

# 기하학적 변위 이론을 적용한 VLCC 최종종강도 평가

정준모<sup>1</sup>·남지명<sup>1</sup>·Gökhan Tansel Tayyar<sup>2</sup>·윤성원<sup>1</sup>·이강수<sup>3,†</sup>  
인하대학교 조선해양공학과<sup>1</sup>  
이스탄불 공과대학교 조선해양공학과<sup>2</sup>  
한국해양과학기술원<sup>3</sup>

## Assessment of Ultimate Longitudinal Strength of a VLCC considering Kinematic Displacement Theory

Joonmo Choung<sup>1</sup>·Ji-Myung Nam<sup>1</sup>·Gökhan Tansel Tayyar<sup>2</sup>·Sung-Won Yoon<sup>1</sup>·Kangsu Lee<sup>3,†</sup>  
Department Naval Architecture and Ocean Engineering Inha University, Incheon, Korea<sup>1</sup>  
Department Naval Architecture and Marine Engineering, Istanbul Technical University, Istanbul, Turkey<sup>2</sup>  
Korea Institute of Ocean Science and Technology, Korea<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.

This paper presents prediction of ultimate longitudinal strength of a VLCC, "Energy Concentration" for which many benchmark studies have been carried out, based on kinematic displacement method proposed by Tayyar and Bayraktarkatal (2012). Kinematic displacement theory provides semi-analytical solution of average compressive strengths for various kinds of stiffened panels. The accuracy of average compressive strengths obtained from formulas of CSR(common structural rules) for tankers and kinematic displacement method are discussed in the fore part of this paper. Hull girder ultimate strengths using Smith method are also compared for different average compressive strengths. By comparing them with other benchmark results, it is concluded that the new method provides lower bounds, because hull girder strengths under the sagging and hogging moment conditions approach nearly lower bounds.

**Keywords** : Average compressive strength(평균압축강도), Corrosion wastage(부식 쇠퇴), Initial deflection(초기처짐), Kinematic displacement theory(기하학적 변위 이론), Ultimate longitudinal strength(최종종강도)

## 1. 서론

선박의 최종종강도 및 잔류종강도를 추정하는 방법에는 설계식, 비선형 유한요소해석(nonlinear FEA), 반복 증분법(IIM, iterative-incremental method) 등이 있다. 비선형 유한요소해석을 이용할 경우 해석의 정확도는 높으나 초기 처짐 및 잔류 응력과 같은 비선형성을 고려해야 하기 때문에 많은 계산 시간이 요구된다. 뿐만 아니라, 해석 결과값이 엔지니어의 숙련도에 따라 좌우될 수 있다.

점진붕괴법(PCM, progressive collapse method)으로 불리기도 하는 반복증분법은 Smith법 (Smith, 1977)을 기반으로 하고 있으며, 비손상 선박의 선체 강도를 예측하기 위해서 사용되어 왔다 (Gordo & Guedes Soares, 1996, 1997; Gordo, et al., 1996; IACS, 2010a, 2010b). Smith법을 이용할 경우, 선체 단면을 구성하고 있는 보강판의 평균압축강도(average compressive strength)를 정확히 예측하는 것이 가장 중요하다. 따라서, 평균 압축강도를 계산할 때 부재간의 연속성 고려, 초기 처짐, 잔류 응

력, 뒤틀림 효과가 평균압축강도에 명시적 또는 묵시적으로 포함되어야 한다.

보강판 평균압축강도에 대한 연구는 Cho, et al. (1998), Paik and Kim (2002), Paik and Thayamballi (2002), Gordo, et al. (1996), Tayyar and Bayraktarkatal (2012) 등에 의해서 수행된 바 있다. 그리고 현재 IACS (2010a, 2010b)에서는 보강판의 평균압축강도 예측을 위한 간이식(이하 CSR 간이식)을 보강판의 형상 및 붕괴 모드별로 제공하고 있다.

본 연구에서는 Tayyar and Bayraktarkatal (2012)가 제시한 기하학적 변위이론(KDT, kinematic displacement theory)을 이용하여 보강판의 평균압축강도를 예측하고자 한다. 기하학적 변위이론은 해석적 방법과 수치적 방법이 혼합된 방법으로서 초기변형이나 잔류응력과 같은 문제에 대해 확장성이 우수하고 사용성이 편리한 장점을 가지고 있다.

