

중소형 컨테이너선 선저만곡부 보강곡판의 최종강도 해석

박형준^{†*}, 정준모^{**}, 조상래^{***}

(주)현대미포조선^{*}, 현대중공업(주)^{**}, 울산대학교^{***}

Ultimate Strength Analysis of Curved Stiffened Shells of Container Bilge Strakes

Hyung-Zune Park^{†*}, Joon-Mo Choung^{**} and Sang-Rai Cho^{***}

Hyundai Mipo Dockyard Co. Ltd.^{*}, Hyundai Heavy Industries Co. Ltd.^{**}
School of Naval Architecture and Ocean Engineering, University of Ulsan^{***}

Abstract

For medium size container ships, curved bilge strakes should be stiffened with angle bars. However, ultimate strength design formulations for those structures are not available. Design equations for flat stiffened plates are employed in design without considering the effects of curvature of shells. In this study non-linear finite element analyses were performed and the curvature effects were quantified. According to the analysis results the effects of curvature can not be neglected when the curvature is larger than a certain amount. Therefore design formulations should be developed for curved stiffened shells, which is presently designed using the formulations for flat stiffened plates.

※Keywords: Curved stiffened shell(보강곡판), Bilge strake(선저만곡부), Ultimate strength(최종강도), Non-linear finite element analysis(비선형 유한 요소 해석), Container ship(컨테이너선).

1. 서론

컨테이너선은 특성상 타 선종과 구분되는 부분이 많은데 그중 하나가 선형이 날렵하며 중앙평행부가 길지 않고 선저 만곡부가 불균일한 곡률을 갖으며 특히 비보강곡판이 아닌 보강곡판으로 이

루어져 있는 점이다. 하지만, 보강곡판에 사용할 수 있는 적절한 설계식이 없어 현재는 보강 평판의 설계식을 대신 사용하고 있다. 물론 판의 곡률을 고려하지 않고 보강평판의 설계식을 사용하면 더욱 안전한 구조의 설계가 되겠지만 상대적으로 불필요한 보강에 따른 비용의 증가 등에 대해서는 충분히 고려해야 할 것이다.

곡판구조는 선저만곡부 등에서 선체에 보편적으로 쓰이며 사용량도 많다. 각 선급에서는 곡판의

접수일: 2006년 11월 13일, 승인일: 2007년 3월 16일

† 교신저자: hjpark@hmd.co.kr, 052-250-3736

규정을 두어 초기 구조 설계 시 반영하도록 하고 있지만, 그 규정 자체는 탄성한계내의 이론에 기초한 해석적 방법이고 보강재가 조밀하게 배치된 보강곡판의 경우는 적절한 규정이 없다.

비보강곡판에 대한 선급규정식이나 제안된 설계식이 많이 있지만, 실제 설계에서는 일반적으로 사용되지 않고 있다. 현재는 보강곡판의 설계에 보강평판의 최종강도식이나 탄성한계의 곡판에 대한 선급규정이나 설계공식을 사용함으로써 생산원가의 증가를 초래하고 있다.

따라서, 비선형 최종강도 해석에 근거한 보강곡판의 최종강도 한계상태를 기준으로 하는 보다 합리적인 구조설계방법의 개발이 필요하다.

비보강곡판에 대해 Featherston(2000, 2003)과 권용우 등(2004)이 연구 결과를 발표하였는데, Featherston(2000)은 비보강곡판과 평판에 있어 조합하중을 받는 경우에 유한요소해석 결과와 실험결과를 비교하였고 초기변형의 민감도 해석도 수행하였다(Featherston 2003). 권용우 등(2004)은 선박에 사용되는 비 보강 곡판에 대한 최종강도를 상용 유한요소 프로그램으로 연구하였다.

본 연구에서는 4,000TEU 이하의 중소형 컨테이너선의 보강곡판 구조에 대한 최종강도를 상용 유한요소해석 프로그램으로 그 특성을 파악하였다. 우선적으로 곡률의 변화에 따른 최종강도의 특성을 분석하고 비교 정리 하였으며 여러 설계치수 중 곡률의 이점을 설계에 반영할 수 있는 방법으로서 보강재 간격과 곡률의 변화에 따른 보강곡판의 최종강도의 영향을 분석하였다.

아울러, 실선자료를 바탕으로 선저부에 작용되

는 횡 압력과 선체 굽힘 모멘트로 인한 종방향 축 압축력의 조합하중을 받는 보강곡판의 비선형 해석을 수행하였다. 이 결과로부터 보강곡판의 곡률이 최종강도와 붕괴형상에 미치는 영향을 조사하였다.

이 결과는 보강곡판 설계 방법의 개발 뿐만 아니라 보강평판 설계식을 사용하는 경우 강도여유의 파악에도 도움이 될 수 있다.

2. 실선의 조사대상 및 범위

Fig. 1에서 볼 수 있듯이 4,000TEU 미만의 중소형 컨테이너선을 대상으로 중앙부 0.4L 구간에 대해 선저만곡부의 특성을 조사하였다.

실선의 선저만곡부는 선체의 종 방향 0.4L 구간에 있어서는 중앙 횡단면에 의거한 설계 기준치수를 가능한 유지하도록 설계되지만 0.4L 구역을 벗어나면서 곡률의 변화와 함께 각각의 설계 기준치수가 급격히 변하게 된다. 따라서, 설계 기준을 설정하기위한 종방향의 조사 범위를 곡률이 어느 정도 범위에서 유지되는 중앙부 0.4L 구간을 주 대상으로 하였다. 상하 방향은 선저 종거더와 선측 종거더로 확연히 구분되는 부분에 대하여 조사하였다.

