

실선 보강판의 세장비 분포 및 평균 압축 강도 비교 연구

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

Slenderness Ratio Distributions and Average Compressive Strengths of Stiffened Plates Used for In-Service Vessels

Ji-Myung Nam¹·Joonmo Choung^{1,†}·Sang-Ik Jeon¹·Min-Seong Lee¹·Tae-Bum Ha²
Dep't of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University¹
Research and Development Center, Korean Register of Shipping²

Abstract

This paper deals with two contents: first, distributions of plate slenderness ratios, stiffened plate slenderness ratios, and stiffener slenderness ratios, which include dimensions and material variables of stiffened plates, of stiffened plates of large-sized in-service vessels, and, second, comparison of compressive strengths. The investigated vessels consist of 59 tankers, 49 bulkers, 28 product carriers, 15 container carriers, and 12 multi-purpose vessels. The tankers are ranged from handymax class to VLCC and larger than Suezmax class. The sizes of the bulkers are 20K to 200K deadweight. The maximum size of containers is less than 5000TEU class. Two parameters for normal distributions of the slenderness ratios (mean and standard deviation) are suggested and probable ranges of the slenderness ratios are also graphically presented. The ultimate strengths of the stiffened plates are presented using the various simplified formulas and nonlinear FEAs. As well, average compressive strength curves, which are necessary for the estimation of the hull girder moment capacities, are proposed. It is proved that formulas for stiffened plates in CSR overestimate slightly in overall average strain range. Mode5 formula (plate buckling mode) in CSR show unreasonably conservative results with respect to the ultimate strengths rather than post-ultimate average compressive strengths.

Keywords : stiffened plate(보강판), average compressive strength(평균 압축 강도), ultimate strength(최종 강도), slenderness ratio(세장비), FB(flat bar), AB(angle bar), TB(tee bar)

1. 서론

선박은 항해 중 각종 부유물 또는 선박간의 충돌 사고에 항상 노출되어 있으며, 암초와의 좌초 사고도 빈번히 발생한다. 2000년대 이후 선박의 대형화와 다목적 운반을 위한 신선종의 개발로 인하여 선박의 안전성에 대한 문제가 제기되어 왔다. 국제해사기구(IMO, international maritime organization)를 통하여 제안된 신개념 선박 건조 기준(GBS, goal based standard)에서는, 모든 선박에 있어서 선체의 큰 손상(major damage)시 잔류 종강도(residual ultimate strength)와 작은 손상(minor damage)에 의한 주변 구조의 건전성(잉여 강도, structural redundancy)이 기능적 요건(functional requirement)으로 만족되어야 한다고 명시하고 있다.

Caldwell(1965) 등은 선체의 종강도를 평가하기 위한 간이식(simplified formula)을 제안한 바 있으며, 이러한 간이식을 이용하는 방법은 비손상 선박의 초기 설계에 적절하며, 좀 더 상세한 설계를 위해서는 다른 방법의 적용이 필요하다. IACS(2010a) 및 IACS(2010b) 등에 제시된 반복법(Incremental-iterative approach, 통상 Smith(1977) 법으로 불림)을 이용하는 방법, Ueda and Rashed(1984) 및 Paik et al.(2008) 등이 제안한 ISUM(idealized structural unit method)과 같은 간이해석법(semi-analytic method)을 이용하는 방법, 그리고 비선형 유한 요소 해석(nonlinear FEA)을 이용하는 방법 등을 예로 들 수 있다.

유한 요소 해석의 경우 조합하중의 구현, 탄소성 중립축의 점진적인 이동과 회전, 손상의 정의 등이 자연스럽게 구현될 수 있으며, 모멘트 증가에 따른 보강판 요소의 붕괴 현상을 관찰할 수

있는 장점이 있지만, 초기 처짐이나 잔류 응력을 고려하는데 소요되는 모델링 시간이 상당히 과다하며, VLCC(very large crude oil carrier)의 경우 한 개의 프레임 간격을 대상으로 약 10만개 이상의 절점이 생성되기 때문에 해석 시간도 상당히 많이 소요되는 단점을 가지고 있다. 또한 엔지니어의 숙련도에 따라 결과의 변동성이 크다.

Smith법의 경우 전단 응력 또는 뒤틀림 응력(warping stress) 등에 대한 고려를 하기는 어렵지만, 비교적 높은 정확도를 가지고 선체의 종강도를 예측할 수 있는 것으로 알려져 있다. 그러나 Smith법은 선체를 이루는 보강판 요소의 평균 압축 강도 곡선(average compressive strength curve)을 정확히 정의해야만 신뢰성 있는 선체의 최종 굽힘 모멘트를 얻을 수 있다. Smith법을 적용하는데 사용되는 보강판의 평균 압축 강도 곡선에는 보강판 요소간의 연속 경계 조건, 초기 변형, 잔류 응력, 횡압력 등에 대한 효과가 이미 포함되어 있어야 한다. 비손상 선박의 경우 선체에 작용하는 모멘트의 증가에 따라 보강판 요소가 인장에 의하여 탄성 한계를 벗어나거나, 압축에 의하여 탄성 좌굴 한계를 벗어나면 인장력과 압축력의 균형을 맞추기 위하여 중립축이 선체의 상하방향으로 이동하며, 손상 선박 또는 비대칭 선박의 경우 중립축이 상하방향으로 이동할 뿐만 아니라 회전(Qi et al., 2005) 하기 때문에 이를 탐색하기 위한 계산시간이 필요한 단점도 무시할 수 없다.

Lin(1985)은 보강판의 실험을 통하여 판재의 붕괴와 기동으로서 보강판의 붕괴를 고려할 수 있는 최종 강도 다항식을 제안한 바 있으며, Paik and Thayamballi(2002)는 Lin의 다항식 계수를 수정한 수정식을 제안한 바 있다. 또한 Lee(1989)는 Lin의 다항식에 근거하여 횡압력의 효과를 고려할 수 있는 수정식을 제안한 바 있다. Cho, et al.(1998)은 Merchant-Rankine 공식과 실험 데이터를 적용하여 최종 강도 간이식을 제안한 바 있으며, 판재와 보강판의 붕괴 뿐만 아니라, 보강재의 트리핑을 동시에 고려할 수 있는 특징이 있다. Paik and Kim(2002)은 보강판의 변형 모드를 6개로 분류하고 각 변형 모드에 대한 최종 강도를 정식화하였다.

