

LNG탱크용 알루미늄합금 A5083-O의 관통균열 전파거동 예측 모델

김 영 식* · 조 상 명** · 김 종 호***

(97년 9월 1일 접수)

A Model Estimating the Propagation Behavior of through cracks in Aluminum Alloy A5083-O for LNG Tank

Young-Sik Kim* · Sang-Myung Cho** · Jong-Ho Kim***

Key Words : LNG(액화천연가스), LBB(파단 전 누설), Fatigue fracture(피로파괴), Fracture toughness(파괴인성), Through crack(관통균열), 2차 방벽(Secondary barrier)

Abstract

The leak before break(LBB) concept is generalized on the design of LNG tanks, pressure vessels and nuclear reactor in that any leakage of containment, in whatever amount, will not result in catastrophic failure. For this purpose it is necessary to determine the surface crack shape, the opening displacement and the risk of catastrophic brittle fracture when it becomes a through crack.

In this study the crack propagation behavior of surface flaws and the crack opening displacement of through cracks under combined membrane and bending stresses were investigated with fatigue tests and fracture toughness test of aluminium alloy A5083-O.

And fracture mechanics analysis of the crack opening displacement of through cracks were made in order to develop a new model expressing the behaviors of COD under combined membrane and bending stresses.

1. 서론

LNG탱크, 원자로 등에는 소위 파단전 누설(Leak Before Break)^{1)~3)}의 설계가 안전성 및 경제적인 측면에서 일반화되어 있다. 이 설계개념은 초기결함이 예상 설계수명동안 반복하중에 의해서

탱크 또는 용기의 벽을 관통하는 피로균열로 성장할 때 내용물의 누설이 검지되기 전에는 불안정 파괴가 발생하지 않는 것을 보장하는 것이다. LBB개념을 설계에 도입하기 위해서는 초기결함이 탱크 또는 용기의 벽을 관통할 때의 형상, 불안정 취성 파괴의 발생 가능성, 관통 후의 균열의 개구량 등

* 정회원, 정회원, 한국해양대학교 재료공학과

** 정회원, 부경대학교 생산기공공학과

*** 정회원, 한국해양대학교 기관공학부

에 대한 해석이 필요하다. 이와 관련하여 멤브레인 응력이 작용하는 경우에 대해서는 다수의 연구결과^{4)~16)}가 발표되고 있으나 실제 구조물의 경우와 같이 멤브레인응력과 함께 굽힘응력이 함께 작용하는 경우에 대한 명확한 모델이 제시되지 않고 있다.

이상의 관점에서 본 연구에서는 LNG탱크 재료로 널리 사용되는 알루미늄합금 A5083판에 존재하는 표면결합의 관통시험을 통하여 관통균열의 형상 변화, 관통균열의 개구량 변화 등에 대하여 피로시험과 파괴역학적 해석을 수행하고, 또 파괴인성 시험을 통하여 불안정 파괴의 발생 가능성에 대한 평가 기법을 개발하였다.

2. 시험편 및 실험방법

멤브레인 응력과 굽힘응력이 함께 작용하는 표면결합에서 성장한 관통균열의 특성을 파악하기 위한 시험편은 LNG탱크의 재료로 널리 사용되는 알루미늄합금 A5083-O를 사용하여 Fig. 1과 같이 제

작하였다. Fig. 1(b) 및 (c)의 시험편은 시험편의 편심에 의해서 멤브레인응력과 굽힘응력이 함께 작용하도록 하였다. 또한 모든 시험편에는 초기결합(깊이 1mm, 표면길이 16mm)을 방전가공하여 넣었고 균열길이의 측정을 쉽게하기 위하여 시험편의 앞면과 뒷면을 사포로 가공한 후 연마가공하였다. 피로시험은 응력비 R=0.5의 조건으로 실온의 대기 중에서 수행하였고 시험편 앞뒷면의 균열길이는 이동식 현미경을 사용하여 각각 측정하였고 관두께 방향의 균열깊이는 비치마크기법(benchmark method)을 이용하여 파면상에서 직접 측정하였다.