앞에서 언급한 구역에 대해 중소형 컨테이너선 선저만곡부의 곡률반경을 조사한 결과를 Fig. 2에 표시하였다. 이 그림에서 알 수 있듯이 곡률반경의 범위는 대략 4000mm ~ 13000mm 정도 이고 0.35L ~ 0.65L 범위에서는 곡률반경이 대부분 4000mm ~ 8000mm 범위에 많이 분포하고 있는 것을 알 수 있다.

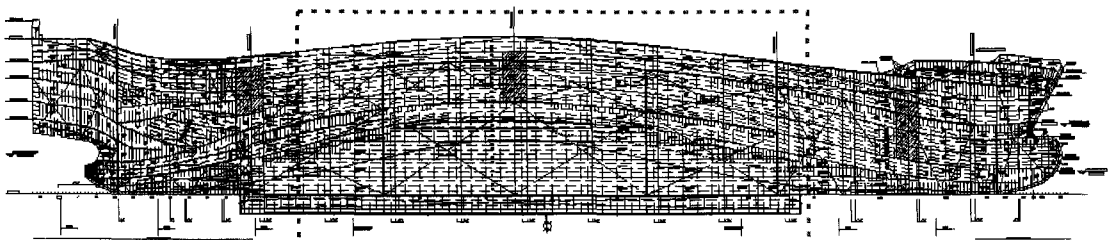


Fig. 1 2800 TEU Container ship shell expansion

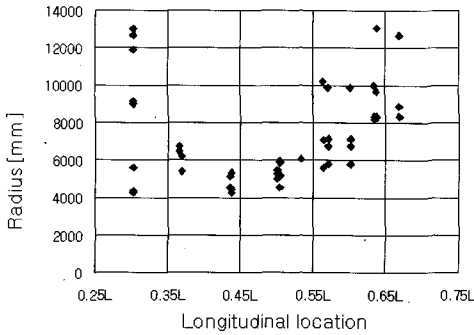


Fig. 2 Distribution of curvature of bilge strake

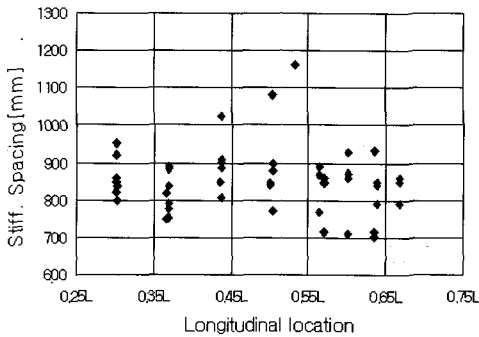


Fig. 3 Distribution of longitudinal stiffener spacing

실선의 종 보강재 간격의 범위는 700mm ~ 1200mm 이며 그 분포는 Fig. 3에 나타내었다.

실선의 종 보강재 간격은 중앙 횡단면도에서 제시된 기준 치수를 넘지 않도록 배치되므로 Fig. 3에서처럼 대부분 기준 치수를 지키도록 설계되며, 간혹 이 설계기준을 넘는 경우는 기준 치수에 맞춰 횡보강재를 추가로 보강하고 있다. 조사된 선박들의 경우 기준 배치간격은 850mm ~ 950mm 범위이다.

아울러, 조사 대상 선박들에서는 선저 만곡부에 주로 고장력강인 "HT32"를 쓰며 곡판 두께의 범위는 13.5mm ~ 17.5 mm 이며, 취부된 보강재는 형강으로 선저외판 보강재와 선측외판 보강재와 유사한 250x90x10/15 I.A "HT32" 와 250x90x12/16 I.A "HT32"를 주로 사용하고 있다.

3. 해석 모델의 결정

컨테이너선의 중앙부에서 선저만곡부는 화물중량과 부력의 종방향 분포 특성으로 인해 항상 Hogging 상태에 놓이게 되고 선저만곡부에는 종방향 압축력이 지배적으로 작용하게 된다. 선측 스트링거와 선저중거더는 선저만곡부를 구조적으로 거의 완전구속 시킨다고 볼 수 있다. 선저만곡부는 항상 해수압이 선체 안쪽 방향으로 작용하며, 밸러스트시에는 해수압은 밸러스트 수압과 서로 상쇄된다.

조사된 중소형 컨테이너선의 중앙부에 분포된 곡률과 보강재 간격 두께 등을 고려하여 우선적으로 곡률의 영향을 분석하기 위해 곡률반경을 4000, 5000, 6000, 7000, 8000mm로 변화시켰다. 그 외 다른 설계 변수들은 조사된 자료를 근거로 적절한 설계 치수를 선정하였다. 판의 두께는 15mm "HT32", 보강재 간격은 1000mm, 그리고 보강곡판의 길이를 일반적인 컨테이너선의 횡늑판 간격인 3150mm로 정하였고 보강재 치수는 250x90x10/15 I.A "HT32"로 하였다. 비선형 최종강도 해석은 우선 곡률의 변화에 대하여 수행하였고 보강평판을 비교의 기준으로 삼았다.

그리고 해당 구조의 설계변수 중 큰 의미를 갖는 보강재 간격의 변화에 따른 해석모델의 범위도 선정하였다. 보강재 간격 역시 조사된 자료에 따라 800, 1000, 1200mm 의 세 가지 경우로 구분하여 각 곡률별로 해석을 수행 하였다.

곡판의 두께나 보강재의 치수의 변화 역시 영향을 미치지만 실제 설계과정에서 현실적으로 채택하기 어렵기 때문에 고려대상에서 제외하였다.

4. 유한요소해석 모델링

본 연구의 대상인 컨테이너선 선저만곡부는 선박의 단면에서 보면 중립축에서 멀리 떨어져 있어 중 굽힘 모멘트에 의한 종 방향 압축력이 가장 중요한 설계하중으로 작용하며 그로 인한 좌굴을 충분히 고려해야 한다. 또한 초기변형과 잔류응력의 영향을 알아보기 위해서 초기변형을 유한요소모델

에 구현하였으며, 적절한 잔류응력을 초기 조건으로 부여 하였다. 또한 해수압 역시 주요 설계하중으로 작용하므로 횡압력을 고려한 해석을 수행하였다.

