

비대칭 손상 선박의 잔류 종강도 평가

정준모^{1,†} · 이민성¹ · 전상익¹ · 남지명¹ · 하태범²
인하대학교 조선해양공학과¹
한국선급 기술연구소²

Residual Longitudinal Strengths of Asymmetrically Damaged Ships

Joonmo Choung^{1,†} · Min-Seong Lee¹ · Sang-Ik Jeon¹ · Ji-Myung Nam¹ · Tae-Bum Ha²
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University¹
Research and Development Center, Korean Register of Shipping²

Abstract

This paper presents estimation of deterministic damage extents and locations due to collision and grounding which are defined by ABS guideline and DNV ship rules. It is noted that the overall extents of damages from DNV are larger than those from ABS. Nonlinear FEAs are carried out to predict residual longitudinal strength of hull girder with asymmetric severe damages. The accuracy of the applied FEA procedure is proved by comparing FEA result with test result of a 1/3-scaled frigate. The investigated vessels are a VLCC and a large-sized bulker for which evenly distributed heeling angles from 0° (sagging) to 180° (hogging) by 30° due to damage-induced flooding are taken into account. The reduction ratios of the ultimate residual strength for the damaged cases to those for the intact sagging case are shown. It is proved that the grounding damage case under DNV assumption reveals most critical the residual strength. The design formulas are presented to assure minimum residual ultimate moment after damage.

Keywords : Collision (충돌), Grounding (좌초), Damage extents (손상 크기), Damage location (손상 위치), Asymmetric damage (비대칭 손상), Nonlinear FEA (비선형 유한 요소 해석), Ultimate residual strength (최종 잔류강도)

1. 서론

선박은 항해 중 각종 부유물 또는 선박간의 충돌사고에 항상 노출되어 있으며, 암초와의 좌초사고도 상당히 빈번히 발생한다. 2000년대 이후 선박의 대형화와 다목적 운반을 위한 신선종의 개발로 인하여 선박의 안전성에 대한 문제가 제기되어 왔다. 국제해사기구 (IMO, international maritime organization)에 의해 제 안된 신개념 선박 건조 기준(GBS, goal based standard)은 다음과 같다. 모든 선박에 있어서 선체의 중대 손상(major damage) 시 잔류 종강도와 작은 영구변형에 의한 손상 주변 구조의 건전성 (잉여 강도)이 기능적 요건으로 만족되어야 한다고 정의되어 있다. 그러나 최근 발표된 IACS (2010a, b) CSR (common structural rules)에는 손상의 정의, 잔류 종강도의 평가 방법, 잉여 강도의 평가 방법 등이 전혀 제시되어 있지 않다.

비손상 선박의 최종 종강도 평가를 위해서는, 설계식을 이용하는 방법, 간이 해석법 (incremental iterative approach), 그리고 비선형 유한요소해석법이 주로 사용된다. 비선형 유한요소해석의 경우 결과를 도출하는데 많은 시간이 소요되므로, 설계 초기 단계에서는 간이식이 주로 사용되고, 기본 설계 단계에서는 간이 해석법 또는 유한요소해석법을 주로 이용한다.

Caldwell (1965) 등은 압축을 받는 선체가 최종강도 이후에도 최종강도를 유지한다는 가정하에 선체의 종강도를 평가하기 위한 설계식을 제시한바 있으며, Paik and Mansour (1995)는 정도를 항상 시킨 설계식을 제안하기도 하였다. 현재는 IACS (2010a, b)에서 제시하는 설계식 (single step approach)가 주로 사용된다.

Smith (1977)가 처음 제시한 간이 해석법은 IACS (2010a, b)에 채택되어 많이 사용되는 방법이며, 비교적 빠르고 정확하게 선체의 종강도를 평가할 수 있는 장점이 있지만, 비틀림 모멘트에 의한 뒤틀림 응력 (warping stress)의 종강도 기여도 및 전단 최종 종강도 등을 고려할 수 없는 단점이 있다. Ueda and Rashed (1991)는 이상화 구조 요소를 사용하는 방법 (ISUM, idealized structural unit method)을 적용하여 종강도를 용이하게 도출할 수 있는 방법론을 제시하기도 하였다.

비선형 유한요소해석법은 가장 정확한 결과를 예측할 수 있는 장점이 있는 반면, 초기 변형과 같은 모델링 시간의 과다 및 엔지니어의 경험에 기인한 불확실성이 상존한다.

Maestro and Marino (1989)는 소성 중립축 개념을 사용하여 손상을 입은 비대칭 선체 단면에 대한 소성 모멘트를 추정한바 있으며, Zhang, et al. (1996)은 최종 종강도에 큰 영향을 미치는 평균 유효 단면적 계수를 정의하여 간이식을 제안하였다. Paik, et al. (1998)는 ABS (1995b)가 제시한 비대칭 손상을 좌우 대칭으로

가정한 뒤 설계식을 이용한 잔류 종강도를 제시한바 있다. 그러나 설계식의 경우 손상 선박에 적용하더라도 정도 높은 결과를 얻는 것은 현실적으로 어렵다.

간이 해석법의 경우에도 비손상 선박에 적용하는 것은 큰 어려움이 없지만, 비대칭성에 기인한 탄소성 중립축의 이동 및 회전 등이 동시에 발생하기 때문에 이를 극복한 사례를 아직 찾아보기 어렵다. Wang, et al. (2002)은 67척의 상선을 대상으로 충돌 및 좌초로 인한 손상의 크기에 따른 잔류 종강도를 ISUM을 이용하여 도출한바 있다. Paik, et al. (2008)은 Aframax급 유조선선을 대상으로 한 개의 늑골을 가지고 비선형 유한요소해석과 ISUM을 이용한 해석을 동시에 실시하고 그 차이가 크지 않음을 증명하였다. 반면 Amlashi and Moan (2008)은 Capesize급 산적화물선을 대상으로 2개 (one and two half holds)의 화물창을 모델링하여 종강도를 도출한바 있다.