또 파괴인성을 시험하기 위하여 두께 60mm의 시험편을 Fig. 2와 같이 제작하여 ASTM E399(83)에 따라 파괴인성시험을 수행하였다. 예비균열은 $4.5 \times 10^{-5} \sim 8 \times 10^{-4} \text{mm/cycle}$ 정도의 피로균열전파 속도 영역에서 만들고 인장시 하중의 속도는 $200 \text{kg}^f/\text{sec}$ 정도로 일정하게 유지하였다.

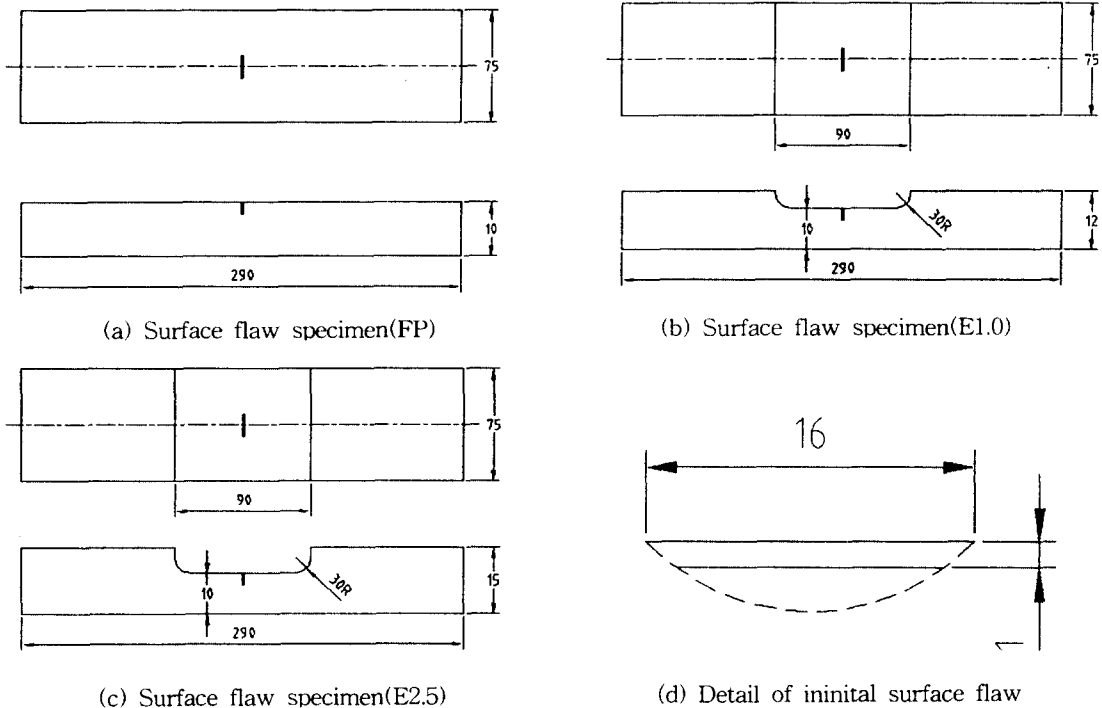


Fig. 1 Configuration of fatigue test specimens with a surface flaw (unit : mm)

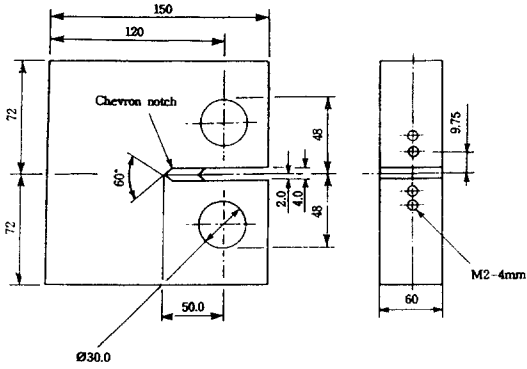


Fig. 2 CT specimen for K_{Ic} test

3. 관통후 피로균열의 응력확대계수 해석

표면균열이 전파하여 탱크벽을 관통하게 되면 더이상 표면균열로서의 특징을 갖지 않게 된다. 따라서 이 과정에서 완전한 2차원의 관통균열이 되기까지 피로균열의 과도기 전파거동을 평가하기 위해서는 발생측의 균열과 관통측의 균열을 별도로 고려하여 각각의 균열에 대한 표면방향 응력확대계수를 해석할 필요가 생긴다.