비선형 해석의 수행에 있어 전,후처리기로는 MSC/PATRAN 2004r2를 사용하였고 Solver로는 ABAQUS/Standard 6.4-1을 사용 하였다.

4.1 요소 분할 및 수렴성 조사

유한요소해석에 있어 적절한 요소크기를 결정하기 위해 원주를 등분해서 수렴성을 조사하였으며 Fig. 4 에 나타낸 바와 같이 각각 100, 150, 200, 250 등분한 요소수로 분할하여 최종강도 해석을 수행 하고 그 결과를 Fig. 5에 나타내었으며, 이에 본 연구에서는 Mesh size를 250등분을 기준으로 곡판은 요소크기를 100mm × 100mm, 보강재는 100mm × 50mm 으로 4절점 쉘 요소를 사용하여 모델링 하였다.

컨테이너선의 경우 중앙부의 선저 만곡부는 선측 스트링거와 선저 중거더로 지지되고, 선저능판은 정해진 간격으로 배치된다(Fig. 6의 (a) 참조). 이들 각 지점을 완전구속으로 설정하고 하중작용변의 작용방향의 이동변위만을 풀어주었다(Fig. 6의 (b) 참조).

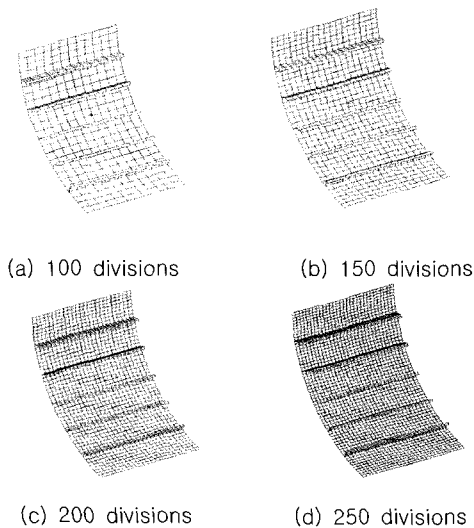


Fig. 4 Division according to the mesh size

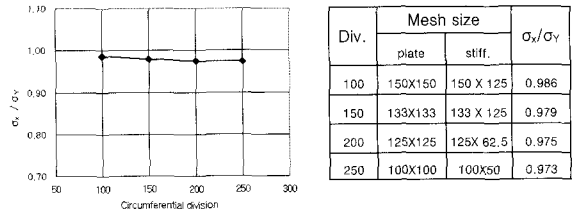
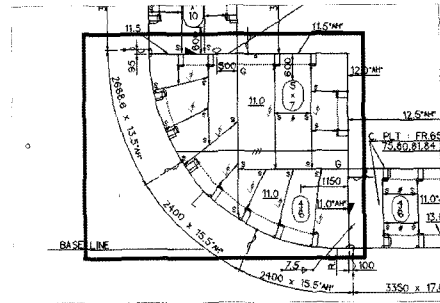
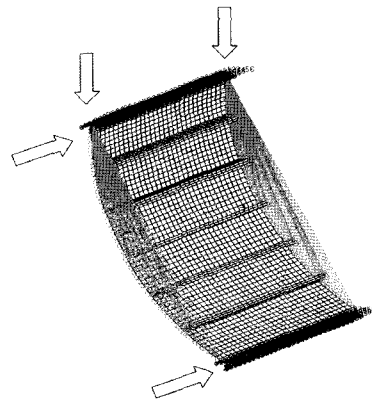


Fig. 5 Result of the convergence test of the analysis model

4.2 경계 조건



(a) Actual boundary of curved stiffened shell



(b) Assumed boundary conditions for analysis model

Fig. 6 Boundary conditions

4.3 초기변형과 잔류응력

$$\delta = 0.01s \tag{1}$$

$$\delta_{so} = 0.0015\ell_g \tag{2}$$

DNV(2001)에서는 기하학적 결함에 대한 허용 최대치를 두고 있는데 이런 허용 최대치를 진폭으로 하여 Fig. 7과 같이 Sine 파형으로 길이방향에 대해 부여 하였다.

가공, 용접 등에 의해 생성된 잔류응력 역시 구조물의 강도에 큰 영향을 미치게 된다. 그중 용접에 의한 잔류응력이 가장 심각하게 작용하는데 Fig. 8에서 보이는 바와 같이 용접선 부근에서 용접에 의한 온도상승으로 소성변형 상대까지 팽창하였다가 급격히 냉각되면서 수축하려고 하지만 주위의 구속으로 수축하지 못하고 항복응력과 같은 인장 잔류응력이 남게 된다. 그리고 일정 범위를 벗어난 구역에서는 이와 반대로 평형을 유지하기 위해 압축 잔류응력이 발생한다. 이러한 용접에 의한 잔류응력의 영향을 알아보기 위해 구조해석에서 초기조건으로 부여 하였다.

