

---

 論 文
 

---

大韓造船學會論文集  
 제 30 卷 第 4 號 1993 年 11 月  
 Transactions of the Society of  
 Naval Architects of Korea  
 Vol. 30, No. 4, November 1993

독립구형 LNG 탱크의 구조안전성 평가 (제 2 보)  
 - LBF 이론에 의한 피로균열 진전해석 -

노인식\*, 남용윤\*, 이호섭\*\*

Structural Safety Assessment of Independent Spherical LNG Tank  
 (2nd report)  
 - Fatigue Crack Propagation Analysis Based on the LBF Theory -

by

In Sik Nho\*, Yong Yun Nam\* and Ho Sup Lee\*\*

요 약

본고에서는 type B 독립구형 방식 LNG 탱크의 피로균열 발생 및 진전에 대한 구조안전성 평가 기법을 연구하였다. 이는 다음과 같은 3단계의 검토과정으로 구성된다.

- 1) 탱크에 작용하는 파랑응력의 장기분포 평가 및 피로균열 발생수명해석 과정은 이미 제 1 보에서 상세히 다룬 바 있으며
- 2) 초기 결함이 탱크판을 관통할 수 없음을 표면균열 진전해석을 통하여 증명한다.
- 3) LBF(Leak Before Failure) 이론을 바탕으로 관통균열의 진전해석을 수행하여 급속 취성파괴에 대한 안전성을 검증한다.

Abstract

The present paper deals with the structural safety assessment techniques for independent type B spherical LNG tank against fatigue crack initiation and propagation, which contains following 3 steps.

- 1) Prediction of long term distribution of wave induced stresses and fatigue crack initiation life using cumulative damage theory which were described at the 1st report.
- 2) Surface crack propagation analysis to verify that initial defects cannot penetrate tank plate.
- 3) Passing-through fatigue crack propagation analysis was performed based on LBF (Leak Before Failure) theory.

---

접수일자 : 1992년 12월 3일, 재접수일자 : 1993년 7월 7일

\* 정회원, 한국기계연구원 구조연구실

\*\* 정회원, 삼성중공업(주) 조선해양사업본부

1. 서 론

LNG선의 구조설계는 극히 위험한 극저온의 화물을 안전하게 수송해야 한다는 특수성 때문에 고도의 구조안전성 평가기술이 요구된다. 특히 Type B 방식 LNG 탱크는 파랑하중 계산, 상세응력해석, 피로균열 발생 수명해석, 피로균열진전해석, 열응력해석등 고도의 정밀한 이론적, 실험적 강도평가를 통하여 취성 파괴가 발생되지 않음을 증명해야 하기 때문에 엄밀한 피로, 파괴강도해석 기술이 구조설계의 관건이 되며 type B 탱크로서 인정받기 위해서는 다음과 같은 3단계의 검증과정이 필요하다[1].

- 1단계 : 탱크 구조에 피로균열이 발생되지 않음을 증명한다 (피로강도해석).
- 2단계 : 피로균열이 발생하더라도 탱크벽을 관통하지 않음을 증명한다 (파괴강도해석).
- 3단계 : 피로균열이 탱크벽을 관통하더라도 취성파괴로 이어지지 않고 일정기간 동안 국부파괴로 남아 있다는 것을 증명한다 (leak before failure concept).

먼저 제 1단계 과정으로서 제 1 보의 Miner rule에 따른 누적피해도 계산을 통하여 피로균열의 발생 가능성을 검토할 수 있다. 그러나 혹시 피로균열이 발생되는 경우 또는 검사과정에서 미처 발견되지 못한 초기결함이 이미 존재하는 경우에는 이 미소균열의 진전에 의하여 LNG의 누출 또는 탱크의 치명적 손상이 발생할 우려가 있으므로 이러한 초기균열의 진전이 강도기준상 허용치 이내로 제한될 수 있을 것인지를 검증할 필요가 있다. 따라서 제 2단계에서는 이와 같은 목적으로 피로균열전파해석을 수행하여 탱크 구조의 파괴강도를 확인한다. 또한 이때 균열로부터 흘러 나온 누설 LNG 양을 예측하여 필요한 균열검지 장치 및 부분 2차 방벽(catch basin)을 설치함으로써 탱크의 안전성을 보증할 수 있다. 이 제 3단계 해석과정의 요지는 탱크가 초기조열의 진전에 의해 급속 취성파괴에 이르기 훨씬 전에 균열 발생 사실을 경보를 통하여 검지가 가능하며, LNG 누설에 대한 적절한 안전 대책을 수립할 수 있는 시간적 여유가 충분히 있다는 사실을 필요한 해석 수법을 통하여 증명한다는 것이다. 이것은 "Leak Before Failure 이론"으로 잘 알려져 있으며 이 개념을 간략히 표현하면 Fig. 1.1과 같다. 즉 누설검지의 시점으로부터 rule의 규정일수(15

