

횡하중을 고려한 선체보강판넬의 압축 붕괴거동에 관한 연구

† 박주신* · 고재용**

* 오사카대학원 선박해양공학과 박사과정, **목포해양대학교 해양시스템공학부 교수

Axial Collapse Behaviour of Ship's Stiffened Panels considering Lateral Pressure Load

† Joo-Shin Park* · Jae-Yong Ko**

* Graduate school of Engineering, Osaka University, Suita, 565-0834, Japan

** Faculty of Ocean System Engineering, Mokpo National Maritime University, Mokpo, 530-729, Korea

요 약 : 선체의 갑판부와 선저부 그리고 해양구조물의 기본적인 구조는 보강판이다. 보강판넬은 한쪽방향으로 위치한 보강재 혹은 중/횡 방향으로 복잡하게 위치한 구조를 이루고 있으며, 후자의 모델을 그릴리지 구조라고 부른다. 선체구조설계 단계에서 선박의 종강도 평가는 가장 중요한 항목이다. 일반적으로, 극심한 해상상태에 놓인 선박의 선저부에는 호킹조건에 의해 발생하는 휨모멘트에 기인하여 압축하중이 작용하게 되며, 이와 동시에 수압하중 작용으로 인한 국부휨모멘트가 작용된다. 본 논문에서는, 구조해석 결과의 검증을 위해서 여러 가지 해석프로그램 및 현재 사용되고 있는 선급률과의 비교를 하여 횡하중의 영향에 따른 압축최종강도에 대해 분석하고, 여러 가지 설계변수를 변화하여, 각각의 영향을 검토하고, 최종적으로 조합하중 조건에서의 횡하중의 영향에 대해서 분석하였다. 본 연구에서 얻어진 결과들은 최종한계상태설계법에 기반을 두고, 조합하중이 작용하는 선체보강판의 구조강도 거동에 대해서 하중성분에 대한 관계를 고찰하였다.

핵심용어 : 그릴리지, 보강판넬, 선체 굽힘 모멘트, 횡하중, 최종강도

Abstract : Stiffened steel plates are basic structural members on the deck and bottom structure in ship, offshore. It has a number of one sided stiffeners in either one or both directions, the latter structure was called grillage structure. At the ship structural design stage, one of the major consideration is evaluation for ultimate strength of the hull girder. In general, it is accepted that hull girder strength can be represented by the local strength of the longitudinal stiffened panel. In case of considering hogging condition in a stormy sea, stiffened panel was acting on the bottom structure under axial compressive load induced hull girder bending moment, also simultaneously arising local bending moment induced lateral pressure load.

In this paper, results of the structural analysis have been compared with another detailed FEA program and prediction from design guideline and a series analysis was conducted considering of changing parameters for instance, analysis range, cross-section of stiffener, web height and amplitude of lateral pressure load subjected to combined load (axial compression and lateral pressure load). It has been found that finite element modeling is capable of predicting the behaviour and ultimate load capacity of a simply supported stiffened plate subjected to combined load of axial compression and lateral pressure load. It is expected that these results will be used to examine the effect of interaction between lateral pressure and axial loads for the ultimate load-carrying capacity based on the Ultimate Limit State design guideline.

Key words : Grillage, Stiffened panel, Hull girder bending moment, Lateral pressure load, Ultimate strength

1. 서 론

보강판 구조는 선박이나 해양구조물에서 가장 폭넓게 사용되고 있는 기본 부재로서, 조림이 용이하고, 중량에 비해서 강도 성능이 우수하여, 널리 사용되어지고 있다. 선박은 운항 중 각종 불확실한 상황에 놓일 가능성이 존재한다. 그 결과 설계하중보다 큰 외력이 작용하거나 작용외력은 설계하중보다 작더라도 잔류강도가 설계기준치보다 작아질 가능성이 있게 된다. 이러한 상태에 놓이게 되면 선박을 이루고 있는 각 구성부재에는 좌굴 및 소성붕괴를 하게 된다. 해양구조물을 비롯한

골조구조물에 비해 판구조물은 고차의 부정정구조물로서 구성부재가 국부적으로 좌굴 붕괴하더라도 구조전체적인 붕괴에 까지 곧바로 연결된 가능성은 일반적으로 많지 않다고 알려져 왔다. 그러나, 일단 구성부재가 좌굴 붕괴하고 나면 국부적으로 구조강성이 저하하고, 이로 인하여 주변의 연속부재가 담당해야하는 하중성분의 증가로 인하여 연쇄적으로 구성부재가 소성붕괴 하여 결국에는 구조 전체적으로 붕괴할 위험성이 있다. 따라서, 기본 구조설계 단계에서 선박의 구조 검토시 이러한 불확실한 상황의 고려에 대한 명확한 근거가 필요하다. 일반적으로 강구조물의 한계상태 설계법에는 운항한계

† 교신저자 : 박주신(정회원), Joo_Shin_Park@naoe.eng.osaka-u.ac.jp 090)1153-9326

** 정회원, kojy@mmu.ac.kr, 061)240-7129

상태(serviceability), 최종한계상태(ultimate limit state), 피로 한계상태(fatigue limit state) 및 사고한계상태(accidental limit state)의 4가지로 분류되는 한계상태를 기준으로 설계를 수행하고 있다. 특히, 초기 구조설계 단계에서는 좌굴을 기준으로 한 운항 한계상태 설계 또는 소성붕괴를 기준으로 한 최종한계상태에 기준을 두고 있다(Paik, 2003).

본 논문에서는 대표적인 선체 구조부재인 보강판넬 구조에서의 좌굴 및 소성 붕괴거동에 대해서, 최종한계상태설계법에 초점을 맞추어 평가하였으며, 이때 보강판의 모델링 기법과 보강재 단면속성 그리고 횡하중의 크기 등을 설계변수로 정하고, 각 변수들의 영향에 대해서 분석하였다.

1.1 연구 동향

선체 보강판넬의 횡하중을 고려한 압축최종강도에 관한 방대한 연구결과들이 알려져 있으며, 대표적인 연구 결과들은 다음과 같다.

Yao(1998)는 선체보강판 구조에서 여러 가지 하중조건(종방향 압축, 횡방향 압축, 횡하중)작용하에서 해석모델의 영역(PSC model)에 따른 좌굴 및 소성붕괴에 대해서 연구하였다. Paik(2001)는 선체보강판의 해석모델을 PSC 모델과 SPM 모델로 구분하고, 붕괴패턴을 SIF(stiffener Induced Failure)와 PIF(plate induced failure)로 구분하여, 좌굴 및 소성거동을 서술하였다. Ishibashi(2004)는 조합하중(종방향 압축하중과 횡하중)조건에서 3가지 붕괴모드를 가정하여, 탄소성대변형 시리즈해석을 수행하였으며, 이 결과를 바탕으로 실용적인 측면에서의 최종강도 예측 경험식을 제안하였다. Byklum(2006)는 여러 가지 조합하중 성분에 대한 보강판넬의 붕괴거동 특성에 대해서, PULS 및 상용구조해석 프로그램의 결과와 비교하였으며, Germanischer Lloyd의 설계기준과도 비교하였다. 일반적으로, 단순히 유효폭만을 고려하고, 압축하중을 받는 보강판의 탄소성대변형 해석에 있어서는 종방향 보강재의 회전 구속을 명확하게 규명하지 못하기 때문에 최종강도 값을 상대적으로 높게 평가하는 경향이 있다(박, 2006). 만약 이러한 결함을 해결하기 위해서는 단순 보강판 구조모델이 아닌 횡프레임(transverse frame)을 포함한 그릴리지(grillage)모델이 좌굴 및 최종강도 거동을 좀 더 합리적으로 나타낼 수가 있다. 그러나, 유한요소법의 분할에 있어서 요소비를 1.0으로 만들어 주다 보면 요소수가 기하급수적으로 증가하게 되며, 이에 따른 해석시간의 제약으로 인하여 실제 설계자들이 원하는 결과값을 얻기 위해서는 상당한 시간이 필요하게 된다. 따라서, 유한요소 해석 시 횡하중과 압축하중에 대한 붕괴거동을 표현할 수 있는 단순모델이 필요하다. 본 연구의 목적은 선박이 항천항해 중 호깅(hogging)조건에 놓이게 되며, 선박 선저부분에는 굽힘모멘트의 발생으로 인하여 압축하중이 발생하게 되며, 이와 동시에 수압하중을 동시에 받게 된다. 이러한 하중조건에 대한 선체 보강판 구조의 좌굴 및 붕괴거동을 예측하기 위한 여러 가지 해석모델을 제시하고, 각 해석모델과 보강재의 단면계수, 단면속성 그리고 횡하중의 크기를 주요 변수로 하여,

횡하중을 고려한 압축최종강도 거동에 대해서 검토하였다.