Hughes(1983)에 의하면 이상화된 잔류응력은 식 (3)과 같이 표현되고 일반적인 η 의 범위가 3~6인데 앞서 결정된 요소 크기에 맞춰 판요소를 2등분하여 적용하였다. 따라서 ηt 가 50mm가 되어 t 가 15mm이므로 η 는 50/15 즉 3.333...이다.

$$\sigma_r = \frac{2\eta}{\frac{s}{t} - 2\eta} \sigma_y \tag{3}$$

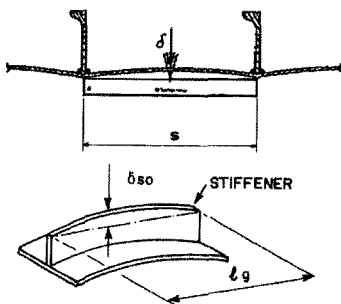


Fig. 7 Allowable tolerance of DNV rules

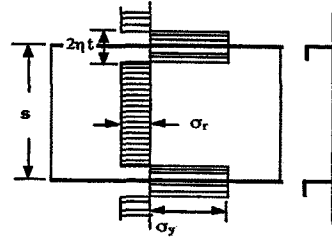


Fig. 8 Typical idealized distribution of residual stress

4.4 횡압력의 고려

실제 선박의 선저만곡부는 선저에 위치하므로 항상 수면 하에 놓이게 된다. 수압과 같은 횡압력의 영향은 구조물의 최종강도에 영향을 미치는데 횡압력의 영향을 알아보기 위해 실선의 작용 횡압력을 부여하였으며, GL선급의 설계 규정 식을 사용하였다. 이번 연구에서는 우선적으로 선체 외부에서 작용하는 해수압만을 고려하였다(GL part1, chap.1 sec.4 B 2.1.1, 2003).

$$p_s = 10(T - z) + p_0 \cdot c_F \left(1 + \frac{z}{T}\right) \tag{4}$$

5. 비선형 유한요소 해석 결과

우선 초기결함과 횡압력을 고려하지 않은 순수 압축하중하의 곡률에 따른 최종강도의 경향은 Fig. 9에서 보여주고 있다.

그래프에 따르면 주어진 조건에서 보강곡판의 최종강도의 크기는 곡률에 따라 크게 변하지 않지만 평판과는 다소 차이가 있으며, 최종강도 이후의 거동은 곡률별로 정진적인 차이를 보인다. 보강곡판군과 보강평판은 순수 압축하중 하에서 확연한 차이를 보이는데 보강곡판군의 경우 각각 차이는 있지만 거의 최종강도 까지 비례한도를 유지하는 경향을 보이지만 보강평판의 경우 최종강도에 훨씬 못 미치는 것을 알 수 있다. 곡률별 최종강도의 크기와 각각의 크기를 보강평판의 최종강도와의 비를 Table 1에 나타내었다.

각각의 설계조건들, 잔류응력, 초기변형, 횡압력을 주었을 경우의 결과는 박형준(2005)을 참조 바라며, 결과를 요약하면, 잔류응력의 영향으로 전

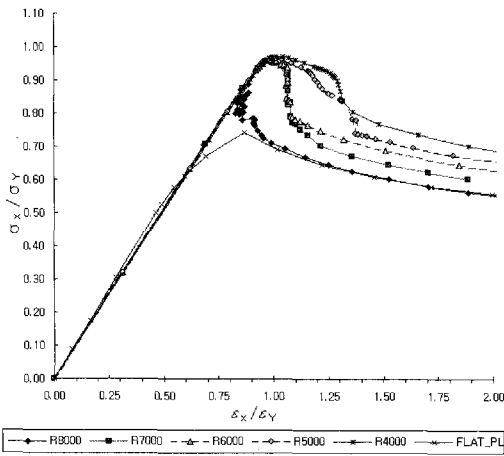


Fig. 9 Stress-strain curves under the axial compressive force varying the radius of curvature without considering initial imperfection and lateral pressure

Table 1 Ultimate strength under the axial compressive force without considering initial imperfection and lateral pressure

Shell radius [mm]	P_u [kN]	$(P_u)_{cs}/(P_u)_{fp}$
R4000	33,479	131.0
R5000	33,273	130.2
R6000	33,121	129.6
R7000	32,931	128.8
R8000	32,516	127.2
Flat_PL	25,563	100.0

체적으로 6~7% 정도의 강도 크기의 감소가 생겼으나 곡률에 따른 크기 변화는 없었으며 초기변형 역시 최종강도에 영향을 미치는데 R4000 ~ 5000mm 까지는 변화가 거의 없지만 곡률이 작아지면서 단계별로 점차 감소하는 경향을 보인다.

GL선급의 해수압을 부여한 경우의 최종강도 경향은 해수압과 같이 원의 중심 방향으로 작용한 횡압력은 최종강도에 큰 영향을 미치지 않았으며, 단지 압력방향으로 초기변형이 있다면 횡압력의

작용은 그렇지 않을 때 보다 어느 정도 크게 영향을 미친다.

또한, 횡압력의 방향에 따라 보강곡판의 최종강도의 크기의 차이가 있는 것을 알 수 있었는데 이는 곡률의 중심방향으로 작용하는 압력의 경우 곡률의 영향으로 최종강도의 영향을 거의 받지 않게 되나, 반대로 곡률의 반경 방향으로 작용할 경우에는 최종강도에 영향을 미치게 된다. 즉, 외부수압에 의해 최종강도의 영향은 크지 않고 내부 Tank pressure가 큰 영향을 미치게 될 것이다.

하지만, 이러한 하중의 방향성의 문제도 실제로는 다른 경향을 보여주는데 Fig. 7에서 제한한 변형 양상과 같이 변형의 방향이 곡률의 중심방향으로 생기는 일반적인 경우에는 횡압력의 방향이 반경방향으로 작용할 때 오히려 최종강도가 증가하는 경향을 보인다.

