

## 特輯 : 선체구조의 피로강도 평가기술

# 선체 피로수명 향상을 위한 구조부재의 적정 설계

윤중근 · 김현수 · 박동환

## Proper Design of Structural Components for Improving Fatigue Life of the Hull Structure

J. G. Youn, H. S. Kim and D. H. Park



윤중근/현대중공업  
산업기술연구소/1960년  
생/용접구조부의 피로  
및 파괴연구



김현수/현대중공업  
산업기술연구소/1963년  
생/용접구조부의 최적  
설계 연구



박동환/현대중공업  
산업기술연구소/1951년  
생/재료 및 용접부의  
피로 연구

### 1. 서 언

선박은 화물에 의한 정적 하중뿐만 아니라 파도, 엔진이나 프로펠러에서 발생하는 진동 등과 같은 동적 하중을 받고 있다. 이러한 하중조건으로 인하여 구조적 불연속부에서는 응력집중으로 인하여 피로 균열이 쉽게 발생되어 전파된다. 특히 프로펠러와 엔진이 위치한 부분, 해수면과 접하게 되는 선측면의 슬롯구조부, 호퍼탱크 하단 용접부 그리고 side frame 등에서의 피로 균열 발생확율은 매우 높아 피로 손상의 대부분을 차지한다고 보고되고 있다<sup>1-3)</sup>. 피로균열의 발생에 대한 주요 응력원은 적재물에 의한 정적 하중은 물론 프로펠러나 엔진에 의한 진동과 운항중 받게되는 파도나 구조적으로 발생하는 굽힘 모우멘트, hull girder 응력 등의 복합 응력 등이다.

구조부재의 피로특성은 주로 외부 하중이력과 실제 응력의 크기 혹은 응력집중 정도에 지배받는다. 주어진 외부 하중 조건하에서 구조부재에서의 국부응력집중 정도는 구조적 형상과 구조부재를 연결한 용접부의 형상에 의존된다. 따라서 구조부

재의 피로 수명을 향상시키기 위해서는 이들 형상을 개선시켜 가능한 국부응력집중 정도를 최소화하여야 한다<sup>4-6)</sup>. 실제 구조부재의 제작과정에 있어 용접부의 형상 예컨대 토우부 곡률이나 프랭크 각도 등을 제어하는 것은 매우 어려우며 용접후 가공에 의한 형상제어는 많은 공수가 요구되어 경제성측면에서 문제점이 있다. 이에 따라 본 저자들은 응력해석을 통하여 구조부재의 기하학적 형상을 적정화함으로써, 구조부재에서 야기되는 국부응력집중 정도를 최소화하여 피로 수명을 향상시키는 연구를 수행하여 왔다<sup>7-10)</sup>. 즉, 상용 구조해석 프로그램을 이용하여 현재 사용되고 있는 구조부재에서의 응력분포 및 최대 국부응력을 구하고, 이에 미치는 구조부재의 각 기하학적 인자의 영향을 평가하고 이들을 상호 조합함으로써 구조부재에서의 최대 국부응력값을 크게 감소시킬 수 있는 구조부재의 적정 설계기법에 대하여 연구를 수행하였다. 본 보에서는 주요 선체 구조부의 적정 설계에 대한 연구결과중 일부인 snipped end 보강재와 side frame 및 슬롯 구조부의 기하학적 형상 개선에 대하여 소개하고자 한다.

## 2. 선체 구조부재의 적정 설계(형상 개선)

### 2.1 Snipped end 보강재의 적정 설계

피로균열에 의한 손상이 많은 선미부의 snipped end 보강재의 피로 수명을 향상시키기 위하여, 보강재의 응력분포에 미치는 web 및 flange 형상의 영향을 평가하였으며, 이를 토대로 snipped end 보강재에 대한 적정 설계를 제안하였다<sup>7)</sup>.

#### 2.1.1 유한요소법에 의한 보강재에서의 응력 분포

본 보에서 고려된 snipped end 보강재의 형상은 Fig.1에 나타낸 바와 같이 flange 와 web 이 snip 된 'A' type, web 만이 snip 된 'B' type 그리고 'A' type 의 web 에 곡률 (반경=300mm)을 부여한 'C' type 이었다. FEM 해석을 위하여 시편 형상을 평면응력 isoparametric shell 요소를 사용하여 모델링 하였는데, 구조적 응력집중부위에서는 미세하게 요소망을 구성하였다. FEM 해석시 시편하단의 절점변위는 전 방향에 대해 구속하고 보강재 상단 전체에 절점변위 0.2 mm를 부여한 경계조건을 설정하였다.

유한요소 해석 결과, 각 snipped end 보강재에서의 응력분포는 다음과 같다. 보강재의 flange 에는 보강재의 형상에 관계없이 약 4 kg/mm<sup>2</sup> 이하의 매우 낮은 응력이 작용하고 있었으며, 응력의 흐름이 보강재의 선단부에 집중되고 있었다. 그러나 응력 집중의 정도 즉, 보강재의 선단부에서의 최대응력

값은 보강재의 형상에 의존되고 있었다. 최대 응력 값과 응력집중계수는 Fig.1의 'C' type 이 각기 약 30 kg/mm<sup>2</sup> 과 3.1 로 가장 적었으며, 'A' 와 'B' type 은 약 35 kg/mm<sup>2</sup> 과 3.8 로 거의 동일하였다. 'C' type 에서 최대응력값이 다른 형상의 보강재에 비하여 낮은 이유는 web 부에도 응력의 흐름이 집중되어 약 16 kg/mm<sup>2</sup> 의 비교적 높은 응력이 작용되었기 때문에 상대적으로 보강재 선단에서의 응력 집중을 완화시킬 수 있었기 때문이다. 이상의 해석결과로부터 snipped end 보강재에서의 응력분포 특히 최대응력 값은 web 의 형상에 크게 의존하나, flange 의 형상에는 무관함을 알 수 있었다.