기하학적 변위 이론의 적용성을 입증하기 위하여 본 논문에서는 1970년 일본 가와사키 중공업에 의해서 건조된 대형유조선 "Energy Concentration(EC)"을 대상 선박으로 결정하였다. 1980년 항구에서 원유 하역 과정 중 종강도의 부족으로 EC 선체 중앙

부가 파손되는 사고가 발생한 바 있다. Rutherford and Caldwell (1990)은 설계식을 이용하여 선체의 중강도를 평가하고 횡압력, 초기 변형(initial deflection) 및 부식 쇄모(corrosion wastage)가 최종중강도에 미치는 영향을 분석하였다. Gordo, et al. (1996)은 기동좌굴(flexural buckling)모드에 대해서 초기 처짐과 부식 쇄모에 의한 영향을 고려한 간이식을 이용하여 EC의 최종중강도를 평가하였다. Khan and Das (2006)는 보강판의 기동좌굴 및 트리핑(tripping) 좌굴을 모두 고려하여 EC의 최종중강도를 평가하였다. 본 논문에서는 선체 단면을 구성하고 있는 보강판에 대해서 CSR 간이식과 기하학적 변위 이론을 이용하여 평균압축강도를 예측하였다. 이를 바탕으로 Choung, et al. (2012)이 제시한 새로운 점진붕괴법을 적용하여 EC의 최종중강도를 평가하고 타 저자에 의하여 제시된 EC의 최종중강도와 비교하였다.

## 2. 보강판의 평균압축강도

### 2.1 CSR 간이식

IACS CSRs (2010a, 2010b)에서는 선체의 최종중강도 예측을 위해서 증분 반복법을 사용할 것을 권장하고 있다. 그리고 평균 압축강도를 예측하기 위한 간이식을 5가지 변형 모드별로 제공하고 있다. 식 (1) 및 (2)는 각각 기동 좌굴과 비틀림 좌굴에 의한 붕괴모드를 나타낸다. 식 (3)은 AB(angle bar) 및 TB(tee bar) 보강판의 국부붕괴모드, 식 (4)는 FB(flat bar) 보강판의 국부붕괴모드를 나타낸다. 요소별 압축강도 산정을 위해서 식 (1), (2), (4) (FB의 경우) 또는 식 (1), (2), (3) (AB, TB의 경우)으로부터 최소의 평균압축강도를 제시하는 모드를 선택한다. 판부재의 평균 압축강도는 식 (5)를 이용하여 예측할 수 있다.

$$\sigma_c = \Phi \sigma_{c1} \left( \frac{A_s + A_{pe}}{A_s + A_p} \right) \quad (1)$$

$$\sigma_c = \Phi \left( \frac{A_s \sigma_{c2} + A_p \sigma_{cp}}{A_s + A_p} \right) \quad (2)$$

$$\sigma_c = \Phi \sigma_0 \left( \frac{b_e t_p + b_{we} t_w + b_f t_f}{A_s + A_p} \right) \quad (3)$$

$$\sigma_c = \Phi \left( \frac{A_s \sigma_{c4} + A_p \sigma_{cp}}{A_s + A_p} \right) \quad (4)$$

$$\sigma_c = MIN \left\{ \Phi \sigma_0 \left[ \frac{b}{a} \left( \frac{2.25}{\beta_p} - \frac{1.25}{\beta_p^2} \right) + 0.1 \left( 1 - \frac{b}{a} \right) \left( 1 + \frac{1}{\beta_p^2} \right) \right], \Phi \sigma_0 \right\} \quad (5)$$

여기서

- $\Phi$  :  $\begin{cases} \varepsilon & \text{for } 0.0 \leq \varepsilon \leq 1.0 \\ 1.0 & \text{for } \varepsilon > 1.0 \end{cases}$
- $a$  : 보강판의 길이 또는 프레임 간격
- $A_{pe}$  : 판재의 단면적(유효폭 기준)

- $A_p$  : 판재의 단면적
- $A_s$  : 보강재의 단면적
- $b$  : 판재의 폭
- $b_e$  : 판재의 폭(유효폭 기준)
- $b_f$  : 보강재 플랜지의 폭
- $b_{we}$  : 보강재 웨브의 유효 높이
- $t_f$  : 보강재 플랜지의 두께
- $t_w$  : 보강재 웨브의 두께
- $\beta_e$  : 판재의 세장비
- $\sigma_c$  : 보강판의 평균압축강도
- $\sigma_{c1}$  : 기동형 붕괴 모드의 탄성 좌굴강도 (판재 유효폭 기준)
- $\sigma_{c2}$  : 횡비틀림 붕괴 모드의 탄성 좌굴강도 (판재 유효폭 기준)
- $\sigma_{c4}$  : 보강재 웨브 국부 붕괴 모드의 탄성 좌굴강도 (유효폭 기준)
- $\sigma_{cp}$  : 사변 단순 지지된 판재의 탄성 좌굴강도
- $\varepsilon$  : 보강판 변형률을 항복 변형률로 무차원화된 압축 변형률 =  $\varepsilon_c / \varepsilon_0$
- $\Phi$  : 변형률 크기를 나타내는 계수

### 2.2 기하학적 변위이론

기존의 보의 처짐 이론에서는 모멘트와 처짐의 관계를 미분방정식을 이용하여 정의하였지만, 기하학적 변위 이론은 일종의 수치해석법이며, 보에 작용하는 축하중(엄밀하게 축하중으로 인한 모멘트)과 이로 인한 곡률(또는 처짐)과의 관계를 기하학적인 적합 조건을 이용하여 정의하는 새로운 접근법이다.