2. 유한요소해석

2.1 해석이론

본 논문의 비선형좌굴 유한요소 시리즈해석은 기하학적 비선형과 재료의 비선형을 동시에 고려하고 있으며, 복잡한 비선형 거동의 한가지인 2차좌굴(secondary buckling)거동의 경로 추적적 위하여, 수정된 뉴턴랩슨 방법과 아크앵스(arc-length method) 방법을 혼용하여(박, 2006), 미리 설정된 부구간마다 수렴기준 평가를 하도록 설정 하였다. 재료의 붕괴거동 특성치는 등방성경화(isotropic hardening plastic)거동을 고려하였고, 구조물의 항복평가는 본 미세스(von-Mises) 이론을 적용하여 평가하였다. 또한, 구조물의 최종강도 평가는 응력-변형률 곡선으로 판단하는 것과 항복기준에 부합된 요소들이 중앙부위를 관통하였을 경우를 최종강도라고 정의하였다(박, 2006).

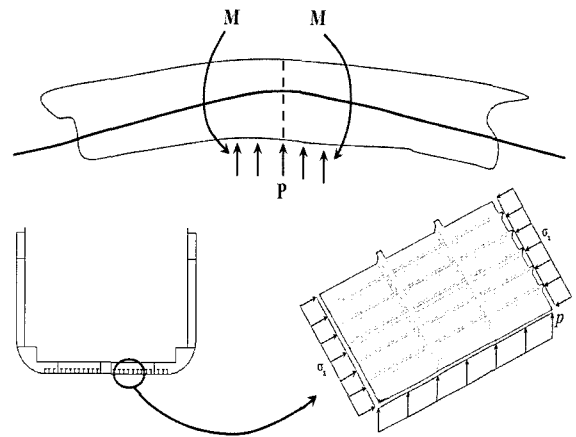


Fig. 1 Model of ship's Hull girder bending

Fig. 1은 항천항해 중인 선박에 발생할 수 있는 호깅조건에서의 선박에 발생하는 굽힘모멘트에 대해서 나타내고 있다. 세부적인 모델로 분류를 하자면, 선저구조의 대표적인 보강판넬 구조는 굽힘모멘트 발생으로 인한 압축하중과 수압하중을 동시에 받게 되며, 본 논문에서는 이러한 조합하중 성분을 고려한 좌굴 및 최종강도 붕괴거동에 대해서 고찰하였다.

2.2 유한요소해석 모델

Fig. 2에서는 본 연구에 사용된 Cap size class 산적화물선의 이중저 구조에서 사용중인 보강판넬을 간략화 하였다. 해석모델의 총 길이(L)=9,450mm, 한 개의 횡프레임 간격(a)=3,150mm, 해석모델의 전체 폭(B)=5,040mm, 보강재와 보강재 사이의 폭(b)=840mm, 판재의 두께(t_p)=21mm, 웹의 두께(t_w)=12mm, 플랜지의 폭(b_f)=70, 100mm, 플랜지의 두께(t_f)=23mm 이다. 종방향 보강재는 플랫형(Flat), 앵글형(Angle) 그리고 티형(Tee) 단면 형태를 갖고 있으며 웹 높이

는 150mm, 200mm, 250mm, 300mm로 변화하여 유한요소해석을 실시하였으며, 이상화한 선체보강판 모델은 총 6가지로서 PSC 모델링기법과 SPM 모델링 기법으로 각각 3가지를 고려하였다. 여기에서, PSC(plate stiffener combination) 모델링 기법은 종방향 보강재 1개와 횡프레임 그리고, 보강재 사이의 판폭만을 고려하고 있으며, SPM(stiffener panel model)은 종방향 보강재 5개를 고려한 판넬모델로 이상화 하였으며 Fig.2에서 나타내고 있다. 유한요소해석 시 모델영역이 확장되며, 해석시간에 소요되는 계산시간 또한 기하급수적으로 증가하게 되며, 본 연구에서와 같이 설계변수의 개수가 많은 경우에는 시간적인 제약이 존재하게 된다. 이러한 결점을 해결하기 위하여, 간단한 설계식 및 유한요소해석 시 사용될 수 있는 단순모델의 정립이 필요시 되고 있다.

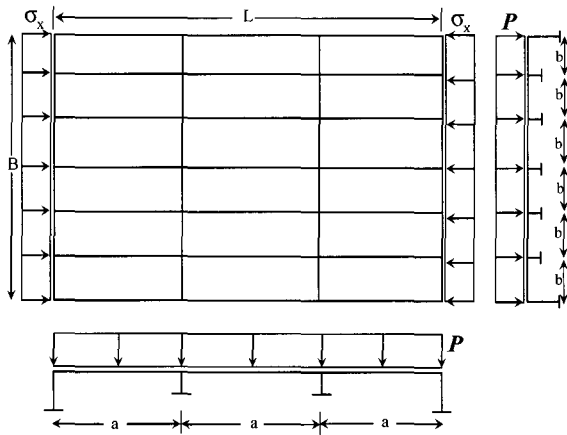


Fig. 2 A continuous stiffened plate structure under lateral pressure and axial compression.

2.3 재료의 물성치 및 초기치짐

모델은 실선에서 적용하고 있는 AH32 고장력강의 물성치를 적용하였다. 탄성계수(E)=205.8GPa, 항복응력(σ_y)=313.6MPa, 포아송비(ν)=0.3을 사용하였다. 보강재 사이의 판 부분의 초기치짐량(w_{opl})은 일반적으로 Smith's 의 초기치짐 low level 값인 $0.025 \times \beta^2 \times t$ 를 적용하였다.

$$w_{po} = \sum A_{om} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (1)$$

보강재의 부가 횡치짐은 다음의 식(2)로 고려하였다.

$$w_{so} = 0.0025a \sin \frac{\pi x}{a} \quad (2)$$

마지막으로 종보강재의 각 비틀림에 의한 치짐량은 식(3)에 의해서 적용하였으며, 보강재의 부가횡치짐과 같은 모드수가 되도록 가정하였다.

$$w_{sw} = 0.0025a \frac{z}{h_w} \sin \frac{m\pi x}{a} \quad (3)$$

용접이나 절단등에 의한 열 가공 작업으로 인한 초기결합의 효과를 초기변형량으로 가정하고, 잔류응력의 효과는 고려하지 않았다.

2.4 주변 경계조건

본 논문에서 사용된 여러 가지 해석모델의 경계조건은 회전 구속이 없는 네변 단순지지조건을 적용하였으며, 실제 보강판 구조물을 구성한 판 부재는 주변에서 주위의 다른 판부재와 연결되어 있는 연속적인 구조물을 이루고 있기 때문에 네변에서는 면내방향으로 변위($uz=0$)를 구속하며, 압축최종강도에 도달할 때까지 가장자리 네변 모두 직선을 유지하도록 설정하였다. 또한, 횡프레임의 효과는 변위구속($uz=0$)으로 표현하였으며, 횡프레임과 종보강재의 플랜지와 만나는 지점에는 변위 구속($uz=0$)을 적용하였다. 상대적으로 큰 강성을 갖고 있는 횡프레임과 종보강재의 교차지점에는 변위구속($uy=0$)을 고려하였다.

2.5 수치해석 정도 검증(FEA 결과 비교)

본 논문에서 적용한 비선형 좌굴해석기법의 적용성을 검증하기 위하여, 본 논문의 해석결과와 유사한 참고문헌[4]의 결과와 비교하였다. Fig. 2에서는 적용성 검증에 사용된 유조선의 선저구조의 판넬 모델을 나타내고 있으며, 사용된 재료의 물성치는 다음과 같다. 탄성계수(E)=205.8GPa, 항복응력(σ_y)=315MPa, 포아송비(ν)=0.3을 사용하였다. 보강재 사이의 판 부분의 최대 초기치짐량은 DnV룰에 의거하여 10mm, 보강재의 치짐은 최대 4.5mm를 고려하였다. 해석모델은 총 길이(L)=5,120mm, 해석모델의 전체 폭(B)=9,100mm, 보강재와 보강재 사이의 폭(b)=910mm, 판재의 두께(t_p)=20mm, 웹의 두께(t_w)=12mm, 플랜지의 폭(b_f)=200mm, 플랜지의 두께(t_f)=20mm 이다.