Web 에 곡률을 지닌 snipped end 보강재에서의 응력분포를 개선하기 위하여, Fig.2 (a)에 나타낸 바와 같이 web 의 곡률 반경(R), web 선단부의 높이(H) 및 web 선단부에서 밑판까지의 거리(D)에 따른 응력집중정도의 변화를 유한요소법으로 재평가하였다. Fig.2 에서 보여주듯이 snipped end 보강재 선단에서의 응력집중계수는 web의 곡률(R)에 크게 의존되어 곡률이 적을수록 현저하게 감소되며, web 선단부 높이(H)의 감소에 의해서도 크게 감소되고 있다. 그러나 web 선단부에서 밑판까지의 거리(D)에 따른 응력집중계수의 변화는 거의 없었다. 즉, web 상의 곡률이나 web 선단의 높이를 변화시키므로서 보강재 선단부의 응력집중정도를 기존 형상의 3.8 에서 최저 1.7 까지 감소시킬 수 있음을 알 수 있다.

이상의 결과를 토대로 R=200mm, H=5mm 및 D=20mm 인 snipped end 보강재 ("Opt. Des." type이라 칭함)를 적정 설계로 결정하였으며, 이에 대한 응력분포를 Fig.2 (d)에 도시하였다. Web의 중간 표면에 응력흐름이 강하게 집중됨에 따라 이곳에 최대 응력이 작용하고 있어, 피로 균열이 발생되었던 보강재의 선단부에는 더 이상 응력집중이 발생되지 않음을 보여주고 있다. 즉, 적정 설계된 보강재 선단부에서의 응력집중은 약 1.7로, 기존 보강재인 'A' type 에서의 응력집중계수인 3.8에 비하여 단지 45% 정도임을 알 수 있다.

#### 2.1.2 정·동적 실험에 의한 응력분포 및 피로 강도 평가

유한요소법에 의한 해석 결과를 검증하기 위하여 각 형상의 snipped end 보강재를 일반 연강과 구조용 부등변 앵글형강 (100mm x 75mm x 7mm)