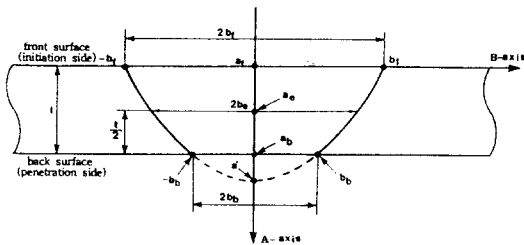


Fig. 3 Model for a through crack

Fig. 3은 관통직후에 발생측과 관통측에 있는 균열을 각각 해석하기 위한 기본 모델이다. 관통후 균열의 전파거동에 관하여 검토하여 보면, 그림에서 A축과 B축을 대칭으로 하는 반타원 즉 점 $b_f, b_b, a', -b_b, -b_f$ 를 잇는 곡선은 반타원이라고 볼 수 있다. a' 는 반타원을 만들기 위한 가상의 점이다. 따라서 그림에서 $(t/2)$ 에서의 균열

길이 b_e 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$b_e = \frac{\sqrt{(3b_f^2 + b_b^2)}}{2} \quad (1)$$

관통후 균열의 중심부 즉 그림의 A축상의 3점, a_f 점, a_e 점, a_b 점에서의 균열개구변위(crack opening displacement) $\delta_f, \delta_e, \delta_b$ 는 각 조건에 따라 식(2), (3)과 같은 관계를 갖는 것으로 한다.

멤브레인응력 $S_m > 0$, 굽힘응력 $S_b = 0$:

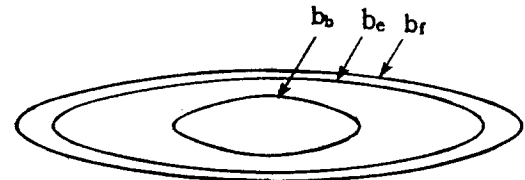
$$\delta_f = \delta_e = \delta_b \quad (2)$$

멤브레인응력 $S_m > 0$, 굽힘응력 $S_b \neq 0$:

$$\frac{\delta_f}{(S_{eq})_f} = \frac{\delta_e}{(S_{eq})_e} = \frac{\delta_b}{(S_{eq})_b} \quad (3)$$



(a) Membrane stress only



(b) Membrane+bending stress

Fig. 4 COD model for a through crack

Fig. 4 (a), (b)는 상기의 식(2)와 식(3)을 모델화하여 발생측 (b_f), 두께중앙부 (b_e), 및 관통측 (b_b)의 개구변위를 그린 것이다. 멤브레인응력만 작용하면, (a)와 같이 균열의 중심에서의 개구변위는 모두 같다. 이렇게 같은 개구변위가 생길 때, 응력확대계수는 당연히 길이가 가장 짧은 뒷면 즉 관통측의 균열이 가장 크게 된다.

또한 (b)는 굽힘응력이 얹힌 즉 발생측에서 양으로 멤브레인응력과 함께 작용한다면, 발생측은 양

의 굽힘응력으로 인하여 크게 되며, 뒷면 즉 관통측에서는 작게 개구하게 됨을 모델화한 것이다. 다만 식(2)는 安藤등¹⁷⁾이 제안한 식으로서 그 적용이 제한되어 있고 굽힘응력이 함께 작용하여 뒷면의 균열이 앞면을 따라서 전파하는 경우는 이 식만으로는 균열전파 현상의 설명이 곤란하다.