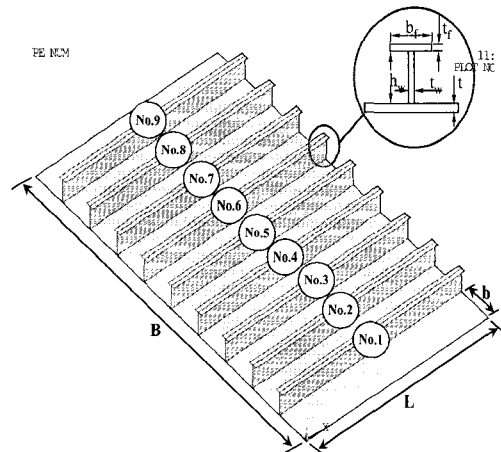


Fig. 3 Tanker bottom model subjected to combined load(lateral pressure load and axial compression)

종방향 보강재는 티형(tee) 단면 형태를 갖고 있으며 웹 높이(h_w)는 598.5mm 이며, 종보강재는 총 9개를 포함하고 있는 보강 판넬 구조이며, Fig.3에서 나타내고 있다.

Fig. 4의 결과에서도 알 수 있듯이 Germanischer Lloyd 룰에서는 횡하중의 크기가 0.2MPa 이상에서는 횡하중의 증가에 따른 압축최종강도를 평가함에 있어서 과대평가를 하고 있음을 알 수가 있다. 그러나, PULS(new panel ultimate limit state) 프로그램의 해석과 FEM 시뮬레이션의 결과에서는 횡하중의 증가함에 따라 압축최종강도는 현저하게 감소하는 분포를 나타내고 있으며, 본 논문에서 사용한 해석프로그램(ANSYS)의 해석결과는 비교한 결과와 잘 일치하고 있으며, PULS 프로그램에 의한 계산결과와 잘 일치하는 경향을 나타낸다. 그러나, 횡하중의 작용 방향이 반대방향(-)일 경우에는 PULS의 계산결과가 FEM의 결과보다 과소평가하는 경향을 나타내며, 횡하중의 크기가 -0.45MPa 에서는 본 논문에서 사용한 해석결과는 PULS의 해석결과와 잘 일치하지만, ABAQUS 해석 결과와는 차이를 나타내고 있다. 총 9가지 해석모델에 대하여, 동일한 조건을 적용하여 유한요소해석의 유효성을 검증하였으며, 해석의 정도성은 검증되었다고 판단된다.

Fig. 4에서는 해석결과의 정도검증에 사용된 해석 모델 중 종방향 압축하중만을 고려한 경우와 횡하중 0.45MPa을 고려한 경우에서의 압축최종강도 상태에서의 처짐과 응력분포를 나타내고 있다.

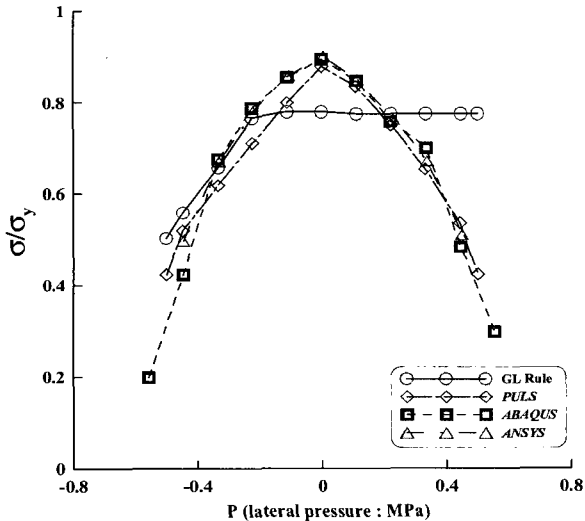


Fig. 4 Effect of lateral pressure on axial capacity for tanker bottom panel

종방향 압축하중만을 고려한 해석에서는 상대적으로 두께가 얇은 웹에서 좌굴에 의한 처짐(11.72mm)이 크게 발생하였으며, 보강판넬의 붕괴패턴은 판과 보강재의 국부좌굴에 의해서 결정되어지고 있다.

Fig. 5의 결과는 압축하중만을 고려한 경우의 최종강도에서의 처짐과 응력분포를 나타내고 있다. 전체적인 압축하중 작용에 따른 붕괴형태는 판과 보강재의 국부좌굴에 기인하며,

특히, 보강재 4-6번에서 좌굴에 의한 큰 처짐이 발생하며, 판부재에서도 처짐이 크게 발생하고 있다.

Fig. 6에서는 횡하중과 압축하중을 적용시킨 상태에서의 압축최종강도 상태에서의 처짐과 응력분포를 나타내고 있다. 횡하중의 크기는 0.45MPa를 작용시켰으며, 상대적으로 횡하중 단계에서 엄청난 압력(water head=44m)을 작용시킴에 따라서 압축하중이 작용 전에 이미 네번 모서리 방향으로 국부적으로 항복(yielding)이 진행되며, 압축하중이 점진적으로 증가하게 되면, 보강판넬의 네 모서리를 기점으로 하여 판과 보강재의 교차지점에서 항복하는 형태를 나타내고 있다.

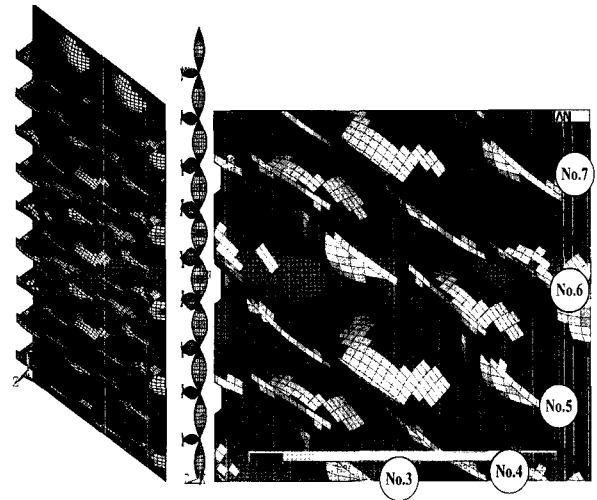


Fig. 5 Deflection shape and distribution of stress of the tanker bottom panel subjected to axial load

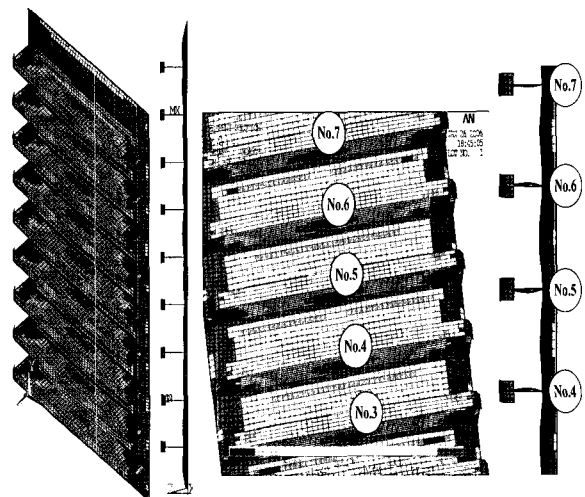


Fig. 6 Deflection shape and distribution of stress of the tanker bottom panel subjected to combined load (axial compression and lateral pressure load:0.45MPa)

2.6 수치해석 정도 검증(실험결과와의 비교)

해석의 정도검증을 위하여, 참고문헌[5]의 실험결과와 DnV 계산결과를 비교하여 Fig. 7에 나타내고 있다. 실험에서는 횡

하중의 크기가 증가함에 따라 최종강도 변화가 불규칙적으로 나타나고 있으며 DnV규준은 횡하중의 증가에 따른 압축최종강도 감소에 대한 영향을 제대로 고려하지 못하고 있다. 두가지 다른 재료의 물성치에 따른 비교를 통하여 보면, 횡하중이 작용하지 않는 조건에서는 유한요소해석 결과가 실험결과보다 높게 평가하고 있으며, 횡하중이 증가함에 따라서, 일정한 비율로 압축최종강도는 감소하는 분포를 나타내고 있으며, case(a)에서는 3가지 조건에 대해서, case(b)에 대해서는 4가지 조건에 대해서 비교를 하였으며, 횡하중의 증가에 따른 압축최종강도 영향을 실험결과와 비교하여, 잘 반영하고 있다고 판단된다.