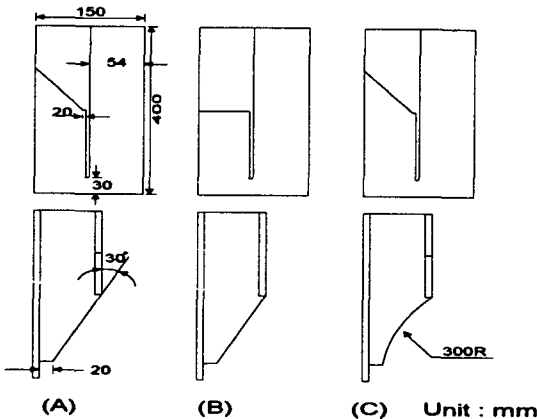


Fig. 1 Geometry of the snipped end stiffeners studied

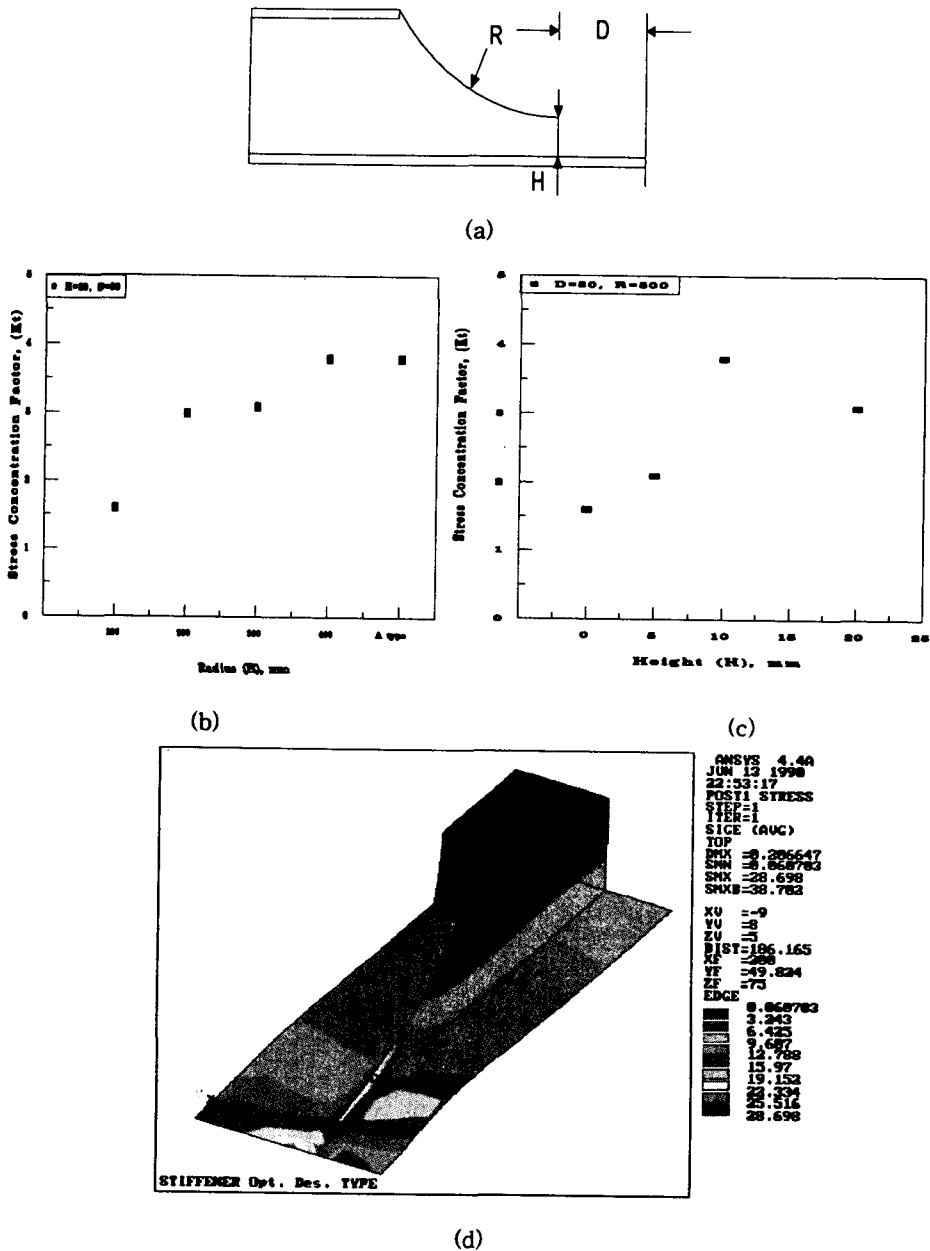


Fig. 2 (a) Definition of geometric parameters studied, (b) Effect of the curvature radius, R, and (c) Effect of the height of the web tip, H, on the stress concentration factor at the end of the stiffener and (d) Stress distribution over the type "Opt. Des." stiffener

을 fillet 용접하여 제작하였다. 보강재 선단 용접부의 각장은 5 mm 로 하였다. 보강재 선단에서의 응력은 3축 strain gage 를 하중방향을 주축으로 부착

하여 외부 하중별로 strain을 계측함으로써 평가하였다.

Snipped end 보강재의 선단에서 측정된 응력값을

응력집중계수로 환산하고 이를 FEM 해석결과와 비교하여 Fig. 3 (a)에 도시하였다. 응력집중계수는 'A' 와 'B' type 의 경우 거의 유사하고 "Opt. Des" type 이 가장 적었으며, 'C' type 의 경우에는 중간 값을 가지고 있다. 이는 전 절의 FEM 해석결과와 동일한 경향이다. 따라서 용접부 형상이 균일한 경우 web 에 곡률을 지닌 보강재가 다른 형상에 비하여 응력집중이 완화되었으므로 피로수명이 가장 우수하리라 판단된다. 각 snipped end 보강재에서의 피로특성은 최대 하중 10톤과 15톤인 편진 인장피로시험을  $R=0.1$  인 조건하에서 평가하였다. 피로균열은 보강재의 형상에 관계없이 보강재 선단의 용접 toe 부에서 발생하여 두께방향으로 전파하였으나, 피로균열의 발생수명 및 전파속도는 보강재형상의 영향을 받았다. Fig. 3 (b)에서 보여 주듯이 snipped end 보강재의 피로 수명은 'A' = 'B' < 'C' << "Opt. Des." type 순으로 증가됨을 알 수 있다.

### 2.2 Side frame 의 적정 설계

Bulk carrier 에서 발생된 피로 손상의 대부분을 차지하는 side frame 에서의 피로 수명을 향상시키기 위하여 side frame 의 응력분포에 미치는 web 및 flange 형상의 영향을 FEM에 의한 응력해석과 정·동적 실험을 통하여 평가하였다. 이 결과를 토대로 side frame 에 대한 적정 설계를 제안하였다<sup>8)</sup>.

#### 2.2.1 유한요소법에 의한 side frame 에서의 응력 분포

Side frame 에 대한 응력해석은 Fig. 4 (a) 와 같이 대칭 모델링을 이용하였으며, 요소 분할은 plane stress shell element 를 사용하여 1500 개로 실시하였다. 최소 요소 크기 1x1 mm 이었고 web 선단의 용접부 형상도 고려하였으나, face plate 선단 용접부 형상 및 web 선단 용접부의 투우곡률은 고려하지 않았다. 하중은 시편 상단에 10 톤을 인

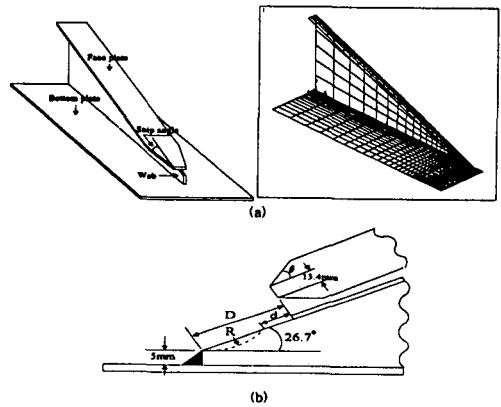


Fig. 4 (a) FEM model for a stress analysis and (b) Definition of the side frame geometries studied

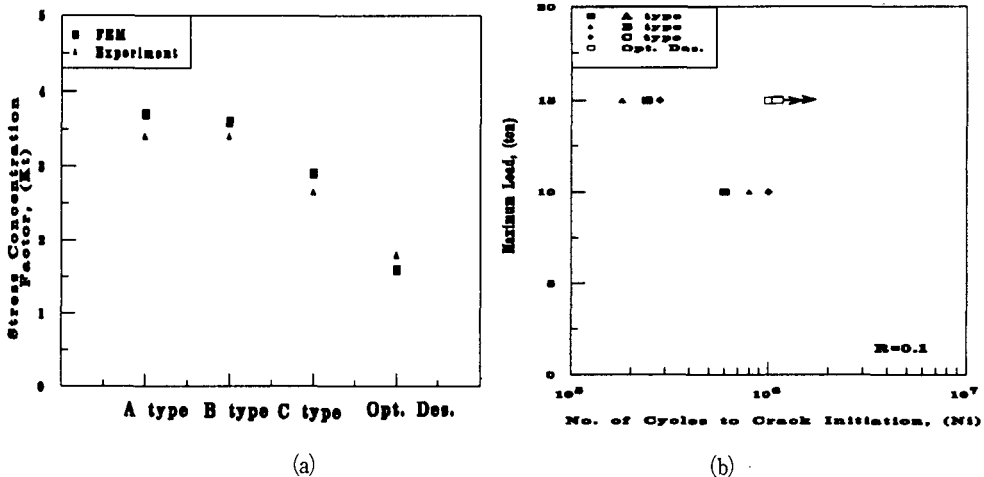


Fig. 3 Geometric effect on (a) Stress concentration factor (Kt) at the end of the stiffener and (b) Fatigue life of the stiffener

장 하중 형태로 부여하였다. 해석시 시편 하단의 절점변위를 전 방향으로 구속하였으며, 상단의 절점변위는 하중 축 (X 축) 방향으로 발생한다고 경계조건을 설정하였다. Side frame 에는 인장과 굽힘의 복합하중이 작용하므로 본 보에서는 등가응력을 평가의 기준으로 하였다.

