대한조선학회논문집
Journal of the Society of Naval Architects of Korea
pISSN:1225-1143, Vol. 54, No. 5, pp. 361-367, October 2017
eISSN:2287-7355, https://doi.org/10.3744/SNAK.2017.54.5.361

멤브레인형 LNG선박의 리퀴드 돔 체어 구조개발

김정환 · 김유일†
인하대학교 공과대학 조선해양공학과

On the New Design of Liquid Dome Chair in Membrane Type LNG Carrier

Jeong-Hwan Kim · Yooil Kim†
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, College of Engineering, Inha University

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.

A membrane type LNG cargo tank is equipped with a pump tower and a liquid dome for loading and unloading of LNG. However, the membrane running continuously on the tank wall to prevent leakage of LNG is interrupted by the liquid dome, hence care should be taken in the design of liquid dome and its substructures. In case of GTT NO96 membrane type cargo containment system, chair structure is arranged along the periphery of the liquid dome targeting to support the membrane which is exposed to the both hull girder and thermal load. This paper proposes a new and simple chair structure, which outperforms traditional design from productivity point of view maintaining same level of structural safety. Strength assessment on the new design was performed to guarantee the structural safety of the new design, which includes strength, fatigue and crack propagation analysis.

Keywords : Membrane type LNG cargo tank(멤브레인 타입 LNG 화물창), Pump tower(펌프 타워), Liquid dome(리퀴드 돔), Chair structure(체어 구조), GTT NO96 system(GTT NO96 시스템)

1. 서 론

LNG선은 화물창을 이루는 탱크의 구조에 따라 여러 가지 타입으로 구분될 수 있는데, 그 중 멤브레인 타입은 선박이 대형화됨에 따라 크게 인기를 얻어 현재 LNG선에서 가장 많은 부분을 차지하고 있다.

멤브레인 타입의 화물창에는 LNG가 저장되는 저장 탱크와 선체의 내벽 사이에 LNG의 누설 방지를 위해 얇은 막, 즉 멤브레인을 배치한다. 이 멤브레인은 각 탱크의 코너부에 설치된 앵커링 바(anchoring bar)에 부착되어 양 코너 사이에서 연속되므로 실온과 화물온도 차이만큼의 열응력과 선박의 운동으로 인한 선체거더 굽힘응력(hull girder bending stress)을 견뎌내야 한다. 이에 GTT사에서는 멤브레인의 강도를 고려하여 내부선각(Inner hull)에서의 선체거더 굽힘응력을 120 N/mm^{2}이하로 할 것으로 요구하고 있다. 또한, LNG선의 선수부 1번 탱크와 같이 경사진 코너(oblique corner)를 가지는 경우는 별도의 필라(pillar) 구조를 설치하여 멤브레인을 고정하도록 하고 있다.

한편, 멤브레인 타입의 화물창에는 LNG의 선적과 하역 등의

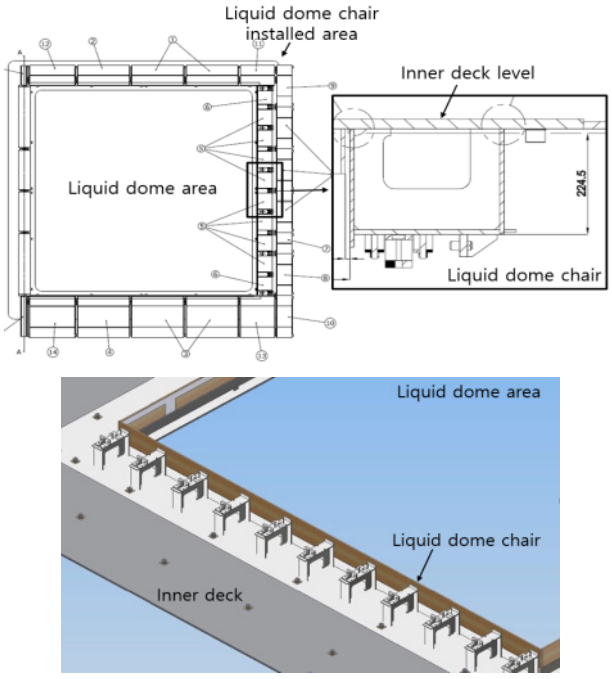


Fig. 1 Arrangement of liquid dome chair

Received : 10 April 2017 | Revised : 30 May 2017 | Accepted : 4 July 2017
† Corresponding author : Yooil Kim, yooilkim@inha.ac.kr

이송 처리를 위해 펌프 타워(pump tower)와 리퀴드 돔(liquid dome)이 구비되는데 이 리퀴드 돔에 의해 단절되는 멤브레인은 별도의 체어(chair) 구조에 의해 고정된다. Fig. 1에서는 GTT사의 NO96 타입 화물창에 적용된 체어의 모습을 나타내고 있다. 체어는 리퀴드 돔의 선수쪽 면에 위치하고 있으며, 11개의 체어가 120 N/mm^{2}의 선체거더 굽힘응력을 지지하도록 설계되어 있다. 하지만, 기존의 체어는 구조가 매우 복잡하여 설계와 설치가 까다로운 단점이 있다. 즉, 적재 조건(loading condition)에 따라 발생하는 열변형에 적절히 대응하는 동시에 충분한 강도를 만족시키기 위해 여러 부품들이 복잡하게 결합되어 있는 형태이기 때문에 설계와 설치 시에 각별한 주의가 필요하다.

