

피로실험 및 균열진전 해석을 통한 용접부의 피로수명 예측에 관한 연구

전유철*, 김유일**, 강중규***, 한종만****

A Study on Fatigue Life Prediction of Welded Joints Through Fatigue Test and Crack Propagation Analysis

Y.C.Jeon*, Y.I.Kim**, J.K.Kang*** and J.M.Han****

요 약

선체 구조에서 피로 손상을 받기 쉬운 용접 부위인 T형 이음부(T-joint) 및 호퍼 너클 이음부(hopper knuckle joint) 모델의 피로실험 및 선형탄성 파괴역학을 이용한 피로균열 진전해석을 수행하였다. 집중 응력(hot spot stress)을 적용하여 정의된 균열 개시수명(균열 깊이 1mm)을 기준으로 하는 통합된 S-N선도를 작성하였으며, 잔류응력을 고려한 피로균열 진전해석을 통하여 피로균열 진전수명을 정확히 예측할 수 있었다. 또한, 임의의 형상을 가지는 용접 이음부(weld joint)의 피로균열 진전수명에 대한 정량화의 가능성을 확인하였다.

※Keywords: Hot spot stress(집중응력), Crack initiation life(균열 개시수명),
Stress intensity factor(응력확대계수), Weight function method(가중 함수법)

Abstract

T-joint and hopper knuckle joint models are typical welded joints in ship structure, which are very susceptible to fatigue damage under service condition. Fatigue test and fracture mechanical analysis were performed on these joints to find out characteristics of fatigue behavior. Unified S-N curve was developed from the test results of these two types of joint using hot spot stress concept, and also propagation life was also estimated using Paris' crack propagation law.

접수일자: 2000년 7월 1일, 승인일자: 2001년 7월 18일

*정회원, 대우조선공업(주) 시험평가연구팀(E-mail: submarin@dwship.com)

**정회원, 대우조선공업(주) 시험평가연구팀(E-mail: yikim@dwship.com)

***정회원, 대우조선공업(주) 시험평가연구팀(E-mail: jgkang3@dwship.com)

****정회원, 대우조선공업(주) 시험평가연구팀(E-mail: jmhan@dwship.com)

Residual stress effect on propagation life was considered in calculating propagation life, as was done with thermo-elasto-plastic FE analysis and residual stress intensity factor calculation. Fatigue life of similar kinds of welded joint could be predicted with this unified S-N curve and fracture mechanical analysis technique.

1. 서론

복잡한 이음 구조와 하중 형식을 가지는 선체 구조에 대해 피로설계 시 사용하는 피로설계 선도의 수명정의가 불분명하여 피로 손상량의 정량화에 문제가 있으며, 피로 수명 평가에 있어 기존의 S-N선도 자료만으로는 피로균열의 거동에 대한 정확한 기술적 판단이 어렵다. 또한, 선체의 용접 접합부에 알맞은 S-N선도가 실질적으로 이용가능하지 않아 피로해석 시 발생하는 다양한 상황에서 대처방안 마련에 어려움이 많다.

피로 손상량의 정량화를 위해서는 S-N선도 상에서 명확한 응력의 규명 및 선체 구조에 적합한 파단수명의 규명이 요구되며, 손상 발생부의 응력 상태를 대표할 수 있는 응력을 사용하여 얻어진 피로설계 선도로부터 균열발생 및 전파를 평가하는 것이 필요하다.

본 연구에서는 선체 구조의 주요 용접 부위인 T형 이음부 및 호퍼 너클 이음부 모델의 피로실험 및 피로균열 진전해석이 수행되었다. 용접 비이드 형상에 의한 응력 집중을 배제하고 구조적인 불연속의 효과를 포함하는 집중 응력(hot spot stress, 이하 HSS)을 적용하여 균열 개시수명을 기준으로 하는 통합된 S-N선도를 작성하고 이 선도를 토대로 피로균열 진전해석을 수행하여 피로 수명을 예측하였다.

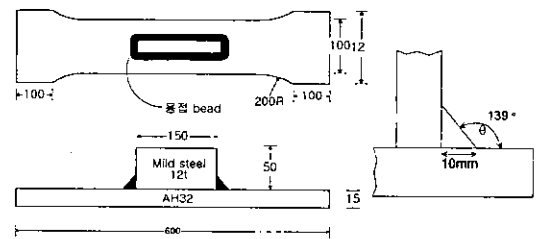
2. 피로실험

2.1 T형 이음부 및 호퍼 너클 이음부의 실험 모델

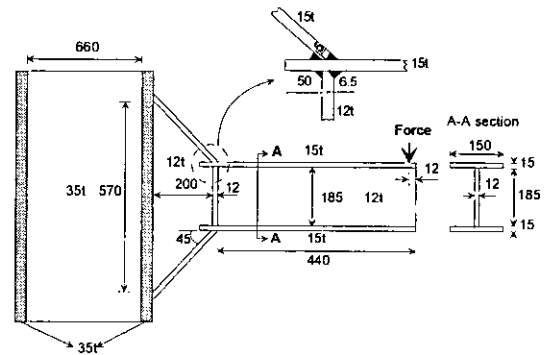
2.1.1 시편 재료 및 형상

T형 이음부 및 호퍼 너클 이음부 시편의 재료

는 선급 강재 중 고장력강(AH32 grade)을 사용하였으며, 시편의 형상 및 실험장치는 Fig.1에 나타내었다.



(a) T-joint



(b) Hopper knuckle joint

Fig.1 Configurations and dimensions of fatigue test models

2.1.2 용접 조건

Table 1에는 시편의 제작에 적용한 용접 조건을 나타내었다.

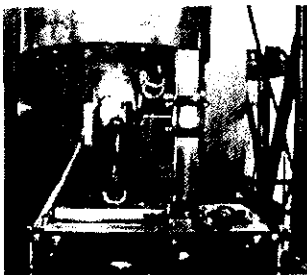
2.2 실험조건 및 방법

S-N선도 작성을 위한 피로실험은 일본 기계학

회에서 정한 통계적 피로실험 방법(JSME S 002-1981)의 14 S-N시험법을 이용하여 수행하였다(일본 기계학회 1981). 정하중 및 피로실험은 최대부하하중 $\pm 630\text{kN}$ 용량의 유압식 피로시험기(hydraulic fatigue test machine) 및 구조물 피로시험기(test rig)를 이용하였다. 피로평가에 대한 응력은 집중 응력을 기준으로 하였으며 피로실험에 이용한 하중은 정하중 실험을 통해 결정하였다. 피로실험은 하중제어 방식으로 정현파의 하중을 부하시키고, 응력비 $R=0$, 부하 속도는 하중의 크기에 따라 T형 이음부 시편은 10~15Hz, 호퍼 너클 이음부 시편은 5~7Hz로 하였다. 균열길이의 측정은 이동식 현미경(traveling microscope) 및 확대경을 이용하여 일정 반복수마다 균열 발생부인 용접 토우부에 염색 침투 탐상제를 침투시키는 방법으로 시편 표면에서 측정하였다.