유한요소법으로 얻어진 기존의 side frame (Fig. 6의 type "C" 참조) 에 대한 응력분포는 다음과 같다. 전반적으로 약 3.6 kg/mm<sup>2</sup> 이하의 매우 낮은 응력이 작용하고 있었으나, side frame 의 face plate 선단부에는 응력의 흐름이 집중되어 약 31 kg/mm<sup>2</sup> 의 매우 높은 응력이 작용되고 있었으며, web 용접부의 선단에도 약 21 kg/mm<sup>2</sup> 의 비교적 높은 응력이 작용하고 있었다. 가장 큰 응력집중처로 산출된 face plate 선단부는 실제 side frame 의 피로 균열 발생 위치로 보고되고 있는 위치이다. 이와 같은 응력분포를 개선하기 위하여, 기하학적 형상을 변경하고자 하였다. 본 보에서 고려된 기하학적 형상은 Fig. 4 (b) 에서 보여 주듯이 face plate 의 snip 각 ( $\theta$ ), web 선단과 face plate 선단간의 거리(D), web 상의 곡률(R) 및 web 곡률의 선단에서 face plate 선단까지의 거리(d) 이었다.

해석 결과, side frame 의 응력분포에 미치는 snip 각 ( $\theta$ ) 의 영향은 크게 없으나, face plate 선단에 작용되는 최대응력값이 snip 각이 감소됨에 따라 서서히 감소되었다. 즉, snip 각 ( $\theta$ ) 이 30° 에서 4° 로 변경되면 최대응력값은 약 10% 감소되었다.

$\theta=30^\circ$  인 side frame 의 응력분포에 미치는 web 선단과 face plate 선단간의 거리 (D) 의 영향은 Fig. 5 (a) 에서 보여 주듯이 현저하다. "D" 값의 증가됨에 따라 web 상의 응력은 크게 재 분포되어 감소하며, face plate 선단에 작용되는 응력도 크게 감소된다. 한편 "D" 값의 증가에 따른 web 용접부 선단에서의 응력 감소는 face plate 선단에서의 응력의 감소보다 적기 때문에, 최대응력의 위치가 변경된다. "D" 값이 39 mm 보다 큰 경우, side frame 에서 최대응력을 받게 되는 위치는 web 용접부 선단이 되게 된다. "D" 값이 39 mm 인 경우, 최대응력이 약 18 kg/mm<sup>2</sup> 로 face plate 선단과 web 용접부 선단에 동시에 작용하게 된다.

실제 side frame 의 web 용접부 선단에서는 용접부 자체의 형상(예, 프랭크 각도나 토우부 곡률 등) 으로 인하여 추가적인 응력집중이 발생되므로, 가능한 최대 응력이 작용되는 위치를 모재쪽으로 이동시키는 것이 바람직하다. 이를 위하여 snipped end 보강재와 같이 web 에 곡률을 부여하였으며, 곡률의 크기(R) 에 따른 side frame ("D" = 39mm,  $\theta=8^\circ$ ) 에서의 응력 분포를 Fig. 5 (b) 에 도시하였다. R=100mm 까지는 web 상에 곡률을 부여함으로써, web 용접부 선단에서의 응력을 감소시켜 최대응력의 위치를 모재인 web 의 표면으로 이동시킬 수 있다. 그러나 "R" 값이 더욱 커져서 200mm 가 되면, web 용접부 선단에 다시 최대응력이 작용하게 된다.

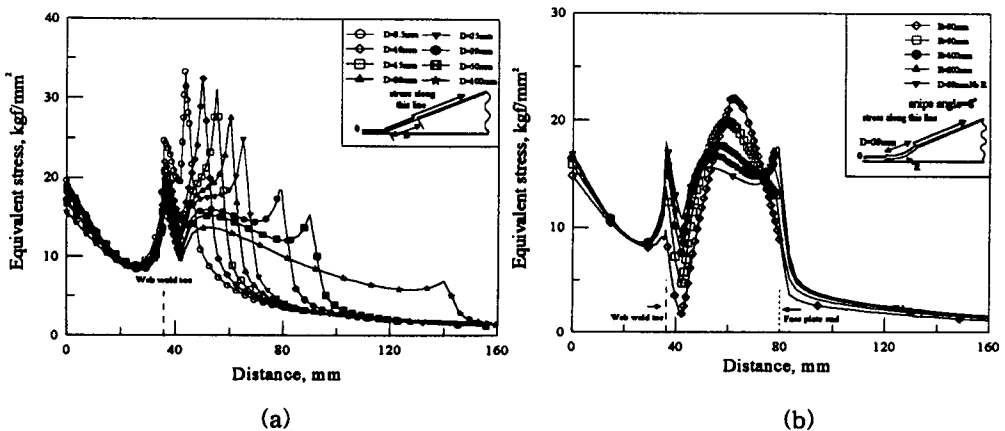


Fig. 5 (a) Effect of "D" and (b) Effect of "R" on the stress distribution of the side frame

이상의 결과를 토대로  $\theta=8^\circ$ ,  $D=59\text{mm}$ ,  $R=100\text{mm}$ ,  $d=20\text{mm}$  및  $H=5\text{mm}$  인 side frame (Fig. 6의 type "N")을 적정 설계로 제안하였다. 이에 대한 응력 해석 결과, web 표면에 응력 흐름이 집중되어 약  $17\text{ kg/mm}^2$  의 최대 응력이 작용하고 있었다. 이는 기존 side frame에서의 최대응력값에 비하여 단지 54% 수준이다. 최대응력값의 감소는 web plate 와 bottom plate 상에서의 응력 증가에 기인되었다. 한편 기존 side frame 에서 피로 균열이 발생되었던 face plate 선단부에서의 응력은 단지  $12.4\text{ kg/mm}^2$  로, type "N" 에서는 이곳에서 더 이상 피로 균열이 발생되지 않음을 의미하고 있다.