따라서 본 연구에서는 식(3)에서 S_{eq} 는 다음과 같이 정의한다.

$$S_{eq} = S_m + H \cdot S_b \quad (4)$$

단, H : Newman-Raju의 표면균열에 대한 K 해석시의 계수 $a/t=1$ 일 때 다음의 값에 해당 한다.

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^p \Phi$$

$$p = 0.8 + (a' / b_f)$$

$$H_1 = 0.66 - 0.11(a' / b_f),$$

$$H_2 = 1 + G_1 + G_2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12(a' / b_f)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05(a' / b_f)^{0.75} + 0.47(a' / b_f)^{1.5}$$

$$\Phi = \tan^{-1}(t / b_b)$$

따라서 식(4)로부터 알 수 있듯이 굽힘응력 $S_b=0$ 이면 상기식(3)은 식(2)와 같은 식으로 된다. 즉 식(3)은 굽힘응력이 작용하는 영역까지 확대적용할 수 있는 범용성을 부여한 식으로 볼 수 있다.

한편 판두께의 중심부($t/2$)에 있어서 길이 b_e 인 균열의 개구변위 δ_e 는 폭2W인 얇은 판의 중앙에 길이 $2b_e$ 인 2차원 관통균열이 있을 때, 균열중앙부에서의 개구변위와 같은 것으로 한다. 즉 다음 식(5)가 성립하는 것으로 본다.

$$\delta_e = \frac{4}{E} \sqrt{\frac{b_e}{2\pi}} \cdot K_e \quad (5)$$

단, $K_e = (S_{eq})_e \sqrt{\pi b_e} F(b_e/W)$, for CCT 이 성립하는 것으로 본다. 또한 판의 앞면인 발생

측과 뒷면인 관통측에 각각 길이 b_f, b_b 를 가진 균열의 응력확대계수 K_f, K_b 는 폭2W인 얇은 판의 중앙에 $2b_f, 2b_b$ 인 2차원 관통균열이 있을 때, 균열중앙부에 개구변위량 δ_f, δ_b 가 생기도록 균일 응력이 작용하고 있을 때의 값으로 한다. 그러므로, 다음 식(5), (6), (7), (8)로부터 균열의 발생측과 관통측의 응력 확대계수를 구할 수 있다.

$$\frac{K_f}{K_e} = \frac{(S_{eq})_f}{(S_{eq})_e} \sqrt{\frac{b_e}{b_f}} \quad (6)$$

$$\therefore K_f = \frac{(S_{eq})_f}{(S_{eq})_e} \sqrt{\frac{b_e}{b_f}} K_e \quad (7)$$

$$K_b = \frac{(S_{eq})_b}{(S_{eq})_e} \sqrt{\frac{b_e}{b_b}} K_e \quad (8)$$

이것을 본 연구에서는 관통균열의 COD모델(COD model for a through crack)로 제안한다.

이러한 관계로부터 멤브레인응력과 굽힘응력이 함께 작용하는 경우 발생측 및 관통측의 균열길이 비율과 응력진폭의 동일 반복회수 Δn 사이에 전파한 각각의 증분량 Δb_f 와 Δb_b 의 관계를 식(9)와 같이 유도할 수 있다.

$$\left(\frac{\Delta b_f}{\Delta b_b} \right) = \left\{ \frac{(S_{eq})_f}{(S_{eq})_e} \right\}^m \left(\frac{b_b}{b_f} \right)^{m/2} \quad (9)$$

4. 실험결과 및 고찰

4.1 관통후 피로균열전파속도의 평가

Fig. 5는 상기 식(9)의 타당성을 확인하기 위하여 멤브레인응력만 작용하는 시험편(FP)에 대한 실험결과를 정리하여 도시한 것이다. 식(9)에 의하면 직선의 기울기가 균열전파특성곡선의 직선부 기울기 m 의 1/2이 되어야 하고, 가로축이 1에 접근하면 세로축도 1로 접근하여야 한다. 실제로 실험 자료에서 대수선형회귀분석하여 표시한 것이 직선이고, 이 직선의 방정식은 식(10)과 같다.