Table 1 Welding condition of fatigue test model

Model	Current (A)	Voltage (V)	Wire dia. (ϕ)
T-joint	280	31	1.2
Hopper knuckle	260	29	1.2
Model	Welding speed (mm/min)		Welding method
T-joint	372.67		FCAW
Hopper knuckle	400.00		FCAW



(a) T-joint



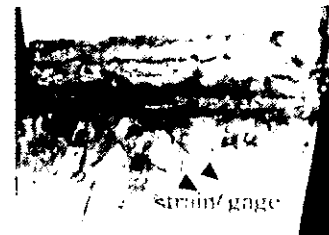
(b) Hopper knuckle joint

Photo. 1 A view of fatigue test

2.3 응력 계측 방법



(a) T-joint



(b) Hopper knuckle joint

Photo.2 Strain gages attached to test model for measurement of hot spot stress

일반적으로 용접된 구조물의 피로 강도는 구조물의 구조적인 응력집중에 의존한다. 용접 토우에서 HSS는 용접된 구조물의 피로강도 평가에 대한 가장 유용한 파라미터(parameter)들 중의 하나이며 구조적인 응력집중을 포함하는 용접 토우부에서의 응력이다(Kanta Nihei 등 1997, T.Partarnen/E.Niemi 1997, A.Almar-Næss

1985). 용접부의 피로강도를 평가하기 위해 다양하게 제안된 방법들 중 Photo.2에 나타난 바와 같이 SR202B 및 DnV에서 제시한 방법에 의하면 집중 응력은 용접 토우부로부터 일정 거리 떨어진 2개의 지점(즉, 시편두께의 반 및 1.5배 위치)에서 응력의 선형 외삽에 의해 평가된다(Kanta Nihei등 1997, Det Norske Veritas 1998). 따라서, 본 연구에서는 SR202B 및 DnV에서 제시한 방법에 따라 시편두께의 $t/2$ 와 $3t/2$ 의 위치에 Photo.2와 같이 변형률 게이지(strain gage)가 부착되었다. 일정 반복수마다 균열 개시와 성장에 따른 변형률 게이지의 변형률 및 응력 변화를 기록하기 위해 데이터 계측 시스템(data acquisition system)을 이용하였다(WorkBench users manual).

3. 피로실험 결과

3.1 피로균열 개시 및 진전 특성

일반적으로 용접부에는 여러 가지 초기 결함으로 인해 균열이 이미 존재하고 있다고 볼 수 있으며, 통상적으로 일컬어지는 균열의 개시수명은 균열의 크기가 육안으로 관찰 가능한 크기로 성장하는데 소요되는 수명을 말한다. 대개 피로수명의 상당 부분은 이러한 미소 균열(short crack)의 진전에 소모되는 것으로 알려져 있으며, 전체 피로수명의 20~50%를 차지하는 것이 보통이다(YVES VERREMAN등 1987). 따라서, 균열의 개시수명은 미소 균열의 진전수명으로 바꾸어 정의할 수 있다. 역학적으로 미소 균열은 균열이 용접부 노치(notch)에 의한 소성영역 내에 존재할 때를 말하는데, 보통 균열깊이 1mm 이하인 균열이 이에 해당된다. 그러나, 미소 균열의 진전거동은 단순하게 설명하기 어려운 복잡하고 또 아직 연구가 진행 중인 분야이다. 일반적으로 노치에서 발생하는 균열은 초기에 크기가 매우 작은 영역에서는 진전이 빠르며, 선형 탄성 파괴역학으로는 그 균열의 성장거동을 예측할 수 없다. 이는 Fig.2에 보인 바와 같이 균열의 크기가 노치에서 형성되는 소성영역(notch plastic zone)의 크기

에 비해 상대적으로 작아서, 선형 탄성 파괴역학의 기본 가정인 소규모 항복(small scale yielding)에 위배 되기 때문이다. 균열의 크기가 어느 정도 커지면 균열선단이 노치에 의한 소성영역을 벗어나게 되고, 균열 자체에 의한 소성영역을 가지며 진전하게 되어 선형 탄성 파괴역학의 범주에 들어오게 된다(Y.Verreman/ B.Nie 1987). 용접부에 발생하는 균열도 용접 토우부에 의한 구조적인 불연속으로 인해 Fig.2와 같은 노치의 영향이 발생하게 된다.

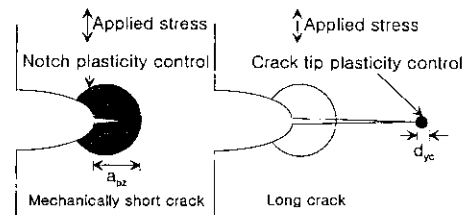


Fig.2 Plasticity effects

3.1.1 T형 이음부

용접 토우부에서의 피로균열은 단일 균열(single-crack)과 다중 균열(multi-crack)의 2가지 균열 형태를 갖는다. 용접부에서 발생하는 균열은 이러한 다중 균열의 영향으로 인해 균열의 개시수명 혹은 short crack의 진전수명에 대한 명확한 정의를 하기가 어렵다. 본 연구에서는 이러한 다중 균열의 영향을 배제하기 위해 균열이 합체되어 단일 균열이 된 때의 균열의 크기(깊이 1mm, 길이 15mm)를 균열의 개시 수명으로 가정하였다. Photo.3은 피로시편의 거시 파단면(macro fracture surface)을, Fig.3은 T형 이음부의 균열진전 특성을 나타낸다. 균열이 합체

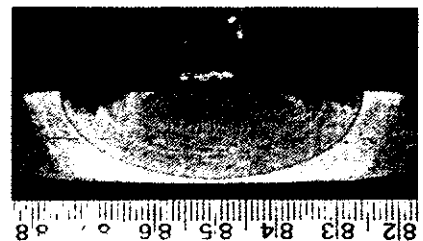


Photo.3 Fracture surface of T-joint

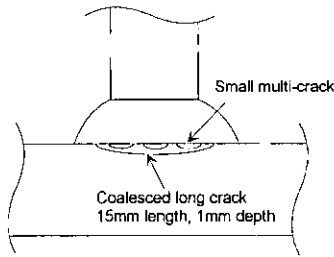


Fig.3 A characteristic of crack propagation in T-joint

어 단일 균열이 된 때의 균열의 길이는 하중범위와 관계없이 15mm, 깊이는 약 1mm 정도로 추정된다

3.1.2 호퍼 너클 이음부

Fig.4에 호퍼 너클 이음부의 균열발생 양상을 나타내었다. 용접 토우부에서 개시된 균열은 종횡비가 매우 작은 얇은 균열에서 시작되어 균열이 합체된 후 깊이방향의 성장에 대부분의 수명이 소요된다. 따라서, 균열이 발생하는 용접부의 범위가 넓은 호퍼 너클 이음부에는 균열의 길이가 깊이보다 매우 큰 형상의 균열이 발생된다. 또한, 웨브(web) 판으로 인해 시편의 중앙부에 높은 응력이 작용하게 되어 반타원형 균열로 성장하게 된다.