본 연구에서는 이러한 복잡한 체어의 구조를 최대한 단순화하여 효율적인 제작이 되도록 하는 동시에 기존의 기능을 그대로 유지하도록 하였다. 또한 구조, 피로, 파괴강도 평가를 통해 개발된 모델의 구조안전성을 검증하였다.

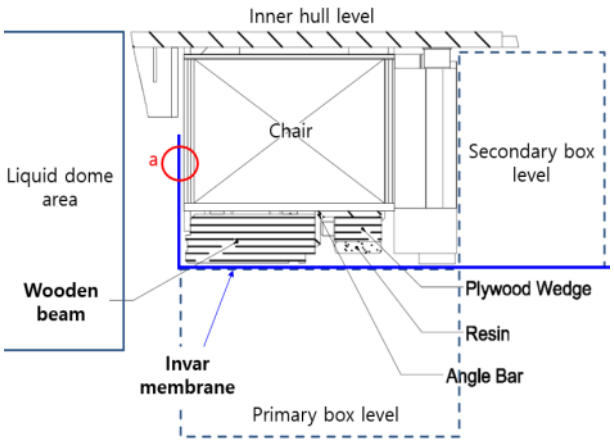
2. 기존 체어 모델

기존의 체어는 Fig. 1에서 나타낸 바와 같이 리퀴드 돔의 선수쪽 면에 일정 간격으로 11개가 배치되어 멤브레인의 하중을 지탱한다. Fig. 2에서는 기존의 체어 모델과 그 주변요소들을 나타내고 있다. 체어는 내부선각판(inner hull plate)에 용접으로 부착되어 세컨더리 박스(secondary box)와 프라이머리 박스(primary box) 사이를 지나는 멤브레인을 고정한다. 따라서, 체어와 세컨더리 박스의 높이차를 메우고 멤브레인을 원활히 지지하기위해 목재 빔(wooden beam), 앵글 바(angle bar), 합판 쐐기(plywood wedge), 레진(resin) 등이 추가된다. 이 때, 멤브레인은 a와 같이 체어에 용접으로 고정되며, 하중을 목재 빔에 접촉(contact) 상태로 전달한다. 각 요소의 주요 역할은 아래와 같다.

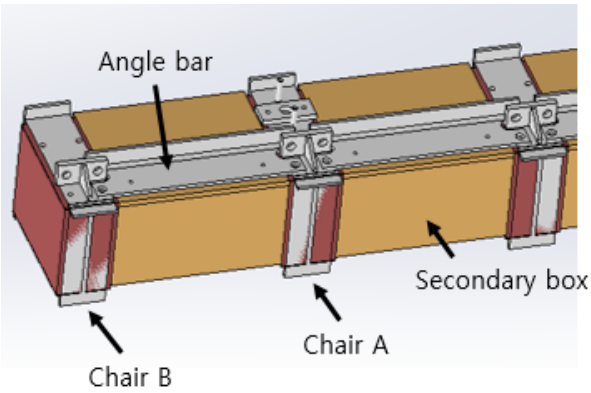
- 목재 빔(wooden beam): 멤브레인에 걸리는 하중을 앵글바를 통해 체어에 전달
- 앵글 바(angle bar): 목재 빔의 거동을 체어에 전달
- 합판 쐐기(plywood wedge): 체어의 스토퍼(stopper)와 앵글바에 의해 발생한 빈 공간을 메움
- 레진(resin): 멤브레인 설치 시 목재 빔과 세컨더리 박스의 높이차를 없애 멤브레인의 설치를 용이하게 함

11개의 체어는 그 아래에 설치되는 목재 빔을 고려하여 Fig. 3와 같이 두 가지 타입의 체어가 번갈아 배치된다. 즉, 목재 빔의 고정에 관여하는 A타입 6개와 고정과 상관없이 멤브레인의 하중을 지지하는 B타입 5개로 구성된다.