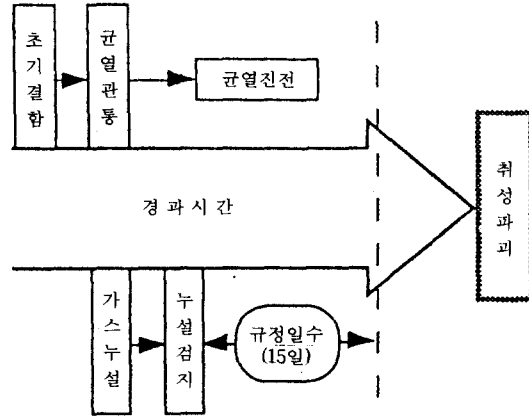


Fig. 1.1 Basic concept of LBF theory[ 1 ]

일) 이내에는 탱크가 급속 취성파괴에 이르지 않으며 또 그 기간 동안 누설된 LNG를 catch basin에 안전하게 보관할 수 있다면 LNG 탱크의 안전성은 증명된 것으로 생각할 수 있다.

제 1 보에서 이미 유체역학적 선체운동해석에 의한 파랑하중계산, 정밀응력해석, 통계적방법을 이용한 파랑응력의 장기분포 계산 및 탱크의 피로균열 발생 수명 해석과정을 다루었고 본 제 2 보에서는 LBF (Leak Before Failure) 개념에 따른 탱크의 피로균열 진전해석 기법에 대하여 기술하였다.

2. 탱크구조의 파괴안전성 평가

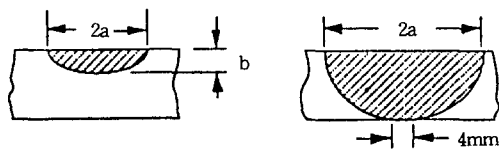
2.1 개요

다음과 같은 3가지 관점에서 피로균열전파해석을 수행함으로써 LNG 탱크의 피로파괴에 대한 구조안전성을 확인한다.

- 1) 선박의 정기검사간격, 검사방법 또는 그때의 검지 가능한 균열크기를 고려하여 그 초기균열이 탱크 또는 구조부재의 강도저하를 가져오는 크기로 진전되지 않음을 정량적으로 확인한다.
- 2) 탱크의 초기표면 균열이 선박의 일생(20년)동안 panel을 관통하지 않음을 증명한다.
- 3) 설사 균열이 탱크 panel을 관통한다 하더라도 항해중 탱크 외판에서 검지된 균열이 15일 이내에 급속 취성파괴를 일으키는 크기 즉 한계균열장에 이르지 않음을 증명한다.

2.2 표면균열 진전해석

구형탱크에서는 길이(2a) 5mm, 깊이(b) 1.5mm의 초기 표면균열의 존재를 가정하여 균열진전해석을 수행한다. 일반적으로 LNG탱크에서는 저온파괴인 성취가 극히 높은 재료가 사용되고 있기 때문에 소위 선형파괴역학에 의한 해석방법은 정확한 해를 제공하기 어렵다. 그러나 J-적분치, COD법 등 비선형 파괴역학이론은 설계문제에 직접 적용하기에는 너무 복잡한 면이 있으며 피로균열의 전파시에서는 균열 선단에서만 소규모항복이 발생된다는 선형파괴역학의 기본가정이 대체로 만족되는 것으로 받아들여지고 있기 때문에 실제 LNG탱크의 설계시에도 선형파괴역학 이론에 따라 강도검토가 이루어지고 있다.



a) Semi-elliptic surface crack    b) Passing through crack

Fig. 2.1 Assumed shape of initial crack

(1) 균열진전속도

피로균열의 전파문제는 다음과 같은 Paris식에 의해 주어지는 균열진전속도를 적분함으로써 해석할 수 있다.

$$\frac{da}{dN} \text{ or } \frac{db}{dN} = C(\Delta K)^m \quad \text{for } \Delta K > \Delta K_{th}$$

$$= 0 \quad \text{for } \Delta K \leq \Delta K_{th} \quad (2.1)$$

여기서,

- a, b = 균열의 크기
- N = 응력의 반복 횟수
- $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ , 응력강도계수 K의 변동치
- K = 균열선단의 응력강도계수
- C, m = 실험에 의해 결정되는 재료상수  
일반 구조용 재료들의 값은 Table 2.1에서 보인 바와 같다.
- $\Delta K_{th}$  =  $\Delta K$ -threshold치

(2.1)식은 평균응력이 zero인 상태( $R = S_{min}/S_{max} = -1$ )를 기준으로 한 식이기 때문에 평균응

력이 zero가 아닌 일반적인 조건에서는 그대로 적용하기 어렵다. 따라서 평균응력을 고려할 수 있는 균열전파식이 여러 연구자들에 의해 제안되었으며[6] 일본조선연구협회[7]에서는 Al 5083-O 알루미늄합금에 대한 피로균열 전파실험들을 계통적으로 수행하고 이 결과들을 정리하여 다음과 같은 피로균열전파식을 제안하고 있다.