임의의 하중  $P + \Delta P$ 에 의하여 발생한 보강판의 기동형 처짐곡선을 Fig. 1과 같이  $n$ 개의 요소로 이산화하여  $i$ 번째 절점에서의 변위를 도출할 수 있다. 즉  $i$ 번째 미소요소에서의 처짐곡선을  $dc_i$ 와 같이 직선으로 표현할 수 있으며, 수평 및 수직성분은 기하학적 관계에 의하여 식 (6), (7)과 같이 나타낸다. 여기서 처짐직선  $dc_i$ 는 식 (8)과 같이 표현된다. 미지수  $\alpha_i$  및  $d\theta_i$ 도 Fig. 1로 부터 식 (9) 및 (10)과 같이 정의될 수 있다. 그리고, 미지수  $\alpha_i$ 를 계산함에 있어 곡률 방향은 매우 중요하다.

Fig. 2 절차에 의해 임의의 하중( $P + \Delta P$ )과 변위 ( $\sum_{i=1}^n u_i$ )와의 관계를 예측할 수 있다. 하중의 크기를 증가시키면서 Fig. 2의 절차를 반복하면 보강판의 평균압축강도 곡선을 도출할 수 있다.

$$du_i = dc_i \cos \alpha_i \quad (6)$$

$$dv_i = dc_i \sin \alpha_i \quad (7)$$

$$dc_i = 2r_i \sin \left( \frac{d\theta_i}{2} \right) \quad (8)$$

$$\alpha_i = \theta_i + \frac{d\theta_i}{2} = \sum_{m=1}^{i-1} \frac{ds_m}{r_m} + \frac{ds_i}{2r_i} \quad (9)$$

$$d\theta_i = ds_i / r_i \quad (10)$$

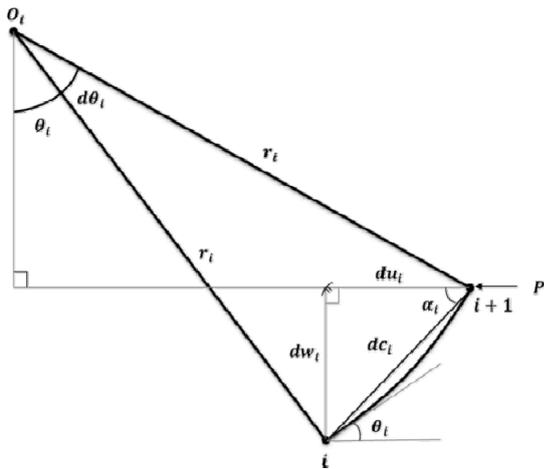


Fig. 1 Displacement geometry (Tayyar and Bayraktarkatal, 2012)

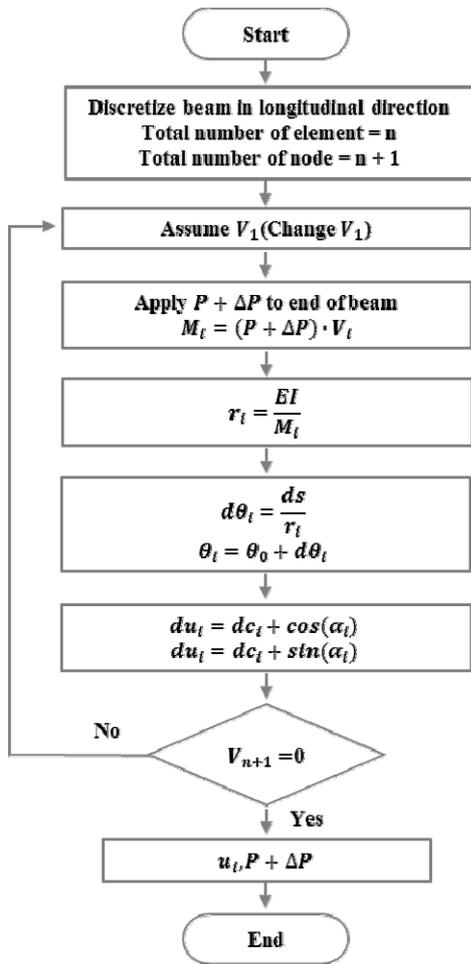


Fig. 2 Flow chart of kinematic displacement theory

### 3. 선체 최종강도

#### 3.1 대상 선박

EC는 1980년 로테르담(Rotterdam) 항에서 원유 하역작업 도중

호킹모멘트에 의하여 선체의 선저부가 주로 좌굴 등에 의하여 파손되었다(Fig. 3 참조).