$$\frac{\Delta b_f}{\Delta b_b} = 0.7 \left(\frac{b_b}{b_f} \right)^{1.65} \quad (10)$$

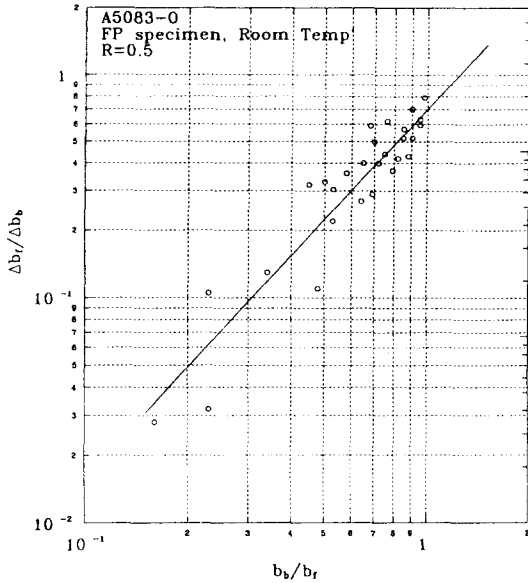


Fig. 5 Ratio of crack propagation in front and back surfaces

Fig. 6은 멤브레인응력만 반복작용하게 된 평판인 FP시험편에서 관통후 피로균열의 성장거동에 대하여 본 연구에서의 모델을 이용하여 해석한 응력확대계수를 써서 나타낸 그림이다. 그림중에서

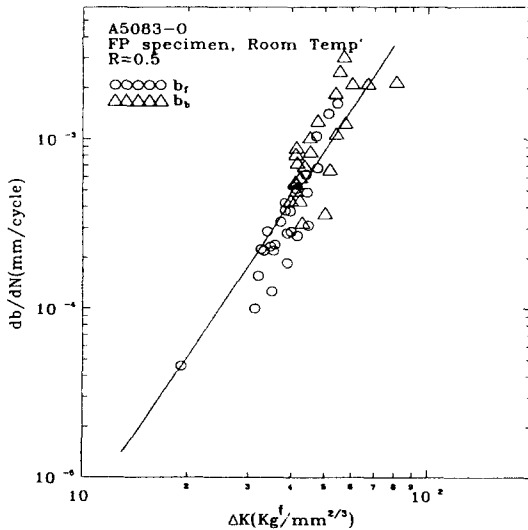


Fig. 6 Crack propagation properties of through cracks under membrane stress only

△, ○은 실험결과이고 직선은 2차원 관통균열의 전파특성¹⁷⁾을 비교를 위하여 함께 나타낸 것이다. 이 그림에서 보면 실험점과 직선은 비교적 양호한 일치치를 보이면서 일정한 분산폭 내에 있음을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서 평가한 관통후 피로균열의 ΔK_f 와 ΔK_b 가 올바르게 평가되었다는 것을 간접적으로 확인할 수 있다.

Fig. 7은 굽힘응력이 멤브레인응력과 함께 반복적으로 작용하는 편심판E1.0에 있어서 표면균열이 관통한 직후부터의 전파특성을 발생측 균열과 관통측 균열로 구분하여 나타낸 것이다. 이 시험편에 있어서는 관통순간에 발생측 균열은 16.4mm정도 이었고, 관통측 균열은 관통직후에 거의 6.5mm로 매우 고속으로 성장하여 있었다. 그러나 최종 파단시까지 관통측 균열은 발생측 균열보다 더 빨리 성장하기 때문에 그 길이의 차이는 작아져 있음을 알 수 있다.

최종 파단시의 발생측 균열과 관통측 균열의 길이차는 굽힘응력의 대소에 따라 차이가 생기게 된다. 즉 멤브레인응력만 작용하는 경우는 두 균열의 길이차는 거의 없지만, 굽힘응력이 함께 작용하면 두 균열의 길이차는 커지게 된다.