3. 유한요소해석 고찰

본 논문에서 고려한 횡하중과 압축하중이 작용하는 조합하중 조건에 대한 선체보강판넬의 탄소성 좌굴 거동을 동반한 붕괴 특성을 파악하기 위하여, 그릴리지 구조가 아닌 판폭과 한 개의 보강재만을 고려한 PSC해석모델에 대해서 고찰하였다. 위 모델은 길이방향 길이를 달리한 3가지 해석모델을 적용하였다.

3.1 PSC 해석모델에서 보강재의 단면속성에 따른 붕괴거동

Fig. 8의 그래프는 횡하중을 고려한 조합하중 조건에서 one bay PSC 해석모델의 압축좌굴거동을 평균응력과 평균 변형을 관계로 나타내고 있으며, 횡하중을 먼저 작용시키고, 압축하중을 나중에 작용하도록 하였다. 웹 높이의 증가와 함께 압축최종강도는 조금씩 증가하고 있으며, 보강재의 단면계수가 클수록 최종강도 또한 높게 평가한다. 보강재의 단면속성은 크게 플랜지가 있는 형태와 없는 형태로 분류할 수 있으며, 후자의 경우에는 웹의 단면계수 증가에 대한 압축최종강도 증가량이 작은 반면, 전자의 조건에서는 명확하게 구분되어 지고 있다.

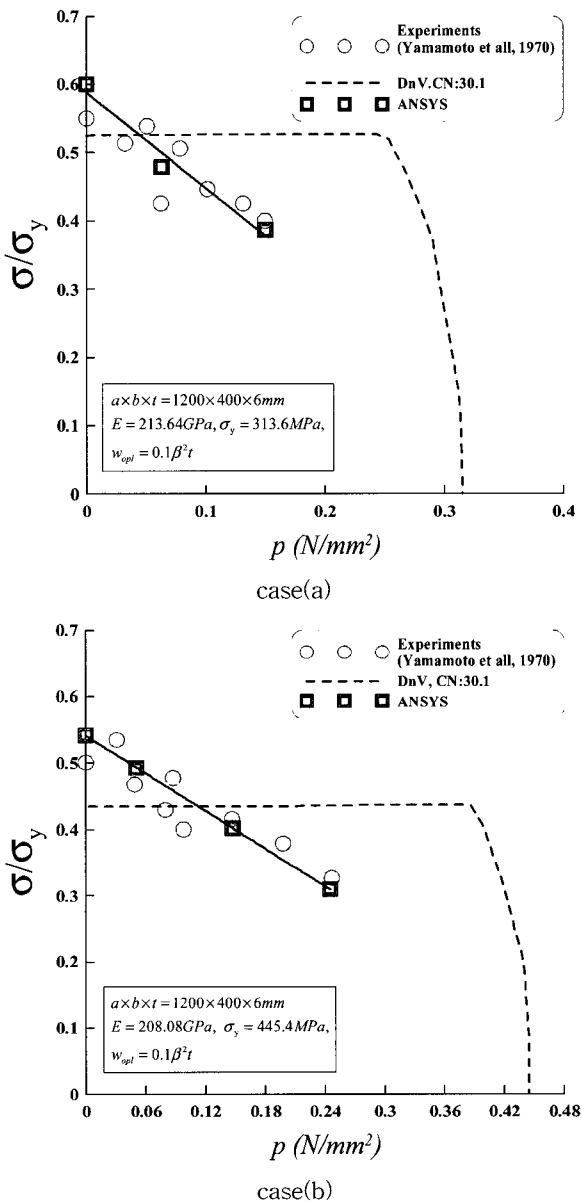


Fig. 7 Comparison of the FEA(ANSYS) and DnV guideline with the Yamamoto collapse test results for plating under combined longitudinal axial compression and lateral pressure loads

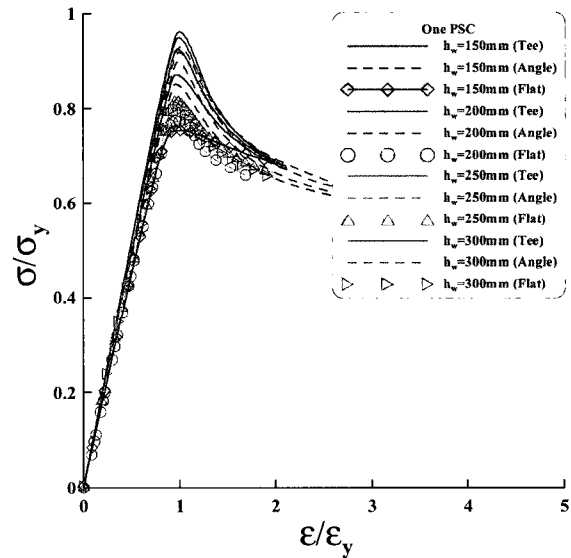


Fig. 8 A comparison of average stress and average strain curves for the one bay SPM subjected to combined load

횡하중의 작용으로 인하여, 보강판에 큰 처짐이 필연적으로 발생하게 되며, 압축하중이 점진적으로 작용하게 되면서, 플랜지가 없는 플랫형 보강재를 고려한 보강판 모델은 항복진행이 급속하게 이루어지게 되며, 웹 높이의 영향이 압축최종강도에 미치는 영향이 작게 나타나고 있다. 압축하중만을 고려한 경우에는 보강재의 웹 높이에 따라서 최종강도 분포는 뚜렷하게 구분되지만, 조합하중 조건에서는 횡하중이 먼저 작용하면서 발생된 큰 처짐의 영향으로 붕괴패턴이 결정되어지고, 압축하중이 작용하는 시점에서는 항복이 진행되는 붕괴거동을 나타

내고 있다.

Fig. 9의 그래프는 플랫폼 보강재를 고려한 one bay PSC 해석모델에서의 평균응력과 보강판의 중앙에서의 처짐을 판 두께로 무차원화 하여 표기하고 있으며, 웹 높이별로 나타내고 있다. 웹의 높이가 작을수록, 횡하중에 의한 처짐량이 크며, 압축하중이 점진적으로 작용함에 따라 처짐은 증가하는 형태를 나타내며, 웹 높이가 250, 300mm의 경우에는 압축하중에 의한 좌굴발생 이전에는 처짐 변화가 미소하게 나타나지만, 좌굴 발생 이후에 처짐은 큰 폭으로 증가하는 경향이 확인되며, 웹 높이가 250mm인 경우에서 300mm인 조건보다 더 높은 압축최종강도를 나타내고 있다.

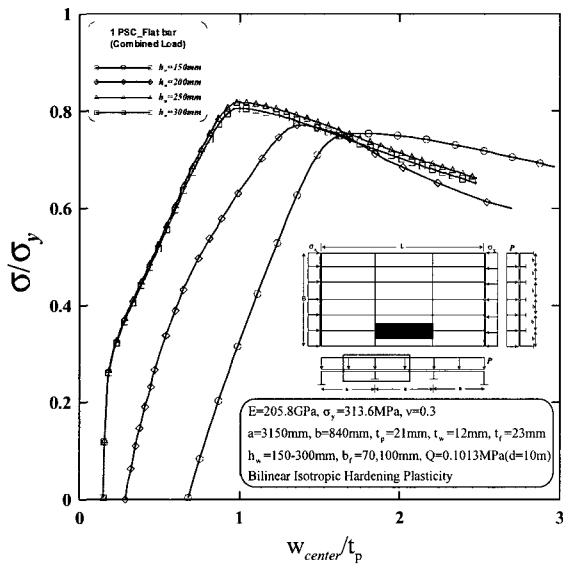


Fig. 9 A comparison of average stress and ratio of central deflection and plate thickness of the stiffened plate considering one PSC subjected to combined load

Fig. 10에서는 평균응력과 해석모델의 중앙처짐값을 판 두께비로 무차원하여 표현하고 있으며, 변수로서는 웹 높이를 증가시켰다. 티 단면형태의 보강재에서는 보강재의 길이가 증가 할수록 횡하중에 의한 초기처짐이 점점 작아지며, 보강재의 웹 높이가 증가 할수록 압축하중에 의한 좌굴응력은 크게 나타나며, 좌굴 발생 이후는 보강판의 중앙처짐이 크게 증가하는 특성을 나타내고 있다. 플랫폼 보강재를 가진 해석모델에서의 횡하중과 압축하중에 대한 거동을 나타내고 있고, 보강재의 증가에 따른 중앙처짐과 응력관계를 나타내고 있다. 여기서, 특이한 점은 웹 높이가 250mm에서 웹 높이가 300mm에서보다 단면계수는 작으나, 최종강도는 높게 평가하고 있다.

