

〈論 文〉

고장력강의 피로수명과 균열관통 거동에 관한 연구

남 기 우*

(1991년 7월 18일 접수)

The Fatigue Life and Crack Penetration Behavior of High-Strength Steel

Ki Woo Nam

Key Words : Fatigue(피로), LBB Design(파단전누설설계), Surface Crack(표면균열), Stress Concentration(응력집중), Crack Growth(균열성장), Crack Penetration(균열관통)

Abstract

The fatigue life and crack penetration behavior of high strength steel have been studied in detail both experimentally and analytically. The fatigue crack shape of a smooth specimen is almost semicircular, while a specimen with stress concentration becomes semielliptical according to stress concentration shape. The aspect ratio of smooth specimens calculated using the Newman-Raju's formular is smaller than the value obtained from the experiment. On the other hand, the aspect ratio of the stress concentration specimen shows a good agreement with experimental results. It is found that the crack growth behavior on the back surface after the penetration is unique and can be divided into three stages ; rapid growth region, constant growth region and acceleration growth region. By using the K value suggested in this study, the particular crack growth behavior and crack shape can be estimated quantitatively.

1. 서 론

최근, 냉각수 배관이나 압력용기등의 파단전누설(leak before break ; LBB) 특성은 원자력플랜트⁽¹⁾, 화학플랜트⁽²⁾ 등의 장치설계에서 큰관심사이다. 이러한 플랜트들의 건설에 있어서 구조물의 부식이나 피로에 의한 균열이 진전할 때, 순간적인 대파단이 일어나기 전에 충분히 늦은 균열진전속도로써 내용물의 누설이 먼저 일어나는 상태가 보증될 수 있다면 크게 유익하다. 이와같이 LBB설계법에 있어서는 균열이 판두께를 관통하기 이전에 불안정파괴가 발생하지 않음은 물론이고, 균열이 관통한 후에도 일정기간 또는 어떤 크기의 균열성

장까지 불안정파괴를 일으키지 않는 것이 요구되고 있다. 따라서 표면에 발생한 미소균열이 성장해서 판두께를 관통하기까지의 수명과 관통시의 균열형상 변화상황, 더우기 균열관통후의 성장거동을 정밀하게 평가하는 것이 필요하다. 표면균열이 관통하기 까지에 대해서는 다방면으로부터 활발한 연구가 실시되어, 유용한 결과가 다수⁽³⁾ 얻어져 그 특성은 거의 해명되었다고 할 수 있다. 그러나 표면균열이 판두께를 관통해서, 완전한 2차원 관통균열이 되기까지의 균열성장거동이나 균열개구량에 관한 연구⁽⁴⁻⁸⁾는 불분명한 점이 많다. 피로균열이 판두께를 관통한 후의 성장거동을 정량적으로 평가하는 것은 LBB 설계나 구조물의 건전성 평가상 매우 중요하리라 생각된다.

본 논문에 있어서는, 평활부 및 응력집중부에 표면균열을 갖는 표면균열재의 피로수명과 균열관통

*정회원, 부산수산대학교 재료공학과

거동을 검토하고, 그 특성을 해명하였다.

2. 재료 및 실험방법

시험편은 인장강도가 80Kgf/mm² 급인 HT80강으로, 화학성분 및 기계적성질을 Table 1에 나타낸다. 시험편은 Fig. 1에 나타낸 것 같이 표면노치가 가공의 평활시험편(T형)과 비교하기 위하여 표면노치 가공의 3점굽힘시험편(B형) 및 응력집중을 일으키기 위하여 필렛의 지단부 최대응력집중 위치에 표면노치를 갖는 응력집중시험편(TC형)으로 3종류이다. 각각 반경 a_0 의 반원노치는 방전가공에 의하여 만들었다. 한편 TC형시험편의 경우는 응력분포를 유한요소법으로 해석하였고, 임의의 응력분포를 굽힘응력 σ_b 와 인장응력 σ_m 으로 분해하는 방법로서는 Fig. 2에 나타내는 ASME B&P Code Sec.XI⁽⁹⁾의 방법에 따랐다. 이 방법에 따른 굽힘응력 σ_b 와 인장응력 σ_m 의 분해를 균열깊이와의 관계로 나타낸 것이 Fig. 3의 실선부분이고, 유한요소해석된 응력분포가 점선부분이다. 이 그림에서 균열이 성장함에 따라서 굽힘응력성분은 적어지고, 인장응력성분은 크게되는 것을 알 수 있다. TC형시험편의 응력집중계수 K_t 는 각각 1.15, 1.48 및 1.75이다. 시험편의 치수 및 시험조건을 Table 2에 나타낸다.