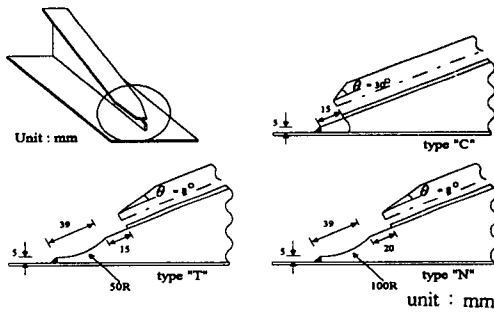


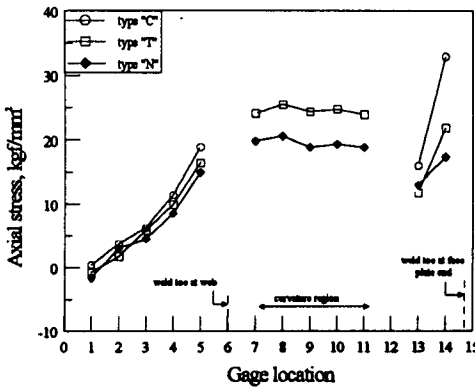
Fig. 6 Geometry and dimension of the side frame studied

2.2.2 정·동적 실험에 의한 응력분포 및 피로 강도 평가

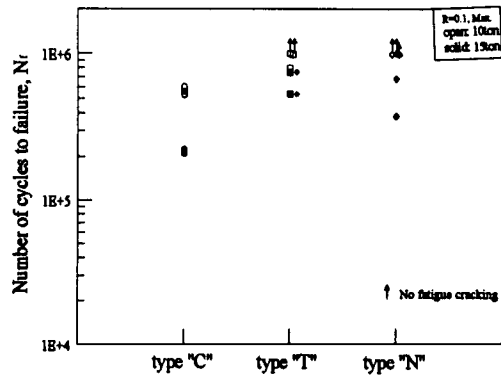
Side frame 에서의 응력분포와 피로 강도를 평가하기 위하여, 두께 8 mm 의 연강을 사용하여 Fig. 6 에 나타난 세 가지 형상의 side frame 를 실제 크기의 1/3 로 제작하였다. Type "C" 는 기존 적용되었던 것이고 type "N" 은 본 보에서 제안한 것이며, type "T" 는 비교의 목적으로 고려하였다. 이상의 시편에 대한 정·동적시험은 50 톤 용량의 피로시험기를 이용하여 실시하였다.

Fig. 7 (a) 는 정적 하중 10톤 하에서 얻어진 side frame 에서의 응력분포를 도시한 것이다. 그림내의 응력값은 각 형상별로 시편 2-3 개에서 얻어진 값들의 평균 값이다. 최대응력값은 type "C" 의 경우 약  $33\text{ kg/mm}^2$  로 face plate 선단부에 작용하고 있으며, 기하학적 형상이 개선된 type "N" 와 "T" 은 각기 약  $21\text{ kg/mm}^2$  과  $26\text{ kg/mm}^2$  로 web의 곡률 중심 표면에 작용되고 있다. 이와 같은 응력 분포는 전술된 유한요소법에 의한 해석 결과와 일치하고 있으나, 응력값 자체는 측정치가 계산치보다 다소 높다. 이는 FEM 해석시 shell 요소를 사용함에 따라 모델링되지 않았던 face plate 선단 용접부에 의한 추가 굽힘 변형과 용접부의 실제 형상에 따른 국부응력집중 및 시험시 시편의 기하학적 도심의 변경 등에 기인된 것이라 판단된다.

피로시험은 응력비  $R=0.1$ 로 최대 하중 10과



(a)



(b)

Fig. 7 Effect of geometry on (a) Stress ( $\sigma_x$ ) distributions measured at the side frames under a load of 10 tons and (b) Fatigue life of the side frame

15톤에서 실시하였으며, 피로 균열 발생 및 전파 특성은 dye penetration을 이용하여 평가하였다. Type "C" 인 경우, 피로 균열은 주로 web 선단의 용접 토우에서 발생하였으며, face plate 선단 용접 부에서도 발생되었다. Type "N" 에서는 피로 균열이 모두 web 선단의 용접 토우에서 발생하였다.

이와 같은 피로 균열의 발생위치는 해석결과로부터 예측된 위치와 상이한 곳에서 발생되었다. 그러나 피로 균열이 발생된 위치는 최대응력값은 아니지만 공히 높은 peak 응력이 작용되는 지점으로, 이 지점의 응력은 용접부의 실제 형상에 기인된 국부응력이 구조적 응력집중과 증첩되어 계산에 의한 최대응력값보다 크다고 할 수 있다. 비록 피로균열의 발생위치가 유사할지라도 균열의 발생수명 및 전파특성은 side frame 의 형상에 의존되어 각 형상별로 상이한 피로 강도를 갖게 된다. Fig. 7 (b)에 나타낸 바와 같이 side frame 의 피로강도는 type "C" < "T" = "N" 의 순으로 증가되고 있다. 이는 기하학적으로 개선된 side frame 에서 전반적으로 낮은 응력분포를 갖기 때문이며, 이 같은 순위는 낮은 피로 하중인 10톤의 경우 더욱 현저하다.