Table 2.1 Material properties for fatigue crack propagation[5]

Material	C	m
선체용강재(E급강)	$2.2 \cdot 10^{-10}$	3.0
저온용탄소강	$2.2 \cdot 10^{-10}$	3.0
9% Ni강	$4.28 \cdot 10^{-9}$	2.64
Al5083 합금(상온)	$1.23 \cdot 10^{-7}$	2.25
(저온)	$3.69 \cdot 10^{-9}$	3.04
304L Stainless강	$1.67 \cdot 10^{-10}$	3.2
36% Ni강	$1.67 \cdot 10^{-10}$	3.2

\* units of force and length : kg, mm

$$\frac{da}{dN} = C \frac{1+R}{1-R} (\Delta K)^m \quad (2.2)$$

$\Delta K$ 가 매우 작은 값인 경우( $\Delta K < \Delta K_{th}$ )에는 균열의 성장이 정지하여 더 이상 진전되지 않는다. 그리고 K가 증가하여 임계 응력강도계수  $K_c$ 에 이르게 되면 Fig. 2.2에서 보는 바와 같이 불안정하고 급격한 균열진전으로 이행된다.

(2)  $\Delta K$ -threshold

앞서 밝힌 바와 같이 응력강도계수의 변동치  $\Delta K$ 가 작으면 균열은 더 이상 성장하지 않는다. 즉 응력강도계수의 변동치가  $\Delta K_{th}$ 에 이르러야만 비로서 균열이 진전되기 시작하는데 이값은 재료와 응력비 R의 함수로 표시된다. 여러가지 재료에 대해서 실험적으로 구해진 R과의 관계를 Fig 2.3에 도시하였다. 이와 같은 실험결과들을 바탕으로 하여 다음과 같은 경험식이 제시되고 있다[7].

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th}^* \quad \text{for } R \leq 0$$

$$= \Delta K_{th}^*(1-R) \quad \text{for } 0 < R \leq 0.6 \quad (2.3)$$

$$= 0.4 \Delta K_{th}^* \quad \text{for } R > 0.6$$

여기서  $\Delta K_{th}^*$ 는 실험에 의해 결정되는  $R=0$ 일때의  $\Delta K_{th}$ 값을 의미한다.

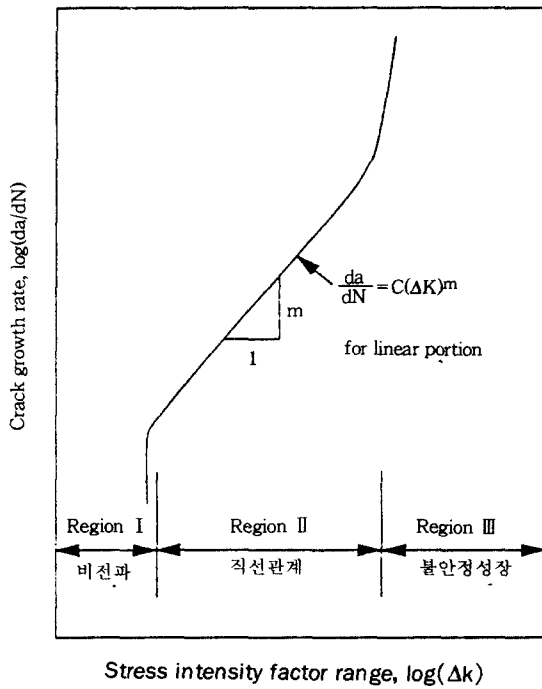


Fig. 2.2 Relation between fatigue crack propagation and stress intensity factor

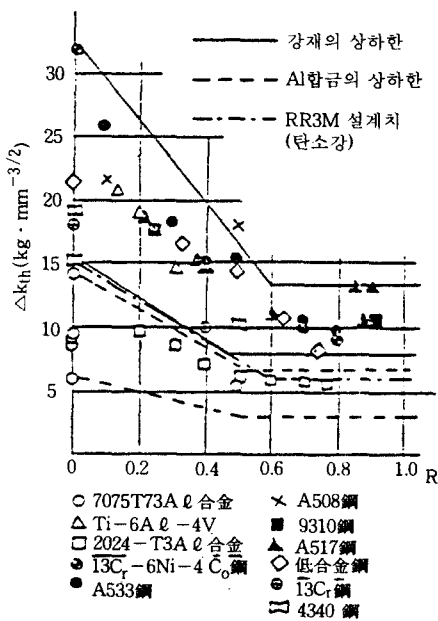


Fig. 2.3 Relation between  $\Delta K_{th}$  and R for various materials[5]