Fig. 3 Failure of EC

EC의 주요치수는 Table 1에 나타내었다. Table 2는 단면을 구성하고 있는 보강판의 재료적 성질과 치수를 나타내고 있다. 갑판부와 선저부는 고장력강(HTS, 항복응력 315MPa)으로, 선측부는 연강(MS, 항복응력 235MPa)으로 구성되었다.

Table 1 Dimensions of EC (unit : m)

$L_{OA}$	$L_{BP}$	$B$	$D$	$\alpha$
326.75	313.0	48.19	25.20	5.10

여기서:

- $L_{OA}$  : 전장
- $L_{BP}$  : 수선간 길이
- $B$  : 선폭
- $D$  : 깊이
- $\alpha$  : 늑골간격

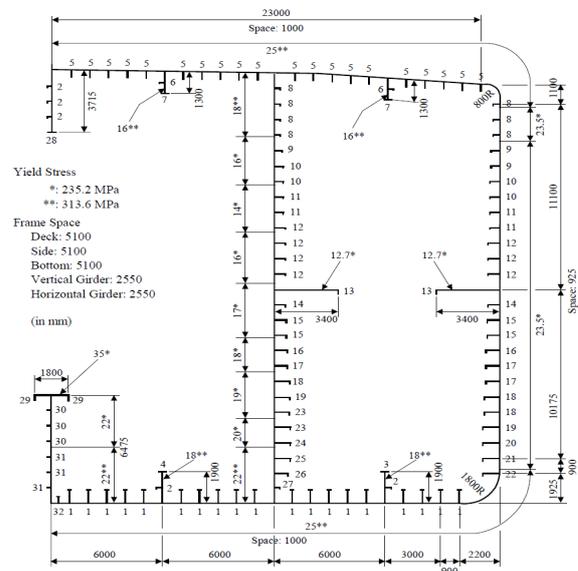


Fig. 4 Cross-section of EC

Table 2 Scantling and material of elements

Stf. No.	Web	Flange	Steel Type	Stf. No.	Web	Flange	Steel Type
1	797x15	200x33	HTS	17	747X12.7	180X25	MS
2	297X11.5		HTS	18	797X14	180X25	MS
3	370X16		HTS	19	847X14	180X25	MS
4	425X32		HTS	20	847X14	180X25	MS
5	480X32		HTS	21	847X14	180X25	HTS
6	297X11.5	100x16	HTS	22	847X14	180X25	HTS
7	370X16		HTS	23	897X15	200X25	MS
8	447X11.5	125x22	HTS	24	945X16	200X25	MS
9	549X11.5	125x22	MS	25	897X15	200X25	HTS
10	597X11.5	125x22	MS	26	797X15	180X25	HTS
11	597X11.5	125x22	MS	27	347X11.5	125X22	HTS
12	647X11.5	125x22	MS	28	397X25		HTS
13	350X25.4		MS	29	300X35		MS
14	647X12.7	150x22	MS	30	230X12.7		MS
15	647X12.7	150x22	MS	31	230X12.7		HTS
16	747X12.7	150x22	MS	32	297X11.5	100X25	HTS

본 연구에서는 선체의 최종강도를 평가하기 위해서 Fig. 4에 나타낸 바와 같이 EC의 중앙 횡단면도를 구성하는 보강판의 이산화를 수행하였다. 단면의 반쪽에 사용된 보강판 요소의 개수는 총 128개였다. 본 논문에서는 인하우스 프로그램 UMADS (Choung, et al., 2011)를 이용하여 Fig. 5와 같이 단면을 구성하였다.

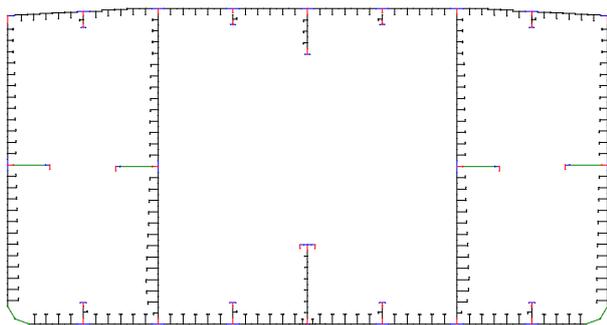


Fig. 5 Midship section using UMADS program

### 3.2 평균압축강도

Table 3에 나타낸 바와 같이 평균압축강도는 예측방법, 부식 쇠모, 그리고 초기변형을 기준으로 4개의 시나리오로 준비하였다. 부식 쇠모는 판재 1mm, 웨브 1mm, 플랜지 2mm로 가정하였다 (Yao, et al., 2000). 초기변형의 경우 프레임 간격의 0.1%를 가정하였다. 시나리오 4의 경우 부식 쇠모를 고려하지 않았으며,

초기처짐은 공식에 이미 포함되어 있는 것으로 간주하였다.