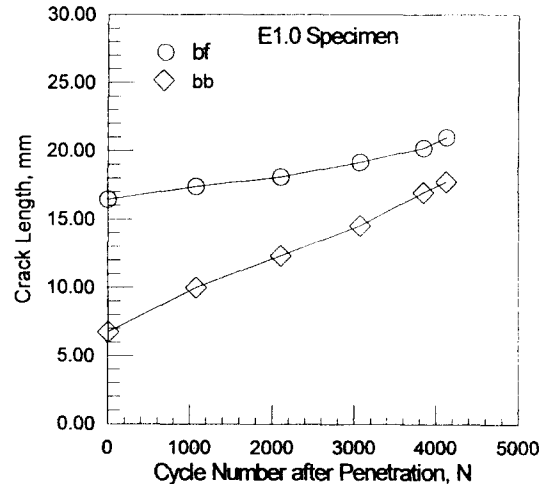


Fig. 7 Relation of through crack length and cycle number after penetration(E1.0)

Fig. 8은 E1.0과 E2.5에 있어서 관통후 피로균열의 전파특성을 평가하여 나타낸 것이다. 그림에서

직선은 2차원 관통균열의 특성으로서 실험점과 전반적으로 양호하게 일치하는 것을 알 수 있다. 한편 그림에서 오른쪽 위에 있는 실험점과 왼쪽 아래에 있는 실험점군으로 나누어져 있으나, 왼쪽 아래에 있는 실험점군의 경우 비이치마크를 넣는 과정에서 얻은 것이다. 비이치마크를 새길 때는 응력범위 ΔS 는 40%정도로 줄이지만, 최고응력 S_{max} 은 그대로 두고 시험해야만 균열전파의 지연현상이 심하지 않아서 양호한 결과를 얻을 수 있다. 따라서 이 비이치마크를 새기는 도중에 얻은 자료는 응력비가 $R=0.8$ 정도로 커지게 되므로 $R=0.5$ 의 실험점에 비해서 다소 위쪽으로 자료가 치우쳐 있음을 볼 수 있다.

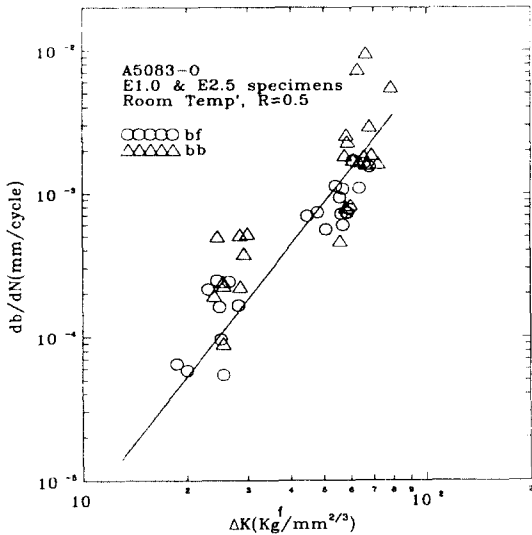


Fig. 8 Crack propagation properties of through cracks under combined membrane and bending stresses

4.2 관통후 균열의 불안정 파괴

Photo 1은 불안정 파괴 여부에 대한 검토를 위하여 수행한 파괴인성 시험후의 파단된 시험편을 보이고 있다. 3개의 시험편에 대한 파괴인성의 평균치는 약 $162 \text{kg}^f/\text{mm}^{3/2}$ 이었다.

표면균열은 전파하여 두께방향을 따라 관통하는 순간 뒷면의 균열이 형성되어 b_i 는 유한의 값을 갖게 된다. 이때 식(9)를 통하여 알 수 있듯이 b_i

가 매우 짧은 순간에는 K_b 가 무한대에 가까운 값을 가지기 때문에 일시에 상당량의 균열길이까지 성장하여 버리는 것이다. 이것은 실제로 시험시에 항상 보이는 현상으로서 이 현상을 모델화한 것이 식(2)~(9)이다.