Park, et al.(2007)은 보강판의 최종 강도를 예측하기 위해서 해석 모델의 범위(보강재 개수 및 횡프레임 개수)를 변경하면서 비선형 유한 요소 해석을 실시하여, 4개 이상의 횡프레임(3개의 횡베이)을 대상으로 유한 요소 해석을 실시할 것을 제안하였다. Paik, et al.(2008)은 유한 요소 해석, DNV PULS, ALPS/ULSAP, Smith법을 Aframax급 원유 운반선(crude oil carrier, 이하 tanker)에 사용된 선저부 보강판에 적용하여 최종 강도의 비교연구를 실시한 바 있다.

이와 같이 많은 연구자들이 보강판의 최종 강도를 예측하기 위한 실험 결과, 수치해석, 경험식 등을 제시하였지만, 실제 선박의 중앙부(midship)에 적용된 보강판의 종류, 보강판 치수, 보강판 재료에 대한 조사는 거의 이루어진바 없다. 따라서 본 연구에서는 실선에 사용된 보강재의 종류에 따른 설계 변수 분포, 즉 항복 응력과 탄성 계수를 포함하는 판 및 보강판의 세장비 분포를 선행 조사하고, 이 분포 범위 내에서 간이식을 이용하여 추정된 최종 강도 및 평균 압축 강도 곡선을 비교 검토하였다.

2. 설계변수 분포

본 연구에서는 원유 운반선 59척, 산적 화물선 (bulkcarrier, 이하 bulker) 49척, 정유 운반선(product carrier, 이하 PC) 28척, 컨테이너 운반선(container carrier, 이하 CC) 15척, 기타 12척, 총 163척의 실선 중앙부에 사용된 보강판의 치수를 조사하였다. 사용된 FB(flat bar) 보강재는 40개, AB(angle bar) 보강재는 145개, TB(tee bar) 보강재는 29개, BP(bulb plate)는 4개로서 총 218개였다. BP의 경우 데이터의 개수가 너무 작아서 통계 처리에서 제외하였으며, 총 214개의 데이터를 대상으로 하였다. 조사된 보강재가 대형 상선에 사용되는 모든 유형의 보강재를 대표한다고 간주하기에는 샘플의 개수가 빈약한 편이지만, 전반적인 보강재의 사용 경향과 적용 치수를 파악하는 데는 큰 무리가 없으리라 사료된다.

원유 운반선의 경우 4만톤급 핸드맥스(handymax)급부터, 31만톤급 VLCC까지를 대상으로 하였지만, VLCC급의 비중이 높았다. 산적 화물선의 경우 4만톤급부터 20만톤급까지 조사되었다. 컨테이너 운반선의 경우 비교적 중소형급(1500-4500 TEU), 정유 운반선의 경우 2만톤급에서 9만톤급까지 조사되었다. FB, AB, TB, BB의 4종류에 대한 선박 종류별 보강재 사용 비율을 Table 1에 나타내었다.

Table 1 Stiffener type distribution according to ship types (unit : %)

		FB	AB	TB	BB
Bulker	Deck	65.4	34.6	0.0	0.0
	Bottom	0.0	96.4	3.6	0.0
Tanker	Deck	15.4	73.1	3.9	7.7
	Bottom	4.2	33.3	62.5	0.0
PC	Deck	26.7	66.7	0.0	6.7
	Bottom	0.0	91.7	8.3	0.0
CC	Deck	100.0	0.0	0.0	0.0
	Bottom	0.0	100.0	0.0	0.0

보강판 부재의 치수(길이, 폭, 두께) 및 재료 특성을 이용하여 판의 세장비(slenderness ratio of plate, β), 보강재의 세장비(slenderness ratio of stiffener, λ_s), 그리고 보강판의 세장비(slenderness ratio of stiffened plate, λ_c)라는 세가지 설계 변수로 표현할 수 있다. 식 (1)-(3)은 각각의 세장비를 나타내며, 식(6)은 판부재의 장폭비를 나타낸다.

통상적으로 보강판의 붕괴 모드는 판 붕괴 모드(plate collapse mode), 기둥 붕괴 모드(column collapse mode), 보강재 비틀 붕괴 모드(tripping collapse mode), 전체 붕괴 모드(overall collapse mode)로 나누어 지는데, β 가 큰 보강판은 판 붕괴 모드가 나타날 가능성이 크며, 마찬가지로 λ_s 가 크다면 트리핑 붕괴 모드가 나타날 가능성이 크다. 그리고 λ_c 가 크다면 기둥형 붕괴가 나타날 가능성이 크다고 볼 수 있다.

$$\beta = \frac{b}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_0}{E}} \tag{1}$$

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{\sigma_0}{\sigma_{ec}}} \tag{2}$$

$$\lambda_t = \sqrt{\frac{\sigma_0}{\sigma_{et}}} \tag{3}$$

$$\sigma_{ec} = \frac{\pi^2 EI}{Aa^2} \tag{4}$$

$$\sigma_{et} = \frac{1}{I_p} \left(GJ + \frac{\pi^2 EI_w}{a^2} \right) \tag{5}$$

$$\alpha = \frac{a}{b} \tag{6}$$

- a : 프레임으로 구획된 판부재의 길이
- b : 보강재로 구획된 판부재의 폭
- t_p : 판부재의 두께
- σ_{ec} : 양단 단순 지지된 기둥의 탄성 좌굴 강도
- σ_{et} : 양단 단순 지지된 보강재의 탄성 비틀림 좌굴강도
- I : 보강판의 면적 관성 모멘트
- A : 보강판의 단면적
- I_p : 보강재와 판재의 접합부에 대한 극 관성 모멘트
- J : 보강판의 전단중심에 대한 극 관성 모멘트(비틀림 상수)
- I_w : 보강재와 판재의 접합부에 대한 뒤틀림 모멘트
- σ_0 : 재료의 초기 항복 응력
- E : 재료의 탄성 계수

조사된 보강재의 종류에 따른 세장비의 분포를 정규분포로 환산하여 평균값(AVG)과 평균±2표준편차의 상한값(UL, upper limit) 및 하한값(LL, low limit)을 Table 2에 나타내었다. 마찬가지로 Table 3은 조사된 판의 장폭비의 평균값, 상한값, 하한값을 나타

Table 2 Range of the slenderness ratio according to stiffener types

		β	λ_c	λ_t
FB	LL	0.67	0.26	0.59
	AVG	1.40	0.57	0.85
	UL	2.13	0.88	1.11
AB	LL	1.27	0.13	0.67
	AVG	1.80	0.39	1.12
	UL	2.34	0.64	1.56
TB	LL	1.48	0.17	1.02
	AVG	1.71	0.26	1.39
	UL	1.93	0.34	1.77