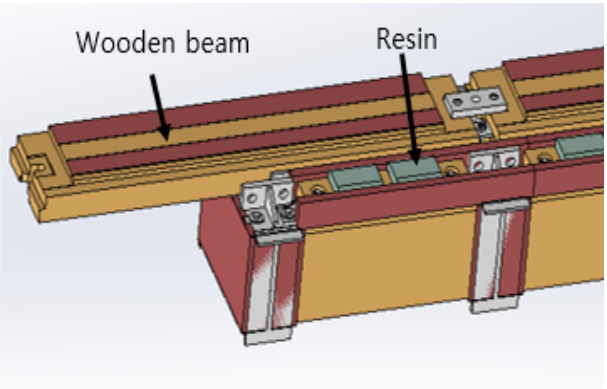
Fig. 2와 3에서 살펴본 바와 같이 기존 체어 모델과 그 주변요소들은 그 기능에 비하여 매우 복잡하게 구성되어 있는 것을 알 수 있다. 물론 단열박스들의 배치를 최대한 유지하고, 극저온으로 인한 열수축을 최대한 유연하게 대처하기 위한 조치들이긴 하지만 오랜 기간 특별한 개선 없이 유지된 점을 고려하면 과도하게 설계된 부분이 존재할 것이라는 가정 하에 본 연구가 시작되었다.



(a) Side view



(b) Isometric view – chair and angle bar



(c) Isometric view – wooden beam and resin

Fig. 2 Liquid dome chair and surrounding elements

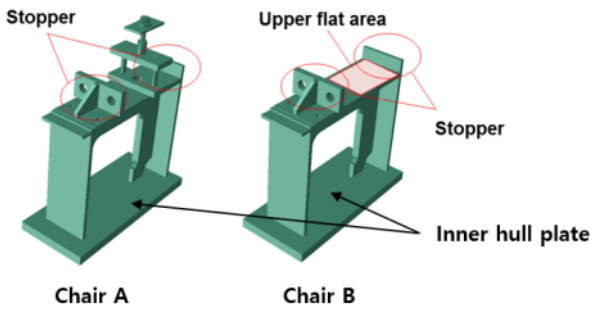


Fig. 3 Two types of chairs

3. 새로운 체어 모델의 제안

새로운 체어 모델을 제안하기 위해 가장 먼저 살펴본 것은 체어의 개수이다. 설치되는 단열박스의 위치를 고려하면 현재 11개의 체어를 최대 7개까지 줄일 수 있다. 즉, Fig. 2에서 본 바와 같이 B타입의 체어는 목재 빔에 가해지는 하중을 분산하는 것 외에 특별한 역할을 하지 않기 때문에 강도만 만족한다면 제거가 가능하다. 체어의 부족으로 인해 발생하는 추가응력은 체어 자체의 보강을 통해 줄일 수 있다. 변경된 체어의 배치와 형상은 Fig. 4에 나타내었다. 기존의 체어 모델과 제안된 모델의 형상 차이는 Fig. 5에서 자세히 나타내었다. 기본적으로 이전과 동일한 강도를 가지기 위해 판이 두꺼워지거나 코너의 곡률이 커진 것을 볼 수 있다. 체어 형상에 있어서 가장 중요한 변화는 스토퍼 위치의 변경이다. 2장에서 언급한 바와 같이 현재의 모델은 스토퍼로 인해 목재 빔, 합판 쐐기 등의 체어 하부 구조가 둘로 나누어지는데 본 모델에서는 스토퍼를 체어의 맨 끝으로 이동시켜 하부 구조를 하나로 구성하도록 하였다. 이로 인해 멤브레인으로 인한 하중에 대해 목재 빔의 단면계수가 증가하여, 체어의 감소로 인해 발생하는 굽힘응력 증가를 완화시키는 효과를 볼 수 있다.