PSC 모델링기법을 적용하고, 해석모델의 크기를 달리하여 평균응력과 보강재의 치수비로 Fig. 11에서 나타내고 있다. 플랫폼 보강재를 고려한 해석모델에서는 해석모델의 크기에 따라서 압축최종강도 분포는 보강재 웹 높이가 증가할수록 차이를 보이고 있다. 특히, three bay PSC 모델에서는 웹 높이가 300mm에서는

압축최종강도가 크게 증가하고 있다. 이러한 원인으로는 횡하중 작용 시 three bay PSC를 제외한 모델에서는 하중변의 보강재에서 큰 처짐으로 인한 최대 등가응력(equivalent stress)이 발생하면서, 압축하중의 작용 전에 많은 구조적 손상을 갖고 있기 때문이다. 압축최종강도 상태에서의 붕괴패턴 또한 이때의 처짐 분포를 유지하게 된다. 그러나, 두 개의 횡프레임을 고려할 경우에는 횡하중의 작용 시 보강판 전체적으로 처짐이 고르게 발생하며, 발생한 최대응력 수치도 작게 나타나며, 압축최종강도에서도 이와 같은 특성을 유지하게 된다.

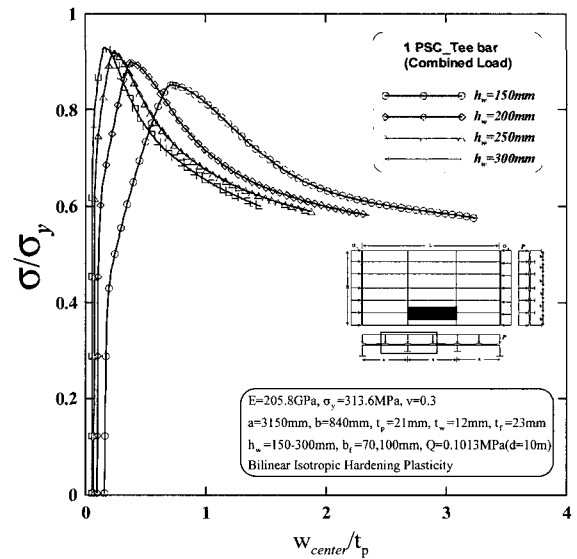


Fig. 10 A comparison of average stress and ratio of central deflection and plate thickness of the stiffened plate considering one PSC subjected to combined load

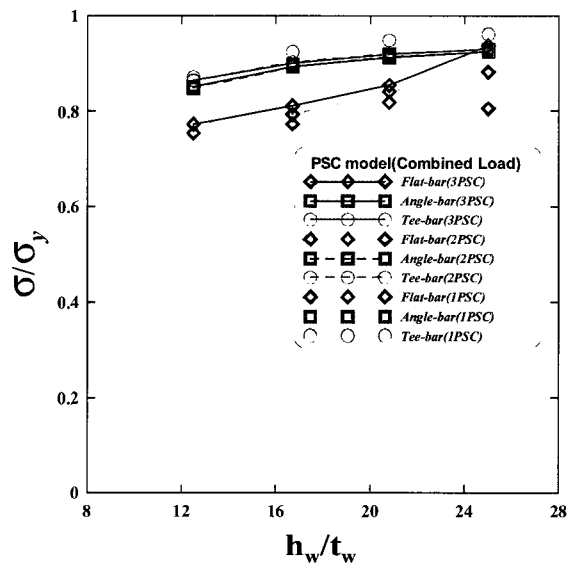


Fig. 11 A comparison of average stress and ratio of web height and web thickness of the stiffened plate considering PSC(Plate Stiffener Combination) modeling subjected to combined load.

Table 1에서는 각 해석모델에서의 보강재 웹 높이가 300mm 인 조건에서의 횡하중이 작용한 시점에서의 최대처짐과 최대 등가응력 수치를 비교하고 있다.

Table 1 Summarized data for deflection and max. stress on the acting lateral pressure load.

	Deflection(mm)	Max.Stress(MPa)
1 PSC	3.672	313.600
2 PSC	2.853	272.424
3 PSC	2.928	220.221

그러나, 보강재의 형태가 플랜지를 갖고 있는 앵글형과 티형에서는 보강재의 높이가 200mm이상에서는 웹 높이의 증가에 대한 최종강도 증가량이 아주 미소하게 나타나고 있다. 유한요소 시리즈해석을 통하여 가장 높은 압축최종강도 분포를 보인 조건은 티형 보강재를 가진 one bay PSC 해석모델이다.

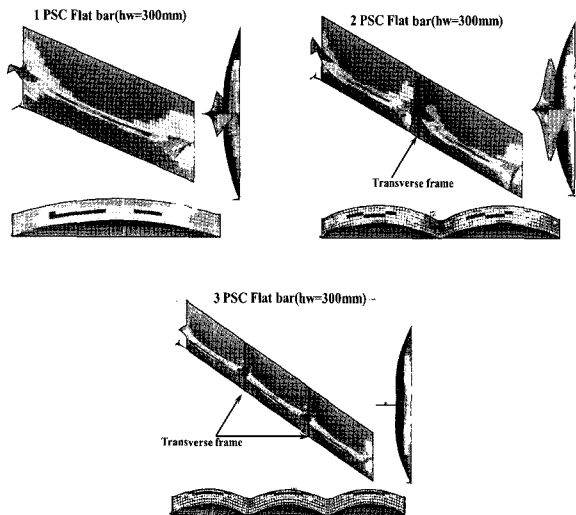


Fig. 12 Deflection shape and stress distribution various analysis range with flat bar subjected to combined load

one bay PSC모델과 two bay PSC모델에서는 횡하중과 압축하중이 작용하는 조건에서의 압축 최종강도 붕괴패턴을 살펴보면, 횡프레임이 위치한 곳의 끝단 보강재에서 큰 횡처짐이 발생하고 있다. 특히, two bay PSC모델에서는 횡프레임이 위치한 곳의 종보강재의 끝단에서 과도한 처짐이 발생하고 있으며, Fig. 12에서 나타내고 있다. 따라서, 위 해석모델을 적용하여, 횡하중과 압축하중에 대한 비선형 좌굴 해석을 할 경우, 보강재의 끝단에서 발생하게 되는 과도한 처짐의 영향을 충분히 고려하여야만 한다. 결론적으로 PSC 해석기법에서는 모델링 영역에 따라서, 횡하중의 영향을 제대로 반영하지 못하고 있다. 이러한 주요원인은 위 모델링 기법은 보강재와 보강재 사이의 판재 부분의 영역이 좁아서 발생할

수 있는 다양한 붕괴모드를 반영할 수 없기 때문이다. 따라서, 수치해석에 앞서 해석모델의 결정 시 최대 판폭(B)의 결정이 중요시 된다.

앵글형 과 티형 단면형태 보강재를 고려한 PSC해석모델에서의 압축최종강도 및 최종강도 이후의 거동은 거의 같게 나타나고 있으며, 플랫형 보강재를 고려한 경우보다 최종강도 이후의 면내강성 변화는 급격히 감소하는 경향을 나타내고 있다. 특히, 플랫형 보강재의 웹 높이가 300mm의 경우에서는 다른 조건에 비해서 최종강도 증가가 현저하게 나타나고 있으며, 이 크기는 플랜지가 있는 앵글형과 티형 보강재를 고려한 해석모델과 유사하게 나타나고 있다.

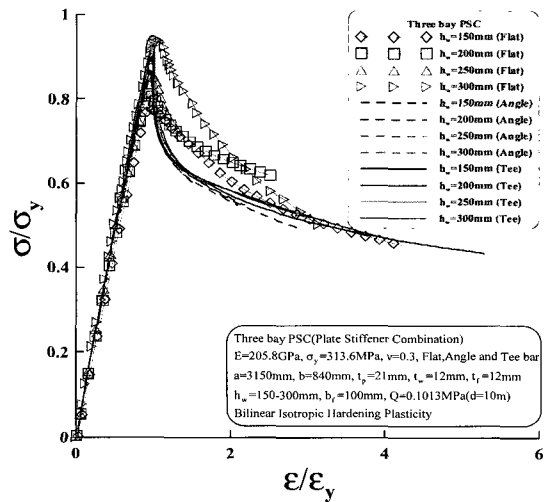


Fig. 13 A comparison of average stress and average strain curves for the three bay PSC subjected to combined load

3.2 SPM 해석모델에서 보강재의 단면속성에 따른 붕괴거동

본 논문에서 고려한 SPM(Stiffener Panel Model) 해석모델은 종방향 보강재 5개를 포함한 그릴리지 구조로 이상화 하였다. 최대 모델은 횡프레임 2개를 포함하고 있다.