Fig. 10은 곡률반경이 6000mm인 모델의 경우에 초기변형 없이 순수 횡압력만 작용시켰을 때의 각각 압력 방향에 따른 구조의 최종강도 추이를 나타내었고, Fig. 11은 제한된 초기변형 양상을 모델에 구현한 후 횡압력을 작용 시켰을 때의 최종강도의 크기 변화를 보여주고 있다. 초기변형이

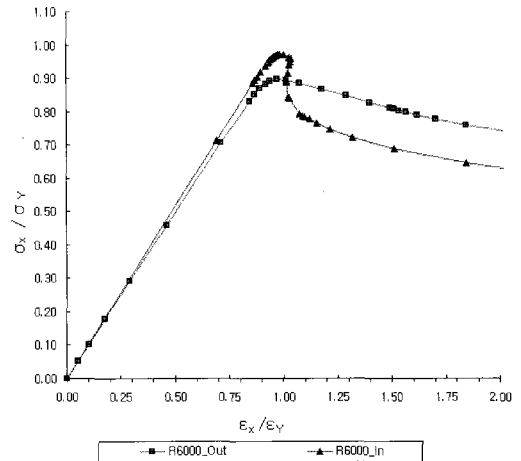


Fig. 10 Ultimate strength comparison for the direction of lateral pressure in case of 6000mm radius curved stiffened shell under the axial compressive force considering the lateral pressure only

없는 경우에는 곡률의 중심방향으로 압력이 작용 하였을 때(외압)가 반경방향으로 작용했을 때(내 압)보다 약 10%정도 최종강도가 크게 나타나지만, 초기변형이 있을 경우는 오히려 반경방향으로 압 력이 작용하는 경우(내압)가 약 10%정도 크게 나 타났다.

이상 나열된 초기결함과 횡압력을 모두 고려했 을 때 모델들의 최종강도경향은 Fig. 12 에서 보 여주고 있고 곡률별 최종강도 및 보강평판과의 비 율, 그리고 초기모델과의 비율을 Table 2 에 나타 내었다.

결과로부터 보강곡판의 최종강도의 양상은 크게 세 가지로 분류 할 수 있는데, 우선 곡률반경이 4000 mm인 경우에는 최종강도가 보강평판에 비 해 30%이상의 강도여유가 있어 그로인한 큰 효과 를 기대할 수 있다.

다음은 곡률반경이 7000mm 이상인 구간에서 는 보강곡판의 곡률에 의한 최종강도의 영향은 점 점 작아지는데, 결국 보강평판의 최종강도와 유사 한 크기를 보이므로 곡률의 최종강도에 대한 영향

을 무시하고 보강평판의 설계기준을 따른다 해도 우리가 없다.

마지막으로, 4000mm ~ 7000mm 사이의 구간 에서는 곡률의 변화에 따라 보강곡판의 최종강도 가 점차적으로 증강하는데, 이런 부분에서의 곡률 의 영향을 초기 구조설계 단계에서 고려할 수 있 는 방법을 모색해야 할 것이다.

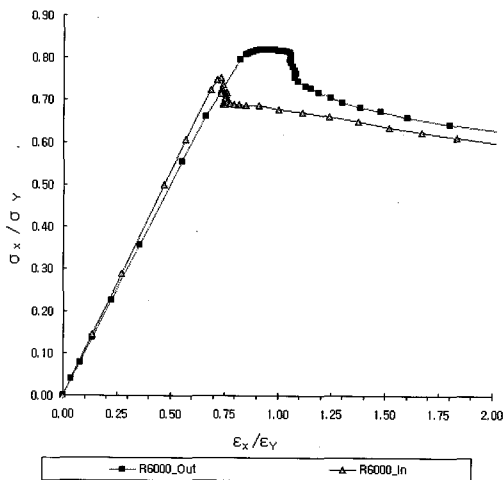


Fig. 11 Ultimate strength comparison for the direction of lateral pressure in case of 6000mm radius curved stiffened shell under the axial compressive force considering the lateral pressure and initial deflection

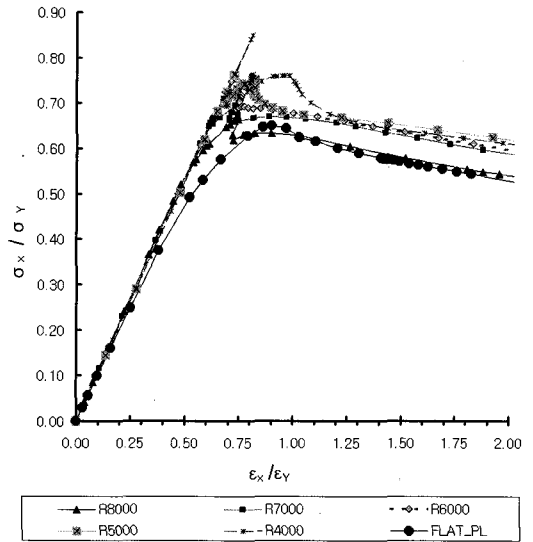


Fig. 12 Stress-strain curves under the axial compressive force varying the radius of curvature considering the lateral pressure and initial imperfections

Table 2 Ultimate strength under the axial compressive force considering lateral pressure and initial imperfection

Shell radius [mm]	P_u [kN]	$\frac{(P_u)_{cs}}{(P_u)_{fp}}$	$\frac{P_u}{(P_u)_{perf.}}$
R4000	29,237	131	87.33
R5000	26,278	117	78.98
R6000	25,922	116	78.26
R7000	23,919	107	72.64
R8000	22,842	102	70.25
Flat_PL	22,402	100	87.64

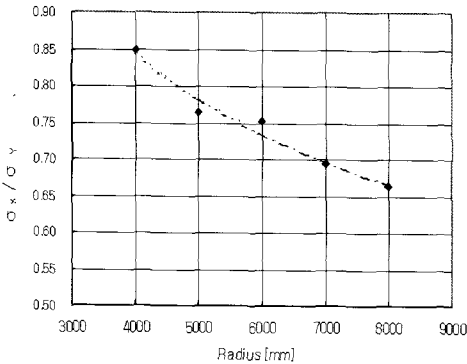


Fig. 13 Ultimate strength distribution of the curved stiffened shell varying the curvature

Fig.13은 곡률의 변화에 따른 최종강도의 크기를 도시하였는데 곡률반경이 커질수록 최종강도가 감소하는 것을 알 수 있다.