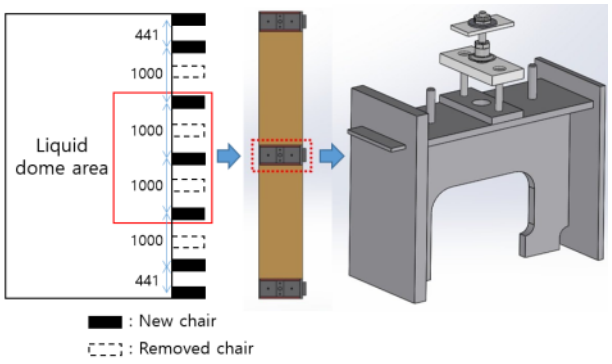


Fig. 4 Modified arrangement and shape of liquid dome chair

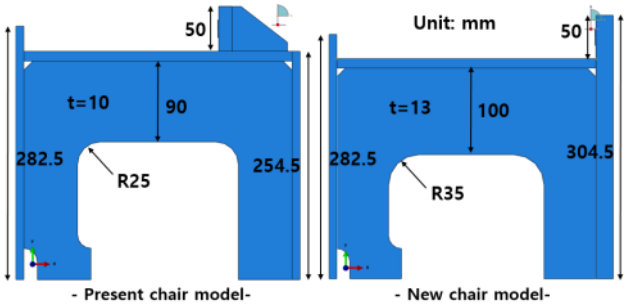
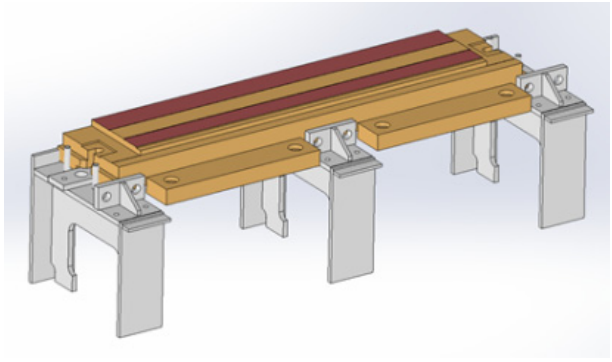
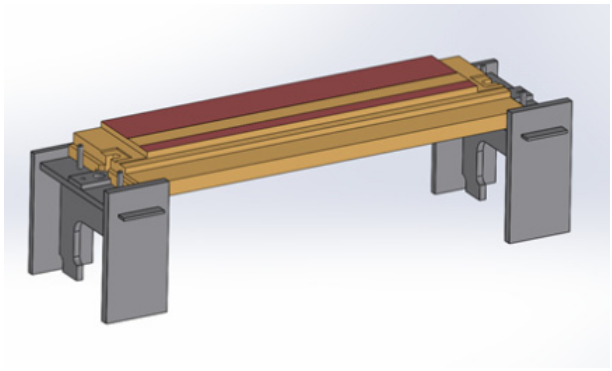


Fig. 5 Detailed shape comparison of two models

Fig. 6에서는 기존의 모델과 제안 모델을 그 주변 요소들과 함께 비교하여 나타내었다. 비교를 위해 체어와 목재 빔, 합판 쐐기를 위주로 나타내었고 그림에서 보는 바와 같이 한층 간단한 구조로 변경된 것을 확인할 수 있다. 멤브레인의 원활한 설치를 위해 레진은 그대로 유지하도록 한다.



(a) Present chair model



(b) New chair model

Fig. 6 Comparison of chair and surrounding elements between present and new chair model

4. 제안 모델의 구조 안전성 평가

7개의 체어 구조는 극저온에서의 열수축과 선체거더 굽힘응력 120 N/mm^{2}를 만족하도록 설계되어야 하고, 다양한 환경조건에서의 피로 및 파괴 강도가 확보되어야 한다. 본 연구에서 사용된 모델은 북대서양 해상 환경조건에서 40년 이상의 수명을 가지도록 설계되었다. 또한, 체어 구조는 검사가 불가능하기 때문에 IGC Code (IMO, 2014)에 따라 파괴해석(fracture analysis)이 요구된다.

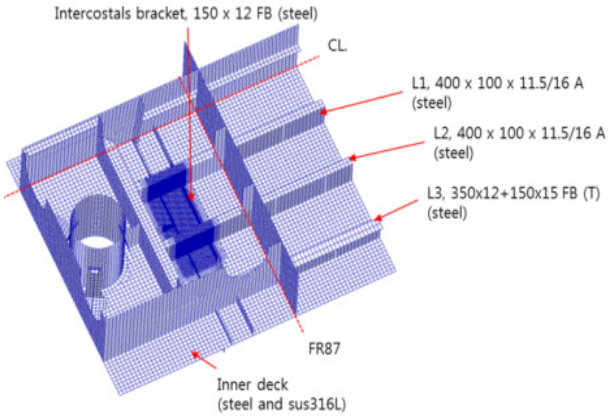


Fig. 7 Geometry model and materials

본 연구에서는 유한요소해석을 수행하여 각 조건의 하중을 구현하고 구조 안전성을 평가하였다. Fig. 7에서는 상용 유한요소해석 프로그램인 MSC Patran/Nastran을 이용한 유한요소해석 모델과 각 부분의 재료를 나타내고 있고, 해석에 사용된 요소는 4절점 쉘 요소이다. Table 1에서는 사용된 재료의 기계적 물성치를 나타내고 있다. 전체 모델의 요소 크기는 100 mm*100 mm이며, 체어는 피로해석을 고려하여 판두께 크기(t*t)로 모델링하였다.

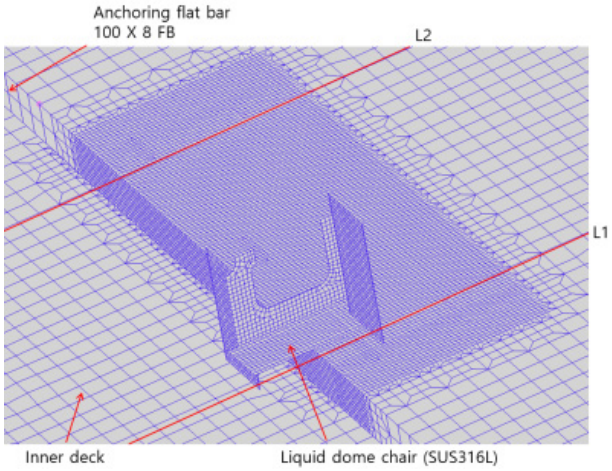


Fig. 8 Detailed FE model of chair

Table 1 Mechanical properties of material

Material	Young's modulus [MPa]	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient
Steel	2.06×10^{5}	0.3	1.90×10^{-5}
SUS316L	2.00×10^{5}	0.3	1.50×10^{-5}