피로시험은 전기유압식 피로시험기를 사용해서, 실온대기중에서 실시했다. 피로시험시의 제어는 하중파형은 정현파, 주파수는 1-10Hz, 응력비는 $R=0.1$ 의 하중제어로 하였다. 시험편의 반원노치를 가공한 쪽(전면)의 균열길이 $2a_s$, 균열이 관통한 쪽(후면)의 균열길이 $2a_b$ 는 쌍안실체현미경을 사용해서 일정균열 성장(1.5~2.0mm)마다 측정했다. 또, 균열길이 b 는 Beach Mark법에 의해서 파단 후에 측정했다.

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of material tested

C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	V
0.12	0.29	0.98	0.014	0.005	0.16	0.62	0.32	0.05
Yield stress (MPa)		Tensile strength (MPa)		Elongation (%)				
824		873		39				

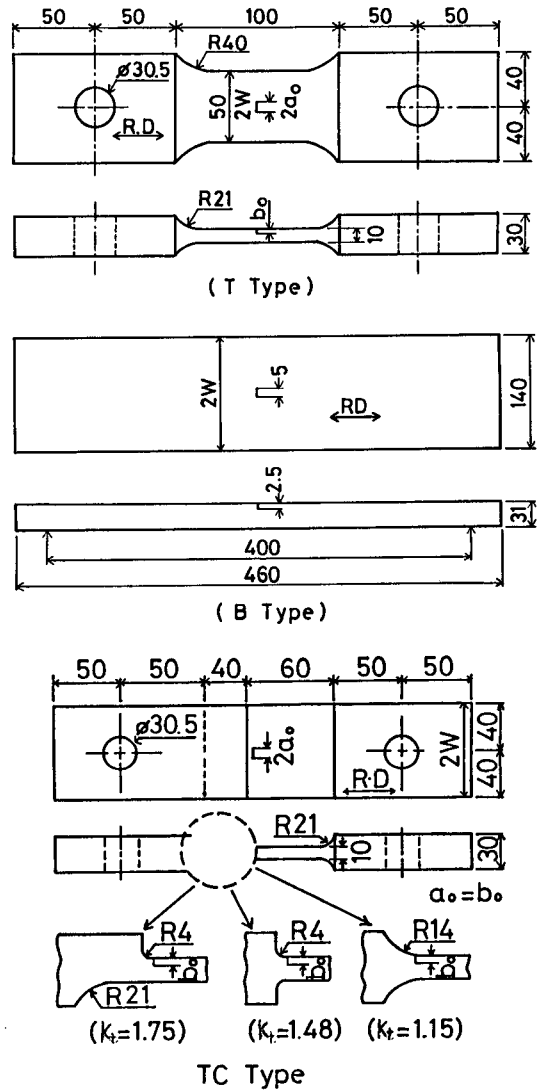


Fig. 1 Dimensions of specimens

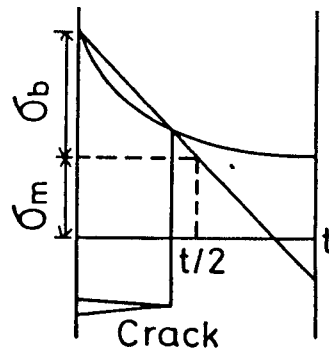


Fig. 2 Stress distribution and its partitioning method into membrane and bending stress based on ASME code B&P Sec.XI