Table 3 Analysis condition

Scenario	Formula	Corrosion wastage	Initial deflection
1	KDT	None	None
2	KDT	None	0.001
3	KDT	Plate : 1mm web : 1mm flange : 2mm	0.001
4	CSR	None	Inherent

Table 4는 Fig. 6에 나타낸 FB, TB, AB 보강판의 주요 치수를 나타낸다.

Table 4 Dimensions of stiffened panel (mm)

Type	$b_p$	$t_p$	$b_w$	$t_w$	$b_f$	$t_f$
FB	1000	25	480	32	0	0
TB	1000	25	797	15	200	33
AB	925	23.5	647	11.5	125	25

여기서

$b_p$  : 판재의 길이

$t_p$  : 판재의 폭

$b_w$  : 웨브의 폭

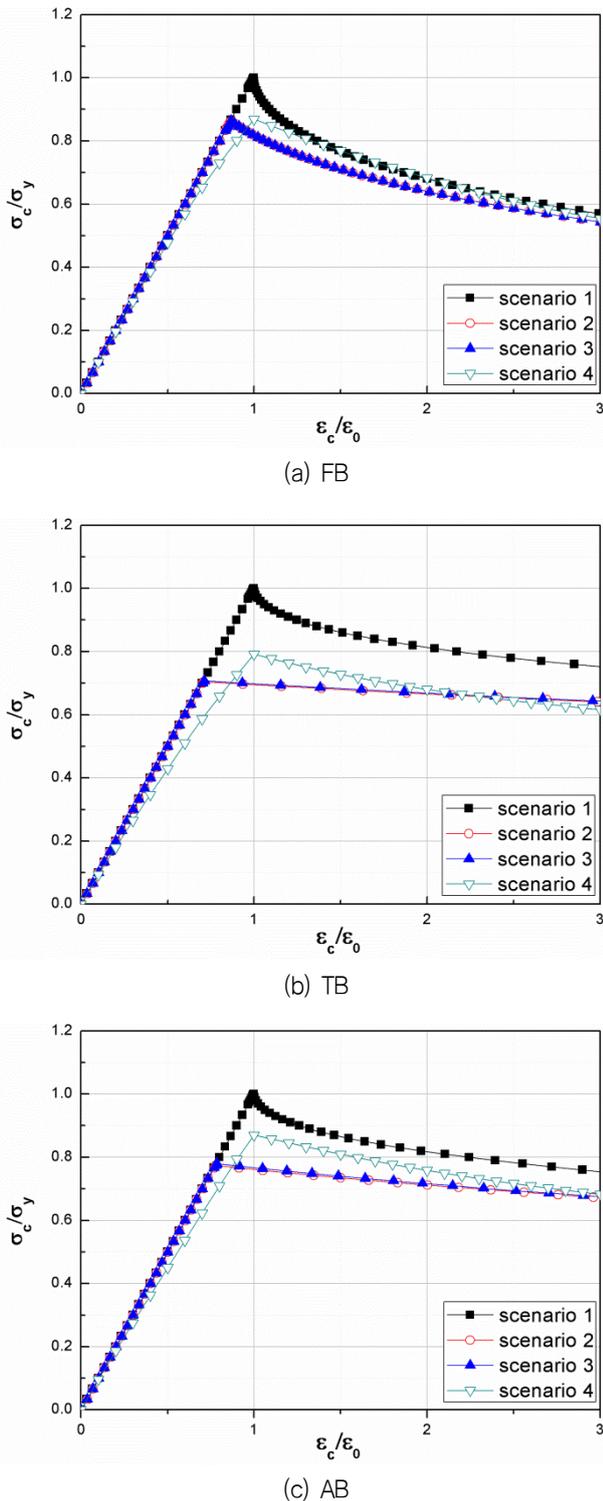


Fig. 6 Comparison of average compressive strength curve using kinematic displacement method

Fig. 6은 갑판을 구성하고 있는 주요 보강판(사용빈도가 높은 보강판)에 대한 평균압축강도를 나타낸다. FB의 경우 CSR 및 KDT를 이용한 평균압축강도의 최대값은 비교적 일치하고 있지만 CSR이 전반적으로 KDT보다 평균압축강도를 크게 평가하는 경향을 나타내었다. 또한 초기변형이 평균압축강도에 미치는 영향

이 매우 크다는 사실을 알 수 있다. 그러나 시나리오 2 및 시나리오 3을 비교하면, 평균압축강도 곡선에서는 부식 쇄모로 인한 보강판의 평균압축강도 감소가 거의 발생하지 않았음을 확인할 수 있다. 그 이유는, 부식 쇄모로 인하여 보강판의 단면적은 감소되고, 감소된 단면적은 압축강도 감소를 유발한다. 따라서, 감소된 단면적과 압축강도의 영향 때문에 시나리오 2, 3의 평균압축강도가 큰 차이가 발생하지 않는 것으로 판단된다.