4.1 구조강도 평가(Strength analysis)

Fig. 9에서는 구조강도 평가를 위해 체어의 스토퍼와 내부선각판(inner hull plate)에 각각 단위하중을 적용한 모습을 나타내고 있다. 본 하중의 형태는 피로강도 평가에도 그대로 사용되기 때문에 1 N/mm^{2}의 단위하중을 적용하여 결과를 도출하였으며, 강도평가를 위해서는 계산된 결과를 120 N/mm^{2}에 맞게 변경하여 적용하였다. Fig. 10에서는 적용된 경계조건을 나타내었다. 체어에 해석에 직접적인 영향을 주지 않을 정도로 충분한 영역을 선택한 후 Fig. 10과 같이 경계조건을 적용하였다. Fig. 11에서는 극저온으로 인한 열수축 효과를 적용한 모습을 나타내고 있다. 보수적인 상황을 고려하여 목재 빔과 체어가 맞닿는 면을 −163°C 그리고 내부선각(inner hull)의 온도를 −30°C로 지정하였다. 이는 만재(full load) 상태와 발라스트(ballast) 상태에서의 리퀴드 돔의 온도를 각각 나타낸다 (Lloyd Register, 2008). 주어진 조건에 대해 열전달 해석을 수행하고 얻어진 온도 분포를 적용하여 열응력 해석을 수행하였다.

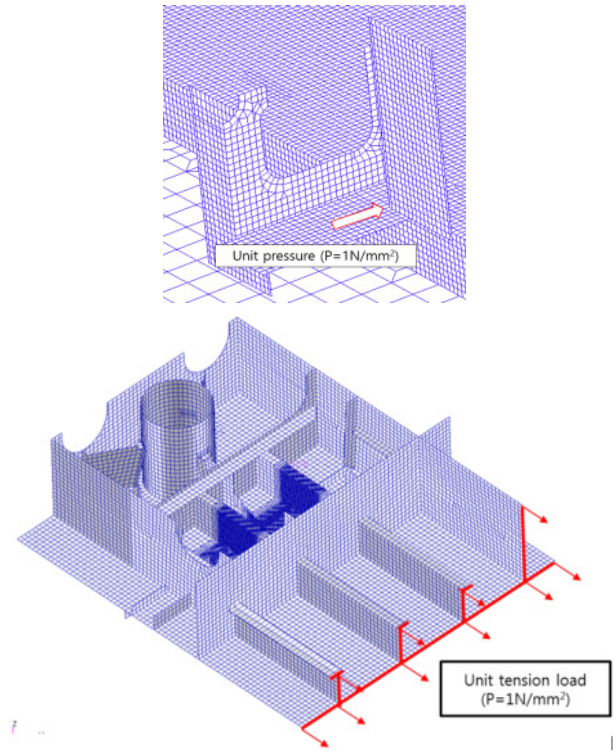


Fig. 9 Application of hull girder bending stress

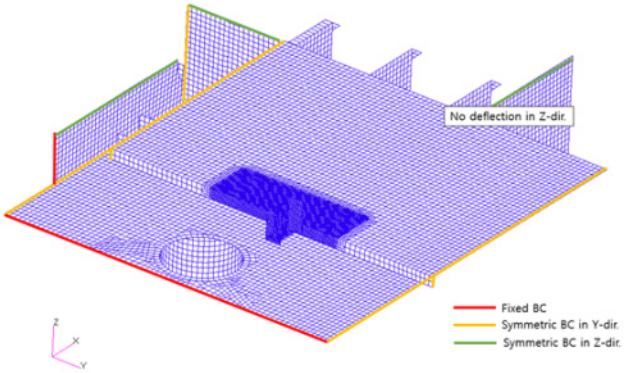


Fig. 10 Boundary conditions

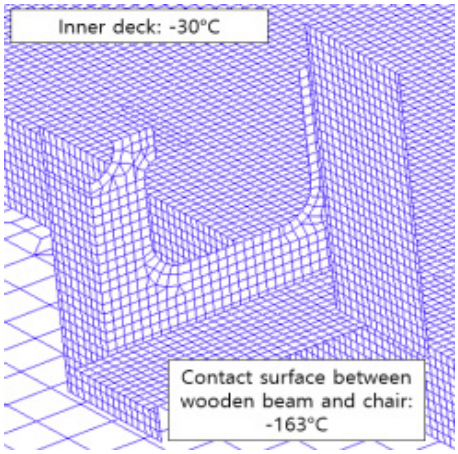


Fig. 11 Application of thermal contraction due to cryogenic temperature

Fig. 12과 Table 2에서는 구조강도 평가 결과를 나타내고 있다. 결과적으로 체어와 내부선각판이 만나는 모서리에서 가장 큰 응력이 발견되었으며, Table 2와 같이 최대 등가응력이 250.6 MPa이 계산되어 허용응력 351.9 MPa에 대해 만족하는 결과를 보였다.