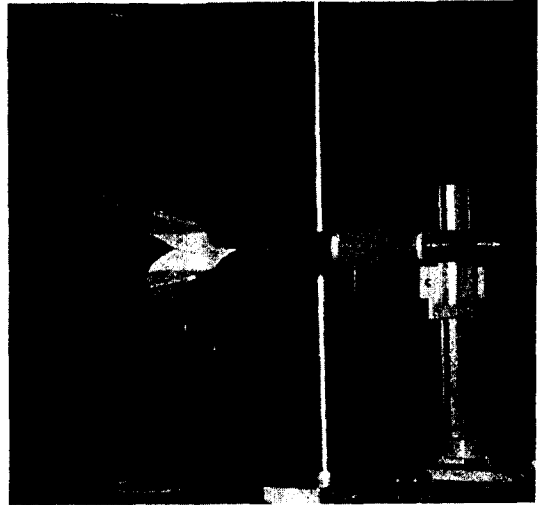


Photo 1 A5083-O CT specimen fractured by K_{IC} test

관통층의 균열 b_i 가 일시에 전파하는 경우, b_i 가 커지면 식(9)에서 알 수 있듯이 응력확대계수는 오히려 감소하는 경향을 보인다. 관통직후의 파괴 과정은 피로파괴라기 보다는 불안정 연성파괴가 순간적으로 일어나다가 응력확대계수의 감소로 멈추게 되며 이 때 부터 피로파괴를 하게 된다.

$$(K_b)_{max} \geq K_{IC} \quad (11)$$

즉 식(11)에서 K_{bmax} 가 K_{IC} 보다 크면 일시적 불안정 파괴가 생기고, 관통층의 균열 b_i 가 커져서 한 사이클동안의 최대응력확대계수가 평면변형률 파괴인성치 K_{IC} 보다 작아지면 불안정파괴는 멈추게 된다. 그러나 두께가 두꺼우면 관통하기 까지 발생층의 균열 b_j 와 중심부의 균열길이 b_i 가 상당히 많이 성장하게 되므로 식(9)로부터 알 수 있는 바와 같이 관통층의 균열 b_i 가 다소 증가하여도 K_i 는 계속해서 높은 값을 가지므로 불안정 파

괴의 위험이 있게 된다.

예를 들어 본 연구에서의 모델에 의한 계산결과를 보면, 두께40mm의 판에 응력범위 최대기대값 $\Delta S_{max} = 6.0 \text{ kgf/mm}^2$, $S_{mean} = 4.0 \text{ kgf/mm}^2$ 가 작용하여 균열이 관통하는 경우, 관통시에 발생층의 균열길이는 $b_f = 58.34 \text{ mm}$ 로 되고 이 상태에서 관통하자마자 관통층의 균열길이는 한 사이클동안 $b_b = 13.4 \text{ mm}$ 로 성장해 버린다. 또 이와 같은 일시적인 불안정파괴가 멈출 때의 최대응력확대계수는 $161.13 \text{ kgf/mm}^{3/2}$ 이므로 이 값은 파괴인성치에 거의 가까운 값을 나타내었다.

따라서 대형 취성파괴 전에 내용물의 누설을 방지하고자 하는 LBB개념을 달성하기 위해서는 관통 시 발생층의 균열길이가 길 수록 좋을 것이다. 그러나 이 경우 관통층의 응력확대계수가 파괴인성치를 초과하여 취성파괴가 일어나지 않도록 고려할 필요가 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 LNG탱크, 압력용기, 원자로 등의 설계단계에서 파단전 누설(Leak Before Break)의 요건을 충족시키기 위해서 검토되어야 할 초기결합의 관통형상, 불안정 취성파괴의 발생 여부, 관통 후 균열의 개구량 등을 파악하기 위하여 표면결합에서 성장된 관통균열의 피로시험, 파괴인성시험 및 균열선단의 개구량에 대한 해석 등을 통하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