내었다. 조사된 보강판 세장비의 뒤틀림 분포(histogram)와 정규 분포(normal distribution) 확률 밀도 함수로 근사한 예측치를 동시에

Table 3 Range of plate aspect ratio according to ship types

	Bulker	Tanker	PC	CNTR
LL	1.71	3.68	3.32	3.27
AVG	4.04	5.31	4.52	3.90
UL	6.37	6.93	5.71	4.52

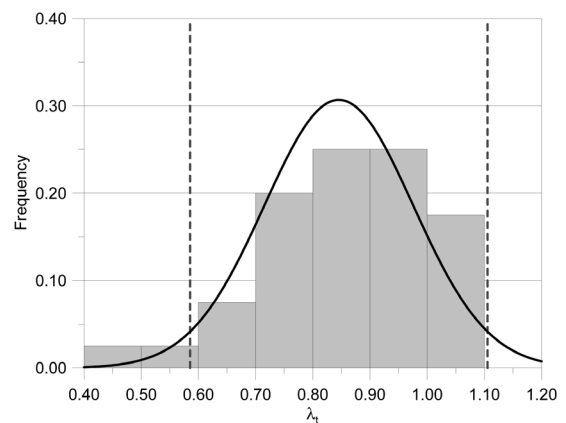
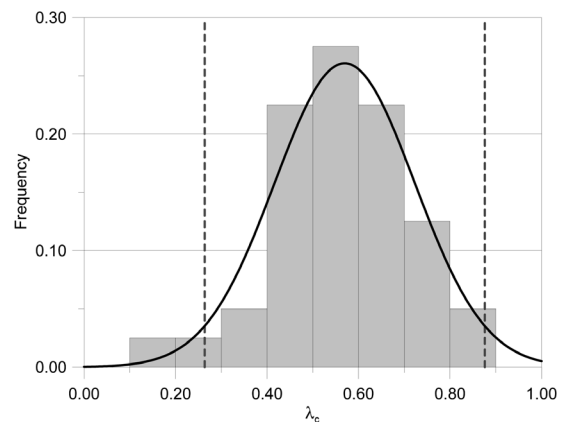
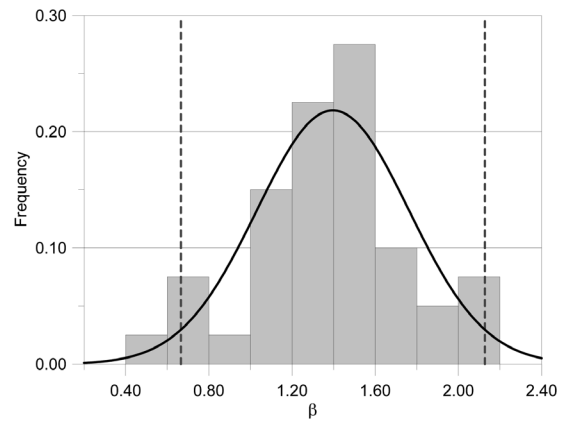


Fig. 1 Histogram and normal distribution of FB-stiffened plates

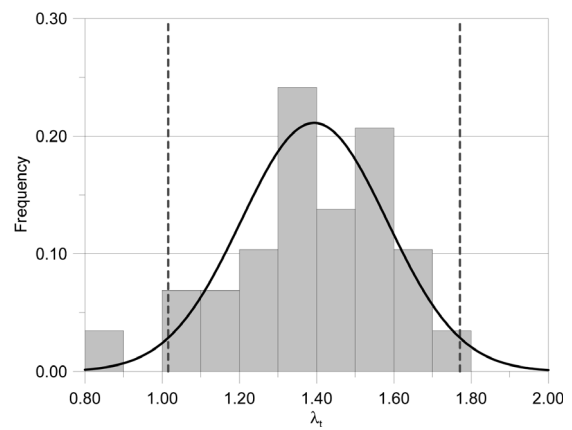
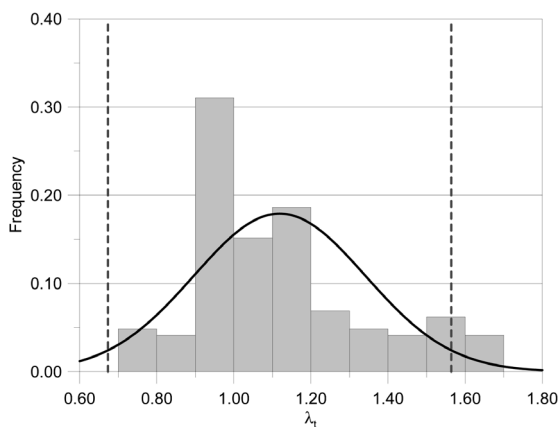
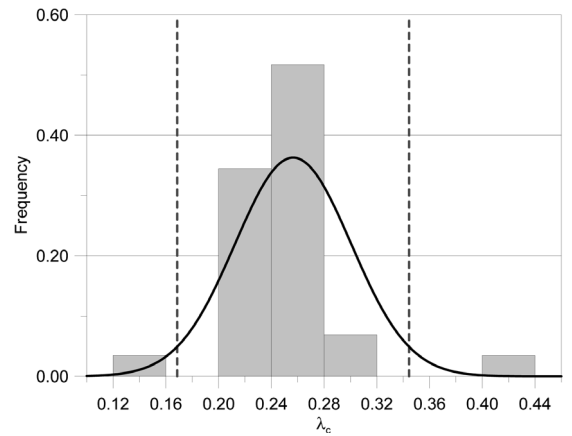
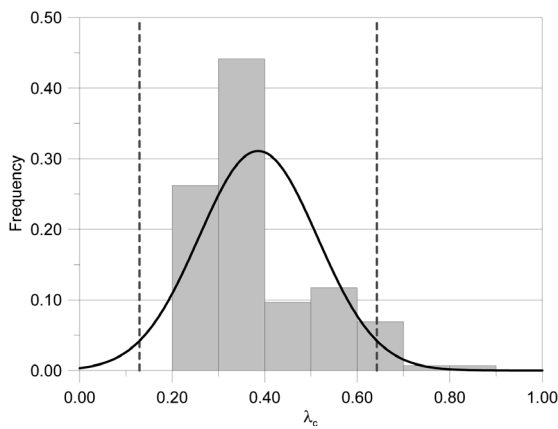
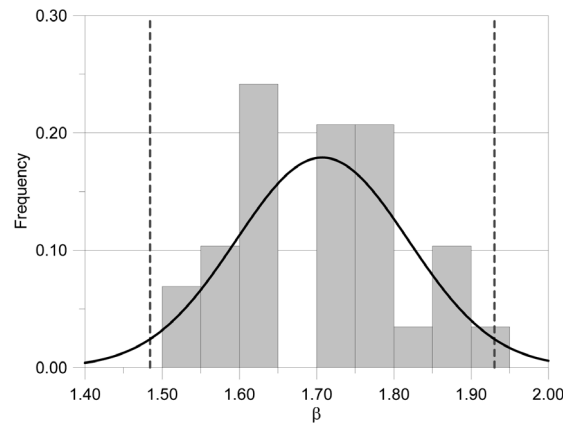
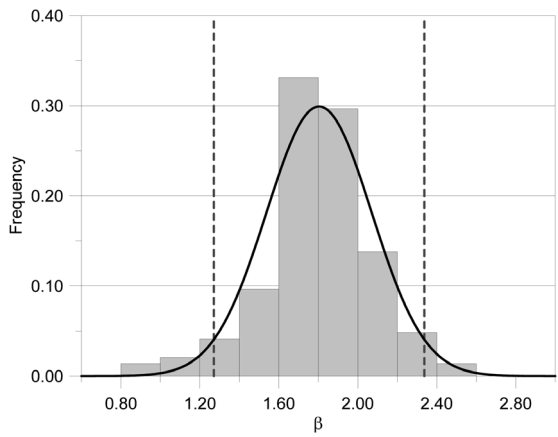