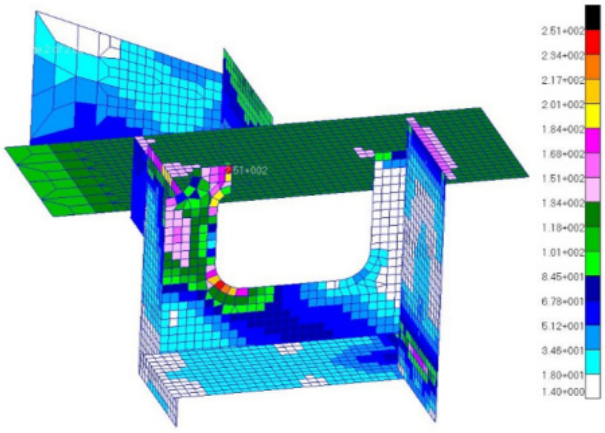


Fig. 12 Result of structural strength assessment

Table 2 Maximum von-Mises stress and permissible stress

Maximum von-Mises stress	Permissible stress
250.6 MPa	351.9 MPa

여기서 허용응력(σ_{peak})은 DNVGL-OS-C102 (DNVGL, 2015)에 따라 아래와 같이 계산되었다.

$$\sigma_{peak} = \eta_{peak} \times \sigma_Y \quad (1)$$

여기서, η_{peak}는 허용 피크 사용 계수(permissible peak usage factor)를 의미하며, 요소의 크기(50 mm*50 mm 이하)와 확률수준을 고려하여 1.7을 사용하였다. 여기서 사용된 하중은 배의 일생동안 만날 수 있는 최대 파(wave)에 근거하여 산정되었기 때문에 10-8의 확률수준이 적용되었다. σ_Y는 재료의 항복 응력을 말하며, SUS316L의 항복응력인 207 MPa이 사용되었다.

4.2 피로강도 평가(Fatigue analysis)

Fig. 13에서는 피로강도 평가를 위해 선택된 위치를 나타낸다. 각 위치는 강도평가에 사용된 하중에 대해 주응력의 절대값이 가장 큰 3곳이다. 각 위치에서 계산된 응력집중계수(stress concentration factor)는 Table 3과 같다.

전체 피로손상도(total fatigue damage)는 식 (2)와 같이 항해중(voyage)과 적하역(loading&unloading) 시의 피로손상도를 각각 계산하여 합하는 방식으로 산정하였다. 항해 중 조건의 경우 전체 수명의 90%를 운항한다고 가정하였다.

$$D_{total} = 0.9 D_{voyage} + D_{loading} \quad (2)$$

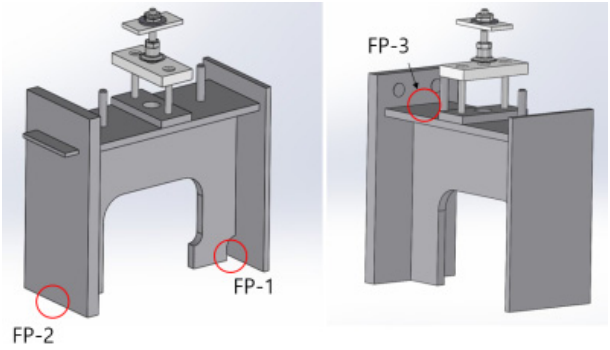


Fig. 13 Considered areas for fatigue analysis

Table 3 Stress concentration factors in chair structure

Position	FP-1	FP-2	FP-3
Type	Weld joint	Weld joint	Weld joint
Stress concentration factor	1.51	1.01	1.46

항해 중 상황에 대한 피로강도는 DNV CN 30.7 (DNV AS, 2014)에 따라 수행하였으며, 대상 위치가 모두 용접부인 점을 고려하여 Table 4에 나타낸 S-N 선도를 사용하였다.

Table 4 Applied design S-N curve and standard deviation

Joint type	$N \leq 10^7$	$N > 10^7$	Standard deviation
CN 30.7 curve I	$\triangle\sigma^3 N = 1.46 \times 10^{12}$	$\triangle\sigma^5 N = 4.04 \times 10^{15}$	0.20

와이블 분포(weibull distribution)에 의해 정의된 응력범위의 장기분포는 식 (3)과 같다. 여기서 Q는 응력범위 $\triangle\sigma$의 초과 확률을 의미하며, h는 와이블 형상모수(weibull shape parameter), q는 와이블 척도모수(weibull scale parameter)를 의미한다. 또한, n_0는 참고응력범위(reference stress range) $\triangle\sigma_0$에 관련된 전체 반복횟수를 의미한다.