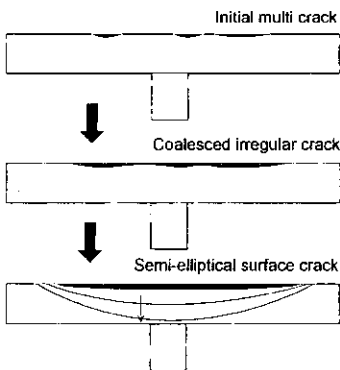


Fig.4 Crack initiation and propagation of hopper knuckle joint

3.2 S-N 선도

3.2.1 T형 이음부

S-N실험에 이용한 시편은 경사부(S-N선도의 유한수명 영역, $N \approx 5 \times 10^4 \sim 1 \times 10^7$ 범위) 14개, 수평부(S-N선도가 수평으로 되는 피로한도 영역의 부분, $N_f \geq 1 \times 10^7$ 부분) 2개이며 피로한도를 구하기 위한 최대 하중 반복수는 1×10^7 회로 하였다. Fig.5는 피로실험 결과를 균열길이 변화에 따라 나타난 피로수명 선도이다. 피로수명 선도의 기울기는 균열길이가 증가함에 따라 작아지는 것을 알 수 있다. 즉, 고 응력 범위에 대한 피로수명은 저 응력 범위에 비해 상대적으로 진전수명이 길고 저 응력 범위에 대한 피로수명은 상대적으로 진전수명이 짧다. 이는 인장 잔류응력에 의한 응력비의 영향 때문으로 균열진전에 큰 영향을 미치는 응력비가 저 응력 범위에서 상대적으로 고 응력 범위보다 커져 저 응력 범위에서의 균열 진전 속도가 빠르게 되는 것이다.

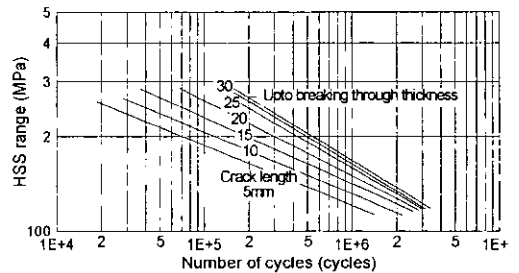


Fig.5 S-N curves according to crack size of T-joint

3.2.2 호퍼 너클 이음부

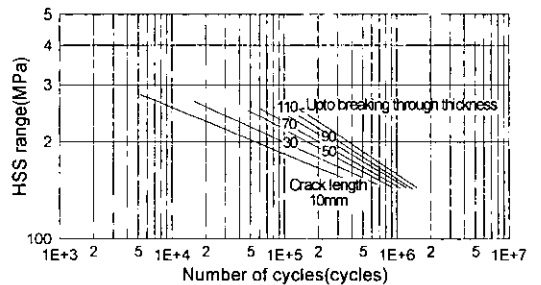


Fig.6 S-N curves according to crack size of hopper knuckle joint

피로수명은 균열이 시편 플랜지(flange) 두께

를 관통했을 때를 기준으로 하였고, S-N실험에 이용한 시편은 경사부 8개이다. Fig.6은 각 균열 길이 별 피로실험의 결과를 하나의 선도에 나타낸 것이다. 호퍼 너클 이음부도 T형 이음부와 동일하게 고 응력범위와 저 응력범위에서 균열진전수명의 차이를 보이고 있다. 이는 T형 이음부에서 언급된 바와 같이 피로균열 진전 시의 잔류응력에 의한 응력비의 영향으로 볼 수 있다

3.3 S-N선도 비교

3.3.1 T형 이음부

Fig.7은 BS5400의 S-N선도에서 T형 이음부에 대해 적용되는 F선도와 피로실험의 결과를 비교한 것이다. BS5400의 S-N선도는 일반적으로 공칭응력(nominal stress)과 파단수명을 기준으로 한 선도로 알려져 있다(BS5400 Part 10 1980). 피로실험은 집중 응력을 적용하여 수행한 결과이므로 적용된 하중과 시편의 단면적을 이용하여 얻은 공칭응력을 기준으로 BS5400 F선도와 비교하면, 균열이 시편 두께를 관통했을 때의 피로실험 결과와 유사함을 알 수 있다. 이를 통해 BS5400의 F선도의 응력은 공칭응력이며, 수명은 파단을 기준으로 한 선도임을 확인할 수 있었다.

Fig.8은 DnV의 용접 이음부에 대한 S-N선도와 피로실험의 결과를 비교한 것이다. DnV S-N 선도는 노치응력(notch stress)을 응력으로 하고 균열이 육안으로 관찰 가능한 3~4mm 정도의 균열길이일 때를 수명으로 한 선도이다. DnV의 S-N선도와 피로실험 결과에 대한 비교는 공칭응력을 기준으로 하였다. 공칭응력은 DnV의 notch stress에서 형상에 의한 응력집중계수 K_w 와 용접부에 대한 응력집중계수 K_w 를 제외하여 계산하였다(Det Norske Veritas 1998). DnV S-N선도의 균열길이와 유사한 균열길이 5mm의 결과와 정의한 균열 개시수명의 결과를 함께 나타내어 DnV S-N선도와 비교하였다. DnV선도와 피로실험의 결과를 비교하면 기울기의 차이를 들 수 있는데, 이것은 DnV선도의 기울기가 3으로 고정되

어 있기 때문이다.