CSR 공식의 경우 평균압축강도의 최대값은 항상 압축변형률 ( $\epsilon_c/\epsilon_0$ )이 항복변형률에 도달할 때( $\epsilon_c/\epsilon_0=1$ ) 발생함을 알 수 있다. 처짐이 이미 발생한 부재에 지속적인 압축력이 작용할 경우 축응력은 압축력에 의한 성분과 처짐으로 인한 굽힘모멘트에 의한 성분으로 나누어진다. 따라서 평균압축강도의 최대값에 상응하는 평균압축변형률은 1.0보다 작은 값에서 발생해야 한다. KDT이론에서는 이러한 현상이 잘 반영되고 있는 것으로 보이며, CSR공식의 경우 이러한 점이 개선될 필요가 있다.

### 3.3 EC 선체 최종강도

본 논문에서는 모멘트 평면  $0^\circ$ (새김조건)에서  $180^\circ$ (호깅조건)에 대한 모멘트-곡률선도를 Fig. 7에 나타내었다.

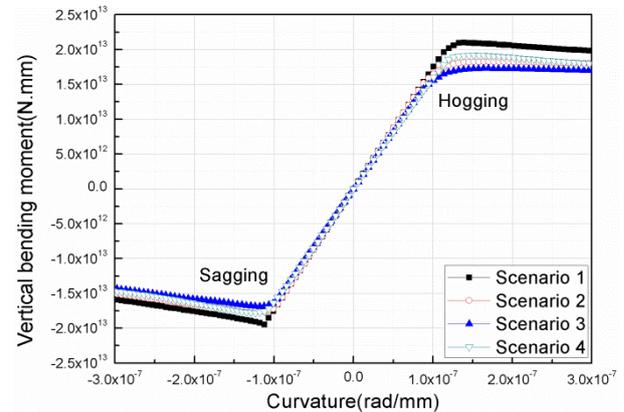


Fig. 7 Relationship of moment-curvature for all scenarios

초기변형을 고려하게 되면 최종강도가 전반적으로 감소하는 경향을 보이며, 특히 호깅 조건에서 더 심하게 감소한다. 이는 Fig. 6에 보인 바와 같이 선저부가 압축응력을 경험할 때 선저부에 집중적으로 사용된 TB보강판의 평균압축강도 감소율이 크기 때문이다. 초기변형 및 부식 쇄모를 적용한 경우는 새김 및 호깅에 관계없이 단면적의 전체적인 감소로 인하여 선체의 최종강도가 감소하는 현상을 보인다. 시나리오 2와 시나리오 4를 비교할 경우 최종강도는 시나리오 2가 좀 더 보수적인 결과를 나타낸다. 이는 KDT 평균압축강도가 CSR 평균압축강도에 비하여 보수적인 평가를 하기 때문이다(Fig. 6 참조).

Fig. 7에서 얻어진 선체 최종강도를 시나리오 1의 결과값으로 무차원화하여 Table 5에 나타내었다. 또한 단면적의 감소율도 동시에 나타내었다.

Table 5 Comparison of reduction index for sagging and hogging condition

Scenario	Condition		Area reduction
	Sagging	Hogging	
1	1.000	1.000	1.000
2	0.906	0.870	1.000
3	0.865	0.823	0.948
4	0.911	0.913	1.000

Fig. 8은 모멘트평면(횡경사각, healing angle)의 변화에 따른 최종강도를 단면의 완전소성모멘트로 나누어 나타낸 최종강도 선도이다. 시나리오 1에 비하여 시나리오 2와 시나리오 3의 최종강도가 점진적으로 감소하는 것을 확인할 수 있다. 호깅조건(모멘트평면 180°) 부근을 제외하면 KDT와 CSR(시나리오 4)이 유사한 최종강도를 제시하고 있음을 알 수 있다. 호깅 각도 부근에서는 Fig. 6에서 지적된 바와 같이 선저부 TB보강판의 현저한 평균 압축강도 감소로 인하여 KDT를 이용한 선체 최종강도가 CSR을 이용한 경우보다 보수적으로 평가됨을 확인할 수 있다.