$$Q(\triangle\sigma) = \exp\left[-\left(\frac{\triangle\sigma}{q}\right)^h\right] \quad (3)$$

$$q = \frac{\triangle\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}}$$

$$\triangle\sigma = \triangle\sigma_0 \left[\frac{\ln n}{\ln n_0}\right]^{1/h}$$

위에서 계산된 와이블 형상모수와 척도모수를 이용하여 식(4)와 같이 피로손상도를 계산한다.

$$D = \frac{v_0 T_d}{a} \sum_{n=1}^{N_{load}} p_n q_n^m \Gamma(1 + \frac{m}{h_n}) \leq \eta \quad (4)$$

여기서, v_0는 장기 평균응답 제로크로싱 주파수, T_d는 선박의 수명, N_{load}는 하중조건 수, P_n은 하중조건 n에서 피로수명비, Γ는 감마함수, a와 m은 S-N 선도의 계수이다.

적하역 시의 피로강도는 만재(full load)시와 발라스트(ballast)시의 온도차 즉 -163°C와 -30°C의 온도차에 따른 응력범위를 이용하여 계산하였다. 적하역 시의 반복횟수는 IGC Code (IMO, 2014)에 따라 20년간 1000번으로 산정하였다. 20년에 대해 계산된 피로손상도는 전체 피로손상도 계산 시에 40년에 대한 값으로 변경하여 적용되었다.

항해 중과 적하역 시의 하중을 고려하여 계산한 피로손상도를 합하여 Table 5와 같이 최종 피로손상도를 도출하였다. 항해 중의 피로손상도가 지배적인 것을 확인할 수 있으며 IGC Code (IMO, 2014)에 따른 최대 허용 누적 피로손상도(maximum alloable cumulative fatigue damage ratio) 0.1을 만족하는 것을 알 수 있다.

Table 5 Total fatigue damages

Position	FP-1	FP-2	FP-3
Damage for voyage	3.16×10^{-2}	2.95×10^{-2}	2.71×10^{-2}
Damage for loading	3.96×10^{-4}	2.44×10^{-3}	1.31×10^{-5}
Total Damage	3.16×10^{-2}	2.95×10^{-2}	2.71×10^{-2}

4.3 파괴강도 평가(Fracture analysis)

리퀴드 돔 체어의 경우는 검사가 불가능하기 때문에 IGC Code (IMO, 2014)에 따라 파괴강도 평가가 반드시 필요하다. 파괴강도 평가는 피로해석 시 가장 높은 손상도를 보인 FP-1을 선택하여 수행하였다. 초기균열 0.5(a)*3 mm(2c)를 가정하고 120년간의 균열진전해석을 수행한 후 구조강도 평가에 사용된 최대응력을 적용하여 최종 파손여부를 판단하였다.

균열 진전 율은 Paris 공식을 따르며 식 (5)와 같다. 여기서 A와 m은 재료상수이며 N은 작용응력 싸이클, 그리고 △K는 응력확대계수 값이다.

$$\frac{da}{dN} = A(\triangle K)^m \quad (5)$$

결함의 안전성 여부는 파괴 비(K_r)와 항복 비(L_r)로 구성된 파손평가도(failure assessment diagram)를 통해 판별할 수 있다. 파괴 비는 응력확대계수(K_I)와 파괴 인성(K_{mat})의 관계에 보정계수 ρ를 더하여 계산된다. 보정계수의 계산식은 일차응력과 이차응력 각각의 응력확대계수(K_I^P, K_I^S)와 항복 비로부터 계산된 인자(χ)에 관한 식 (7)로 표현된다. 인자를 계산하는 식은 식 (8)과 같고 항복 비는 참조응력(σ_{ref})과 항복응력(σ_Y)으로 계산되며 식 (9)와 같다.

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} + \rho \quad (6)$$

$$\rho = 0.1\chi^{0.714} - 0.007\chi^2 + 3\times10^{-5}\chi^5 \quad (7)$$

$$\chi = \frac{K_I^S L_r}{K_I^P} \quad (8)$$

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (9)$$

파괴강도 평가에 사용된 SUS316L의 최종강도(ultimate stress)는 485 MPa이고, 파괴인성값(fracture toughness)은 2160 kJ/m^{2}이다. 계산을 위해서는 BS7910 (BSI, 2005) 기반으로 만들어진 결함평가 프로그램인 RESCEW (Kang, et al., 2015)를 이용하였으며 최종 결과는 Table 6에 나타낸 바와 같이 '안정적(stable)'을 나타내어 파괴강도 평가도 문제없음을 확인하였다. Fig. 14은 RESCEW의 입력창을 보여주며, Fig. 15에서는 결함의 안전성 여부를 판별하는 파손평가도(failure assessment diagram)를 나타내고 있다.

