Joongang Ilbo, 2017. *Tanker-fishing boat collision accident...Korea coast guard, reorganization by rescue timeline*, URL: <http://news.joins.com/article/22171432> [Accessed 6 Sep 2018].

Kim, D. J., Kim, S. Y., Kim, S. H., Seo, J. H. & Rhee, S. H., 2014. Effects of hull form variations on resistance and seakeeping performance of planing hulls with and without incoming regular waves. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 51(5), pp.369-379.

North Atlantic Treaty Organization(NATO), 2000. *Common procedures for seakeeping in the ship design process*. STANAG 4154, 3rd Ed.

NORDFORSK, 1987. *Assessment of ship performance in a seaway*. Nordic cooperative Project: Seakeeping performance of ships, Copenhagen, Denmark.

Ochi, M. K., 1964. Prediction of occurrence and severity of ship slamming at sea. *Proceedings of the 5th Symposium on Naval Hydrodynamics*, pp.545-596.

Ochi, M. K. & Motter, L. E., 1974. Prediction of extreme ship responses in rough seas of the north Atlantic. *Proceedings of the International Symposium on Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves*, pp.199-209.

Prini, F., Benson, S., Birmingham, R. W., Dow, R. S., Phillips, H. J., Sheppard, P. J. & Varas, J. M., 2015. Seakeeping analysis of a high-speed search and rescue craft by linear potential theory. *International Conference on Lightweight Design of Marine Structures*, Glasgow, UK, pp.87-96.

Republic of Korea Navy, 2004. *Naval-ship design&construction criteria : Guideline for Seakeeping.*

Seakeeping Committee, 1981. *Final report and recommendations to the 16th ITTC*. Proceedings of the 16th International Towing Tank Conference.

Seo, J., Choi, H. K., Jeong, U. C., Lee, D. K., Rhee, S. H., Jung, C. M. & Yoo, J., 2016. Model tests on resistance and seakeeping performance of wave-piercing high-speed vessel with spray rails. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 8(5), pp.442-455.

Van't Veer, A. P., 2009. *PRECAL v6.5 Theory manual*. MARIN Report No. 17926-2.



김영룡



박준범



박종천



박슬기



이원민