### 2.3 Slot 구조부의 적정 설계

선체의 주요 구조부재인 slot 부에서는 작용하중의 복합성으로 인하여 피로손상이 매우 심한 부위로 알려져 있다. 피로균열은 slot 자체 및 slot 주위의 용접부에서 발생되는데, 주로 종부재와 보강재간의 용접부 특히 heel 용접부 토우에서 발생된다. 이에 따라 slot 구조부에서의 피로수명을 향상시키

기 위하여 slot 구조부의 응력분포에 미치는 보강재의 형상과 보강재와 종부재간의 mis-alignment 의 영향을 FEM에 의한 응력해석과 정·동적 실험을 통하여 평가하였다. 이 결과를 토대로 slot 구조부에 대한 적정 설계를 제안하고자 하였다<sup>10)</sup>.

#### 2.3.1 유한요소법에 의한 slot 구조부에서의 응력 분포

Slot 구조부에 대한 응력해석은 153K 오일탱커의 이중선체에 적용되었던 것을 1/2로 축소 모델링하여 실시하였다. 요소 분할은 plane stress shell element 를 사용하였으며, 응력집중이 예상되는 부위에는 요소크기를 미세하게 구성하였다. 해석시 변수는 Fig. 8 에서 보여주듯이 보강재의 스킴 반경과 높이 그리고 보강재와 종부재간의 mis-alignment이었다. 하중은 외압을 재현하기 위하여 상단부에 30톤을 3점 굽힘형태로 부여하였다. 본 해석에서는 web plate에 작용되는 전단응력은 고려하지 않았다. Slot 구조부에는 인장, 굽힘 및 전단의 복합하중이 작용하므로 본 보에서는 등가응력을 평가의 기준으로 하였다.

Fig. 9 (a) 는 스킴의 높이가 75mm 인 경우 보강재 하단부에서의 응력분포에 미치는 스킴 반경 (R) 의 영향을 보여주고 있다. 알려진 바와 같이 보강재 하단 용접부 토우에는 매우 큰 응력이 집중되고 있다. 이와 같은 보강재 하단 용접부의 응력집중은 스킴 반경이 커질수록 감소되는데, heel 부의 경우 스킴 반경이 25에서 75mm로 증가되면 최대 응력값은 45에서 37kg/mm<sup>2</sup> 으로 약 18% 정도 감소된다. 그러나 스킴 toe 부에서의 응력변화는 비교적 적음

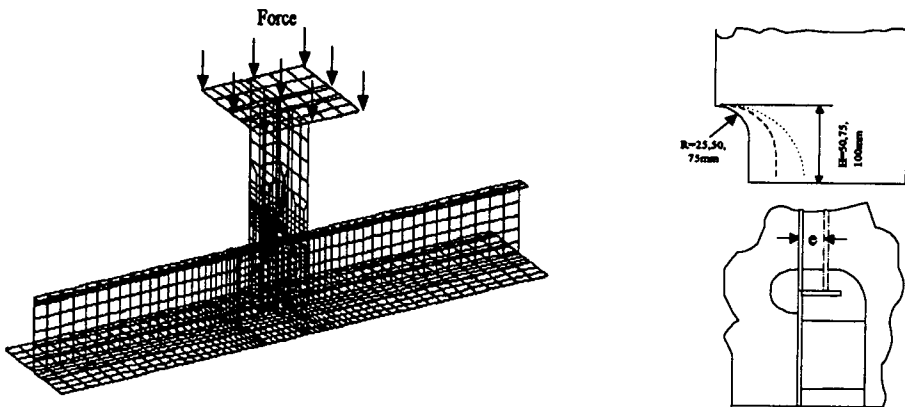


Fig. 8 Half model of the slot structure and geometric parameters for stress analysis

을 알 수 있다. 스킵 반경의 증가에 따른 heel부의 응력감소는 slot 면상에서의 전반적인 응력증가를 야기하게 된다. 한편 보강재 하단부의 응력변화에 미치는 스킵 높이(H)의 영향은 Fig.9 (b)에서 보여주는 바와 같이 거의 없음을 알 수 있다.

Fig. 10은 스킵의 높이 75mm 및 반경 50mm 인 경우 보강재 하단부의 응력분포에 미치는 보강재와 종부재간의 mis-alignment (e)의 영향을 보여주고 있다. Fig. 10에서 보여주듯이 응력분포에 미치는 mis-alignment의 영향은 매우 커서, mis-

alignment 값이 증가함에 따라 보강재 하단부에서의 응력은 점진적으로 감소하고 있다. 특히 보강재 heel 부의 응력값은 단지 mis-alignment 가 50mm 이상이 되면 1/2 수준으로 감소되고 있다. 이 같은 현저한 응력의 감소는 보강재 자체의 밴딩 효과에 기인된다. 이에 따라 Fig. 10의 (a)와 (b)에서 보여 주듯이 보강재의 두께방향으로의 큰 응력구배가 형성된다. 전체적으로 볼 때 mis-alignment에 따른 보강재 하단부에서의 응력감소는 상대적인 slot 주위에서의 응력증가 특히 slot 면

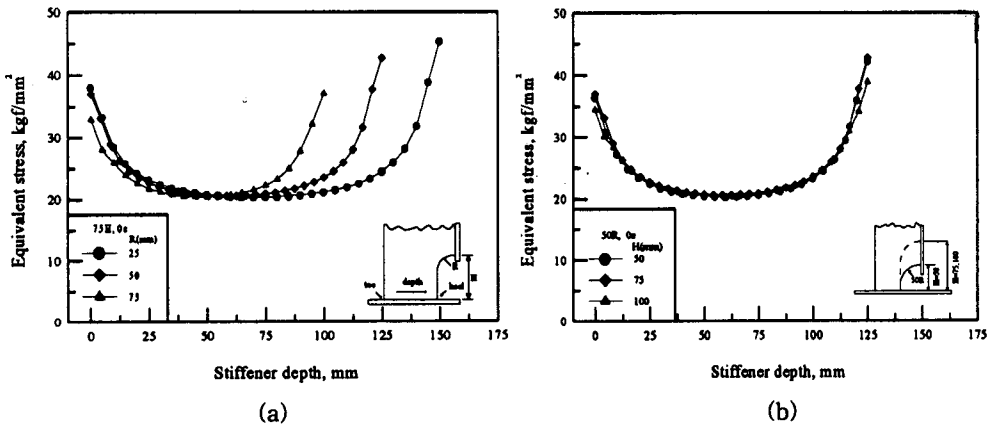


Fig. 9 Effect of joint details on the equivalent stress distribution along the stiffener bottom : (a) Effect of scallop radius (R) for the slot structure with H=75mm and e=0mm, and (b) Effect of scallop height (H) for the slot structure with R=50mm and e=0mm