(3) 응력주파수 분포

제 1 보에서 설명한 누적피해도 계산시의 장기응력의 빈도분포와 같은 방법을 적용한다. 단, 누적피해도는 각 응력 level별 block의 계산 순서에 상관없이 동일한 결과가 도출되지만 피로균열전파 해석시에는 계산순서 즉 적분경로에 따라 상이한 결과가 주어지므로 주의할 필요가 있다. 일반적으로 점증법, 점감법 또는 block분할법 등이 적용되며 점증법과 점감법을 각각 적용하여 계산한 다음 경우에 따라서 안전측의 결과를 채용하는 방법도 많이 이용되고 있다(Fig. 3.1, Fig. 3.3 참조).

(4) 표면균열 형상 추정 및 진전해석

표면균열 전파해석에 있어서 초기균열의 형상은 Fig. 2.1에서 보인 바와 같은 반타원형 균열로 가정한다. 이 초기균열이 반복하중을 받고 성장할 때 반타원의 원호를 따라 응력강도계수 K치가 달라지기 때문에 균열진전량이 위치에 따라 변화하며 따라서 균열이 초기형상을 그대로 유지하지는 못한다. 최근에는 이와 같은 표면균열의 형상변화를 정확하게 고려하기 위하여 3차원 유한요소해석을 기본으로 하는 정밀계산 수법들이 시도되고 있으나 아직 설계단계에 적용하기는 어려운 것으로 보인다. 따라서 설계자의 편의를 위하여 초기의 반타원형 균열이 그대로 타원형을 유지한다는 가정하에 타원의 장축 및 단축 즉 균열의 길이 방향과 깊이 방향의 진전속도를 추정하는 여러가지 실험식들이 제안되고 있다[8] [9] [10]. 본 연구에서는 다음과 같이 응력집중계수의 변화폭이 큰 깊이방향의 균열진전량을 먼저 계산하고 판두께, 굽힘응력과 면내응력의 비 등을 고려하여 길이방향의 균열진전량을 유추하는 방법을 채택하였다 [10].

i) (2.2)식에 따라 깊이 방향의 균열 진전속도  $db/dN$ 을 구한 다음 이것을 적분하여 균열길이  $b$ 를 계산한다. 이때 반타원 균열의 응력강도계수  $\Delta K$ 는 Shah and Kobayashi[11]가 제안한 다음식에 따라 계산한다.

$$\Delta K = \{M_K \sqrt{\pi b(S_m)_a} + M_{BB} \sqrt{\pi b(S_b)_a}\} / E(K) \quad (2.4)$$

여기서,  $(S_m)_a$ ,  $(S_b)_a$ 는 각각 면내응력 및 굽힘응력의 진폭을 의미하며  $M_K$ ,  $M_{BB}$  및  $E(k)$ 는 판두께, 균열의 길이와 깊이의 함수로 주어진다[11].

ii) 굽힘응력의 성분비를 다음과 같이 계산한다.

$$\alpha = \frac{S_b^{ex}}{S_m^{ex} + S_b^{ex}} \quad (2.5)$$

여기서,  $S_m^{ex}$ 는 면내응력 진폭의 최대 기대값이며  $S_b^{ex}$ 는 굽힘응력진폭의 최대 기대값이다.

iii) 상수 A, B 값을 계산한다.

$$\begin{aligned} A &= 0.98 + 0.07\alpha \\ B &= 0.06 + 0.94\alpha \end{aligned} \quad (2.6)$$

iv) 길이방향균열크기 a를 계산한다.

$$\begin{aligned} a &= \frac{1}{(A/b) - (B/t)} \quad \text{when } \frac{a}{b} \leq \frac{1}{A - B(b/t)} \\ &= b \left( \frac{1}{A - B(b/t)} \right)^n + (t/b)^{n-1} \quad \text{when } \frac{a}{b} > \frac{1}{A - B(b/t)} \end{aligned} \quad (2.7)$$

이때,  $a_0$ ,  $b_0$ 는 각각 초기균열장의 1/2, 초기균열의 깊이를 나타내며 n은 상수(=2.5)이다.

### 2.3 관통균열 진전해석

표면균열이 탱크 판을 관통하게 되면 LNG가 이 균열 사이로 누설된다. 가스농도 탐지에 의해 LNG 누설이 검지되었을 때를 가정하여 이 균열이 정해진 기간(15일) 동안 불안정 취성 파괴로 진전되지 않음을 증명 해야 한다.