Fig. 2 Histogram and normal distribution of AB-stiffened plates

Fig. 3 Histogram and normal distribution of TB-stiffened plates

Fig. 1-3 나타내었다. 여기서 좌우측 적색 점선은 각각 세장비의 상한값과 하한값을 나타낸다.

Fig. 1-3에서 판부재의 세장비를 비교하면, FB를 적용한 경우 β 가 비교적 작음을 알 수 있다. 이는 보강재의 면적 2차 모멘트가 타 보강재에 비하여 상대적으로 작기 때문에 이를 보강하기 위하여 두꺼운 판재를 사용했기 때문이다. Fig. 1-3에서, TB를 적용한 경우에 λ_c 는 FB와 AB를 적용한 경우에 비하여 비교적 작는데, 이는 보강판의 주축에 대한 면적 모멘트가 작기 때문이며, 이러한 이유로 TB에서의 λ_s 는 상대적으로 큰 값을 가지기 때문이다.

3. 보강판 간이식

3.1 최종 강도 간이식

많은 연구자들은 기둥의 붕괴 하중을 예측하기 위한 Perry-Robertson 공식을 보강판의 압축 최종 강도를 예측하기 위한 공식으로 적용하거나, 또는 Rankine-Merchant 공식의 계수를 적용하여 항복과 좌굴로 인한 보강판의 최종 강도를 예측하고자 하는

노력하였다. Cho, et al.(1998)은 일반화된 Rankine-Merchant 공식을 수정하여 조합하중을 받는 보강판의 압축 최종 강도 예측식을 제안한 바 있다. IACS(2010a, 2010b) CSR에서 제시하는 선체의 최종 굽힘 모멘트를 예측하기 위하여 Smith법을 이용할 것을 추천하고 있으며, 따라서 보강판 요소의 압축 최종 강도를 예측하기 위한 간이식도 동시에 변형 모드별로 제공하고 있다. 본 논문에서는 사용이 편리하고, 널리 알려진 다음의 두가지 간이식을 소개하고, IACS(2010a) JBP에서 사용하는 간이식과, 비선형 유한 요소 해석을 실시하여 간이식의 정확도에 대한 평가를 수행하고자 한다.

(1) Paik의 간이식

Lin(1985)은 보강판의 실험을 통하여 판재의 붕괴와 기둥으로서 보강판의 붕괴를 고려할 수 있는 최종 강도 다항식을 제안한 바 있으며, Paik and Thayamballi(2002)는 Lin의 다항식 계수를 수정한 간이식을 제안한 바 있다(식 (7) 참조). 이후 Paik and Kim(2002)은 보강판의 변형 모드를 6개로 분류하고 각 변형 모드에 대한 최종 강도를 정식화하였으나, 본 논문에서는 자세한 소개를 생략하도록 한다.

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_0} = \left(\frac{0.995 + 0.936\lambda_c^2 + 0.170\beta^2}{+0.188\lambda_c^2\beta^2 - 0.067\lambda_c^4} \right)^{-0.5} \quad (7)$$

σ_u : 보강판의 최종 강도

(2) Lee의 간이식

Lee(1989)와 Lee and Yang(1992)는 Lin(1985)의 다항식에 근거하여 식 (6)과 같은 압축 하중에 의한 최종 강도를 제안한 바 있다. 식 (7)과 같이 횡압력(w)의 효과를 고려할 수 있는 간이식으로 제안(Kim, 1997)되기도 하였다.

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_0} = \frac{1}{f(\lambda_c) \sqrt{1 + 0.15\beta^2}} \quad (8)$$

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_0} = \frac{1}{1 + 0.04w'} \frac{1}{f(\lambda_c) \sqrt{1 + 0.15\beta^2}} \quad (9)$$

여기서

$$f(\lambda_c) = \begin{cases} 1 + 0.209\lambda_c^2 + 0.156\lambda_c^4 & \text{for } 0 \leq \lambda_c \leq 1.59 \\ \lambda_c^2 & \text{for } \lambda_c > 1.59 \end{cases}$$

$$w' = \frac{w}{\sigma_0 \left(\frac{t}{b} \right)^2}$$

3.2 평균 압축 강도 곡선 간이식

Smith법에 의한 선체의 최종 강도 추정을 위해서는 보강판 요소의 평균 압축 강도 곡선에 대한 정의가 반드시 필요하다. 평균

압축 강도 곡선은 평균 응력-평균 변형률(average stress - average strain curve) 또는 하중-변위 곡선(load - shortening curve)으로 불리기도 한다.