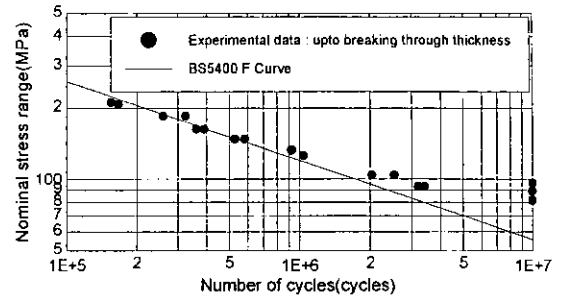


Fig.7 Comparison of experimental data with BS5400 F curve

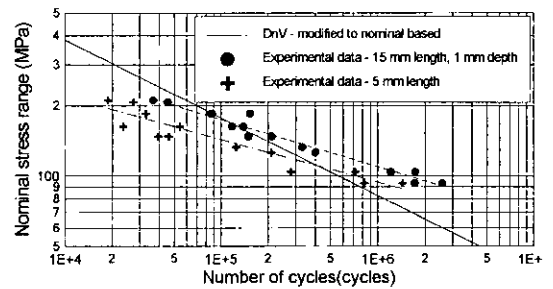


Fig.8 Comparison of experimental data with DnV S-N curve

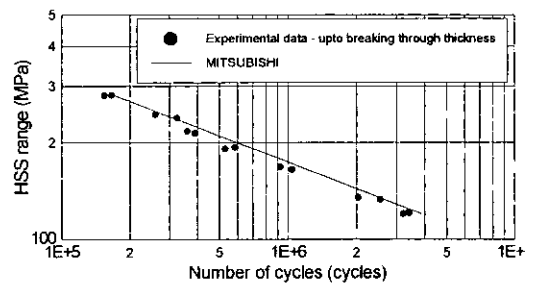


Fig.9 Comparison of experimental data with MITSUBISHI S-N curve

Fig.9는 T형 이음부에 적용되는 MITSUBISHI의 S-N선도와 피로실험의 결과를 비교한 것이다. MITSUBISHI의 S-N선도는 집중 응력과 파단을 기준으로 하는 선도이다(MITSUBISHI 1992). MITSUBISHI는 용접토우부에서 5mm 떨어진 위치에서의 응력을 집중 응력으로 정의하고 있다. MITSUBISHI S-N선

도와의 비교를 위해 유한요소 해석을 통해 용접 토우부에서 5mm 떨어진 위치에서의 응력을 구한 결과, 피로실험의 집중 응력값과 거의 동일한 값을 확인하였다. 따라서, 집중 응력을 기준으로 균열이 시편 두께를 관통했을 경우의 실험결과를 MITSUBISHI의 결과와 비교하였다. 피로실험의 결과는 MITSUBISHI의 S-N선도에 비해 보수적이지만 잘 일치함을 확인하였다.

3.3.2 호퍼 너클 이음부

Fig.10은 피로실험의 결과를 BS5400 D선도와 비교한 것이다. 호퍼 너클 이음부에 대한 실험 결과를 BS5400의 선도와 비교하기 위해 이음부 분류를 참고하였으나, 유사한 이음부를 선택할 수가 없었다. 따라서 구조물의 형상에 의한 영향은 배제하고, 용접 비이드에 의한 영향만을 고려한 BS5400의 D선도와 비교하였다. 그림에서 피로 실험의 결과는 집중 응력을 기준으로 한 두께 관통까지의 결과이며 BS5400의 D선도는 공칭응력과 파단을 기준으로 한 선도이다. 피로실험 결과는 BS5400의 D선도와 비교적 유사한 경향을 보였다.

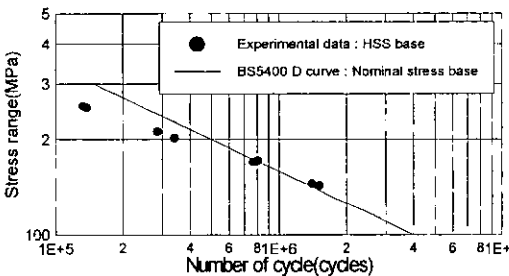


Fig.10 Comparison of experimental data with BS5400 D curve

4. 피로균열 진전해석

4.1 T형 이음부

균열진전은 Newman의 식을 이용하여 계산하였다(전유철 등 1999). Newman의 식은 소성유기 균열닫힘의 개념(plasticity induced crack closure concept)을 도입한 Elber의 식을 수정

한 형태로, 균열선단의 소성변형량을 유한요소법을 이용하여 계산하고 이를 바탕으로 균열의 닫힘량을 정식화한 것이다. 응력확대계수(K)는 식(1)과 같이 외부 하중에 의한 응력확대계수(ΔK_{app})와 잔류응력에 의한 응력확대계수(ΔK_{res}) 값을 선형 중첩하여 계산하였다(K.J.Kang 등 1989). T형 이음부의 응력확대계수값은 참고문헌의 해를 이용하였다(日本造船研究協會, 平成 8年).

$$\Delta K' = (\Delta K_{app} + \Delta K_{res}) = \Delta K \tag{1}$$

$$R' = \frac{\Delta K_{min} + \Delta K_{res}}{\Delta K_{max} + \Delta K_{res}}$$

해석의 대상은 Fig.11의 용접부 끝단의 균열이며, 용접부 끝단 토우부에 존재하는 초기 균열은 반타원의 형상이라고 가정하였다. 초기 균열 길이는 15mm, 균열깊이는 1mm로 하였다. 일반적으로 용접 토우부에서 발생하는 균열은 잔류응력과 토우부의 응력집중으로 인해 중횡비가 매우 작은 초기 균열이 형성되는 것이 보통이다. 균열깊이 1mm 이하는 균열의 개시 수명에 포함시킬 수 있고, 또한 이러한 균열은 역학적으로 미소 균열의 영역에 포함되어 선형 탄성 파괴역학 파라미터인 응력집중계수로는 설명이 불가능하다(Y.Verreman/B.Nie 1996, Y.Verreman/G.Espinosa 1997).

용접부에서 발생, 전파하는 균열은 잔류응력의 영향을 크게 받으므로 균열 진전 해석 시에 잔류응력의 영향을 고려하는 것은 필수적이다. 본 연구에서는 3차원 비선형 열탄소성 해석을 통하여

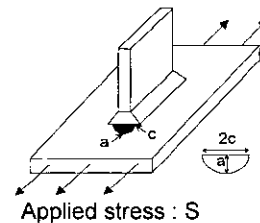
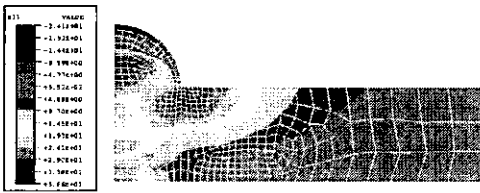
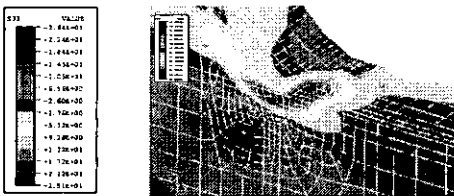


Fig.11 Semi-elliptical surface crack in welded joint

잔류응력의 분포를 구하였으며, 이를 이용하여 잔류응력에 의해 유발되는 잔류응력에 의한 응력 확대계수를 계산하였다. 열전달 해석과 열응력 해석에 사용되는 모든 재료 특성치는 온도에 의존하여 변하는 것으로 가정하였으며, 상변화를 고려하기 위해 잠열의 효과를 고려하였다. Fig.12는 잔류응력 해석 결과를 나타낸다.