Fig. 14의 결과는 three bay SPM 해석모델에서의 압축최종강도 거동을 평균응력과 평균변형률 관계로 나타내고 있다. 플랜지가 있는 앵글형 보강재와 티형 보강재를 고려한 경우의 해석의 결과가 유사하기 때문에 그래프에서는 티형 보강재와 플랫형 보강재의 거동을 비교하고 있다. 같은 하중조건하에서 웹의 높이가 150mm에서는 플랜지가 없는 형태에서는 횡하중에 의한 손상이 크게 발생하여 압축하중이 작용할 경우, 면내강성이 크게 감소하며, 이로 인하여 압축최종강도 거동이 아주 상이하게 나타나고 있다. 플랫형 보강재 해석모델에서는 웹 높이의 증가에 따라 압축최종강도 변화가 현저하게 나타나고 있으며, 티형 보강재의 경우에는 보강재의 높이 증가에 대한 압축최종강도의 증가는 크지 않게 나타나고 있다. 특히, 플랫형 보강재를 고려하고 웹 높이가 200, 250mm에서는 최종강도 이후에 발생하는 천이거동(snap-through)현상이 나타나고 있다.

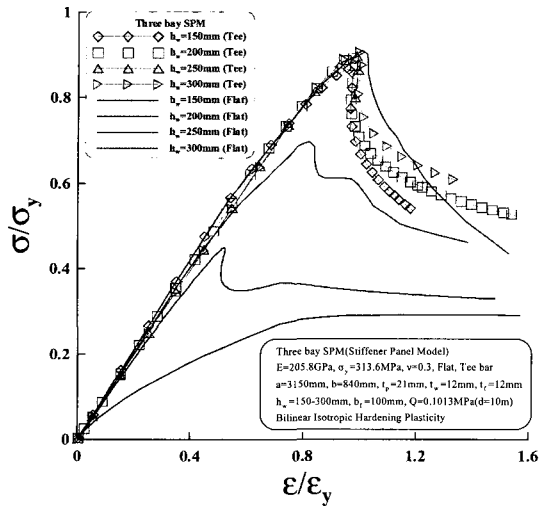


Fig. 14 A comparison of average stress and average strain curves for the three bay SPM subjected to combined load

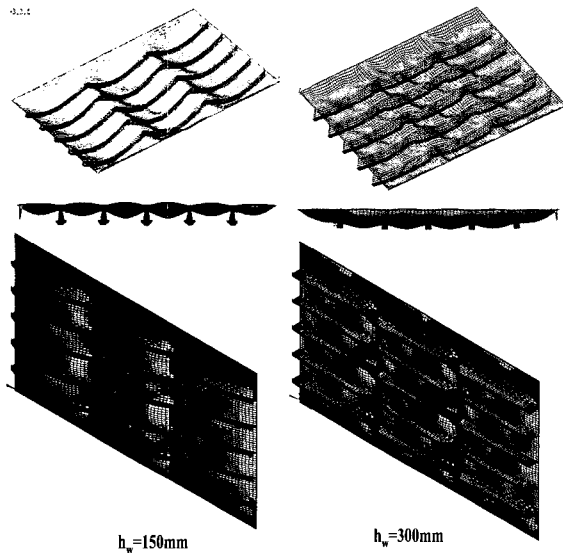


Fig. 15 Deflection shape of the three bay SPM with a tee bar combined load

티바 형태의 보강재를 고려한 three SPM 해석모델에서의 압축최종강도에서의 처짐과 응력분포를 웹 높이 150mm와 300mm의 경우에 대해서 Fig. 15에서 비교하고 있다. 전자의 경우에는 횡하중 작용 시 판에서 발생한 대처짐으로 인하여 횡프레임을 기준으로 전체 좌굴 후 전체 붕괴하는 형태를 나타내고 있으며, 상대적으로 보강재의 단면계수가 증가한 경우에는 판과 보강재의 국부좌굴에 의한 붕괴형태를 나타내고 있으며, 이러한 붕괴형태는 웹 높이가 200mm 이상에서 나타나고 있다.

중방향 보강재의 형태가 플랫폼타이며, 해석에 사용된 모델 영역은 one bay SPM 모델에서의 웹의 높이에 따른 압축최종강도 분포를 평균응력과 평균 변형을 관계로 Fig. 16에서 나타내고 있다. 웹의 높이가 150mm에서는 이미 횡하중이 작용 시 큰 처짐과 항복이 발생하여, 압축하중이 작용하면서 면내강성이 다른 조건에 비해 크게 감소하는 거동을 나타내고 있다. 웹

의 단면계수가 점점 증가 할수록 압축최종강도는 증가하며, 최종강도 이후의 거동은 면내강성 감소가 크게 발생하여, 급격한 기울기를 나타내고 있다.

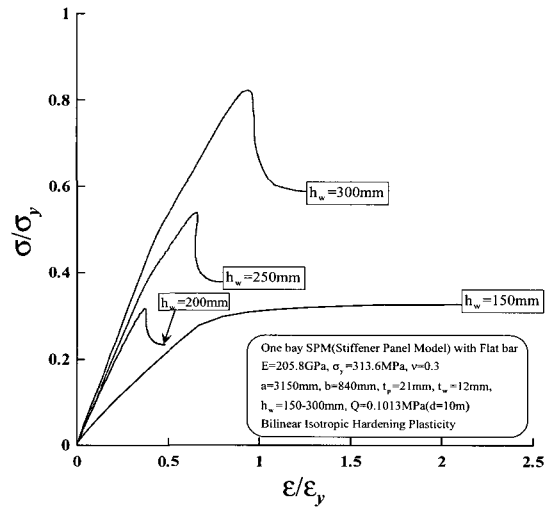


Fig. 16 A comparison of average stress and average strain curves varying the web height of the stiffened plate with a flat stiffener subjected to combined load.

해석모델에서 중방향 보강재의 효과를 파악하기 위하여 Fig. 17에서는 티형태의 보강재 단면을 고려하였다. 같은 조건에서 보강재의 단면속성이 변화함에 따라, 압축최종강도 분포는 큰 차이를 보이고 있다. 웹 높이가 200mm 이상에서는 웹 높이의 증가에 따라 압축최종강도는 조금씩 증가하고 있으며, 웹 높이가 150mm에서는 상대적으로 낮게 평가하고 있다. 또한, 최종강도 이후의 거동은 Fig. 16와는 다른 급격한 강성변화가 아닌 완만한 강성변화를 나타내고 있다. 이러한 원인을 좀더 면밀하게 파악하기 위하여 Fig. 18에서 설명하고 있다.

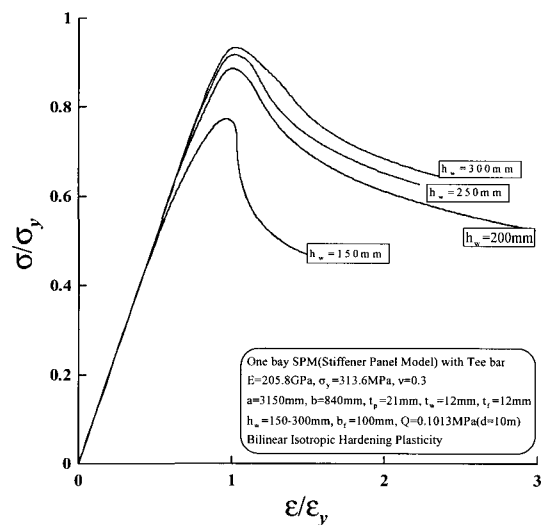


Fig. 17 A comparison of average stress and average strain curves varying the web height of the stiffened plate with a tee stiffener subjected to combined load.