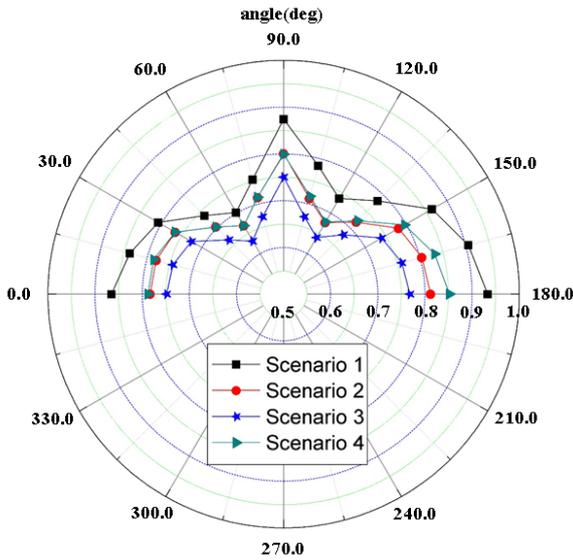


Fig. 8 Ultimate strength index diagram for all scenario

Table 6 Ultimate hull girder strength of VLCC (Sun and Wang, 2005)

Items	Astrup	Chen	Cho	Dow	Masaoka	Rigo (1)	Rigo (2)	Yao	ABS	Scenario 2	Scenario 3	Scenario 4
$I_y(x10^{14}mm^4)$			8.197	7.438	8.283	8.128		8.008	8.164	8.445	8.049	8.445
$Z_G$ (m)			12.15	11.85	12.01		12.81	12.27	12.22	12.14	12.17	12.14
$M_p(x10^{13}N.mm)$			2.176	1.985	2.196	1.231	2.039	2.175	2.146	2.253	2.145	2.253
$M_{YS}(x10^{13}N.mm)$			1.970	1.747	1.969	2.035	2.057	1.943	1.984	1.905	1.819	1.905
$M_{YH}(x10^{13}N.mm)$			2.116	1.968	2.163		1.990	2.047	2.102	2.145	2.040	2.145
$M_{US}(x10^{13}N.mm)$	1.715	1.854	1.675	1.632	1.900	1.790	1.710	1.684	1.673	1.764	1.686	1.775
$M_{UH}(x10^{13}N.mm)$	1.884	2.023	2.009	1.880	2.101	1.846	1.754	1.903	1.822	1.829	1.729	1.919

Table 6은 EC를 대상으로 선행 연구된 단면 특성치를 비교하여 나타내고 있으며 (Sun & Wang, 2005), 여기에 시나리오 2, 3, 4를 동시에 나타내었다. 면적이차모멘트나 중립축의 위치는 연구자에 관계없이 정해가 존재하기 때문에 동일할 결과를 보여야 하지만 각 연구자마다 큰 차이를 보이고 있다. 그리고, 선체 최종강도는 적용된 평균압축강도곡선이 서로 상이하기 때문에 절대적인 비교가 어렵다. 특히, Chen, Masaoka 등은 타 연구자에 비하여 큰 값을 제공하고 있다.

### 4. 결론

본 논문에서는 보강판의 평균압축강도를 반해석적 방법으로 얻을 수 있는 KDT의 이론적 배경에 대하여 고찰하여 보았다. 그리고, 1980년 선체의 붕괴를 경험한 Energy Concentration의 중앙횡단면을 벤치마크 대상으로 결정하였다.

초기 처짐 및 부식 쇠퇴에 대한 영향도를 살펴보기 위해, 보강판 평균압축강도 예측방법, 초기변형, 부식 쇠퇴의 고려 유무에 따라 4가지 시나리오를 준비하였다.

평균압축강도를 시나리오에 따라 비교한 결과, 초기변형의 효과는 평균압축강도에 미치는 영향에 매우 크다는 사실을 확인할 수 있었다. 그러나 부식 쇠퇴를 고려한 평균압축강도는 감소된 단면적과 압축강도로 표현되기 때문에 부식 쇠퇴가 평균압축강도에 영향을 거의 미치지 않음을 알 수 있었다. 평균압축강도를 예측하는 방법에 있어서는 KDT가 CSR에 비하여 비교적 보수적인 평균압축강도를 제시하였다.

예측된 보강판의 평균압축강도를 이용하여 EC의 선체 모멘트-곡률선도를 도출하였다. 초기변형의 효과는 선체 모멘트-곡률 선도에도 그대로 반영되었음을 확인할 수 있었으며, 보강판의 평균압축강도와는 달리 부식 쇠퇴로 인한 단면적의 감소는 선체의 종강도를 감소시켰음을 알 수 있었다. 선저부에 배치된 TB보강판의 평균압축강도 감소로 인하여 KDT를 적용한 선체 종강도는 CSR를 적용할 경우에 비하여 비교적 보수적으로 평가됨을 확인하였다. 기존에 다른 저자에 의하여 제시된 EC의 단면특성치를 본 연구에서 제시된 결과와 비교하였으며, 일부 연구자의 연구결과는 무시하지 못할 차이를 보이기도 하였다.