6. 선저만곡부 보강곡판 구조설계시 곡률의 영향 고려 방안

앞장의 결과로부터 보강곡판의 설계변수들 중 곡판의 두께, 보강재의 치수와 보강재의 간격이 보강곡판의 최종강도에 영향을 미치는 설계치수들이 될 것이다. 하지만, 두께를 부위마다 달리 적용 시에는 많은 용접선의 추가와 강재 수급과 배치 등에서 과도한 생산 공수의 증가를 초래할 것이고, 마찬가지로 보강재의 치수변화 역시 곡률의 변화에 따른 최종강도의 증감에 따라 일일이 바뀌어 배치하는 것 또한 적합하지 않다. 따라서 보강재 간격을 최종강도의 여유에 맞춰 적절히 조절하는 것이 곡률의 크기에 따른 최종강도의 여유를 충분히 살리는 방안이 될 수 있다.

본 연구에서는 곡률반경이 6000mm 이고 보강재 간격이 1200mm인 경우의 최종강도와 보강평판으로 보강재 간격이 800mm인 경우의 최종강도를 비교하였다.

Fig. 14에는 초기결함과 횡압력 모두를 고려한 상태에서의 거동을 보여주고 있다. 이 그림에서 보이듯이 최종강도의 크기는 보강평판의 경우에서 보강재 간격이 800mm이더라도 곡률반경이

6000mm 인 보강곡판의 보강재간격이 1200mm인 때와 최종강도가 거의 같다. 이로써 현재 선체구조를 이루고 있는 보강곡판 구조에 있어 보강평판의 설계규정을 적용하는 것은 적합지 않다고 생각되며, 곡률을 고려한다면 보강평판에서 보강재 간격의 기준치법이 800mm인 경우라면 보강곡판에서는 1200mm 이어도 충분히 요구되는 강도를 충족시킬 수 있으리라 판단된다.

곡률과 보강재 간격의 변화가 보강곡판의 최종

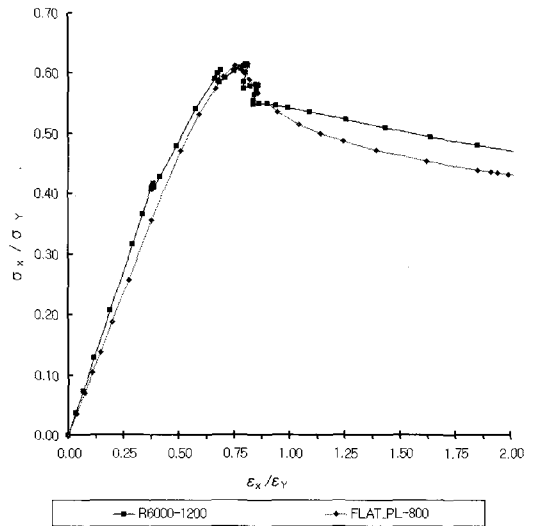


Fig. 14 Ultimate strength comparison between flat panel with 800mm stiffener spacing and 6000mm radius curved panel with 1200mm stiffener spacing

Table 3 Ultimate strength comparison between flat panel with 800mm stiffener spacing and 6000mm radius curved panel with 1200mm stiffener spacing

Stiff. spacing [mm]	P_u [kN]	σ_x [N/mm^2]	σ_x / σ_y
Flat_PL-800	17,631	193	0.613
R6000-1200	24,629	194	0.614

강도에 미치는 영향을 파악하기 위하여 각각 4000, 6000, 8000mm의 곡률반경에 대해 보강재 간격을 800, 1000, 1200mm로 변화 시키면서 최종강도의 변화를 정리하였다. 각각의 모델들은 곡률에 상관없이 보강재 개수를 같도록 하였고 따라서 최종강도의 크기는 보강재 간격 1200mm일 경우가 제일 크지만 단면적으로 나눈 σ_x 의 값은 반대로 곡률이 커질수록 커진다.

결론적으로 모든 곡률의 보강곡판에서 보강재 간격이 커짐에 따라 최종강도는 줄어들었으며 강도의 크기 변화는 곡률이 작아짐에 따라 보강재간격의 증가에도 강도의 크기의 변화는 상대적으로 커졌다. 즉, 곡률이 크면 보강재의 간격에 큰 영향을 받지 않지만 곡률이 작아지면서 보강재의 간격에 영향을 많이 받게 된다. Fig. 15~19 에는 각각의 곡률에 대한 보강재 간격의 변화에 따른 최종강도 양상을 보여주고 있으며 Table 4~8 에서 곡률별 보강재간격에 따른 최종강도와 항복응력과의 비를 보여주고 있다.

Table 4 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 4000mm radius curved stiffener shell

Stiff. spacing [mm]	P_u [kN]	σ_x [N/mm ²]	σ_x / σ_Y
R4000-800	26,694	293	0.929
R4000-1000	29,237	268	0.850
R4000-1200	32,334	254	0.807

Table 5 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 5000mm radius curved stiffened shell

Stiff. spacing [mm]	P_u [kN]	σ_x [N/mm ²]	σ_x / σ_Y
R5000-800	26,288	288	0.915
R5000-1000	26,278	241	0.764
R5000-1200	27,460	216	0.685

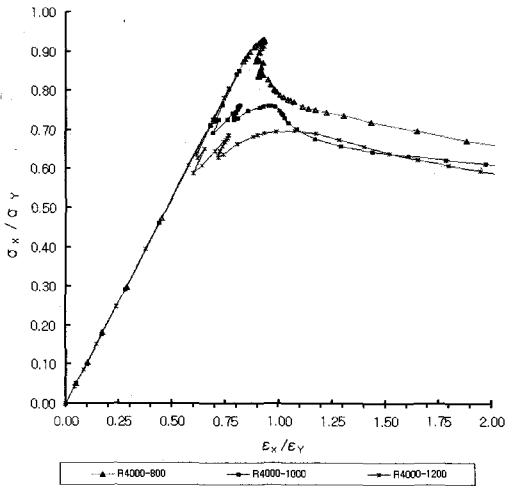


Fig. 15 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 4000mm radius curved stiffener shell