#### (1) 초기균열의 크기

균열발생측(initiation side)의 크기는 표면균열 해석 결과의 20년동안 성장한 균열크기로 가정 한다. 그리고 관통측(penetrations side)은 균열관통 직후의 크기가 4-5mm 정도가 되는 것이 실험에 의해 밝혀져 있기 때문에 4mm로 가정한다(Fig. 2.1) [11].

#### (2) 균열전파식

피로균열전파해석에서는 Paris식을 이용하여 전파속도를 추정하는 것이 일반적이나 관통균열전파 문제에 있어서는 Fig. 2.1(b)와 같은 형상의 관통 균열에 대한 응력강도계수 K의 일반해가 없기 때문에 Paris식의 수정형인 다음과 같은 Toyosada[12]의 방법이 가장 적합한 것으로 평가된다[5].

##### i) 발생측표면

$$\frac{da}{dN} = C \left( \frac{\Delta\delta_1}{\Delta\delta_0} \right)_{int} \left[ \{(S_{eff})_1 - (S_{eff})_2\} \sqrt{\pi a} \right]^m \quad (2.8)$$

##### ii) 관통측표면

$$\frac{da'}{dN} = C \frac{\sqrt{(a^2 - a_0^2)^2 + (a't)^2}}{a't} \left( \frac{\Delta\delta_1}{\Delta\delta_0} \right)_{pen} [2(S_m)_n \sqrt{\pi a}]^m \quad (2.9)$$

이때,  $\left( \frac{\Delta\delta_1}{\Delta\delta_0} \right)$ ,  $S_{eff}$  등은 발생측, 관통측 각 부위에 서의 면내응력과 굽힘응력의 함수로 주어진다[12].

#### (3) 응력주파수 분포

표면균열 전파해석시의 장기응력 빈도분포와 동일한 방법을 적용한다. 단, 탱크의 LNG 누설이 검지된 이후 15일 간은 제 1 보의 Fig. 4.2(b)에서 보인 응력 주파수분포를 사용하며, 이때도 역시 점감법, 점증법 혹은 block 분할법 등을 적용한다.

#### (4) 한계균열장(limit crack length)

구조물의 불안정 급속취성파괴의 발생조건은 재질, 온도 및 응력상태 등에 따라 달라지기 때문에 이것을 하나의 parameter로 일반화하는 조건으로 한계 응력강도계수  $K_C$ 가 이용된다.

액화가스 탱크의 구조재료들(저온용탄소강, 니켈강, A1 합금)은 대개 연성과 파괴인성치가 극히 높은 재료들이기 때문에 급속파괴시에 균열전단의 소성영역 영향을 무시하기 어렵다. 그러나 실제 설계문제에 비선형파괴역학 이론을 적용하는 것은 복잡하고 번거롭기 때문에 편의상 선형파괴 역학이론을 이용하

고 있고 실제 사용되는 판 두께에 대한 광폭 균열전파 실험결과에 따르면 이것이 안전측의 결과를 주는 것으로 알려져 있다[7]. 따라서 급속파괴의 조건은 다음식과 같이 쓸 수 있다.

$$K \geq K_c$$

$$2a_c \geq (2K_c^2) / (\pi S_{eq}^2) \quad (2.10)$$

여기서,  $S_{eq}$ 는 등가인장 응력이다. 대개 최대 인장 응력을 쓰고 있으며 실험에 의해 정밀하게 평가하는 경우도 있다. (2.10)식의  $2a_c$ 를 한계균열장이라고 하며 취성파괴발생 여부의 최종평가기준으로 삼는다.

(5) 계산순서 및 판정기준

계산순서는 Fig. 1.1에서 보인 바와 같은 LBF이론의 흐름에 따른다. 구형 탱크의 경우 판정기준은 탱크의 LNG누설 검지후 15일 동안 급속 취성파괴를 이어지지 않아야 한다는 것이다. 이때 급속 취성파괴로의 이행여부판단은 15일간 성장한 균열의 크기가 한계균열장보다 작은 값인지를 확인한다.

3. Prototype LNG선에 대한 수치계산

3.1 개요

앞서 기술한 LNG탱크의 피로파괴에 대한 구조안전성 평가 절차를 Prototype LNG선에 적용하여 시계산 함으로써 실제 수치계산 과정에서 발생하는 여러가지 문제점들을 검토하였다.

제 1 보에서 이미 파랑응력의 장기분포를 계산함으로써 피로균열발생 수명해석, 피로균열 진전해석등 탱크의 구조안전성 평가에 필요한 작용응력(working stress)를 결정할 바 있다. 관심대상 부위로는 가장 큰 응력이 작용될 것으로 예상되는 탱크적도부(equatorial)와 누설량이 가장 많을 것으로 예상되는 탱크 bottom부 두 곳을 선정하였으며 이 부위들에 대한 파랑응력의 장기분포를 굽힘응력(bending stress)와 면내응력(membrane stress) 그리고 평균응력과 변동응력으로 구분하여 Table 3.1에 정리하였다.