Table 6 Total fatigue damages

Final flaw size		FAD result at Max. SIF		
Depth (a)	Length (2c)	K_r	L_r	Stable
0.64mm	3.01mm	0.03	1.05	OK

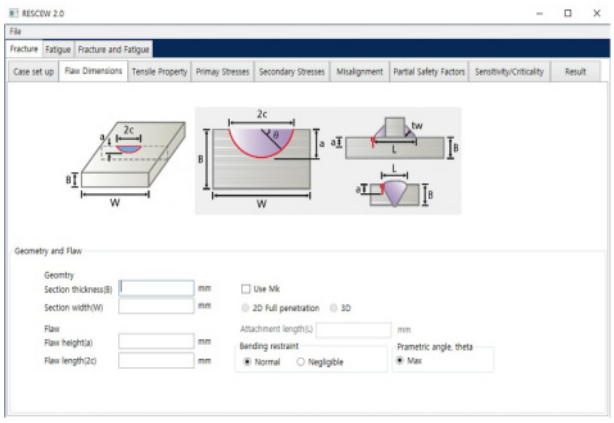


Fig. 14 Input window of RESCEW 2.0

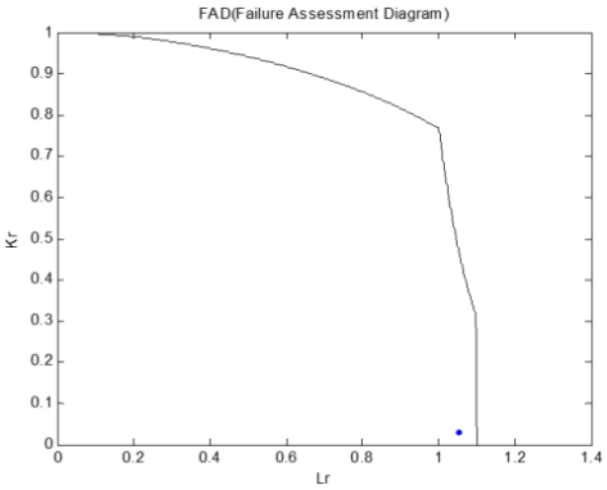


Fig. 15 Failure assessment diagram (BS7910)

5. 결 론

본 연구에서는 GTT사의 NO96 타입 화물창 리퀴드 돔에 적용되는 체어의 특징을 분석하고 이를 바탕으로 새로운 구조를 개발하여 설계 및 설치 효율을 극대화 하고자 하였다. 또한 구조 및 피로, 파괴강도 평가를 통해 개발된 모델의 구조안전성을 검증하였다. 상기의 연구 결과를 토대로 다음과 같은 결론을 도출할 수 있었다.

현재의 체어 모델을 살펴보면 단열박스들의 배치를 유지한 채 극저온으로 인한 열수축을 최대한 유연하게 대처하기 위해 상당히 복잡한 형태로 각 요소들이 배치되어 있는 것을 알 수 있다. 본 연구에서는 먼저 체어의 개수를 최소화하여 7개로 줄이고 그에 따라 발생하는 여러 변화에 맞추어 체어와 그 주변 요소들을 변화시켰다. 또한, 체어의 형태로 인해 불가피하게 둘로 나누어져 있는 목재 빔(wooden beam)을 체어 형상의 변화를 통해 하나로 만들어 형상을 간소화하였다.

제안된 형상에 대해 선체거더 굽힘응력 120 MPa과 극저온에 따른 열수축을 고려하여 검증 해석을 수행한 결과 최대 등가응력이 250.6 MPa로 계산되어 허용응력 351.9 MPa에 대해 만족하는 결과를 보였다. 또한 DNV CN 30.7에 따라 피로강도 평가를 수행하였다. 항해 시와 적하역시의 피로손상도를 각각 계산한 후 전체 피로손상도를 계산한 결과 0.0316이 계산되어 역시 허용기준인 0.1을 만족하는 결과를 보였다.

마지막으로 피로손상도가 가장 높게 계산된 위치에 대해 IGC Code에 따른 파괴강도 평가를 수행한 결과 해당 구조물은 총 운항기간동안 파괴가 발생하지 않는 것을 확인할 수 있었다.

References

British Standard Institution (BSI), 2005. *Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. BS7910*. UK: BSI Standards Publication.

Det Norske Veritas AS, 2014. *Fatigue assessment of ships structures. DNV classification notes No. 30.7*. Norway: DNV.

DNVGL-OS-C102, 2015. *Structural design of offshore ships*. Norway: DNV.

IMO, 2014. *International code for the construction and equipment of ships carrying liquified gasses in bulk – IGC code*. UK: IMO.

Kang, B.J. Kim, Y. Ryu, C.H. Ki, H.G. Park, S.G. & Oh, Y.T., 2015. Flaw assessment on an offshore structure using engineering criticality analysis. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 52(6), pp.435-443.

Lloyd Resister, 2008. *Additional design procedures: Procedure for analysis of pump tower and pump tower base*. UK: LR.

김 정 환

김 유 일