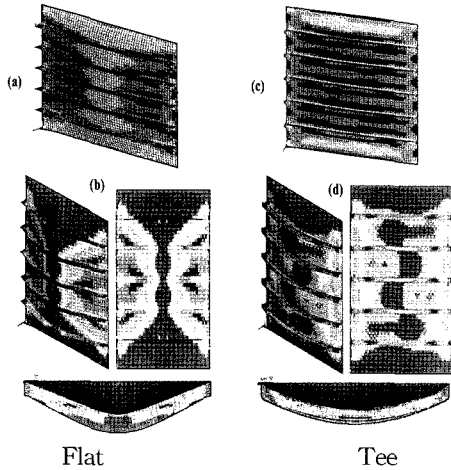


Fig. 18 Deformation plot between flat and tee stiffener of the one bay SPM subjected to combined load

Fig. 18에서 나타내는 (a)와 (c)는 각 보강재 단면속성에 따른 횡하중이 작용한 상태에서의 처짐과 응력분포상태를 나타내고 있으며, (b)와 (d)는 압축최종강도 상태이다. 플랫형 보강재를 고려한 해석모델에서는 횡하중이 작용 시 보강재에서 먼저 항복이 발생하였으며, 그 부위에서 처짐 또한 크게 발생하고 있다. 그러나, 티형 단면 보강재의 경우에는 하중변의 웹 끝단에서 최대 등가응력이 228.55MPa이 발생하였다. 횡하중으로 인하여 보강재에서 항복이 발생하여, 압축하중이 작용할 경우 항복이 발생한 지점을 기점으로 큰 처짐으로 인한 전체 붕괴 형태를 나타내게 된다. 최종강도 상태인 (b)에서 나타내는바와 같이 전단면 소성붕괴를 나타내고 있으며, 항복은 보강판의 중앙을 관통하였다. 그러나, (d)에서는 티형 단면형태 보강재의 강도분담 효과로 인하여, 보강재와 보강재 사이에서 국부적으로 항복이 진행되며, 웹에서는 하중변의 끝단이 항복되었다. 최종강도 상태에서의 처짐은 플랫보강재 해석모델에서 105.26mm가 발생하였고, 티형 단면형태에서는 20.35mm가 발생하였다.

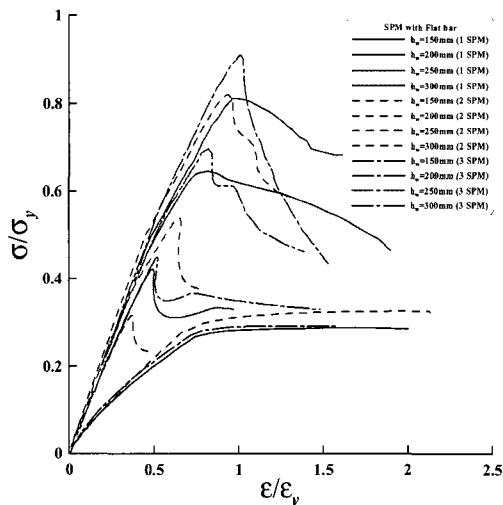


Fig. 19 A comparison of average stress and average strain curves varying the web height of the stiffened plate with a flat bar subjected to combined load

보강재의 단면속성이 플랫형태일 경우에서의 SPM 모델링을 적용하고, 각 설계변수의 변화를 고려한 결과를 Fig. 19에서 나타내고 있다. 웹 높이가 150mm인 경우에는 해석모델의 영역이 압축최종강도에 미치는 영향이 작지만, 웹 높이가 증가하면서 모델영역에 따라서, 탄소성거동은 아주 상이하게 나타나고 있다.

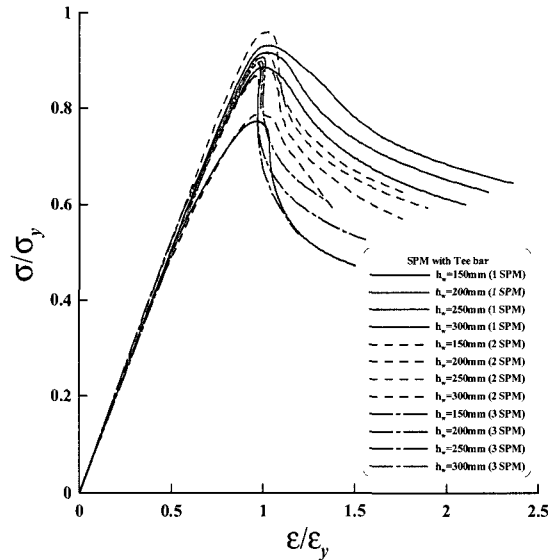


Fig. 20 A comparison of average stress and average strain curves varying the web height of the stiffened plate with a flat bar subjected to combined load.

티형 단면형태 보강재를 고려한 SPM 해석모델에서의 횡하중에 대한 압축최종강도 거동을 평균응력과 평균변형을 관계로 Fig. 20에 나타내고 있다. 웹 높이의 증가에 따른 탄소성대변형 거동은 one bay SPM과 two bay SPM의 결과는 거의 같으며, three bay SPM 해석모델에서는 웹 높이의 영향이 최종강도에 미치는 영향이 크지 않게 나타나고 있다. 이와 같은 결과를 통하여, 횡하중을 고려한 압축최종강도 거동을 표현하기 위해서는 모델링 영역에 대한 영향이 크며, 본 연구의 시리즈 해석 결과를 바탕으로 하였을 경우, SPM 모델링기법에서의 압축최종강도 거동 추정에 대한 합리적인 모델에 대해서 Table 2에 제시하고 있다.

Table 2 Summarized data of the SPM analysis model

	Modeling range	Collapse pattern
Flat	three bay SPM	overall buckling
Angle	two bay SPM	overall buckling
Tee	two bay SPM	overall buckling

Fig. 21에서는 티형 보강재를 갖고 있는 two bay SPM 모델에서의 횡하중을 고려한 압축최종강도 상태에서의 처짐형상 및 응력분포 상태를 나타내고 있다. 횡프레임을 기준으로 전체좌굴 후 전체붕괴하는 특징을 나타내며, 보강재 보다는 판재에서 소성항복이 크게 나타나고 있다.

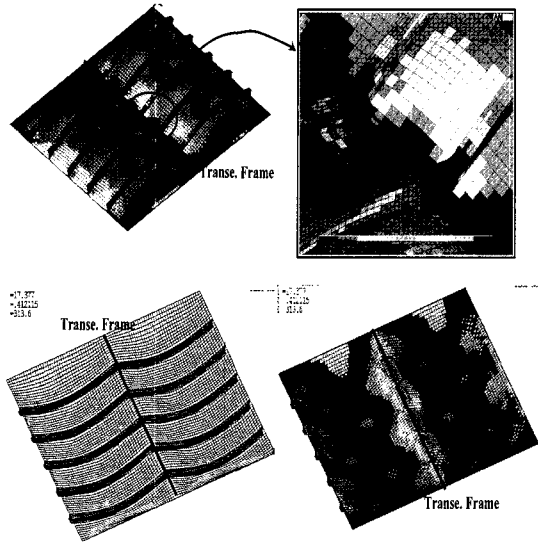


Fig. 21 Deformation plot between flat and tee stiffener of the one bay SPM subjected to combined load

3.3 압축최종강도에 대한 횡하중의 영향

본 절에서는 본 논문에서 고려한 6가지 선체보강판 모델에 대해서, 보강재의 단면속성 3가지를 변화하고, 횡하중의 크기 변화에 대한 영향이 압축최종강도에 미치는 영향에 대해서 분석하였다. Fig. 22는 각 해석모델에서의 보강재 웹 높이를 300mm로 고정하고, 횡하중의 크기를 변수로 하여 평균응력과 횡하중의 크기로 나타나고 있다. PSC 모델링 기법을 적용하고, 보강재의 형태가 플랫형인 경우에서의 횡하중의 변화에 대한 압축최종강도 분포는 one bay PSC 경우에는 횡하중에 대한 영향을 크게 반영하고 있으나, two bay, three bay PSC 경우에는 횡하중의 변화에 압축최종강도 변화는 작게 나타나고 있다. 그러나, 상대적으로 큰 횡하중 조건인 0.1MPa에서의 압축최종강도 분포는 다른 조건의 해석 경우와 비교하면 상대적으로 높게 평가하고 있다.