현재까지 많은 연구자들에 의해 비손상 선박과 대칭 손상 선박에 대하여 비선형 유한요소해석이 많이 수행되어졌지만, 선급에서 제시한 손상의 크기에 따른 잔류 종강도 해석을 수행한 사례는 많지 않으며, 더욱이 비대칭 손상을 고려한 유한요소해석 사례는 그리 많지 않은 실정이다.

따라서, 본 논문은 Dow (1991)가 수행한 함정 구조의 1/3 축소 모형에 대한 유한요소해석을 실시하여, 실험 결과와 비교하여 유한요소해석 과정의 타당성을 검증하고, ABS (1995a, b)와 DNV (2009)가 제시하는 비대칭 손상의 크기를 적용하여 선체의 잔류 종강도를 비교 평가 하였다.

2. 선박 손상의 크기와 위치

선박의 중대 사고로 인하여 발생할 수 있는 손상의 크기와 위치는 결정론적 방법과 확률론적 방법으로 추정할 수 있다. IMO (1997)는 선박 복원성 측면에서 결정론적 손상의 크기와 위치를 제시하고 있으며, ABS (1995a, b) 및 DNV (2009)는 선체 종강도 측면에서 결정론적인 손상의 크기와 위치를 제시하고 있다 (이하 ABS 손상 및 DNV 손상으로 지칭). 선박의 종강도 측면에서 중대 손상의 길이 방향 위치는 항상 선체 중앙부 (midship area)에 발생한다고 가정하는 것이 타당하다.

2.1 ABS 손상

ABS 손상의 경우 기본 구조 설계 단계에서 잔류 종강도를 예측하기 위해서, 충돌과 좌초 사고로 인하여 발생할 수 있는 손상 크기와 위치를 제시하였으며, 각각 Table 1에 나타내었다. 충돌사고의 경우 유조선(tanker)과 살물선(bulker)의 손상크기를 달리 평가하는데 반하여, 좌초사고의 경우 유조선과 살물선의 손상 크기를 동일하게 규정하고 있다.

Table 1 Damage prediction by ABS

Side damage (collision damage)	
Longitudinal	N/A
Transverse	$\begin{cases} \text{MIN}(0.7h, b'), \text{ for deck level of tanker} \\ \frac{3}{4}b' \text{ for below deck level of tanker} \\ 0.5h \text{ for deck level of bulker} \end{cases}$
Vertical	$\text{MAX}\left(\frac{D}{4}, 4m\right)$
Bottom damage (grounding damage)	
Longitudinal	N/A
Transverse	$\text{MAX}\left(\frac{B}{6}, 4m\right)$
Vertical	$\begin{cases} \frac{3}{4}H \text{ for centerline area} \\ \frac{1}{4}H \text{ for non-centerline area} \end{cases}$

D : 선고

B : 선폭

b' : 선측 외판과 외측 종격벽 사이의 간격

h : 선측 외판의 수직 손상 크기

H : 선저판과 이중저판 사이의 간격

2.2 DNV 손상

DNV 손상의 경우에도 잔류 종강도를 예측하기 위한 손상의 크기와 위치를 제시하였으며, Table 2에 요약하여 나타내었다. 단일 선체와 이중 선체를 구분하여 손상의 크기를 정의하고 있으며, 단일 선체의 경우 이중 선체보다 큰 손상의 크기를 보여 주고 있다.

Table 2 Damage prediction by DNV

Side damage (collision damage)		
	Single skin	Double skin
Longitudinal	$0.1 L_{BP}$	$0.1 L_{BP}$
Transverse	$\frac{B}{16}$	$\frac{B}{16}$
Vertical	$0.75D$	$0.75D$
Bottom damage (grounding damage)		
	Single skin	Double skin
Longitudinal	$0.5L_{BP}$	$0.3L_{BP}$
Transverse	$0.75B$	$0.55B$
Vertical	$\frac{B}{15}$	$\frac{B}{15}$

L_{BP} : 수선간장

3. 비선형 유한 요소 모델링

3.1 대상 선박

본 논문에서는 손상 후 잔류 종강도를 평가하기 위하여 318K DWT급 대형 tanker과 181K DWT급 대형 살물선을 대상 선박으로 선정하였다. 유한요소해석을 위한 종방향 범위는 선체 중앙부에 위치한 횡늑골(transverse frame) 한 개이며, 두 선박의 주요 치수를 Table 3에 나타내었다.

Table 3 Principal dimensions of the considered tanker and bulker

Vessel	Tanker	Bulker
L_{BP} (m)	320.00	283.00
B (m)	60.00	45.00
D (m)	30.50	24.80
a (m)	5.68	5.58 at deck level
T_{SC} (m)	22.50	18.20
b'	3.4	N/A
H	3.0	2.6

T_{SC} : 스캐틀링 흘수

a : 늑골 간격

3.2 손상의 크기

Table 3에 나타난 주요 요목을 기준으로 Table 1 및 Table 2를 이용하여 충돌 및 좌초에 의한 손상의 크기를 Table 4, 5에 나타내었다. DNV 충돌 손상의 경우, 길이 방향 손상의 크기는 늑골 간격보다 작지만, ABS 손상과의 상대 비교를 위하여 늑골 간격을 항상 초과하는 것으로 가정하였다. 충돌에 의한 손상의 경우 DNV손상은 ABS보다 손상의 크기를 크게 예측하고 있으며, 특히 수직 손상의 크기는 상당히 큰 차이를 보였다. 또한 좌초 손상의 경우 DNV손상 폭은 ABS 손상 폭에 비하여 현저히 크게 예측함을 알 수 있다.