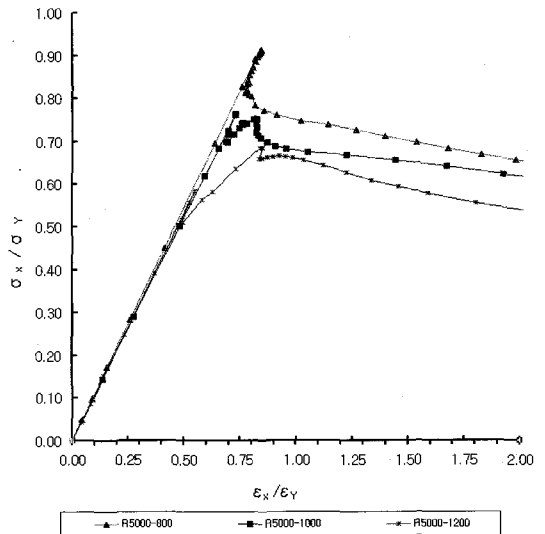


Fig. 16 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 5000mm radius curved stiffened shell

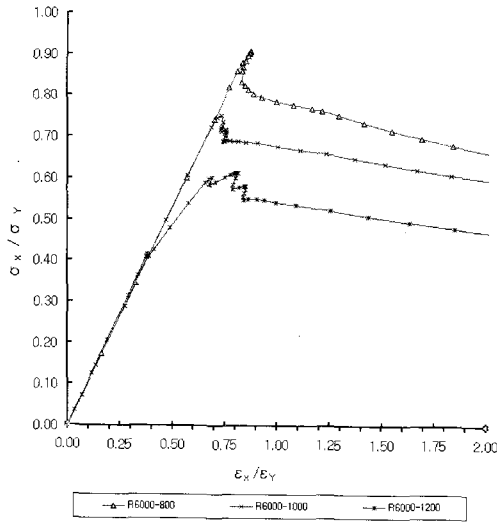


Fig. 17 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 6000mm radius curved stiffened shell

Table 6 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 6000mm radius curved stiffened shell

Stiff. spacing [mm]	P_u [kN]	σ_x [N/mm^2]	σ_x / σ_Y
R6000-800	26,149	287	0.910
R6000-1000	25,922	237	0.753
R6000-1200	28,090	221	0.701

Table 7 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 7000mm radius curved stiffened shell

Stiff. spacing [mm]	P_u [kN]	σ_x [N/mm^2]	σ_x / σ_Y
R7000-800	20,919	229	0.728
R7000-1000	23,919	219	0.695
R7000-1200	22,618	178	0.564

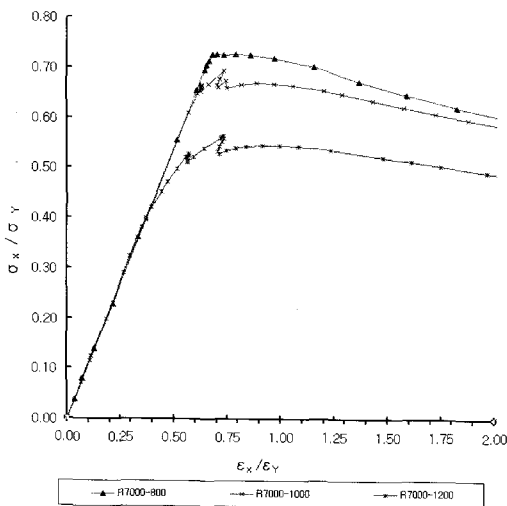


Fig. 18 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 7000mm radius curved stiffener shell.

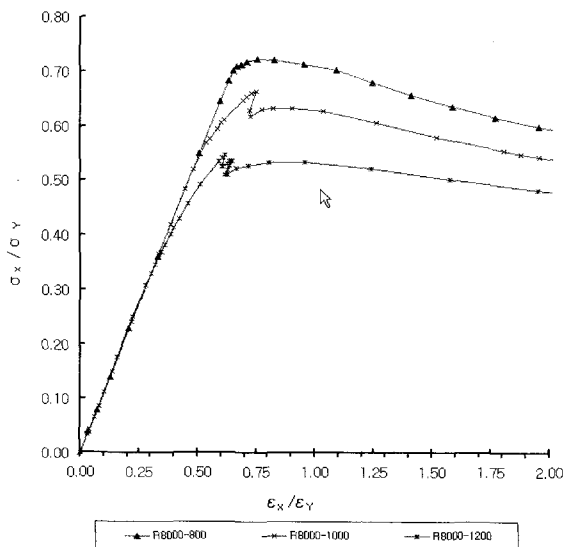


Fig. 19 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 8000mm radius curved stiffener shell

Table 8 Ultimate strength comparison varying stiffener spacing for the 8000mm radius curved stiffened shell

Stiff. spacing [mm]	P_u [kN]	σ_x [N/mm ²]	σ_x / σ_Y
R8000-800	21,564	236	0.750
R8000-1000	22,842	209	0.664
R8000-1200	21,877	172	0.546

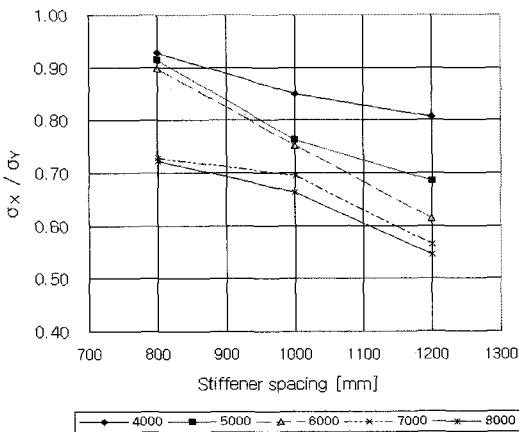


Fig. 20 Effects of curvature on the ultimate strength of curved stiffened shells having different stiffener spacings