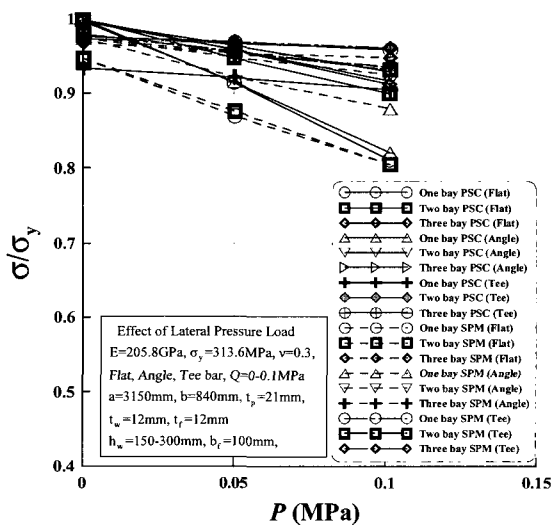


Fig. 22 A comparison of average stress and lateral pressure load varying the range of analysis model

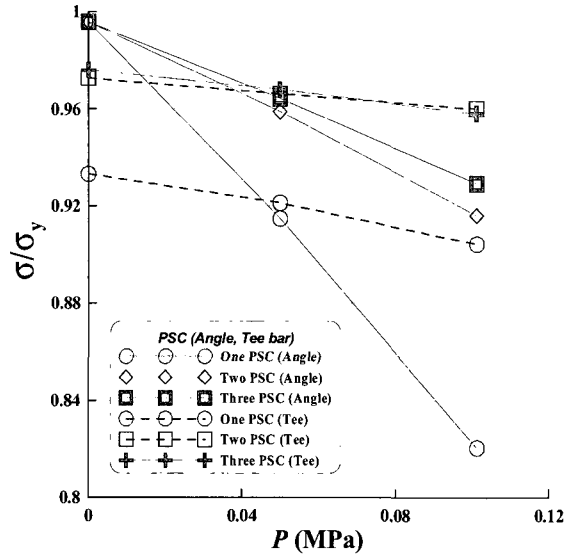


Fig. 23 A comparison of average stress and lateral pressure load for the PSC model

PSC 해석모델에서 앵글형과 티형 단면형태의 보강재를 고려한 경우 횡하중의 크기 변화에 대한 압축최종강도 분포를 Fig. 23에 나타내고 있다. 앵글형 보강재를 고려한 해석모델에서는 횡하중 크기가 증가할수록 압축최종강도 감소는 크게 나타나고 있으며, 티형 보강재의 경우에는 이와 반대로, 횡하중 크기 변화에 대한 압축최종강도 변화는 미소하게 나타나고 있다. 특히, 압축하중만을 고려한 경우에서의 최종강도 분포 또한 큰 차이를 나타내고 있다.

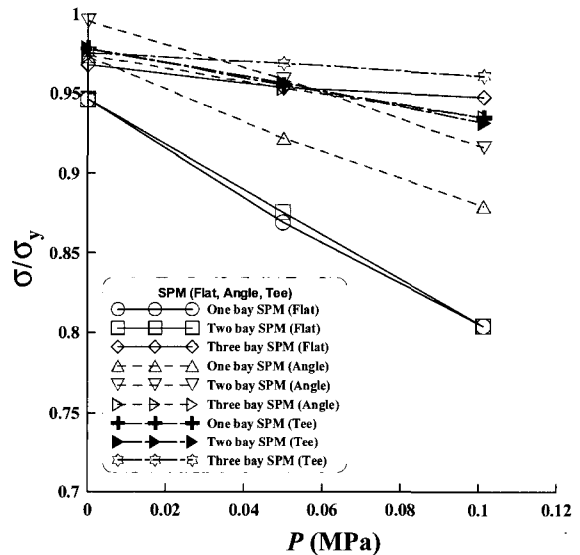


Fig. 24 A comparison of average stress and lateral pressure load for the SPM model

플랫형 보강재를 고려한 SPM 해석영역에서는 one bay, two bay 해석영역에서는 횡하중의 크기변화에 대한 압축최종강도 분포는 크기와 경향성이 유사하며, 횡하중의 증가에 대

한 압축최종강도 영향은 크게 나타나고 있다. 그러나, three bay 해석영역에서는 횡하중의 증가에 압축최종강도 감소는 아주 미소하게 나타나고 있다. 앵글형 보강재를 고려한 경우에는 one bay 해석모델의 경우에서 다른 영역조건보다 횡하중에 대한 압축최종강도 변화가 민감하게 나타나고 있으며, two bay 와 three bay 해석모델에서는 유사한 경향을 보이고 있다. 티형 보강재에서는 one bay, two bay 해석모델의 압축최종강도 분포 경향이 거의 같게 나타나며, three bay 해석모델에서는 횡하중의 크기에 대한 압축최종강도 변화가 아주 미소하게 나타나고 있다.

4. 결 론

최근 선박의 초대형화 및 초고속화 경향에 따라서 선박 구조는 갈수록 경량화 되어가고 있으며, 이에 따른 박판 보강판 구조의 응력, 변형 및 좌굴/최종강도 붕괴거동 특성에 대해서 보다 세밀하게 파악 할 필요성이 있다. 본 논문에서는 선박의 이중저 구조에서 사용 중인 대표적인 보강판넬 모델에 대해서 횡하중과 압축하중이 작용하는 하중시나리오를 상정하였다. 또한, 위 하중조건을 시뮬레이션 하기 위해서 6가지 해석모델을 제시하고, 해석모델에 따른 압축최종강도 거동 특성을 파악하였다. 각 해석모델은 종보강재의 단면형태와 웹 높이를 변화한 시리즈해석으로 설계변수가 압축최종강도에 기여하는 정도를 검토하였으며, 마지막으로 횡하중의 크기에 따른 영향을 검토를 통하여, 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 앵글형 단면형태 보강재를 고려한 one bay PSC 해석모델은 횡하중의 크기 변화를 고려할 경우 압축최종강도를 과소평가하는 경향을 나타낸다. 그러나, two bay PSC 이상의 해석모델에서는 분포 경향성이 일관성을 유지한다.
- (2) 플랫형 단면형태 보강재를 고려한 three bay SPM 해석모델은 횡하중의 크기가 증가할지라도, 압축최종강도 변화는 크지 않으며, 압축최종강도를 과대 평가하는 경향성을 나타내고 있다.
- (3) 큰 횡하중을 고려한 압축최종강도 해석에서는 횡하중의 작용 시 붕괴패턴이 결정되어지며, 압축하중의 작용이 큰 영향력을 갖지 못한다.
- (4) PSC 모델링 기법은 횡하중을 고려한 압축최종강도 평가에 있어서, 해석영역의 선택 시 횡프레임의 효과를 고려할 수 있는 모델을 선택해야 한다.
- (5) 보강재의 단면형태가 플랜지가 있는 경우에서의 합리적인 모델링기법은 two bay SPM 이다.
- (6) 플랫형 보강재 단면을 고려한 PSC, SPM 모델링 기법에서는 three bay 모델영역에서 횡하중의 증가에 대한 압축최종강도 감소에 대한 영향을 과소 평가하고 있다.

차후 연구로서는 횡하중의 크기 및 각 해석모델의 특성을 포함한 조합하중 설계식의 개발이 필요시 된다.

후 기

이 논문은 2007년도 산업자원부 주관 지역혁신인력양성사업의 지원을 받아 수행되었고 위 기관에 감사를 표합니다.

참 고 문 헌

- [1] 박주신, 고재용, 이준교(2005), “종방향 압축력을 받는 선체판부재의 횡압력 영향에 관한 연구”, 항해항만학회지, 제29권, 6호, pp. 515-522.
- [2] 박주신, 고재용, 이준교(2006), “중횡방향 압축하중을 받는 유공판의 최종강도 설계식 개발”, 항해항만학회지, 제30권, 3호, pp. 173-179.
- [3] 박주신, 고재용, 오경근(2006), “유공보강판의 좌굴 및 극한강도 특성에 관한 연구”, 항해항만학회지, 제30권, 6호, pp. 439-446.
- [4] Byklum, Eirik, Eivind Steen, Kjetil G. Vilming, and Tom K. O.(2006), “Computerized Buckling Models for Ultimate Strength Assessment of Stiffened Ship Hull Panels”, PRADS.
- [5] DnV(2004), “Buckling strength analysis”, In DnV Classification Note No.30.1.
- [6] Germanisher Lloyd(2003), “Construction Rules for Seagoing Ships”.
- [7] Paik, J. K, Thayamballi, A. K., and Kim, B. J. (2001), “Large deflection orthotropic plate approach to develop ultimate strength formulations for stiffened panels under combined biaxial compression/tension and lateral pressure”, Thin-walled structures, 39, pp.215-246.
- [8] Paik, J. K. and Thayamballi, A. K. (2003), “Ultimate limit state design of steel-plated structures”, John Wiley & Sons.
- [9] Yao, Tetsuya, Masahiko Fujikobo, Daisuke Yanagihara, Masaki, and Irisawa (1998), “Considerations on FEM Modeling for Buckling/Plastic Collapse Analysis of Stiffened Plates”, Transactions of the west-japan society of naval architects No.95, March, pp.121-128.
- [10] Yamamoto, Y., Matsubara, N., and Murakami, T.(1970), “Buckling Strength of rectangular plates subjected to edge thrusts and lateral pressure (2nd report), Journal of Society Naval Architecture Japan, 127, pp.171-179.

원고접수일 : 2007년 1월 30일

원고채택일 : 2007년 4월 11일