Table 4 Damage extents due to collision (unit: m)

		Long.	Trans.	Vertical
Tanker	ABS	N/A	3.50	7.50
	DNV	3.2	3.75	18.3
Bulker	ABS	N/A	3.1	6.2
	DNV	2.83	2.81	14.9

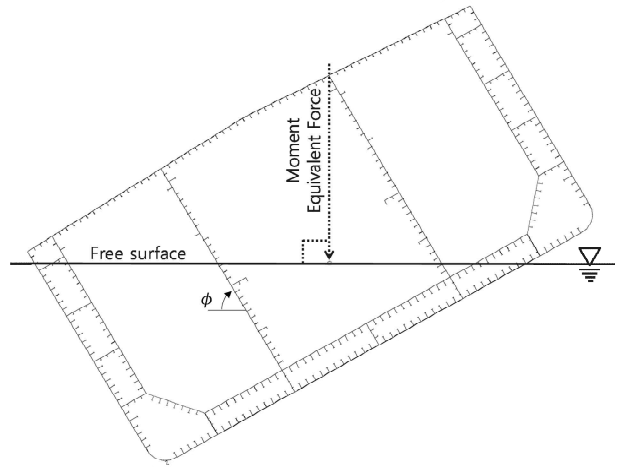
Table 5 Damage extents due to grounding (unit: m)

		Long.	Trans.	Vertical
Tanker	ABS	N/A	10.0	2.25
	DNV	96	33.0	4.0
Bulker	ABS	N/A	7.50	1.95
	DNV	84.9	24.75	3.00

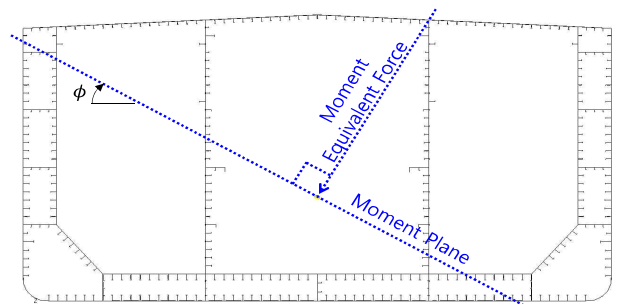
3.3 모멘트 평면의 정의

선체가 자유수면 대비 ϕ 만큼 횡경사된 경우, 선체에 작용하는 수직 굽힘 모멘트 (여기서는 항상 중력 가속도 방향으로 작용하는 힘에 의한 모멘트를 의미)는 자유수면과 항상 직교한다 (Fig. 1(a) 참조). 선체의 회전 대신에 모멘트 유발 하중 (moment equivalent force)을 역회전 (reverse rotation)시키면, 이로 인한 모멘트는 항상 모멘트 평면 (moment plane)에 작용하며, 모멘트 평면은 항상 모멘트 유발 하중에 직교한다(Fig. 1(b) 참조).

단면에 작용하는 하중으로 인하여 단면의 어떤 요소도 비탄성 (인장의 경우 항복, 압축의 경우 좌굴을 의미)을 경험하지 않을 때 압축과 인장으로 인한 모멘트 평형을 이루는 평면을 탄성 중립축 평면 (elastic neutral axis plane, ENAP)으로 정의한다.



(a) Heeling of a ship



(b) Moment plane of a ship

Fig. 1 Definition of moment plane

Choung and Kim (2010)은 선박 단면의 대칭성을 정의한바 있으며, 대칭 단면은 재료 대칭, 형상 대칭, 하중 대칭의 모든 조건을 만족해야 한다. 재료가 대칭이지만 형상 또는 하중이 비대칭일 경우, 탄성 중립축 평면은 항상 도심을 통과하지만 모멘트 평면과 항상 평행하지는 않다. 따라서 선체에 사용된 재료 대칭성, 형상 대칭성, 하중 대칭성을 모두 만족하는 경우에만 탄성 중립축 평면은 도심을 통과하면서 모멘트 평면과 평행하다. 반면 단면 요소의 일부 또는 전체가 비탄성을 경험할 경우 모멘트 평형을 이루는 평면을 비탄성 중립축 평면(inelastic neutral axis plane, INAP)으로 정의한다. 단면을 이루는 요소는 모멘트가 유발한 압축 하중이

가해질 경우 항복에 도달하기 전에 좌굴을 경험하므로 인장 하중이 가해질 경우와 달리 비대칭적인 평균 압축 강도특성을 나타낸다. 이러한 이유로 비탄성 중립축 평면은 일반적으로 도심을 통과하지 않으며(중립축의 이동), 또한 모멘트 평면과 평행하지 않을 수 있다(중립축의 회전).

3.4 유한 요소 모델링

유한 요소 모델을 구성하는데 가장 많은 시간을 요구하는 부분은 초기 변형 및 잔류응력이다. 본 논문에서는 잔류응력을 고려할 경우 인장 잔류응력을 나타내는 요소의 크기가 너무 작아지는 문제점으로 인하여 잔류응력을 고려하지 않았다. 실제로 선박의 진수 및 적하역으로 인하여 용접 잔류응력의 대부분이 재분포(release and redistribution)하는 것으로 알려져 있다.

횡격골 한 개에 해당하는 유한 요소 모델에 용접 초기 변형을 구현하기 위하여 많은 시간이 소요되지만, 선박의 최종 굽힘 모멘트는 초기 변형의 크기에 의하여 상당히 영향을 받는 것으로 알려져 있으므로, 본 논문에서는 초기 변형의 크기를 식 (1)~(4)를 사용하여 구현하였다. 식 (1)의 첫번째 항은 보강재로 구현된 판부재의 초기 처짐을 나타내며, 두번째 항은 보강재와 판부재의 용접선에서의 초기 처짐을 나타낸다. 판부재의 초기 변형 계수는 식 (3)과 같이 Smith, et al.(1998)의 평균 수준 (average level)를 이용하였으며, 보강재의 초기 변형 계수는 식 (4)와 같이 DNV(2009)를 이용하여 결정되었다.

$$\delta_p(x, y) = a_p \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} + a_s \sin \frac{\pi x}{a} \quad (1)$$

$$\delta_w(x) = a_w \sin \frac{\pi x}{a} \quad (2)$$

$$\frac{a_p}{t_p} = \begin{cases} 0.025\beta^2 & \text{for slight level} \\ 0.1\beta^2 & \text{for average level} \\ 0.3\beta^2 & \text{for severe level} \end{cases} \quad (3)$$

$$a_s = a_w = 0.0015a \quad (4)$$

a : 판부재의 길이 (통상 늑골 간격)

b : 판부재의 폭

a_p : 판부재 초기 변형의 크기

a_s : 보강재와 판부재의 용접선의 초기 변형 크기

a_w : 보강재의 초기 횡변형 크기

초기 변형을 구현하기 위해서는 요소의 분할이 매우 상세해야 하는데, 본 연구에서는 비선형 유한요소해석에 필요한 시간 등을 적절히 감안하여 종보강재 간격에 걸쳐 4개의 요소를 배치하였다. 요소의 장폭비는 대부분 단위값을 유지하려고 노력하였다.