Paik and Thayamballi(2002)는 보강판이 최종 강도에 도달하기 전까지 선형적인 압축 강성을 가진다고 가정하고, 최종 강도 이후에 소성 힌지의 회전에 의한 압축 변위(shortening)를 예측할 수 있는 공식을 제안한 바 있지만, 최종 강도 이후의 거동(post-ultimate strength)을 과소평가할 가능성이 크며, 따라서 선체의 최종 굽힘 모멘트를 과소 평가할 가능성을 가지고 있다. Cho, et al.(1998)이 제시한 평균 압축 강도 곡선(식 (10) 참조)을 살펴보면, 최종 강도의 2/3까지는 선형 압축 강성으로 가정하고, 최종 강도까지는 Sine 함수로 가정하였으며, 최종 강도 이후에는 소성 힌지가 강제 회전하는 것으로 가정하였다.

IACS(2010a)와 IACS(2010b)는 5가지 좌굴모드에 대하여 평균 압축 강도 공식을 제안하였는데, 본 논문에서는 식의 복잡성으로 인하여 자세한 소개를 생략한다.

$$\frac{\sigma}{\sigma_0} = \begin{cases} \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \text{ for } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \leq \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_0} \\ \frac{\sigma_u}{3\sigma_0} \left[2 + \sin \left\{ \frac{\pi(\varepsilon - \varepsilon_1)}{2(\varepsilon_u - \varepsilon_1)} \right\} \right] \text{ for } \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_0} < \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} < \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_0} \\ \frac{\sigma_u}{\sigma_0} \frac{\sqrt{\varepsilon(2 - \varepsilon)} + 2\delta_i}{\sqrt{\varepsilon(2 - \varepsilon)} + 2\delta_i} \text{ for } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \geq \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_0} \end{cases} \quad (10)$$

여기서

ε_1 : 선형 한계 변형률 = ε_0 (2/3) (σ_u/σ_0)

ε_0 : 초기 항복 변형률 = σ_0/E

δ_i : 보강재의 초기 처짐

식 (10)에서 최종 강도에 상응하는 최종 변형률 ε_u 는 식 (11)과 같다.

$$\frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_0} = 0.06\beta^{2.8}\lambda_c^{-1.2}\lambda_t^{-1.2} \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_0} \right)^{1.6} \quad (11)$$

4. 비선형 유한 요소 해석

보강판에 대한 유한 요소 해석결과는 유한 요소법 관점에서의 불확실성과 유한 요소 해석 관점에서에서의 불확실성으로 분리할 수 있으며, 요약하면 Table 4와 같다.

유한 요소 해석 코드로서 Abaqus/Standard를 적용하였으며, 감차적분 대변형률 셀요소(S4R)를 사용하였다. 또한 하중변에 강제변위를 부여하여 보강판 압축 강성의 저하에 따른 수렴성 저하를 최소화 시켰다.

용접, 운송, 제작 등으로 인하여 발생한 초기 변형을 고려하기 위하여, 판부재의 초기 변형(δ_p), 보강재의 초기 변형(δ_w)을 식 (12) 및 (13)과 같이 고려하였다. 식 (12)에서 Smith(1988)의 평균 수준

(average level)을 적용하여 판부재 초기 변형의 크기(α_p)를 결정하였으며 (식 (14) 참조), 보강재와 판부재의 용접선의 초기 변형 (식 (12) 두번째 항)의 크기(α_s)를 식 (15)와 같이 사용하였다. 또한 보강재의 초기 횡변형의 크기(α_w)를 식 (15)와 같이 결정하였다.

Table 4 Uncertainties in nonlinear FEA

	Uncertainties
FEM viewpoint	- Commercial code - Type of element - Solving scheme
FEA viewpoint	- Initial imperfection - Residual stress - Model range - Geometry/Material data - Element size - Boundary conditions

$$\delta_p(x, y) = a_p \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} + a_s \sin \frac{\pi x}{a} \quad (12)$$

$$\delta_w(x) = a_w \sin \frac{\pi x}{a} \quad (13)$$

$$\frac{a_p}{t_p} = \begin{cases} 0.025\beta_2 & \text{for slight level} \\ 0.1\beta^2 & \text{for average level} \\ 0.3\beta^2 & \text{for severe level} \end{cases} \quad (14)$$

$$a_s = a_w = 0.0015a \quad (15)$$

판부재, 보강재 웨브, 그리고 보강재 플랜지에서의 인장 용접 잔류 응력 영역의 전폭 또는 반폭(η_p, η_w, η_f)은 각각 식 (16)-(18)과 같으며, 압축 용접 잔류 응력(σ_r)을 식 (19)에 보인 바와 같이 초기 항복 강도의 15%로 가정하였다.

$$\eta_p = \frac{\sigma_r}{\sigma_0 + \sigma_r} \frac{b}{2} \quad (16)$$

$$\eta_w = \begin{cases} \frac{\sigma_r}{\sigma_0 + \sigma_r} b_w & \text{for FB} \\ \frac{\sigma_r}{\sigma_0 + \sigma_r} \frac{b_w}{2} & \text{for AB and TB} \end{cases} \quad (17)$$

$$\eta_f = \begin{cases} \frac{\sigma_r}{\sigma_0 + \sigma_r} b_f & \text{for AB} \\ \frac{\sigma_r}{\sigma_0 + \sigma_r} \frac{b_f}{2} & \text{for TB} \end{cases} \quad (18)$$

$$\sigma_r = -0.15\sigma_0 \quad (19)$$

경계 조건의 영향을 최소화 시키기 위하여 Fig. 4와 같이 모델의 범위를 4개의 횡베이와 7개의 종베이로 구성하였다. 4개의 횡

베이 중에서 좌측 및 우측 베이는 경계 조건의 영향을 위하여 구성하였으며, 두번째 및 세번째 횡베이는 보강재 유발 붕괴 및 판부재 유발 붕괴 모드를 나타낼 것이다.

기본적으로 판부재의 길이(a), 폭(b)은 각각 3200mm, 800mm로 고정하였으며, 탄성계수와 초기 항복 강도를 각각 206GPa, 315MPa로 고정하였다. 소성 변형 중 소성 경화를 고려하지 않았다.

용접 인장 잔류 응력 영역을 제외한 나머지 압축 잔류 응력 부분에서의 요소의 크기는 100mm 정도로 유지하였는데 판부재의 폭에 걸쳐 총 10개의 요소를 배치하므로서 자연스러운 변형 모드를 유발시킬 수 있었다. 용접 인장 잔류 응력 영역을 제외한 나머지 부분에서 요소의 장폭비를 1.0으로 유지하였다.

부재간의 연속 조건을 고려하여 Table 5에 해석에 적용된 경계 조건을 나타내었다. 여기서 프레임은 직접 모델링하지 않고 경계 조건으로 구현하였다.