본 연구에서 적용한 KDT는 유효폭의 계산, 부식식모의 고려, 초기변형의 고려 등이 매우 용이한 이론으로서 향후 활용도가 매우 높을 것으로 사료된다. 그러나 KDT는 기동형 붕괴모드를 가정하여 평균압축강도를 예측하기 때문에 보강재의 국부좌굴과 같은 붕괴모드에 대한 KDT가 확장될 필요가 있다. 추후 연구로서는 횡수압이 작용하는 경우에 KDT를 적용하여 선체의 종강도를 예측하는 연구가 수행될 필요가 있다. 또한 유한요소해석을 이용한 평균압축강도의 비교는 KDT의 정량성을 향상시킬 것으로 예측된다.

## 후 기

본 논문은 산업통상자원부 해양플랜트특성화대학의 지원을 받아 수행되었습니다. 또한 본 결과물은 해양수산부의 지원으로 수행한 해양에너지 전문인력 양성사업의 연구결과입니다.

## References

- Cho, S.R. Choi, B.W. & Song, I.C., 1998. Post-ultimate behaviour of stiffened panels subjected to axial compression. *2nd International Conference on Thin-Walled Structures*, Singapore, 2-4 December 1998, pp.433-440.
- Choung, J. Nam, J.M. & Ha, T.B., 2012. Assessment of Residual Ultimate Strength of an Asymmetrically Damaged Tanker considering Rotational and Translational Shifts of Neutral Axis Plane. *Marine Structures*, 25(1), pp.71-84.
- Choung, J. et al., 2011. Development of a New Simplified Algorithm for Residual Longitudinal Strength Prediction of Asymmetrically Damaged Ships. *Journal of Society of Naval Architects of Korea*, 48(3), pp.281-287.
- Gordo, J.M. & Guedes Soares, C., 1996. Approximate Method to Evaluate the Hull Girder Collapse Strength. *Marine Structures*, 9(1), pp.449-470.
- Gordo, J.M. & Guedes Soares, C., 1997. Interaction Equation for the Collapse of Tankers and Container Ships under Combined Bending Moments. *Journal of Ship Research*, 41(3), pp.230-240.
- Gordo, J.M. Guedes Soares, C. & Faulkner, D., 1996. Approximate Assessment of the Ultimate Longitudinal Strength of the Hull Girder. *Journal of Ship Research*, 4(1), pp.60-69.
- International Association of Classification Societies (IACS), 2010a. *Common structural rules for bulk carriers*. [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 double hull oil tankers*. [Online] (Updated July 2010) Available at: <http://www.iacs-data.org.uk/> [Accessed August 2010].
- Khan, I.A. & Das, P.K., 2006. Ultimate strength and reliability analysis of a VLCC. *3rd International ASRANet Colloquium*, Glasgow, UK, 10-12 July 2006, pp.1-14.
- Paik, J.K. & Kim, B.J., 2002. Ultimate Strength Formulations for Stiffened Panels under Combined Axial Load, In-Plane Bending and Lateral Pressure: a Benchmark Study. *Thin-Walled Structures*, 40(1), pp.45-83.
- Paik, J.K. & Thayamballi, A.K., 2002. *Ultimate Limit State Design of Steel-Plated Structures*. Wiley: Chichester, UK.
- Rutherford, S.E. & Caldwell, J.B., 1990. Ultimate Longitudinal Strength of Ships : A Case Study. *International Journal of Ocean System Engineering*, 2(3), pp.193-197.
- Smith, C.S., 1977. Influence of local compression failure on ultimate longitudinal strength of a ship hull. In: *Proceeding of International Symposium on Practical Design in Shipbuilding (PRADS)*, Tokyo, Japan, pp.73-79.
- Sun, H. & Wang, X., 2005. Buckling and Ultimate Strength Assessment of FPSO Structure. *Transactions - SNAME*, 113, pp.634-660.
- TAYYAR, G.T. & Bayraktarkatal, E., 2012. New Analytical Method with Curvature Based Kinematic Deflection Curve Theory. *International Journal of Ocean System Engineering*, 2(3), pp.193-197.
- Yao, T. Fujikubo, M. & Khedmati, M., 2000. Progressive Collapse Analysis of a Ships Hull Girder under Longitudinal Bending considering Local Pressure Loads. *Society of Naval Architectures of Japan*, 188, pp.507-515.



정준모



남지명

Gökhan Tansel  
Tayyar

윤성원



이강수