살물선과 유조선의 절점수는 각각 49000여개, 89000여개였다. Paik, et al. (2008)과 Amlashi and Moan (2008)의 연구 결과를 살펴보면, 현재보다는 좀더 많은 요소가 분할될 필요가 있음을 확인할 수 있다. 그러나 본 논문에서는 2척의 대형선(유조선과 살물선), 다양한 손상의 가정, 침수로 인한 힐링 (heeling)의 다양한 가정 등으로 인하여 요소 분할의 제약을 감안하여 요소 크기를 결정하였다.

모델링 적용된 재료의 특성은 초기 항복응력 235MPa, 탄성계수 206GPa, 프라이송비 0.3을 가정하였다. IACS (2010a, b)에서 제시하는 전선 수준 구조 강도 평가시 적용되는 순두께를 부재의 두께로서 적용하였다.

모델 양단에서 모멘트를 구현하기 위하여, 양쪽 하중변의 도심에 참조절점 (reference node)을 별도로 생성한 후 참조절점과 선체에 소속된 절점을 연결하는 하중전달요소 (kinematic type coupling element)를 이용하여 회전 변위를 선체 절점에 전달하도록 하였다. 즉 참조절점에 회전 변위를 부여한 후 참조절점의 회전 변위가 선체 절점에서는 이동 변위로 구현되도록 하였다. 참조절점과 선체 절점 사이의 종속성은 참조절점의 회전 변위로 인하여 발생하는 선체 절점의 길이 방향 변위를 동기화시키기 위하여 Table 6에 나타낸 바와 같이 x회전, y회전, z회전을 종속화하였다. 이때 x회전에 대한 종속성을 추가하여 x방향 강체 회전을 사전에 방지하였다. 선체의 길이 방향 모든 대형 절점에 x방향 변위를 구속하였다 (x축 : 선미에서 선수 방향, y축 : 우현에서 좌현, z축 : 선저에서 갑판 방향). 손상 선박과 비손상 선박에서 충분한 모멘트가 전달되도록 강체 회전 변위의 합 변위 (resultant rotation, 0.5θ)를 0.001 rad정도로 가정하여 참조절점에 부여하였다. 선박의 손상으로 인한 힐링 각도를 예측할 수 없으므로 본 논문에서는 0도부터 180도까지 30도 간격으로 모멘트 평면을 가정하여 해석을 수행하였다. 모멘트 평면 0도 및 180도는 각각 새깅 및 호깅 모멘트 평면을 의미한다.

해석이 완료된 이후 참조절점에서의 반력 모멘트를 도출하여 모멘트-곡률 선도를 작성하였다. 이때 곡률 (K)은 식 (5)를 이용하여 계산될 수 있다.

Table 6 Boundary and loading conditions

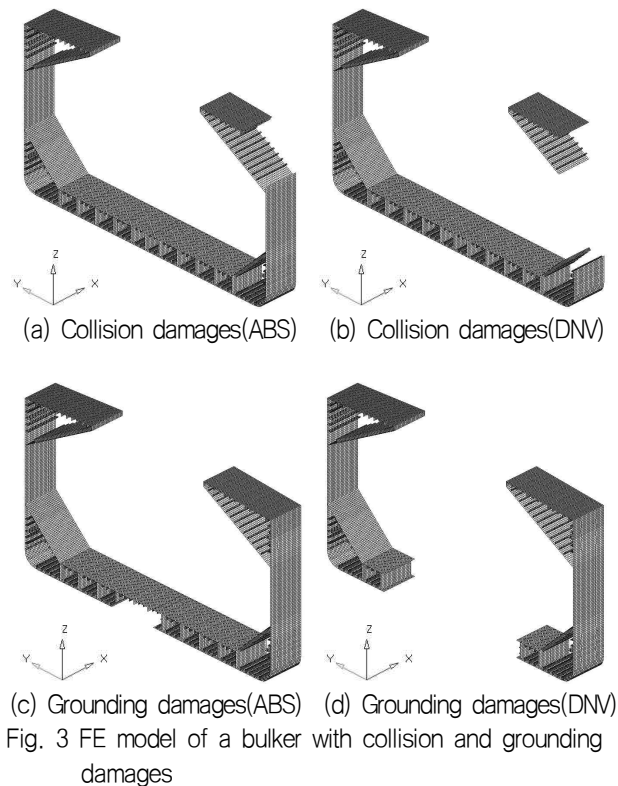
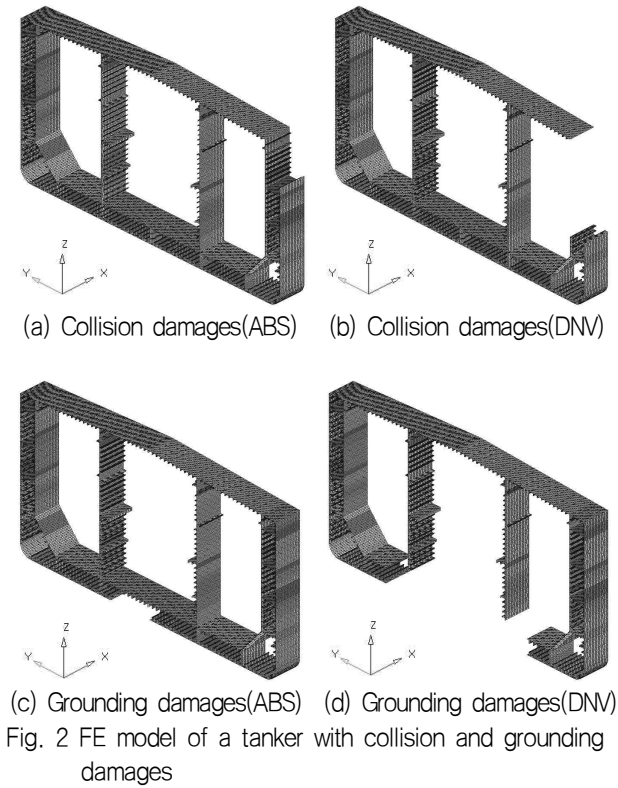
	Boundary condition
Coupling dependency	$T_x = R_x = R_y = R_z$
Longitudinal center plane	$T_x = 0$
Reference nodes	$R_x = 0$
Reference nodes	$\pm \sqrt{R_y^2 + R_z^2}$ $R_y = \pm 0.5\theta \cos \phi$ (rad) $R_z = \pm 0.5\theta \sin \phi$ (rad)