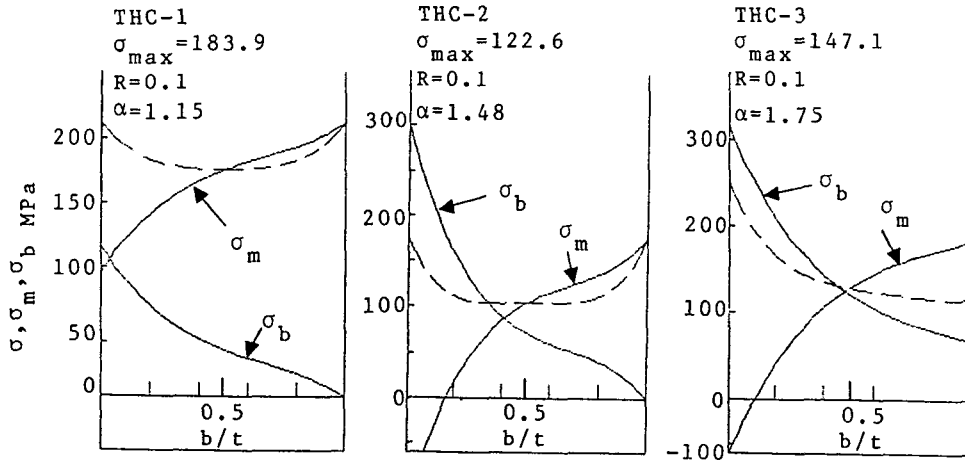


Fig. 3 Stress distribution and distribution of resolved membrane stress σ_m and bending stress σ_b

Table 2 Test conditions

Type	Specimen No.	Specimen Geometry			Stress Condition		S.C.F K_t
		t (mm)	$2W$ (mm)	$2a_o$ (mm)	$\Delta\sigma_T$ (MPa)	$\Delta\sigma_B$ (MPa)	
T	TH-1	10	50	4	211.9	0	1.0
	TH-2	10	50	4	298.1	0	1.0
	TH-3	10	50	14	132.4	0	1.0
B	BH-1	31	140	5	0	211.9	1.0
TC	THC-1	10	80	5	165.5	0	1.15
	THC-2	10	80	5	110.3	0	1.48
	THC-3	10	80	5	132.4	0	1.75

S.C.F : Stress Concentration Factor, t : Thickness
 $2W$: Width, $2a_o$: Initial Notch Length

3. 실험결과 및 고찰

3.1 응력확대계수의 평가

피로균열전파속도를 응력확대계수의 변동폭으로 정리하기 위해서, T형, B형시험편은 균열이 판두께를 관통하기 이전 (before through thickness ; B.T.T)에는 공칭응력을 사용하여 Newman-Raju⁽¹⁰⁾의 식으로서 평가하였다. 그리고, TC형시험편도 굽힘응력 σ_b 과 인장응력 σ_m 으로 분해된 응력을 Newman-Raju⁽¹⁰⁾의 식에 대입하여 평가하였다. 이것을 I 방법이라 한다. 그러나, Newman-Raju의 식으로 평가할 때, 굽힘응력성분만을 0.8배로 대입하는 방법이 제안되어 있다⁽¹¹⁾. 이 경우를 II 방법이라 한다.

한편, 판두께 관통후 (after through thickness : A.T.T)에는 T형, TC형 모두 전면 및 후면을 각각 독립인 2차원관통균열로 생각하여 다음식인 Tada의 식⁽¹²⁾으로 평가하였다.

$$\Delta K' = \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \cdot F(\eta) \tag{1}$$

여기서, $F(\eta) = (1 - 0.5\eta + 0.370\eta^2 - 0.044\eta^3)\sqrt{1-\eta}$ 이고, $\eta = a/W$ 이다. 이 식에서 전면의 값을 $\Delta K'_A$ 라 하고, 후면의 값을 $\Delta K'_B$ 라 하면, $\Delta K'_A$ 및 $\Delta K'_B$ 는 식(1)의 a 대신에 a_s, a_b 를 대입하여 계산한다. 여기서 a_s 는 전면의 균열길이, a_b 는 후면의 균열길이이다.

이와같이 하여 얻어진 응력확대계수의 변동폭과 피로균열전파속도와의 관계를 Fig. 4에 나타낸다.