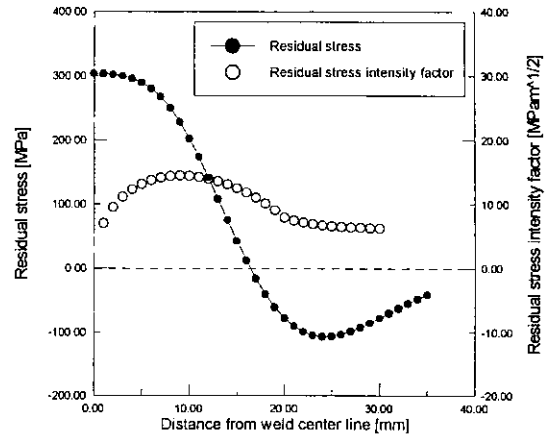
(a) Residual stress in T-joint



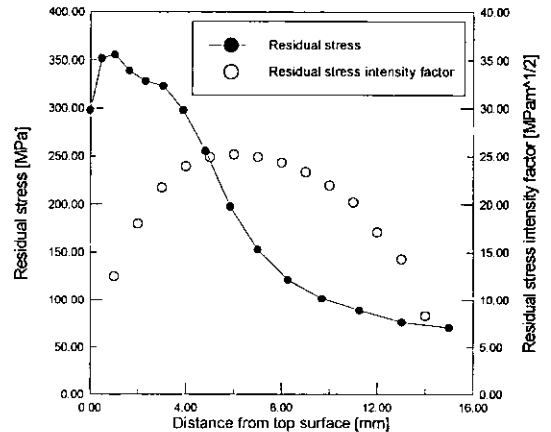
(b) Residual stress in Hopper knuckle joint

Fig.12 Residual stress distribution

Fig.13은 T형 이음부에 대해 계산된 잔류응력의 분포와 잔류응력에 의한 응력확대계수값의 분포를 나타낸다. 잔류응력에 의한 응력확대계수의 계산은 Y.L.Lu(1995)의 방법을 이용하였다. 균열 길이 방향으로 인장-압축응력이 분포하고, 깊이 방향으로는 전체적으로 인장응력이 분포함을 알 수 있다. 잔류응력에 의한 응력확대계수의 최대치는 Fig.11의 표면점(point c)에서는 $15\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 정도의 값을 보였으며, 최심점(point a)에서는 $25\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 정도의 값을 보였다. 실제로는 반복하중을 겪는 용접부의 잔류응력은 여러 요인으로 인해 그 분포가 변해나지만, 본 연구에서는 용접부의 잔류응력에 의한 응력비 변화가 균열단합 및 피로수명에 미치는 효과에 주목하여, 초기 잔류응력의 분포가 균열이 전파하는 동안 일정하다는 가정을 하였다. 해석과 실험에 사용된



(a) $\sigma_{res} - \Delta K_{res}$ in crack length direction



(b) $\sigma_{res} - \Delta K_{res}$ in crack depth direction

Fig.13 Residual stress and residual stress intensity factor (T-joint)

재료는 AH32이었으며, Paris계수 $C=5.74E-12$, $C=5.74E-12$, $n=3$ 을 사용하였다. 재료의 항복응력은 330MPa이며, 탄성계수는 206GPa이다.

Fig.14는 공칭응력이 각각 100, 114, 163, 185MPa인 경우의 균열 진전 해석 결과와 실험 데이터를 나타낸 것이며, 전체적으로 실험치와 예측치가 비교적 잘 일치함을 확인할 수 있다.

Fig.15는 균열의 길이와 깊이의 비의 변화 양상을 나타낸 그림이다. 균열 진전 데이터는 피로

실험을 수행하는 동안에 광학 현미경을 이용하여 표면 균열의 길이를 측정한 결과이며, 균열의 종횡비(a/c)는 비치 마크(beach mark)를 이용하여 균열의 깊이와 길이를 측정한 결과이다. 해석을 통한 균열 길이의 예측이 실제 실험의 결과와 잘 일치하는 것을 알 수 있으며, 종횡비의 경우에도 비교적 정확한 예측이 가능함을 알 수 있다.

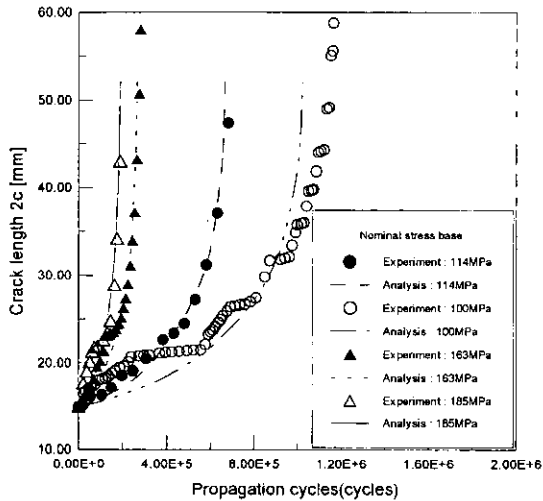


Fig.14 Growth of crack length

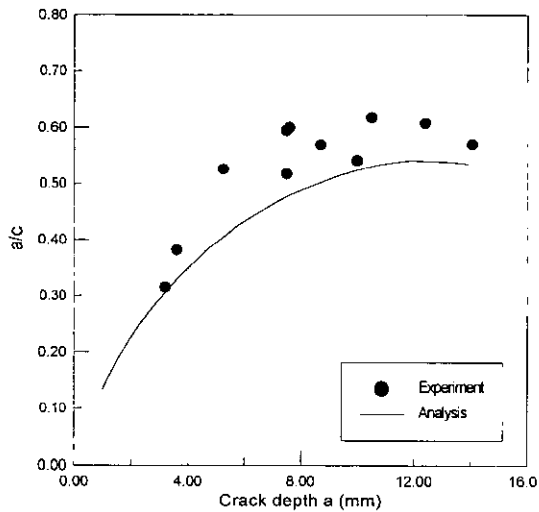
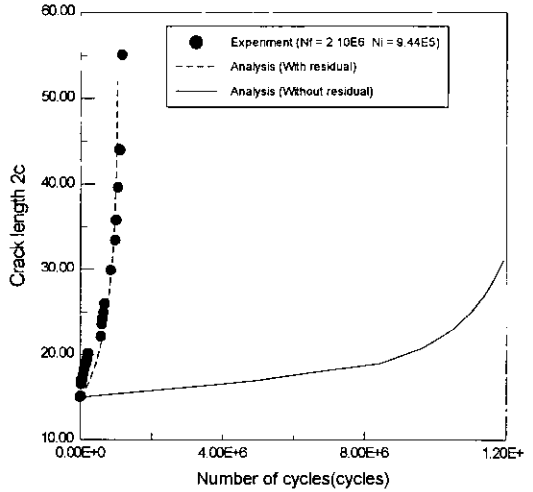
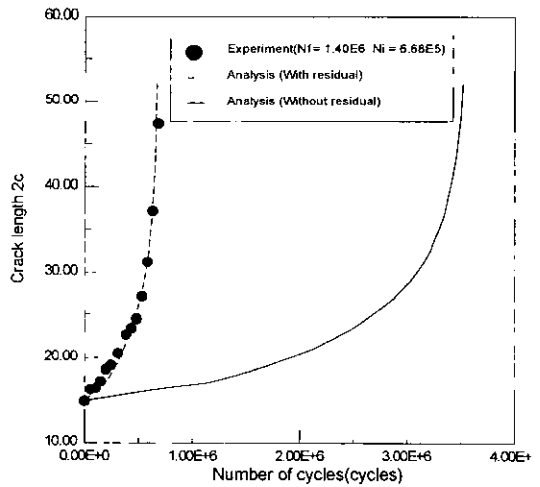