θ : 모멘트로 인하여 늑골 양단 평면이 x평면과 이루는 각도의 2배

ϕ : 모멘트 평면

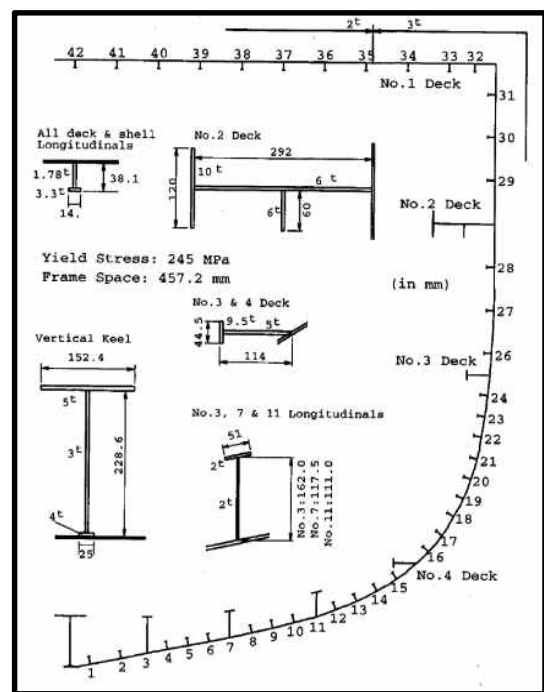
$$K = \theta / a \quad (5)$$

Fig. 2와 Fig. 3은 각각 손상의 정의와 손상의 유형에 따른 유조선과 살물선의 유한 요소 모델을 나타내고 있으며, 하중전달요소 제외는 나타나지 않았다. 하중전달요소는 Table 6에 나타난 강제 회전 변위를 선체의 절점에 강제 이동 변위로 분포시키기 위한 일종의 강제 요소를 의미한다.

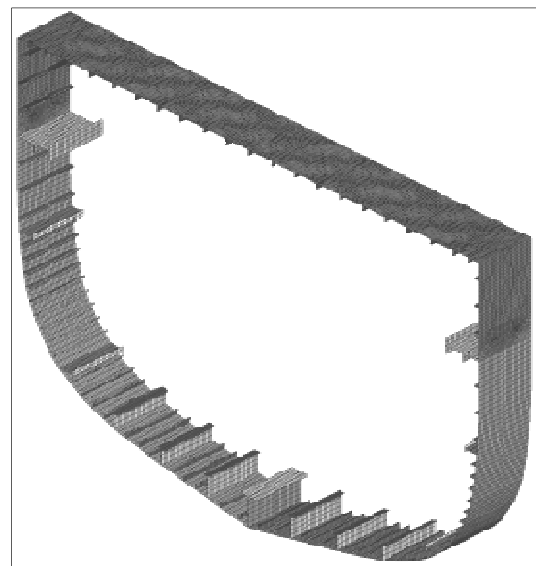


3.5 유한요소해석 과정 검증

본 논문에서는 유한요소해석 방법의 타당성을 검증하기 위하여, Fig. 4(a)에 보인 Dow (1991)의 함정 축소 모델에 대한 실험 결과와 수치 해석 결과를 비교하였다. 이때 수치 해석은 위에서 기술된 초기 변형과 하중전달요소를 적용하였다. 참조절점의 위치에 따른 INAP의 자연스러운 이동과 회전이 정확히 구현되는지 확인하기 위하여 참조절점의 위치를 도심에 위치한 경우와 선체 단면 선저부에 위치한 경우를 비교하였다. 실험에 적용된 하중은 새깅 모멘트이므로, 갑판 부분에서 원활한 붕괴를 유발하기 위하여 갑판 부분에 많은 요소를 배치하였다.



(a) Drawing



(b) FE model

Fig. 4 1/3 scaled frigate

Fig. 5로부터 비선형 유한요소해석 결과와 실험결과를 비교 적 일치하는 것을 확인할 수 있다. 또한 참조절점을 선저부 중심선에 위치한 경우와 도심에 위치할 경우에 완벽히 일치하는 모멘트-곡률 선도를 얻을 수 있었다. 이는 하중을 전달하는 참조절점의 위치에 상관없이 중립축을 형성하고, 좌굴과 항복이 진행됨에 따라 중립축이 이동했다는 반증이다. 만약 하중이 비대칭이거나 형상이 비대칭인 경우이라면 중립축의 이동과 회전이 동시에 발생하였을 것이다.

유한요소해석 결과는 실험값과 유사한 최종 굽힘 모멘트를 제시하지만, 최종 굽힘 모멘트 이후에 차이가 커지는 것을 확인할 수 있다. 유한요소해석의 경우 비탄성 대변형 중에도 초기의 하중 및 경계 조건을 유지하지만, 실험의 경우 이를 구현하는 것은 매우 어렵기 때문일 것으로 추정된다.