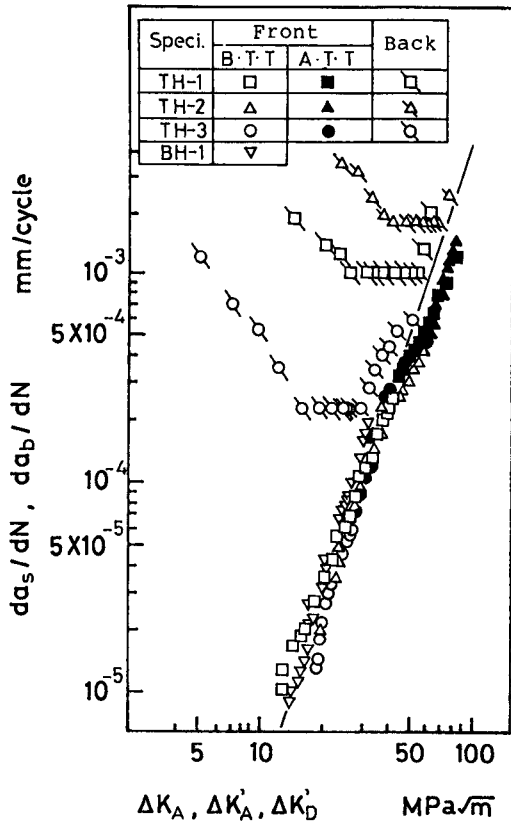


Fig. 4 Range of stress intensity factor according to formula of Newman-Raju and Tada

균열이 관통하기 이전은 T형 및 B형을 막론하고 직선관계로 잘 일치하고 있다. 또 균열관통후 전면에서는 관통전의 직선관계보다 약간 낮은 값을 나타내고 있지만, 후면은 직선에서 멀리 떨어져 완전히 다른 경향을 나타내고 있다. 이것으로 부터 균열관통후, 후면에서 균열성장특성은 식 (1)로 피로 균열전파속도를 설명할 수 없다고 생각된다. 그래서 식 (1) 대신에 응력확대계수의 평가방법을 검토하기로 하였다.

균열이 판두께를 관통한 후, A점 D점에서의 응력확대계수를 평가하는데 있어서, Fig. 5와 같은 모델에 의하여, 다음과 같은 4가지 가정을 설정했다.

(1) 균열은 판두께를 관통한 후에도 반타원형상을 유지하고, a_s 는 언제나 반타원의 장경이다. 따라서 판두께중앙부의 균열길이 a_e 는 아래식으로 주어진다.

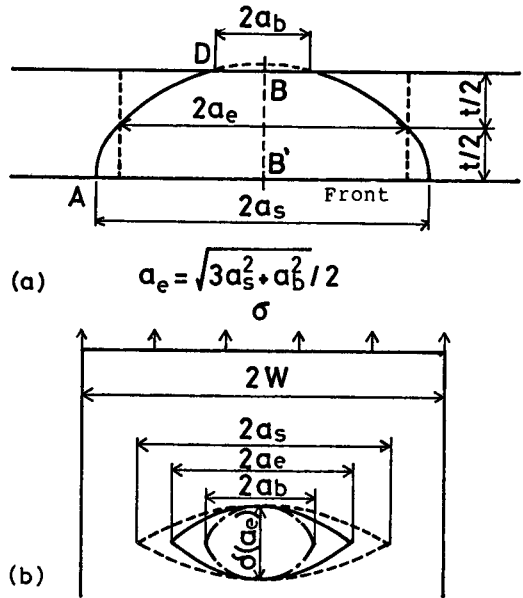


Fig. 5 Model used for evaluating the stress intensity factor after penetration

$$a_e = \sqrt{(3a_s^2 + a_b^2)} / 2 \quad (2)$$

(2) 균열관통후는 균열중앙부, 즉 Fig. 5의 BB' 선상의 개구변위량은 판의 전면, 후면 및 중앙부에서 같다고 가정한다.

(3) Fig. 5의 균열중앙부에 있어서 개구변위량 $\delta(a_e)$ 는 판폭 $2W$ 의 판중앙에 길이 $2a_e$ 의 2차원관통균열이 있을 때, 균열중앙부에 있어서 개구변위량과 같은것이라고 가정한다. 따라서 $\delta(a_e)$ 는 아래식⁽¹²⁾과 같이 주어진다.

$$\delta(a_e) = 4\sigma a_e(1-\nu^2) / EV(\eta) \quad (3)$$

여기서, ν 는 프와송비, E 는 종탄성계수, $\eta = a_e / W$, $V(\eta) = (-0.071 - 0.535\eta + 0.169\eta^2 + 0.020\eta^3 - 1.071(1/\eta) \log(1-\eta))$ 이다.