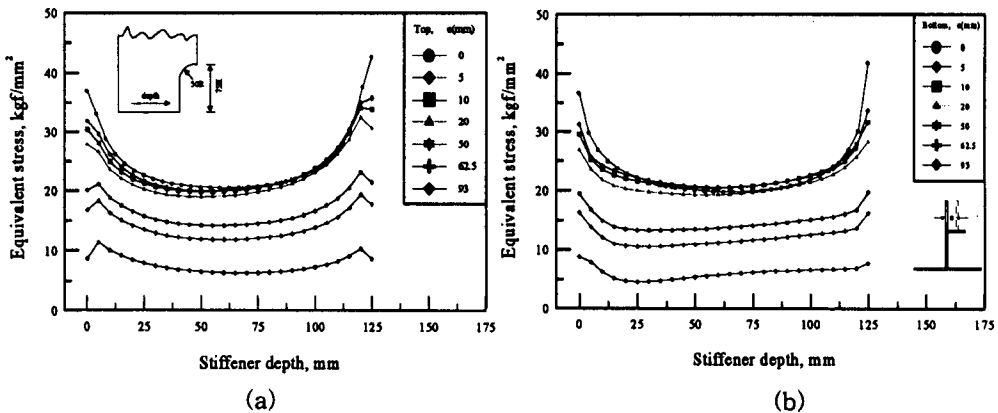


Fig. 10 Effect of mis-alignment on the equivalent stress distribution along the stiffener bottom for the slot structure with H=75mm and R=50mm : Data from (a) Top surface and (b) Bottom surface of the element



상에서의 응력증가에 대응하게 된다.

보강재 스킵형상 및 mis-alignment 에 따른 보강재 하단부의 응력변화를 전체적으로 이해하고자 slot 구조부 주위의 응력 변화를 Fig. 11에서 평가하였다. Fig. 11에서 보여 주듯이 mis-alignment 의 증가에 따른 보강재 heel 과 toe 부의 응력은 거의 직선적으로 감소하고 있다. 반면 slot 면상의 모든 응력은 점진적으로 증가하고 있으며 또한 각 위치에서의 응력범위도 확대되고 있었다. 최대응력값을 보이는 위치는 4번 위치로 종부재의 web 과 transverse web plate 간의 접합부의 정점이다. 이에 따라 slot 구조에서 최대응력을 겪게 되는 위치는 결국 mis-alignment 에 의한 보강재 하단 heel 에서의 응력감소값과 slot 의 4번 위치에서의 응력 증가분간의 절대값 차이로 결정되게 된다.

스킵의 높이가 75mm 이고 반경이 50mm 인 경

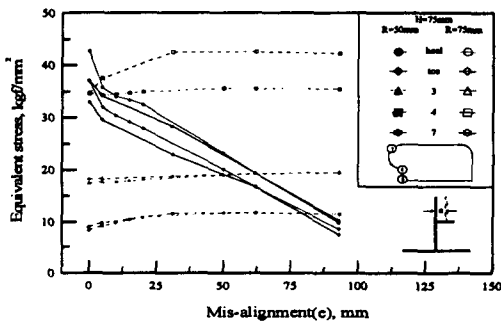


Fig. 11 Variation of local stress around the slot with mis-alignment

우에는 mis-alignment 가 10mm 이상이 되면 최대 응력값의 위치가 보강재 heel 에서 4번 위치로 천이되며, 스킵의 높이가 75mm 이고 반경이 75mm 인 경우에는 약 2.5mm 이상에서 천이된다. 이와 같은 경향은 보강재의 rigidity 에 의존한다고 즉, 스킵의 크기가 클수록 보강재 heel 에서 4번위치로의 최대응력값의 천이가 쉽다고 할 수 있다.

2.3.2 정·동적 실험에 의한 응력분포 및 피로 강도 평가

Slot 구조부에서의 응력분포와 피로 강도를 평가하기 위하여, 두께 6, 8 mm의 연강을 사용하여 Fig. 8에 나타낸 형상으로 실제 크기의 1/4 로 제작하였다. Mis-alignment 의 영향을 명확히 평가하기 위하여 보강재를 종부재 flange 의 중심 (e=62.5mm 에 상응함) 에 제작하였다. 시험편은 FCAW로 제작하였으며, 필렛용접부의 각장은 6mm로 하였다. 정·동적시험은 3점 굽힘 하중방식으로 50톤 용량의 피로시험기를 이용하여 실시하였다.

피로시험은 응력비 R=0.2로 최대 하중 15톤에서 실시하였으며, 피로 균열 발생 및 전파 특성은 dye penetration을 이용하여 평가하였다. 본 연구에서의 피로수명 (Ni) 은 표면에서 관찰된 균열의 크기가 10mm 인 경우의 cycle 수로 정의하였다.

Fig. 12 는 외부하중이 3톤 작용하는 경우 보강재 heel과 toe의 선단부에서 측정된 응력분포를 보여 주고 있다. 스킵의 반경의 영향을 나타낸 Fig. 12 (a) 에서 보여 주듯이 스킵의 반경이 증가할수록 보강재 하단 선단부의 응력값은 감소하고 있다.