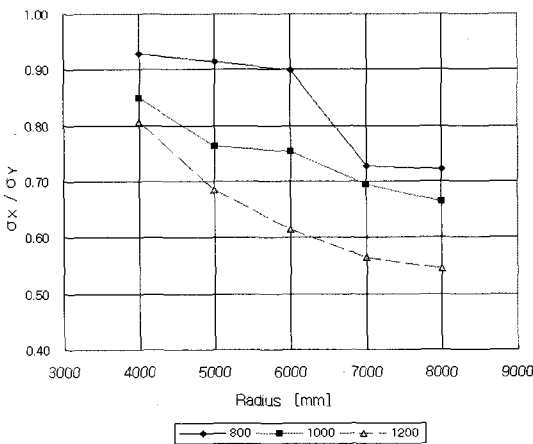


Fig. 21 Effects of stiffener spacing on the ultimate strength of curved stiffened shells having different curvatures

Fig. 20, 21에는 항복응력으로 무차원화한 최종 강도를 곡률과 보강재 간격에 따라 도시하였다.

Fig. 20에 보이듯이 보강재간격이 1200mm 인 경우에서 보강곡판의 최종강도는 곡률에 반비례하는 경향이며, 보강재 간격이 800mm인 경우는 곡률반경이 6000mm까지는 최종강도의 크기변화가 거의 없다가 일정한 곡률 이하에서 급격히 떨어진 다.

Fig. 21에서는 곡률반경 6000mm를 기준으로 최종강도의 크기는 확연히 구별 되었으며, 곡률반 경이 6000mm 이하에서는 곡률이 크면 보강재의 간격에 큰 영향을 받지 않지만 곡률이 작아지면서 보강재의 간격에 영향을 많이 받는 것을 알 수 있 다.

7. 결 론

컨테이너선의 선저만곡부에서 보강곡판 구조의 거동은 최종강도와 양상이 곡률의 크기가 일정수 준 이하이면 보강 평판과 거의 유사하지만, 본문 에서 다뤄졌던 특정 고려 대상 범위에 해당할 때 에는 보강평판과는 분명한 차이가 있다. 선체를 구성하는 보강곡판에서 곡률의 영향을 충분히 고 려하여 실선의 초기 구조 설계단계에서 반영할 수 있도록 해야 할 것이고 기존 선박의 강도 여유를 파악하는 데에도 고려하여야 할 것이다.

설계범위 내의 횡하중은 하중방향에 따라 해당 구조물의 최종강도에 영향을 미치는데 일반적으로 컨테이너선 선저만곡부에 곡률의 중심방향으로 작 용하는 해수압(외압)의 경우 최종강도에 거의 영 향을 미치지 않지만, 초기변형의 형상 및 곡률의 정도에 따라 좌우되는 것이 판명되었다.

곡률이 클 경우에는 보강곡판의 최종강도가 보 강재의 간격에 큰 영향을 받지 않지만 곡률이 작 아지면서 보강재의 간격에 최종강도는 영향을 많 이 받게 된다 .

보강곡판의 최종강도에 곡률과 보강재 간격은 직접적인 영향을 미치므로 이를 활용하여 곡률의

효과를 생산비용을 줄이는데 기여 할 수 있다.

보강곡판의 경우 곡률, 보강재 간격, 초기변형, 잔류응력, 횡압력 등에 따라 최종강도 및 변형양상이 민감하게 반응하므로 설계시 이런 조건들에 대해 명확히 할 필요가 있으며, 이를 구조 설계에 반영 할 수 있는 방안이 모색되어야 할 것이다.

마지막으로, 보강곡판 구조에서 곡률을 설계에 반영할 경우에는 각각의 설계변수들 즉 하중, 선종, 부재배치 등에 따라 달라질 수 있으므로 이런 설계 변수들의 선택 범위에 따라 적절한 가정을 하여야 할 것이다. 또한, 이미 보인 결과에서 비록 보강곡판의 최종강도나 비례한도가 보강평판에 비해 상대적으로 크다 할지라도 설계에 적용함에 있어서는 적절한 안전여유를 가지고 설계에 임해야 할 것이다.

참 고 문 헌

- 권용우, 박영일, 백정기, 이제영, 2004, "선체 곡판 구조의 좌굴 및 최종강도 특성에 관한 연구," 대한조선학회 추계학술대회 논문집, pp. 351-356.
- 박형준, 2005, 중소형 컨테이너선 선저만곡부 보강곡판의 최종강도 해석, 석사학위논문, 울산대학교.

- ABAQUS, 2004, ABAQUS/Standard User's Manual, Standard 6.4-1.
- DNV, 2001, Guidelines and Classification Notes.
- Featherston, C.A., 2000, "The Use of Finite Element Analysis in the Examination of Instability in Flat Plates and Curved Panels under Compression and Shear," International Journal of Non-Linear Mechanics, Vol. 35, pp. 515-529.
- Featherston, C.A., 2003, "Imperfection Sensitivity of Curved Panels under Combined Compression and Shear," International Journal of Non-Linear Mechanics, Vol. 38, pp. 225-238.
- GL, 2003, Rules for Classification and Construction.
- Hughes, O.F., 1983, Ship Structural Design: A Rationally - Based, Computer - Aided, Optimization Approach, John Wiley & Sons.
- MSC Software, 2004, MSC Reference Manual.



< 박 형 준 >



< 정 준 모 >



< 조 상 래 >