Table 3.1 Long-term distribution of wave induced stresses in tank

(unit : Kg/ mm<sup>2</sup>)

	Membrane		Bending	
	Mean	Ampl.	Mean	Ampl.
equatorial	2.25	7.20	0.015	0.21
Bottom	3.90	1.47	0.292	0.08

3.2 피로균열 진전해석

LNG 탱크의 피로균열에 대한 구조안전성을 검증하기 위하여 표면균열 및 관통균열의 진전해석을 수행하였다.

(1) 표면균열 진전해석

길이 5mm 깊이 1.5mm의 반타원형 초기표면균열을 가정하고 이 초기균열이 파랑응력의 장기분포하에서 탱크판을 관통할 때까지 성장하는지를 검토하였다. 이때 파랑응력의 빈도분포는 Fig. 3.1과 같이 block 분할법으로써 이산화한다. 진체를 20개 block으로 분할하였으며 각 block을 다시 20개로 분할하여 점감법을 적용하였다.

Fig. 3.2에서 탱크의 적도부와 bottom에 존재하는 초기균열의 성장과정을 보였다. 탱크 적도부에서는 작용응력이 상대적으로 크기 때문에 초기에는 안전성장을 유지하지만 15년을 경과하면 균열이 성장함에 따라 응력강도 계수가 커지게 되고 따라서 급속성장으로 이행하게 된다. 그러나 20년후에도 탱크판을 관통하지는 않음을 확인할 수 있다. 탱크 bottom에서는 작용응력의 크기가 작기 때문에 안전성장 상태를 끝까지 유지한다.

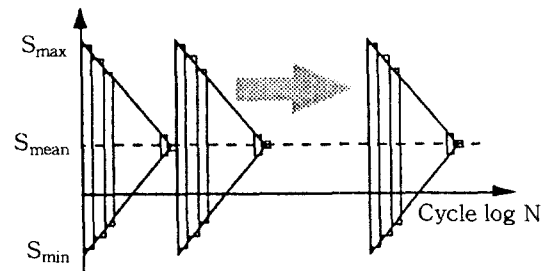


Fig. 3.1 Discretization of stress spectrum

Table 3.2 Fracture toughness of Al alloy[6]

재료	노치 형상		길이 (mm)	두께 (mm)	노치 온도 (°C)	파괴압력 (kg/cm <sup>2</sup> )	파괴용력 (m/mm <sup>2</sup> )	파괴속도 (m/sec)	K <sub>IC</sub> (kg/mm <sup>-3/2</sup> )	
	오차	종류								
3083	모	배	관통노치	304.8	25.4	142	68.9	12.0	146	386
3083	용접재	배	관통노치	304.8	25.4	140	53.4	9.35	165	437
3083	모	배	표면노치	381.0	17.5	24.9	66.1	11.76	152	-
7039	모	배	관통노치	120.7	19.05	133	71.7	16.87	357	316
3039	용접재	배	관통노치	120.7	19.05	134	56.2	13.16	421	252
7039	모	배	관통노치	152.4	14.2	141	82.6	19.26	366	-

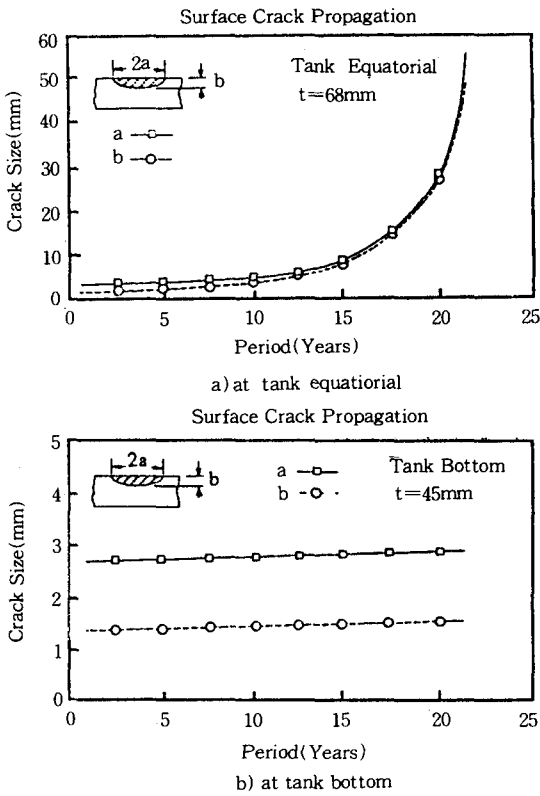


Fig. 3.2 Surface crack propagation in tank

(2) 관통균열의 진전해석

Fig. 1.1의 LBF개념에 따라 관통균열의 전파에 의해 탱크판이 급속취성 파괴에 이르지 않음을 증명한다. 즉 관통균열로 부터 누설되는 LNG를 가스검지 시스템으로 검지함으로써 관통균열의 존재를 확인하고 이시점으로부터 일정기간(15일) 동안 이 균열이 불안정 취성파괴로 이어지는 한계균열장까지 성장하지 않음을 증명한다. 또한 관통균열의 진전과정에서 누설되는 LNG의 양을 계산하여 2차방벽(catch