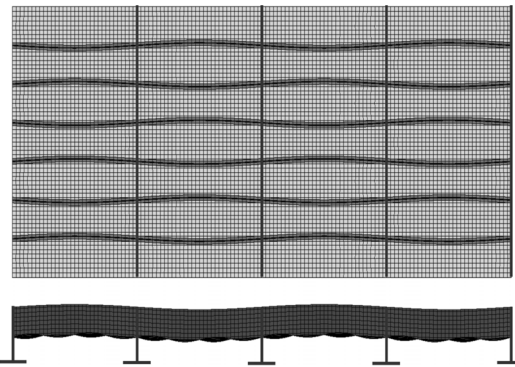


Fig. 4 Extended FE model with exaggerated initial imperfection

Table 5 Applied boundary conditions

Boundary conditions	Constraints
Unloaded plate edge	Tz = Ry = Rz = 0
Loaded plate edge	Tz = Rx = Rz = 0
Loaded plate and stiffener edges	Tx = prescribed disp.
Frame-plate inters.	Tz = Rz = 0
Frame-web inters.	Rx = Rz = 0
Frame-flange inters.	Rx = Rz = 0

5. 압축 강도 비교

5.1 최종 강도 비교

Fig.5~Fig.7에 유한 요소 해석 및 간이식을 이용하여 도출된 최종 강도를 비교하였다. CSR JBP와 CSR JTP에서 5가지 붕괴 모드에 대한 간이식을 제공하는데, 보강판의 최종 강도 또는 압축 강도를 예측하기 위하여 판부재의 붕괴 모드를 적용하면 상당히 낮은 압축 강도를 예측하므로, 여기서는 이를 적용하지 않았다.

Fig. 5에 나타난 바와 같이 FB로 보강된 보강판에서 β 가 실선

의 하한값과 상한값일 경우, 간이식과 유한 요소 해석 결과는 큰 차이를 보이지 않았지만, λ_c 가 커질 경우 유한 요소 해석 결과가 점점 감소하는 경향을 보였다.

FB보강재의 경우와 마찬가지로 AB보강재에 대하여, 간이식을 이용하여 예측한 최종 강도는 유한 요소 해석 결과와 큰 차이를 보이지 않았다. 그러나 β 가 작은 상태 즉 판부재가 두꺼운 상태에

서 λ_c 가 작아질 경우 보강재의 국부 붕괴를 원활히 예측할 수 있는 유한 요소 해석에서 현저히 감소하는 현상을 보였다.

Fig. 7에 나타낸 바와 같이 TB로 보강된 보강판에서 β 가 실선의 하한값과 상한값일 경우, 간이식과 유한 요소 해석 결과는 거의 일치하였다. TB의 경우 대칭 형상이므로 비교적 보강재의 황비틀림 좌굴 또는 국부 붕괴에 강건한 편이며, 또한 λ_c 의 범위가

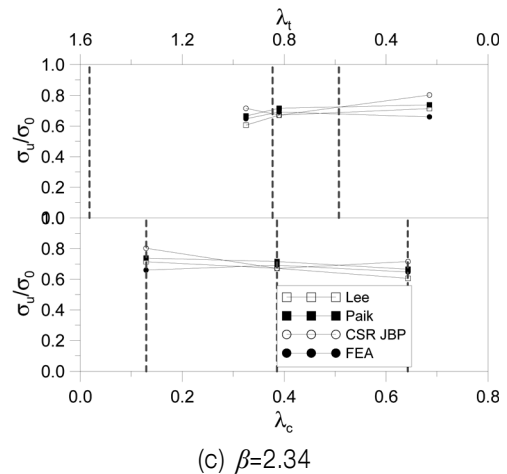
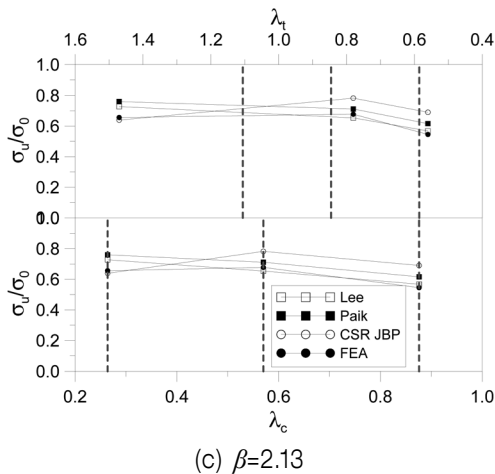
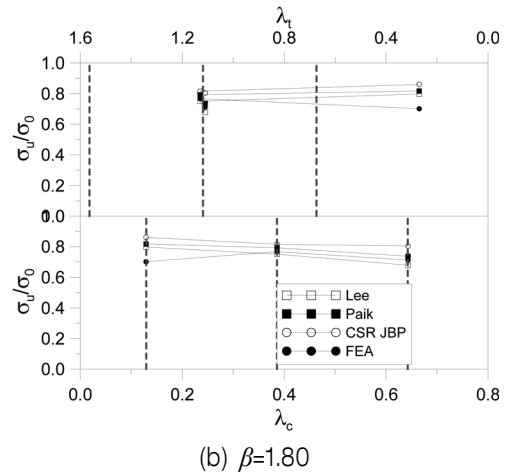
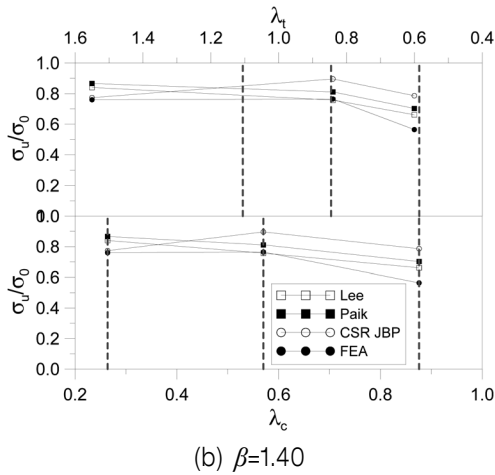
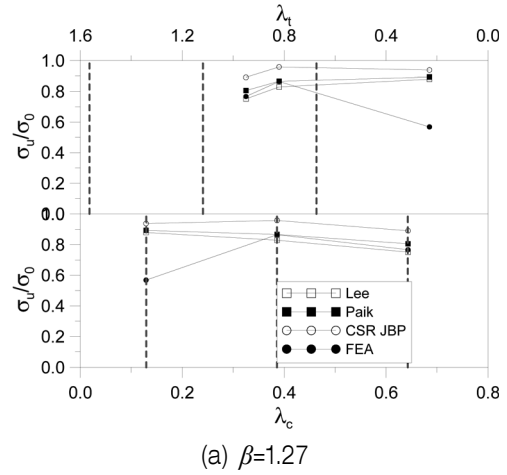
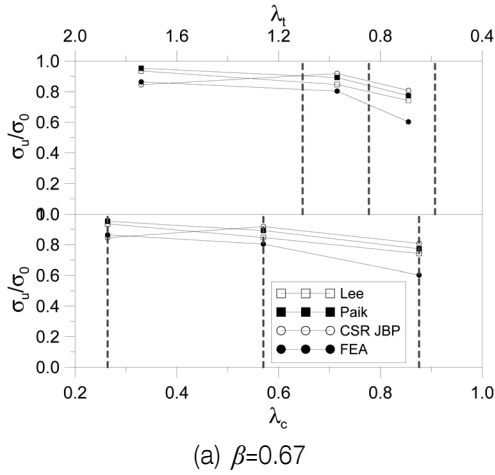