Fig.15 Change of aspect ratio

Fig.16은 잔류응력이 있는 경우와 없는 경우의 균열진전 양상을 함께 도시한 그림으로 잔류응력 때문에 피로 수명이 상당한 차이가 남을 알 수 있다.



(a) Nominal stress = 100 MPa



(b) Nominal stress = 114 MPa

Fig.16 Effect of residual stress in crack propagation

Fig.17은 각 응력진폭별 피로수명을 도시한 S-N선도를 나타낸다. 역시 잔류응력의 효과가 전

응력범위에서 크게 있음을 알 수 있으며, 낮은 응력 범위에서 그 영향이 더 크다는 것을 확인할 수 있다. 또한, 해석을 통해 예측된 진전수명과 실험을 통해 얻어진 진전수명이 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

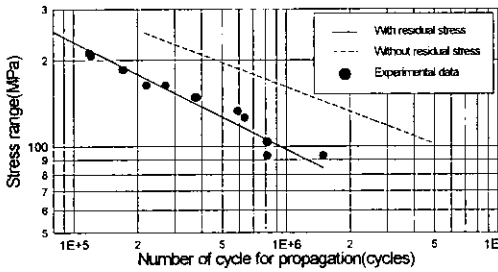


Fig.17 Effect of residual stress in S-N curve

4.2 호퍼 너클 이음부

호퍼 너클 이음부의 경우도 초기균열의 크기를 T-joint와 같이 균열깊이 1mm로 정의하였으며, 깊이 1mm 이상에 대한 균열진전을 수치적으로 예측하였다. 깊이 1mm에 해당되는 균열의 길이는 파단면 관찰 결과, 하중범위에 따라 50~90mm로 다양하게 나타났다. 균열의 깊이에 대한 직접적인 실험 데이터가 없으므로, 계측된 균열의 표면 길이와 용접 토우부에서 7.5mm 떨어진 지점에서 계측된 변형률값의 변화로부터 균열의 깊이를 예측하였다. 먼저 3차원 유한요소 해석을 통하여 깊이 1mm인 균열이 존재하는 경우 토우부 근방의 변형률의 변화량을 계산하고, 계산된 변형률값에 해당되는 균열의 길이를 실험 데이터를 통해 읽음으로써 초기 균열의 형상과 크기를 추정하였다. 변형률 계측은 1 마이크로 strain의 단위로 이루어졌고, 유한요소 해석 시의 요소 크기는 균열 근방에서 1mm로 하였다.

Fig.18은 가중 함수법(weight function method)을 이용하여 응력확대계수를 구하기 위해 수행한 응력해석의 유한요소 모델과 해석결과를 나타낸다. 가중함수법은 균열이 없는 구조의 응력분포를 통하여 균열이 존재하는 경우의 균열 선단에서의 응력확대계수를 구하는 방법이다. 가

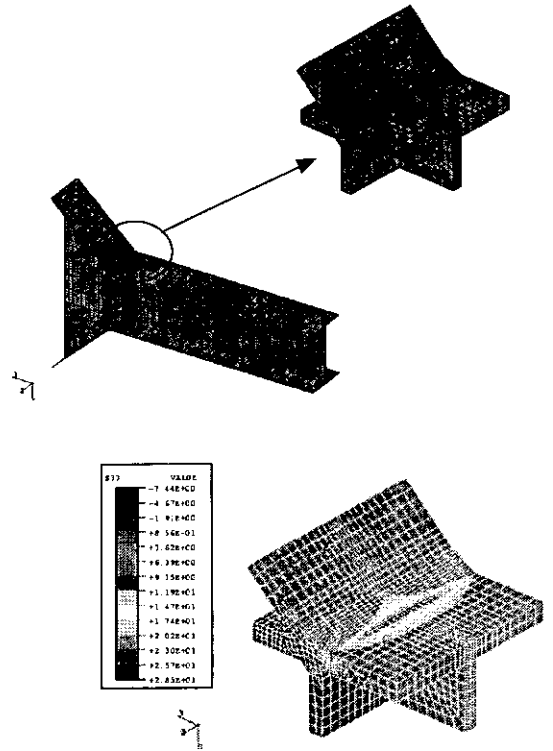


Fig.18 FE model and stress distribution of hopper knuckle joint model

중함수는 균열의 크기와 형상에 따라 결정되는 함수로 식(2)에 보인 것은 반타원형 표면균열의 가중함수이다.

$$K(a) = \int_0^a \sigma(x)m(a, x)dx \quad (2)$$

$$m(a, x) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + M_{1a} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + M_{2A} \left(1 - \frac{x}{a}\right) + M_{3A} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{\frac{3}{2}} \right]$$

$$M = M\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}\right)$$

용접부 근방의 상세한 응력분포를 얻기위해 서브모델링(submodeling)기법을 이용하여 모델링하였으며, 서브모델(submodel)은 용접비드의 형

상을 고려하기 위해 솔리드(solid) 요소를 이용하여 모델링하였다. 용접부 근방의 응력계산이 목적이므로 선형 탄성 해석을 수행하였으며, 셸(shell) 요소를 이용하여 계산한 결과를 솔리드 요소로 이용하여 만든 서브모델의 경계조건으로 읽어 들여 강제 변위를 가하였다. 용접 토우부 근방에 응력이 집중되는 것을 알 수 있으며, 웨브 판의 존재로 인해 가운데 부분에 응력이 높게 나타났다. 균열 깊이가 1mm인 경우에도 균열의 표면 길이에 따라 변형률값의 변화량이 달라질 수 있으므로, 같은 균열 깊이가 1mm에 대해 표면 길이를 바꾸어 가며 해석을 수행하여 변형률값의 변화에 미치는 표면 길이의 영향에 대한 검토를 수행하였다.