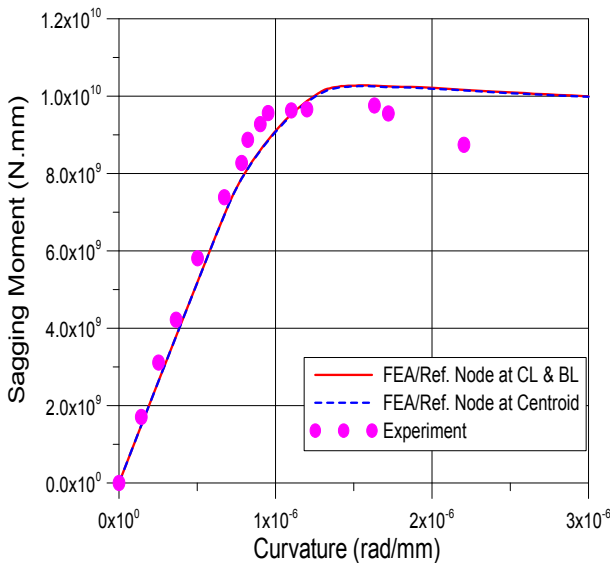


Fig. 5 Comparison of FEA and test results for 1/3 frigate model

4. 유한요소해석 결과 평가

유한요소해석은 선박 2종류, 손상 정의 5가지 (비손상 포함), 모멘트 평면 7개를 가정하여, 총 70개 케이스에 대하여 해석이 실시되었다. 통상 모멘트-곡률 선도를 근거로 손상의 크기와 모멘트 평면에 따른 잔류 종강도의 변화를 관찰하지만, 본 논문에서는 해석 케이스가 상당히 방대하고, 최대 굽힘 모멘트의 크기가 설계에 적용되기 때문에 최대 굽힘 모멘트를 비교하여 검토하였다.

Table 7은 비손상 조건에 대한 최종 굽힘 모멘트를 FEA 및 SSA를 이용하여 도출한 결과를 비교하여 나타내고 있다. 0도 모멘트 평면에서 모멘트는 증가하는 양상을 보이다가 90도 모멘트 평면에서 최대치를 나타내고 180도 모멘트 평면까지 감소하는 양상을 보인다 (Fig. 6 참조). 따라서 최소치를 나타내는 호깅 및 새깅 평면에 대한 결과만을 Table 7에 나타내었으며, 호깅보다는 새깅 모멘트가 항상 최소값을 나타냄을 확인할 수 있다. SSA의

경우 유조선의 새깅 모멘트 평면에 대한 모멘트를 평가하기에 적합한 방법이며, 통상 하한값을 준다고 알려져 있다. 따라서 FEA 보다는 최종 굽힘 모멘트를 작게 평가하는 경향이 뚜렷하며, 호깅의 경우 중립축에서 압축 영역(선저판)까지의 거리가 작기 때문에 종강도를 과대 평가하는 문제점이 있음을 Table 7로부터 알 수 있다. 이러한 문제점은 살물선의 경우에도 동일하게 나타난다.

Table 7 Comparison of ultimate moment capacities for intact condition (N.mm)

		Moment plane (deg)	
		0 (sag)	180 (hog)
Bulkier	FEA	1.249E13	1.304E13
	SSA	1.062E13	1.286E13
Tanker	FEA	1.960E13	2.317E13
	SSA	1.625E13	2.413E13

SSA : IACS (2010a)에 제시된 최종 굽힘 모멘트의 간이 추정법 (single step approach). 중립축에서 압축 영역에 대한 최대 거리를 이용하여 단면 계수 산정. IACS (2010b)는 SSA를 제시하지는 않음.

Fig. 6은 비손상 선박의 새깅 조건 (모멘트 평면 0도)에 대한 모멘트를 기준으로 모멘트 평면에 따른 최종 굽힘 모멘트의 증가율을 나타낸다. 모멘트 평면의 변동에 따른 유조선의 최종 굽힘 모멘트 증가율이 살물선에 비하여 현저히 큰 것으로 나타났다. 또한 선종에 관계없이 수평 굽힘 모멘트 작용시 즉 모멘트 평면이 90도일 때 가장 큰 모멘트 저항력을 나타냈으며, 유조선의 경우 모멘트 평면 90도에서 새깅 모멘트에 비하여 약 2배 정도 증가하는 것으로 보여진다.