Fig. 5 Comparison of ultimate strengths for FB

Fig. 6 Comparison of ultimate strengths for AB

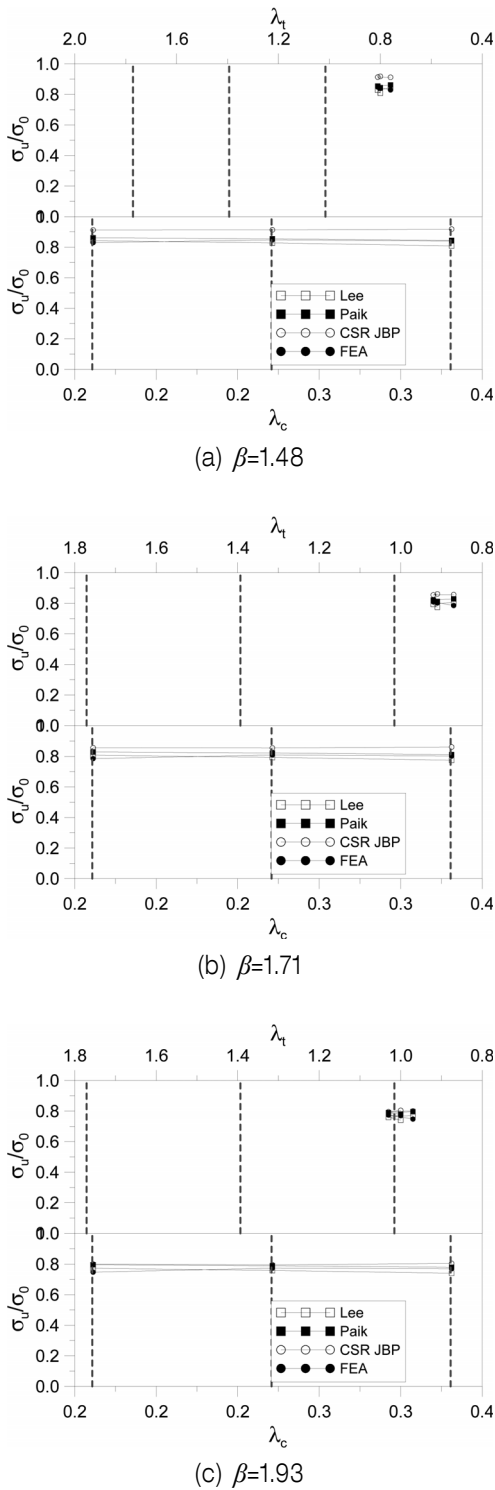


Fig. 7 Comparison of ultimate strengths for TB

FB 및 AB에 비하여 작은 편이기 때문에 간이식과 유한 요소 해석 결과가 일치하는 것으로 사료된다.

5.2 평균 압축 강도 비교

β 및 λ_c가 평균값을 가지는 경우 유한 요소 해석 결과와 CSR 간이식 예측결과를 Fig. 8에 나타내었다. 여기서 모드1-모드5는

각각 기동형 붕괴, 횡-비틀림 붕괴, 웹 국부 붕괴(AB & TB), 웹 국부 붕괴(FB), 판 붕괴를 의미한다. CSR-Mode5(판 붕괴)의 경우 너무 작은 평균 압축 강도를 제공하므로 이를 제외한다면, 유한 요소 해석 결과는 최종 강도를 비롯하여 전반적인 변형률 구간에서 압축 강도를 보수적으로 평가하고 있음을 알 수 있다.

통상 Smith법을 적용할 때, 갑판 또는 선저에 위치한 보강판의 경우 최종 변형률의 3배 내외까지 압축 변형률을 경험하는 것으로 알려져 있다. Fig. 8에서 0.0 < ε/ε₀ ≤ 3.0 구간에 대한 압축 강도 곡선의 정확성이 중요하다. CSR의 경우 최종 강도 뿐만 아니라, 최종 강도 이후의 강도를 과대 평가하는 것으로 보여진다.