Fig.19는 균열 깊이가 1mm, 길이 36~150mm인 경우의 용접 토우부 근방의 변형률값의 변화를 나타낸다. 균열이 없는 경우 토우부로 갈수록 변형률값이 커지는데 반해, 균열이 있는 경우에는 토우부로 갈수록 변형률이 감소하는 경향을 보인다. 그러나, 균열의 길이에 따른 변화는 크지 않음을 알 수 있다. Fig.19의 결과로 보아 용접 토우부에서 7.5mm떨어진 지점에서의 변형률값은 균열의 길이에는 둔감하며 깊이와 밀접한 관계를 가짐을 확인할 수 있고, 따라서 7.5mm에서의 변형률값을 이용하여 균열의 길이를 추정할 수 있다. Fig.19에 따르면, 균열이 없는 경우의 변형률값을 1로 보는 경우, 깊이 1mm의 균열이 있는 경우의 변형률은 0.864가 된다. 변형률값이 초기 값의 86.4%가 되는 경우 균열의 깊이가 1mm가 된 것으로 추정할 수 있고, 그 때의 균열의 길이가 초기 균열의 길이가 된다.

Fig.20은 집중 응력 범위에서의 실험결과와 변형률값이 0.864일 때의 균열 길이의 추정과정을 나타낸다. 균열길이 36 mm이상의 비교적 큰 균열길이에 대한 검토를 수행한 것은, 실제로 실험을 통해 나타난 파단면에 대한 관찰 결과 균열깊이 1mm근방에서 표면길이가 30 mm 이상으로 매우 길게 나타났기 때문이다. Fig.21은 균열을 포함한 구조의 유한요소 해석 결과이다. 해석은 Fig.21에 보인 바와 같이 균열깊이 1mm로 유지

하고, 길이를 36~150mm로 변화시키며 수행하였다.

호퍼 너클 이음부의 균열 진전 해석은 T형 이음부의 경우와 같은 방법으로 수행하였다. Fig.22의 (a)는 토우부에서 7.5mm 떨어진 지점에서의 변형률값이 초기의 86.4%로 떨어졌을 때를 기준으로 정의된 개시수명과 전체수명을 나타낸 것이다. 정의된 균열의 개시수명이 전체수명

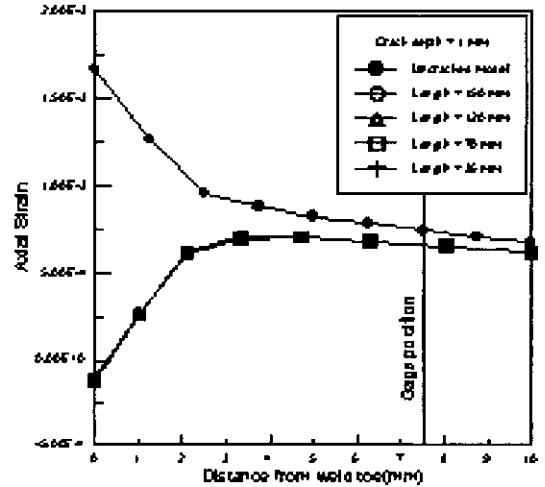


Fig.19 Variation of strain with crack size

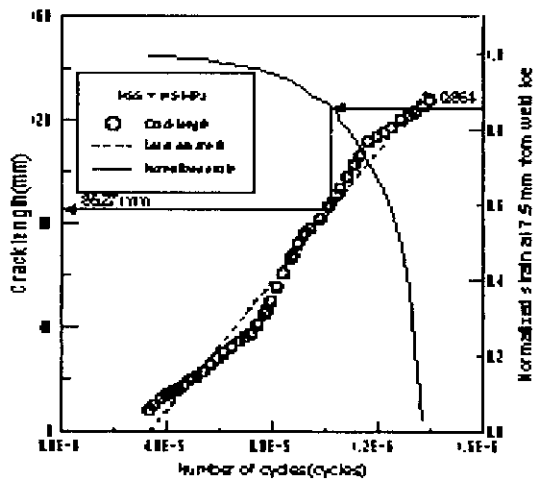
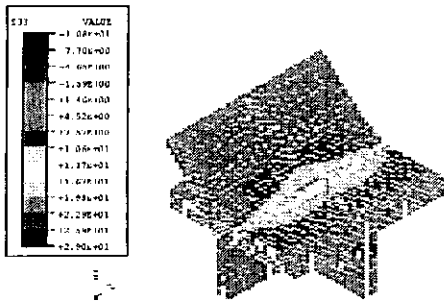
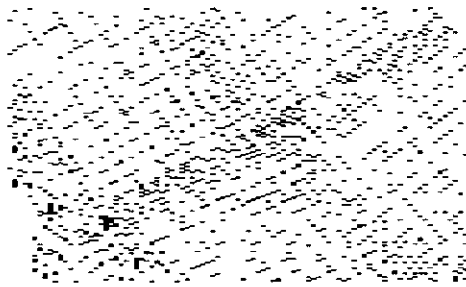


Fig.20 Variation of strain and crack size with cycle



a) Stress distribution

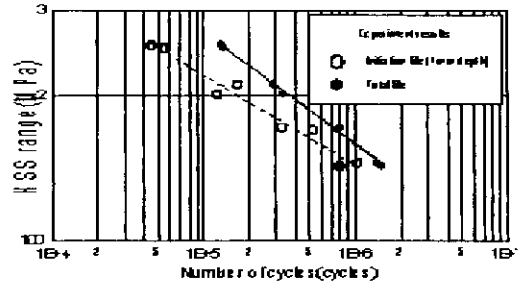


(b) Deformed shape

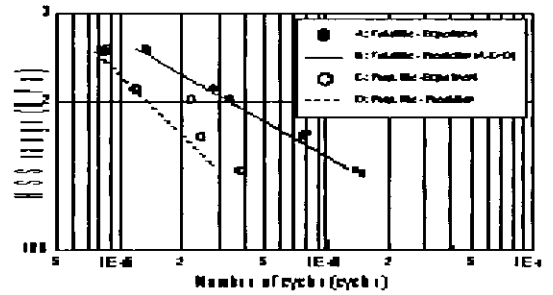
Fig.21 FE analysis results with 1mm depth & 36mm length

중에 차지하는 비율은 작용응력 범위에 따라 다르게 나타나는데, Fig.23에 보인 바와 같이 낮은 응력범위에서는 개시수명이 전체수명의 70% 정도를 차지하고, 높은 응력범위에서는 약 30% 정도를 차지한다. 개시수명의 전체수명에 대한 비는 균열의 개시에 대한 정의에 따라 다르게 나타나는 현상으로 일정한 비의 개시수명을 얻기 위해서는 다른 기준을 통한 균열의 개시에 대한 정의가 필요하다.