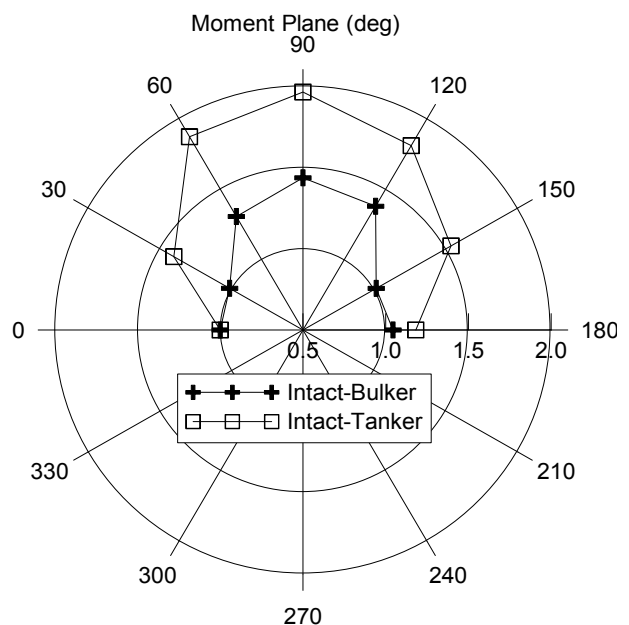


Fig. 6 Comparison of ultimate moment capacities of intact vessels

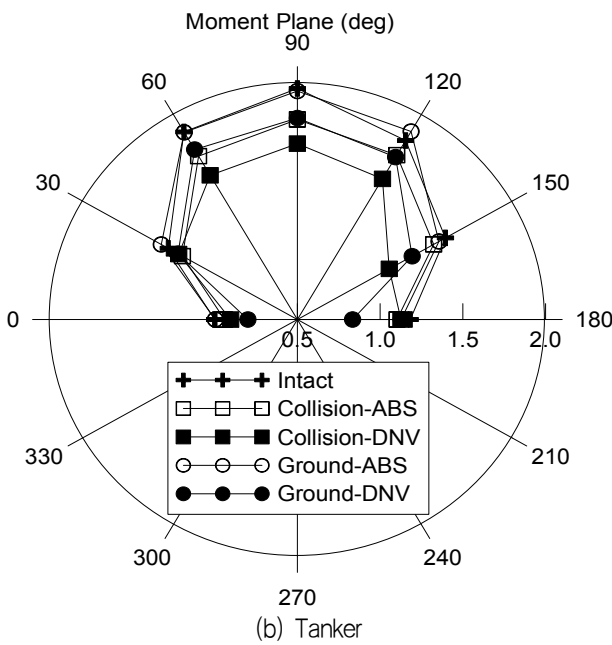
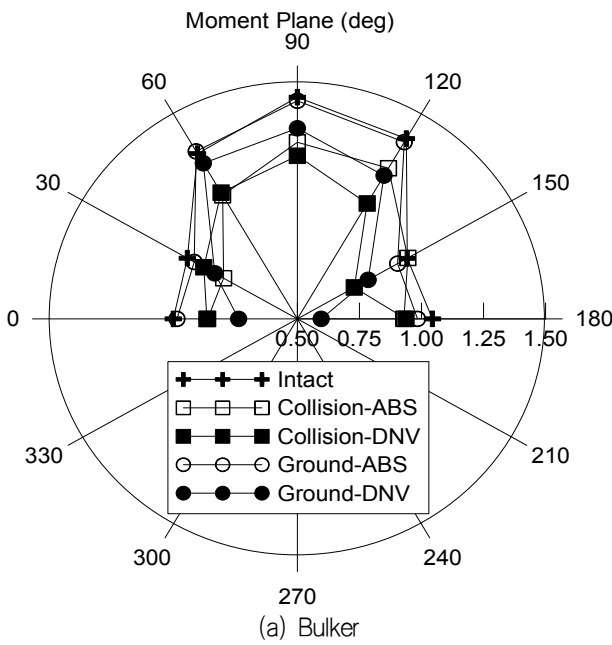


Fig. 7 Comparison of ultimate moment capacities after damages

Fig. 7은 비손상 선박의 새김 조건 (모멘트 평면 0도)에 대한 모멘트를 기준으로 손상 후 모멘트의 감소율을 나타내고 있다. 이러한 감소율을 Fang and Das (2004)는 잔류 강도 지표 (residual strength index, RIF)로 정의한다. ABS 손상의 경우 손상의 크기가 비교적 작기 때문에 모멘트 평면의 변동에 따라 최종 굽힘 모멘트의 증가율이 크게 나타난다. 유조선의 경우 오히려 비손상에 비하여 손상 후 모멘트가 약간 증가하는 양상을 나타내기도 하였다. DNV 좌초 손상을 가정한 경우, 살물선의 호킹 모멘트 평면에서 모멘트 감소율이 최대였고, 유조선의 새김모멘트 평면에서 모멘트 감소율이 최대였다. 살물선 선측이 단일 외판과 횡식 구조로 되어 있는 상태에서, DNV 좌초 손상을 가정할 경우 이중저의

대부분이 손상되므로, 호킹 모멘트 평면에 대한 최종 굽힘 모멘트의 감소율이 매우 크게 발생한 것으로 추정된다.

이상의 해석 결과를 바탕으로 손상 이후 잔류 종강도 (M'_u)는 선체 구조 설계의 관점에서 식 (6)과 식 (7)을 만족하도록 제시되어야 한다. 식 (6)과 식 (7)은 각각 살물선 및 유조선에 적용이 가능한 설계식을 의미한다.

$$M'_u|_{\phi} \geq \begin{cases} 0.765 M_u|_{\phi=0} & \text{for ABS damage} \\ 0.596 M_u|_{\phi=0} & \text{for DNV damage} \end{cases} \quad (6)$$

$$M'_u|_{\phi} \geq \begin{cases} 0.903 M_u|_{\phi=0} & \text{for ABS damage} \\ 0.799 M_u|_{\phi=0} & \text{for DNV damage} \end{cases} \quad (7)$$

$M_u|_{\phi=0}$: 모멘트 평면 0°에 대한 비손상 상태의 최종 굽힘 모멘트

5. 결론

본 논문에서는 충돌 및 좌초로 인하여 비대칭 손상된 선체의 잔류 종강도를 평가하기 위하여 선급에서 제시하는 손상의 크기와 위치를 조사하였으며, 이를 바탕으로 비선형 유한요소해석을 실시하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

첫째, 손상의 크기를 평가하는 방법은 확률론적인 방법과 결정론적이 방법이 있으며, 본 논문에서는 ABS (1995)와 DNV (2009)가 제시한 손상의 크기와 위치를 대형 유조선과 대형 살물선에 적용하였다. 그 결과 DNV 손상은 ABS 손상보다 손상의 크기를 매우 크게 예측하며, 특히 좌초 손상을 크게 예측하였다.

둘째, 비선형 유한요소해석 과정의 정확성을 검증하기 위하여, 1/3 함정 모형 실험 결과 (Dow, 1991)를 유한요소해석 결과와 비교하였다. 그 결과 최종 굽힘 모멘트는 상당히 일치하는 것으로 판단할 수 있었으며, 따라서 본 논문에서 적용한 비선형 유한요소해석 과정의 타당성을 검증할 수 있었다.