basin)의 설치 범위를 결정한다. 이때 균열검지 시점과 누설 LNG의 잔액량을 결정하기 위해서는 증발량 계산이 우선되어야 하지만 이를 위해서는 탱크주위의 온도분포해석을 통한 열침입량 계산이 뒷받침되어야 하며 이부분의 자세한 내용은 이어지는 제 3보에서 다루어질 예정이다. 계산결과에 따르면 탱크판이 일단 관통되어 LNG의 누설이 시작되면 어떠한 경우라도 24시간 이내에 검지가 가능한 것으로 판단되었다. 따라서 본고에서는 초기 관통균열이 16일(규정일수 15일 + 검지시간 24시간) 동안 진전되는 크기를 계산하여 한계균열장과 비교하였다. 구체적인 계산과정은 다음과 같다.

- i) Fig. 2.1과 같은 초기관통균열을 가정한다.
  - 발생측 균열크기 : 표면균열이 탱크판을 관통할 때까지 성장한 크기
  - 탱크 적도부 : 2a=74mm
  - 탱크 bottom : 2a=51mm
  - 관통측 균열크기 : 2b=4mm
- ii) 파랑응력의 빈도분포는 16일간 발생회수  $2.133 \times 10^5 (= 2 \times 10^5 \times 16 / 15)$  회를 기준으로 하여 Fig. 3.3과 같이 가정한다. 작용순서는 점감법과 점증법을 둘다 계산하여 안전측의 결과를 채택한다.
- iii) 균열전파 속도는 Toyosata[11]가 제안한 (2.8), (2.9) 식에 따라 발생측과 관통측의 진전량을 각각 계산한다. 이상의 절차에 따라 계산을 수행한 결과 응력수준이 높은 탱크 적도부에서는 진전속도가 빠른 반면 응력수준이 낮은 탱크 bottom 쪽은 균

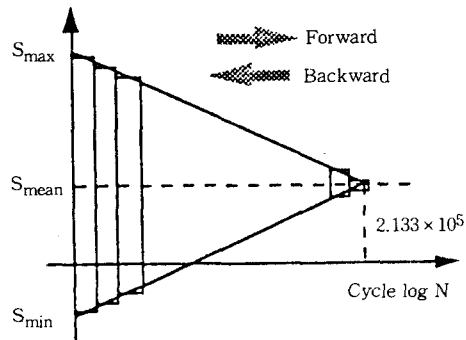


Fig. 3.3 Stress spectrum for 16 days

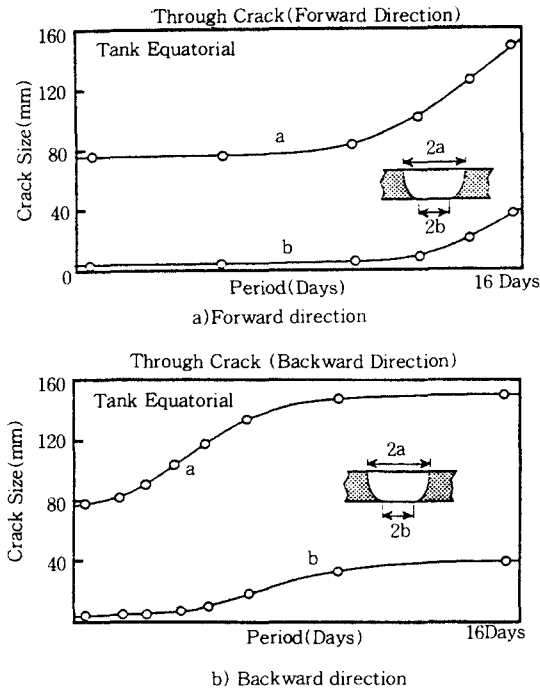


Fig. 3.4 Propagation of passing-through crack in tank equatorial.