Fig.22의 (b)는 균열의 진전수명과 파단수명을 나타낸 것이다. 실험에 의한 진전수명은 전체수명에서 추정된 개시수명을 뺀 값이고, 예측된 진전수명은 피로균열 진전해석을 통해 얻어진 값이다. 예측된 전체수명은 실험결과로부터 추정된 개시수명에 진전해석을 통해 구한 수명을 더한 값이다. 예측된 수명이 실험 값에 비해 약간 낮은 피로수명을 보임을 알 수 있는데, 이는 균열 진전해석



(a) Total life and initiation life



(b) Total life and propagation life

Fig.22 Fatigue initiation, propagation and total life

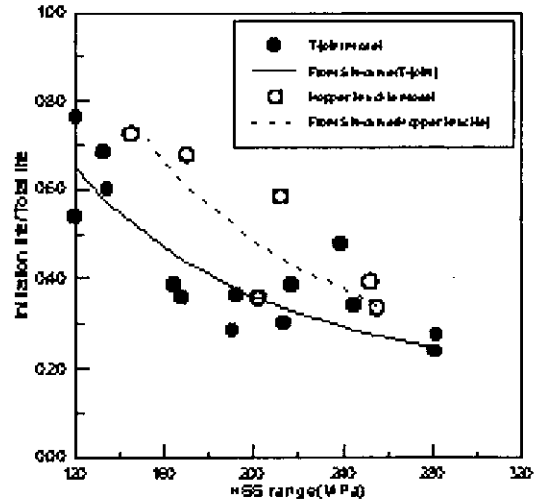


Fig.23 Ratio of total life and crack initiation life

시에 균열 깊이 방향으로의 응력변화만 고려하여

응력확대계수를 구하여 실제보다 높은 수준의 응력확대계수값이 구해졌기 때문이라 판단된다.

5. 통합된 S-N 선도
(Unified S-N curve)

Fig.24는 T형 이음부 및 호퍼 너클 이음부에 대한 집중 응력을 기준으로 하는 균열 개시수명(균열깊이 1mm)에 대한 피로실험 결과이다. Fig.25에 나타난 바와 같이 집중 응력 및 균열 개시수명(균열깊이 1mm)을 기준으로 한 피로실험 결과는 용접 구조물의 형상이나 치수에 관계없이 통합된 S-N선도를 얻을 수 있다. 이는 임의의 형상을 가지는 구조물의 집중 응력을 알면 균열 개시수명(균열깊이 1mm)에 대한 피로수명을 예측할 수 있음을 말한다.

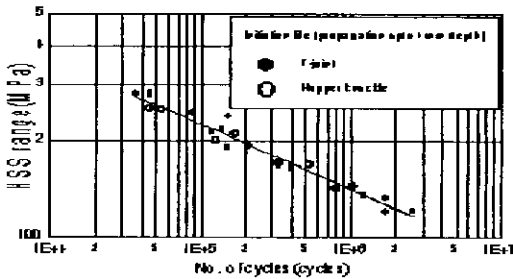


Fig.24 Unified S-N curve based on crack initiation life(crack depth 1mm)

6. 결론

선체 구조의 주요 용접 부위인 T형 이음부 및 호퍼 너클 이음부에 대한 피로실험 및 피로균열 진전해석을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 구조적인 응력집중을 포함하는 집중 응력을 기준으로 하여 응력범위 120~280 MPa(공칭응력 93~211 MPa)에서 피로실험을 수행하고 균열크기에 따른 S-N선도를 작성하였다. 또한, 선형탄성 파괴역학을 이용한 피로균열 진전해석을 수행하였으며, 실험결과와 비교적 잘 일치함을 확인하였다.

2. 피로실험 결과는 공칭응력과 파단을 기준으로 T형 이음부 및 호퍼 너클 이음부와 유사한 각 이음부 형상의 피로수명 예측에 적용 가능하다.

3. 피로균열 개시수명은 미소 균열(균열깊이 1mm)의 진전수명으로 정의하였으며, 응력범위에 따라 다르지만 전체 피로수명의 30~70%를 차지한다.

4. 용접부의 잔류응력이 균열의 진전수명에 많은 영향을 주며, 낮은 응력범위에서의 영향이 더 크게 나타났다.

5. 잔류응력을 고려한 균열 진전해석을 통하여 피로균열 진전수명을 정확히 예측할 수 있었으며, 임의의 형상을 가지는 용접 이음부에 대한 정량화의 가능성을 확인하였다.

6. 집중 응력과 정의된 개시수명(균열깊이 1mm)을 기준으로 한 통합된 S-N선도로부터 피로균열 개시수명에 대한 예측이 가능하다.

참 고 문 헌

- 전유철, 김유일, 강중규, 한종만, 1999, 잔류응력을 고려한 용접부 균열진전 해석, 제1회 용접강도분과연구위원회 학술세미나 논문집, pp. 168-175
- 日本機械學會, 1981, Standard Method of Statistical Fatigue Testing(JSME S 002)
- 第219研究部會, 平成 8年, き裂伝播解析手法の實用化に關する研究(1), 日本造船研究協會
- A.Almar-Nass, 1985, FATIGUE HANDBOOK
- British Standard Institution, BS5400 Part 10, 1980. Code of Practice for Fatigue. Steel, Concrete and Composite Bridges
- Det Norske Veritas, 1998, Fatigue assessment of ship structures
- Kanta Nihei, Fumihide Inamura and Shigeki Koe, 1997, Study on hot spot stress for fatigue strength assessment of fillet welded structure, International

- offshore and polar engineering conference
- K.J.Kang, J.H.Song, Y.Y. Earmme, 1989, Fatigue crack growth and closure through a tensile residual stress field under compressive applied loading, Fatigue Fract. Engng. Struct. Vol. 12, No.5, pp. 363-376
 - MITSUBISHI HEAVY INDUSTRIES, LTD. 1992, INVESTIGATION SUMMARY FATIGUE CRACKS IN VLCC SIDE LONGITUDINALS
 - T.Patarnen and E.Niemi, 1996, Hot spot stress approach to fatigue strength analysis of welded components : fatigue test data for steel plate thickness up to 10mm, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., Vol.19, No.6, pp.709-722
 - WorkBench users manual
 - Y.L.Lu, 1995, A practical procedure for evaluating SIFs along fronts of semi-elliptical surface cracks at weld toes in complex stress fields, Int. J. Fatigue, Vol.18, No.2, pp.127-135
 - Y.Verreman, B.Nie, 1996, Early development of fatigue cracking at manual fillet welds, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., Vol.19, No.2, pp.669-681
 - Y.Verreman, G.Espinosa, 1997, Mechanically short crack growth from notches in a mild steel, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., Vol.20, No.2, pp.129-142
 - YVES VERREMAN, JEAN-PAUL BAÏLON, JACQUES MASOUNAVE, 1987, FATIGUE LIFE PREDICTION OF WELDED JOINTS-A RE-ASSESSMENT, Fatigue Fract. Engineering Mater. Struct. Vol. 10, No.1, pp.17-36



〈 전 유 철 〉



〈 김 유 일 〉



〈 강 중 규 〉



〈 한 종 만 〉