셋째, 하중 평면과 중립축 평면의 혼동을 방지하기 위하여 본 논문에서는 2축 모멘트 대신 모멘트 평면의 개념을 도입하였으며, 중립축 평면과의 차이점을 설명하였다.

넷째, 살물선과 유조선 모두, 비손상 상태에서 최종 굽힘 모멘트의 최소치는 새김 모멘트 평면에서 발생하였다. 이를 기준으로 손상 후 최종 굽힘 모멘트의 감소율을 평가한 결과, 임의의 모멘트 평면에 대한 손상 후 잔류 최종 굽힘 모멘트의 설계식을 제안하였다.

IMO GBS는 가까운 미래에 손상 선박의 잔류 종강도에 대한 요구 사항을 CSR에 반영할 것으로 예측되며 본 연구는 이에 대한 기초 자료로 활용될 것으로 예측된다.

추후 연구로서, 선급에서 제시하는 손상의 크기는 결정론적인 방법이므로, 확률론적 기반 손상의 크기를 예측할 필요가 있다. 선박의 최종 굽힘 모멘트 평가시 횡수압의 영향 및 잔류응력의 효과를 검증할 필요가 있다. 비선형 유한요소해석의 경우 많은 초기 비용을 요구하므로, 잔류 종강도를 빠르고 정확히 예측하기 위한 간이 해석법의 개발이 요구된다.

후 기

본 논문은 한국선급의 연구비 지원으로 수행되었습니다. 또한 인하대학교 연구비 지원에도 감사드립니다.

참 고 문 헌

- Amlashi, H. K. K. & Moan, T., 2008. Ultimate strength analysis of a bulk carrier hull girder under alternate hold loading condition. A case study: Part 1: Nonlinear finite element modelling and ultimate hull girder capacity. *Marine Structures*, 21(4), pp.327~352.
- American Bureau of Shipping (ABS), 1995a. *Guide for Assessing Hull-Girder Residual Strength for Tankers*. [Online] (Updated July 1995) Available at: <http://www.eagle.org/> [Accessed June 2010].
- American Bureau of Shipping (ABS), 1995b. *Guide for Assessing Hull-Girder Residual Strength for Bulk Carriers*. [Online] (Updated Nov. 1995) Available at: <http://www.eagle.org/> [Accessed June 2010].
- Caldwell, J.B., 1965. Ultimate Longitudinal Strength, *Transactions of Royal Institution of Naval Architects*, 107, pp.411~430.
- Choung, J. & Kim, Y.H., 2010. Study on Section Properties of Asymmetric-Sectioned Vessels. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47(6), pp.843~849.
- Det Norske Veritas (DNV), 2009. *Rules for Classification of Ships Part 3 Chapter 1*. DNV.
- Dow, R.S., 1991. Testing and Analysis of a 1/3-Scale Welded Steel Frigate Model, *Proceedings of the International Conference on Advances in Marine Structures*, 21~24 May, Dunfermline UK., pp.749~773.
- Fang, C. & Das, P.K., 2004. Hull girder ultimate strength of damaged ships, *Proceeding of International Symposium on Practical Design in Shipbuilding and Other Floating Structures (PRADS)*, 12~17 September, Lübeck-Travemünde Germany, pp.309~316.
- International Association of Classification Societies (IACS), 2010a. *Common Structural Rules for Double Hull Oil Tankers*. [Online] (Updated July 2010) Available at: <http://www.iacs-data.org.uk/> [Accessed August 2010].
- International Association of Classification Societies (IACS), 2010b. *Common Structural Rules for Bulk Carriers*. [Online] (Updated July 2010) Available at: <http://www.iacs-data.org.uk/> [Accessed August 2010].
- International Maritime Organization(IMO), 1997. *MARPOL 73/78 & 1984 Amend Annex I Chapter III Requirement for Minimizing Oil Pollution from Oil Tankers due to Side and Bottom Damages*. IMO.
- Maestro, M. & Marino, A., 1988. An Assessment of the Structural Capability of Damaged Ships: The Plastic Approach in Longitudinal Unsymmetrical Bending and the Influence of Buckling, *International Shipbuilding Progress*, 36(408), pp.255~265.
- Paik, J. K. & Mansour, A. E., 1995. A simple formulation for predicting the ultimate strength of ships, *Journal of Marine Science and Technology*, 1(1), pp.52~62.
- Paik, J.K. Thayamballi, A.K. & Yang, S.H., 1998. Residual Strength Assessment of Ships after Collision and Grounding. *Marine Technology*, 35(1), pp.38~54.
- Paik, J.K. Kim, B.J. & Seo, J.K., 2008. Methods for ultimate limit state assessment of ships and ship-shaped offshore structures: part II stiffened panels, *Ocean Engineering*, 35, 271~280.
- Smith, C.S., 1977. Influence of Local Compression Failure on Ultimate Longitudinal Strength of a Ship Hull. *Proceeding of International Symposium on Practical Design in Shipbuilding (PRADS)*, 18~20 October, Tokyo Japan, pp.73~79.
- Smith, C.S. Davidson, P.C. Chapman, J.C. & Dowling, P.J., 1988. Strength and Stiffness of Ships' Plating under In-plane Compression and Tension, *Transactions of Royal Institution of Naval Architects*, 130, pp.277~296.
- Ueda, Y. & Rashed, S.M.H., 1991. Advances in the application of ISUM to marine structures. *Proceedings of the Second International Conference on Advances in Marine Structures*, May, Dunfermline, UK., pp.628~649.
- Wang, G. Chen, Y. Zhang, H. & Peng, H., 2002. Longitudinal Strength of Ships with Accidental Damages, *Marine Structures*, 15, pp.119~138.
- Zhang, S-K. Yu, Q. & Mu, Y., 1996. A semi-analytical method of assessing the residual longitudinal strength of damaged ship hull, *Proceedings 6th Intl Offshore and Polar Eng'g Conference*, Los Angeles, pp.510~516.



정준모

이민성

전상익

남지명



하태범