보강판의 세장비에 따라서 이러한 현상은 변동적일 수도 있지

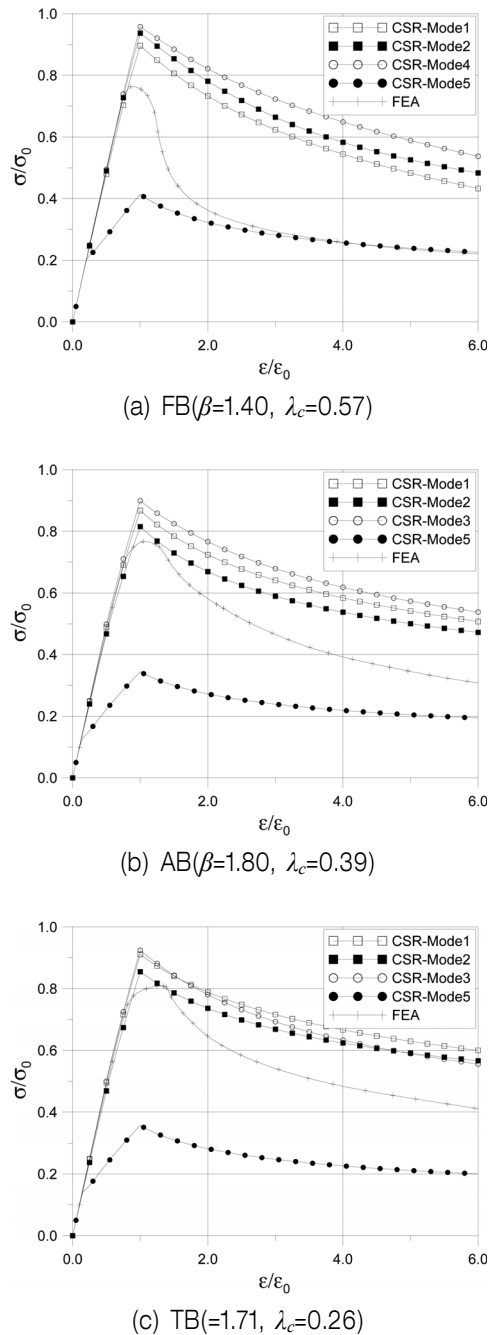


Fig. 8 Comparison of average stress and strain curves

만, 세장비의 평균치 전후의 보강재가 실선에 많이 사용됨을 감안 하면, 평균 압축 강도를 좀더 보수적으로 평가하기 위한 연구가 필요하다고 볼 수 있다.

6. 결론

원유 운반선, 산적 화물선, 정유 운반선, 컨테이너 운반선 등을 대상으로 총 163척의 실선 중앙부에 사용된 보강재의 종류 및 보강판의 치수를 조사하였다. 또한 그에 따른 판재의 세장비(β), 보강재의 세장비(λ_i), 보강판의 세장비(λ_c) 분포를 조사하여 히스토그램과 정규분포 확률밀도함수로 나타내었다.

보강판의 최종 강도에 대한 연구는 많은 연구자에 의하여 수행된 바 있지만, 본 연구에서는 세장비의 실제 사용범위 내에서의 여러 연구자가 제안한 간이식을 이용하여 최종 강도를 비교하였으며, 유한 요소 해석을 병행하여 간이식의 정확도를 검증하였다. 결론적으로, 최종 강도 측면에서, 여러 연구자의 간이식은 유한 요소 해석 결과와 큰 차이를 보이는 것으로 볼 수 없었다.

CSR 간이식을 이용하여 도출한 평균 압축 강도는 유한 요소 해석에 비하여 최종 강도 이후 완만하게 감소하였다. 이는 선체의 최종 굽힘 모멘트에 상당한 영향을 미칠 것으로 예측 된다. CSR에서 제시하는 간이식 중에서 판 붕괴에 관련한 공식은 보강판의 평균 압축 강도를 너무 보수적으로 평가하는 경향을 보였다.

보강판에 대한 최종 강도 또는 압축 강도를 예측하는 목적은 첫째 국부적 관점에서 보강판에 작용하는 조합 하중(압축 하중, 이축 하중, 횡압력, 전단 하중 등)의 효과로 인한 보강판 자체의 붕괴 하중을 예측하기 위함이고, 둘째 전체적 관점에서 선체의 최종 굽힘 모멘트를 추정하기 위하여 보강판 요소의 평균 압축 강도를 예측하기 위함이다. 본 연구는 첫 번째 보다는 두 번째 관점을 목표로, 보강판 요소에 작용하는 평균 압축 강도를 예측하여 보았으며, 추후 횡압력으로 인한 보강판의 거동 특성에 대한 연구가 보완되어야 할 것이다.

또한 선체의 최종 굽힘 모멘트를 추정하기 위해서는 최종 강도의 추정 간이식도 중요하지만, 평균 압축 강도가 더욱 큰 영향을 미치므로, 이에 대한 좀 더 체계적인 연구가 필요하다고 사료된다.

후 기

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

참 고 문 헌

- Caldwell, J.B., 1965. Ultimate longitudinal strength. *RINA Transactions*, 107, pp.411-430.
- 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, pp.433-440.
- 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), 2010a. *Common Structural Rules for Double Hull Oil Tankers*. [Online] (Updated July 2010) Available at: <http://www.iacs-data.org.uk/> [Accessed August 2010].
- Kim, O.H., 1997. *Reliability Assessment of Ship Longitudinal Strength for the Rational Ship Structural Design*. Ph.D. Dissertation, Ulsan University.
- Lee, J.S., 1989. *Reliability Analysis of Continuous Structural System*. Ph.D. Dissertation, University of Glasgow, Scotland.
- Lee, J.S. & Yang, P.D.C., 1992. Reliability Assessment against Ultimate Bending Moment of Ships' Hull Girder. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 29(1), pp.103-112.
- Lin, Y.T., 1985. *Ship Longitudinal Strength*. Ph.D. Dissertation, University of Glasgow, Scotland.
- 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.
- 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(2), pp.271-280.
- Park, J.S. Ko, J.Y. & Oh, Y.C., 2007. Estimation of Buckling and Plastic Behaviour according to the Analysis Model of the Stiffened Plate. *Journal of Korean Navigation and Port Research*, 31(3), pp.271-279.
- Qi, E. Cui, W. & Wan, Z., 2005. Comparative Study of Ultimate Hull Girder Strength of Large Double Hull Tankers. *Marine Structures*, 18(3), pp.227-249.
- Smith, C.S. Davidson, P.C., Chapman, J.C. and Dowling, P.J., 1988. Strength and Stiffness of Ships' Plating under In-plane Compression and Tension. *RINA Transactions*, 130, pp.277-296.
- Smith, C.S., 1977. Influence of Local Compression Failure on Ultimate Longitudinal Strength of a Ship Hull. *Proc. of International Symposium on Practical Design in Shipbuilding (PRADS)*, 18-20 October, Tokyo Japan, pp.73-79.
- Ueda, Y. & Rashed, S.M.H., 1984. The Idealized Structural Unit Method and Its Application to Deep Girder Structures. *Computers & Structures*, 18(2), pp.227-293.



남 지 명

- 인하대학교 조선해양공학과 석사과정
- 관심분야 : 해상풍력발전, 해양플랜트 구조설계, 손상선박 잔류강도



이 민 성

- 인하대학교 조선해양공학과 석사과정
- 관심분야 : 손상선박 잔류강도, 해양플랜트 운동



정 준 모

- 인하대학교 조선해양공학과 교수
- 관심분야 : 해양플랜트 피로설계, 조선해양 강재 소성 및 파괴



하 태 범

- 한국선급 기술연구원장
- 관심분야 : IMO GBS, Polar Codes



전 상 익

- 인하대학교 조선해양공학과 석사과정
- 관심분야 : 보강판 최종강도, 해양플랜트 운동