열이 거의 진전되지 않는다는 것을 알 수 있었다. 따라서 탱크적도부에서 관통균열의 진전 상태를 Fig. 3.4에 도시 하였다. 균열의 최종적인 크기는 응력의 작용 순서에는 거의 무관함을 확인할 수 있으나 점감법을 적용하는 경우가 초기의 균열진전량이 크고 따라서 LNG 누설량이 많은 쪽의 계산결과를 준다는 사실을 쉽게 유추할 수 있다.

iv) Table 3.2에 의하면 Al 5083-O의  $K_c$  값이  $586 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  이므로 (2.10)식으로 부터 진전속도가 빠르고 응력 level이 높은 탱크적도부의 한계균열장  $2a_c$ 를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$2a_c = (2K_c^2) / (\pi S_{eq}^2) = (2 \times 586^2) / (\pi \times 9.68^2) = 2333 \text{ mm}$$

따라서 16일 동안 진전된 관통균열의 크기는 150 mm 정도로 한계균열장 보다는 상당히 작은 범위를 머무르고 있음을 확인할 수 있다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 LBF 개념을 기본으로 하는 LNG 탱크의 피로파괴에 대한 안전성 평가기술을 중점적으로 다루었으며 다음과 같은 몇가지 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 본 연구를 통하여 피로·파괴강도 해석기법을 선체구조해석에 적용할 수 있는 일반화된 개념 및 절차를 정립하였다. 여기에는 파랑응력의 장기빈도분포의 이용방법, 누적피해도개념을 이용한 피로강도 평가, Paris식에 따른 표면, 관통 균열진전해석기법 등이 포함된다.
- (2) LBF개념에 따라 완벽하게 LNG 탱크의 구조안전성평가를 수행하기 위해서는 관통균열로부터 누설되는 LNG양과 증발량을 계산하는 과정이 포함되어야 한다. 이러한 마무리 계산은 제 3 보에서 다루어질 예정이며 증발량이 정확히 추정된다면 가스검지기의 경보 시점을 예측할 수 있기 때문에 좀 더 합리적인 탱크의 안전성 평가가 이루어 질 수 있을 것이다.

- (3) 본 연구에서 이용된 탱크재료의 피로·파괴에 대한 물성치 즉, S-N곡선, 균열전파 관련계수 C, m 치, 파괴인성치 등은 외국의 문헌에 의존하였다. 우리나라에서는 아직 이러한 자료들의 축적이 미비한 상태이므로 앞으로는 이 분야에 대한 과감한 투자와 활발한 연구활동이 이루어져야 할 것으로 생각된다.

#### 후 기

본 연구는 과학기술처 특정연구개발사업의 일환으로 수행된 연구결과에 일부입니다.

#### 참 고 문 헌

- [1] Nagamoto, R. et al, "On the Study of the Tank System of a 125,000m MRV Type LNG Carrier(Thermal, Leak before Failure and Buckling Analysis)", *GASTECH 82*.
- [2] Atmand, J. L., "Response of Spherical Cargo Tanks for Lipuified Natural Gas to Large Support Deformation", *GASTECH 81*.



- [3] Nagamoto, R. et al, "On the Study of Tank System of 125,000m MRV Type LNG Carrier(Loads and Stress Analysis)", *CASTECH 81*.
- [4] Harata, K. et al, "Statistical Estimation of Tank Stress by Total System Analysis for Spherical Tank LNG Carrier(Phase I, II)", *日立船舶技報*, Vol. 39, No. 2, 1978.
- [5] 이호섭 외, "LNG 선의 구조해석 기술개발( I ) ( II)", 한국기계연구소 연구보고서, 1989, 1990.
- [6] 惠美洋彦, 尹東利成, "LNG 船(材料, 銲接 및 破壞力學), (1)-(35)", *船舶*, Vol. 47, No. 9-Vol. 50, No. 10, 1974-1977.(일본어).
- [7] 日本造船研究部會 第8基準研究部會, "LNG 運搬船の安全基準に關する調査研究報告書(その I, II)", 昭和 51年 3月.
- [8] Toyosada, M. et al, "Fatigue Crack Propagation from an Initial Defect-Non-Through Thickness Crack) Failure Analysis Step II)", *日立船舶技報*, Vol. 39, No. 2, 1978.
- [9] Toyosada, M. et al, "Fatigue Strength of Structural Elements with a Surface Flaw Located in Highly Concentrated Strain Field", *日立船舶技報*, Vol. 45, No. 2, 1984.
- [10] Kawahara, M., Machida, S. and Itoga, K., "A Consideration on the Fatigue Crack Propagation", *日本造船學會論文集*, 第 136號, 1974.
- [11] Sha, R.C. and Kobayashi, A.S., "Stress Intensity Factor for an Elliptical Crack Approaching the Surface of a Plate in Bending", *ASTM STP 513*, 1972.
- [12] Toyosada, M., "Penetrated Fatigue Crack Opening Displacement and Growth Rate unde Combined tensile and Bending Loading", *日立船舶技報*, Vol. 39, No. 2, 1978.
- [13] IMO, Code for construction and Equipment of Ship Carrying Dangerous Chemicals Bulk, Including Its Amendments No. 11-7 Resolution A 212(VII).