- 1) 멤브레인 및 굽힘응력이 함께 작용하는 판에 있어서 관통 후 균열의 발생층과 관통층(뒷면)의 응력확대계수 산정을 위한 COD모델을 개발하였다.
- 2) 관통직후의 불안정 파괴에 대한 가능성을 관통 균열의 COD모델과 파괴인성시험을 통하여 확인하였고 알루미늄합금 A5083-O의 경우 상온에서 행한 3개의 시험편에 대한 파괴 인성치의 평균은 약 $162 \text{ kgf/mm}^{3/2}$ 이었다.
- 3) LNG탱크 재료인 알루미늄합금 A5083-O판에 존재하는 표면결합에서 성장한 관통균열의 전 파거동은 본 연구에서 개발한 모델을 이용해

여 양호하게 평가할 수 있었다. 이 모델은 독립형 탱크형식B LNG탱크의 설계단계에서 관통 균열의 개구량과 개구단면적을 계산하는데에 유용하게 사용될 수 있을 것이다.

참고문헌

- 1) ASME, "Boiler and Pressure Vessel code, Section XI Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components", The American Society of Mechanical Engineers, 1992
- 2) 矢川元基, "破壊力學-理論·解析から工學的應用まで", 培風館, pp.140~175, 1988
- 3) 한국선급, "선급 및 강선규칙 제 7편 5장 액화 가스 산적운반선", 한국선급, pp.47~49, 1995
- 4) P.Tenge and O.Solli, "Fracture Mechanics in the Design of Large Spherical Tanks for Ship Transport of LNG", Norwegian Maritime Research, Vol.1, No.2, 1973
- 5) 黃培彦 外 3名, "疲勞龜裂傳播のツミコレーションによる信頼性評價", 日本造船學會論文集, 第165號, pp.253~264, 1988
- 6) R.A.Kelsey, "Fatigue Crack Growth in Aluminium Alloy 5083-O Thick Plates and Welds for Liquefied Natural Gas Tanks, ASTM STP556", ASTM, pp.159~1285, 1974
- 7) 後川理 外 6名, "アルミニウム合金5083-O板骨溶接構造の疲勞設計法の檢討", 日本造船學會論文集, 第153號, pp.268~363, 1988
- 8) BS 5762, "Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing", British Standards Institution, 1979
- 9) E 1290-89, "Standard Test Method for Crack Tip Opening Displacement Testing", American Society for Testing and Materials, 1989
- 10) R.M.McMeeking, D.M.Parks, "On Criteria for J-Dominance of Crack Tip Field in Large-Scale Yielding", ASTM STP 668, American Society for Testing and Materials, pp. 175-194, 1979

- 11) J.D.Landes, J.A.Begley, "The Effect of Specimen Geometry on J_{IC} ", ASTM STP 514, American Society for Testing and Materials, pp. 24~29, 1972
- 12) J.R.Rice, P.C.Paris, "Some Further Result of J-Integral Analysis and Estimates", ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, pp. 231~245, 1973
- 13) J.R.Rice, "Elastic-Plastic Analysis of Growing Cracks", ASTM STP 700, American Society for Testing and Materials, pp. 189~221, 1980
- 14) H.A.Ernest, "Material and Instability Beyond J-Controlled Crack Growth", ASTM STP 803, American Society for Testing and Materials, pp.191~213, 1983
- 15) E1152-87, "Standard Test Method for Determining J-R Curves", American Society for Testing and Materials, 1987
- 16) E 813-87, "Standard Test Method for J_{IC} ", a Measure of Fracture Toughness, American Society for Testing and Materials, 1987
- 17) 藤住 外 4名, "表面龜裂貫通舉動-第1報 引張荷重を受ける場合", 日本機械學會論文集, 제52권 제483호, pp.2463~2468, 1986
- 18) 김 영식, 조상명, 김 중호, "응력비의 영향을 고려한 알루미늄합금 A5083-O의 피로균열전파 특성 예측모델", 대한용접학회, 제12권, 제3호, pp.375~382, 1994