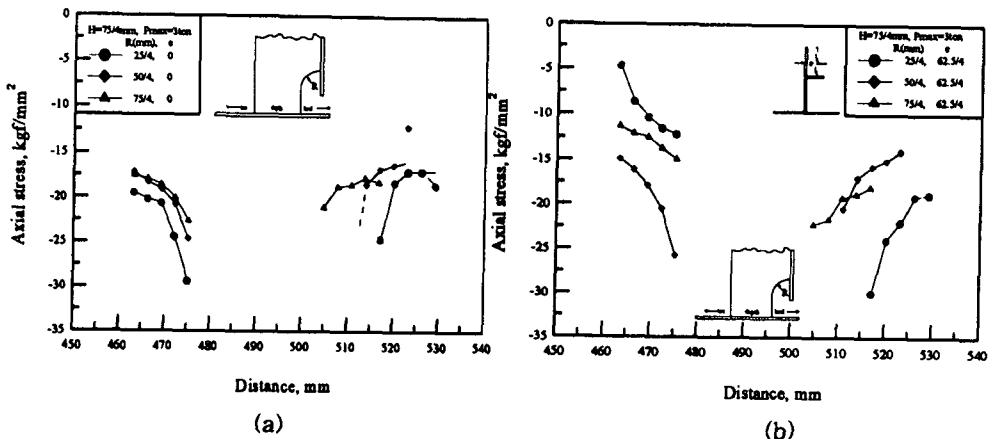


Fig. 12 Effect of joint details on the axial stress distribution near the stiffener bottom : (a) Effect of scallop radius "R" and (b) Effect of mis-alignment "e" for the slot structure with H=75/4 mm

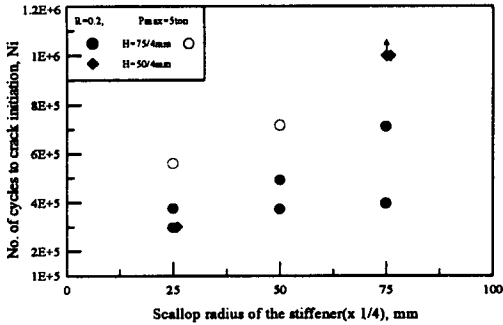


Fig. 13 Effect of joint details on the fatigue life of the slot structure

이 결과는 전술된 FEM 해석결과와 유사한 경향을 보이고 있다. 그러나 heel부의 응력이 toe부 보다 다소 낮은 것이 상이하다. 한편 mis-alignment의 영향을 나타낸 Fig. 12 (b)에서 보여 주듯이 mis-alignment이 없는 경우에 비하여 보강재 toe부의 응력은 전반적으로 감소되고 있으나 heel부의 응력값은 다소 증가되고 있다. 이는 스킵내부에 형성된 용접부의 상세 형상인 toe 곡률 반경, 프랭크 각도에 따른 추가적인 응력집중이나 협소한 부위에서 발생된 실험오차라 예상된다.

피로시험후 slot 구조부에서 피로균열의 발생 위치는 스킵의 형태나 mis-alignment의 유무에 관계없이 보강재 heel이나 toe부 용접토우에서 발생하였다. 이와 같은 결과는 FEM 해석 결과와는 다소 다르지만 고응력을 받는 용접 토우부라는 점에서 볼 때 실 용접부 토우에서 발생하는 추가적인 응력집중의 중요성을 강조하고 있다.

용접부 토우에서 발생된 피로균열은 중부재의 flange의 두께방향으로 전파되었다. 비록 피로균열의 발생위치가 유사할지라도 피로균열의 발생수명은 Fig. 13에서 보여 주듯이 slot 구조부의 형상에 의존되고 있다. Fig. 13에서 open 기호는 mis-alignment = 62.5mm/4인 경우이며, solid 기호는 mis-alignment가 없는 경우이다. Mis-alignment가 없는 경우 스킵의 반경이 증가할수록 slot 구조부의 피로수명은 증가되고 있는데, 이는 FEM 해석결과 및 계측된 정적 응력분포와 일치하고 있다. 또한 동일한 스킵 형상인 경우, mis-alignment가 있으면 slot 구조부의 피로수명은 더욱 증가하게 됨을 알 수 있다.

### 3. 결 언

선체 구조부재의 피로특성은 거시적으로 볼 때 적재하중 및 외부 하중이력과 실제 구조부재가 받는 응력의 크기 혹은 국부응력집중 정도에 지배받으며, 주어진 외부 하중 조건하에서 국부응력집중은 구조적 형상과 구조부재를 연결한 용접부의 형상에 의존된다. 본 보에서는 국부응력집중 정도를 감소시키기 위하여 용접부의 형상제어보다는 용접 구조부재의 기하학적 형상 개선 즉, 적정 설계를 제안하고자 하였다. 이를 위하여 유한요소법을 이용한 응력해석을 실시하여 선체의 주요 용접 구조부재들에 대한 적정 설계를 도입함으로써 선체의 피로 수명을 크게 향상시킬 수 있었다.

### 참 고 문 헌

1. The shipbuilding research association of Japan : 'Research on Fatigue Strength of Ship Structure', The 200th Research Committee 2nd sub Committee, Report No. 86, May (1977)
2. DNV report 'Hull Damage and Repairs', Aug. (1978)
3. 이연태 : 기술현대, Vol. 5 No. 4, 1985, p. 56 & Vol. 6 No. 1, (1986), p. 63
4. T.R. Gurney : 'Fatigue of Welded Structures, 2nd ed.', Cambridge Univ. Press, (1979)
5. S.J. Maddox : 'Fatigue Strength of Welded Structures, 2nd ed.', Abington Publishing, (1991)
6. 윤중근, 박동환 : 기술현대, Vol. 7 No. 4, (1987), p. 41
7. J.G. Youn, H.S. Kim and D.H. Park : 'Welding in the world, Vol. 35 No. 4, (1995), p. 262 (IIW, XIII-1265-94)
8. J.G. Youn and H.S. Kim : IIW, XIII-1618-96
9. J.G. Youn and H.S. Kim : IIW, XIII-1619-96
10. J.G. Youn, H.S. Kim and D.H. Park : IIW, XIII-1671-97