(4) 균열관통후 Fig. 5의 A점과 D점에서의 응력확대계수는 판폭 $2W$ 의 판중앙에 길이 $2a_s$ 또는 $2a_e$ 의 2차원관통균열이 존재할 때, 그 균열중앙에 있어서의 개구변위량이 $\delta(a_e)$ 와 같은 응력을 받을 때의 응력확대 계수와 같다.

이상과 같은 가정에 의하여 균열관통후, 전면 및 후면의 응력확대계수 K_A^e , K_D^e 는 다음과 같이 주어진다.

$$K_A^e = \delta(a_e) / \delta(a_s) \sigma \sqrt{\pi a_s} F(\eta_s) \quad (4)$$

$$K_D^e = \delta(a_e) / \delta(a_b) \sigma \sqrt{\pi a_b} F(\eta_b) \quad (5)$$

여기서 a_s 및 a_b 는 각각 전면 및 뒷면에서의 균열길이, a_e 는 판두께 중앙부에서의 균열길이, $F(\eta_s)$ 또는 $F(\eta_b)$ 는 식(1)의 $F(\eta)$ 대신에 $\eta_s = a_s/W$, $\eta_b = a_b/W$ 를 대입해서 얻어지는 값이다. 또 $\delta(a_s)$, $\delta(b)$ 는 식(3)에 있어서 a_e 대신에 a_s , a_b 를 대입한 값이다. 식(4)(5)의 응력 σ 로서 T type의 경우는 공칭응력을 사용하고, TC type의 경우도 뒤에서 설명하는 이유에 의하여 응력집중의 영향을 고려하지 않은 공칭응력을 사용하였다.

위에서 설명한 가정의 타당성을 검토하기 위하여 균열관통후의 개구변위를 시험편의 전면 및 뒷면에서 측정했다. 개구변위의 측정은 균열로부터 10 mm 떨어진 균열의 중앙점간에서 실시하여, 이값을 Δ_{10} 이라고 나타내기로 한다. 한편 판폭이 $2W$, 균열길이가 $2a$ 인 이차원판통균열의 Δ_{10} 은 다음식에 있어서 $Y=10\text{mm}$ 를 대입함으로써 주어진다⁽¹³⁾.

$$\Delta_{10} = \frac{2\sigma Y}{E} \left[\frac{\pi a/2W}{\sin(\pi a/2W)} \right]^{1/2} \times \left[(4W/\pi Y) \cos h^{-1} \left\{ \frac{\cos h(\pi Y/2W)}{\cos(\pi a/2W)} \right\} - \frac{1+\nu}{\left\{ 1 + \left(\frac{\sin(\pi a/2W)}{\sin h(\pi Y/2W)} \right)^2 \right\}^{1/2} + \nu} \right] \quad (6)$$

(3) 식은 $Y=0$ 의 경우에 해당한다.

식(6)에 의한 이론값과 실험값을 비교해서 Fig. 6에 나타낸다. 그림중의 실선은 식(6)에 $Y=10\text{mm}$

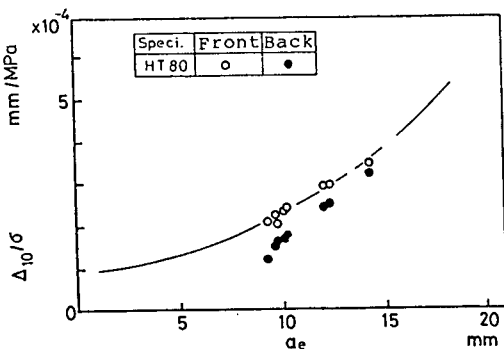


Fig. 6 Comparison of measured and theoretical values of crack opening displacement at the center of crack measured 10mm away from the crack

를 대입했을 때의 값이다. 이 그림에 의하면 전체적인 경향으로서는 이론값과 실험값이 거의 일치해 있고, 식(3)으로 개구변위 $\delta(a_e)$ 를 상당히 정확하게 평가할 수 있는 것을 알았다. 그러나 엄밀하게 말하면 a_e 가 작을때, 즉 균열이 관통한 후 얼마되지 않는 경우에는 뒷면의 Δ_{10} 이 약간 작은값이 되어 있는 것을 알 수 있다. 이상에 의해, 가정은 a_e 가 상당히 작은 경우를 제외하고는 타당한 것이라고 생각된다. 이것으로 부터 선형파괴역학 조건을 만족하는 경우에는 균열관통 후의 균열개구변위를 식(3)으로 평가 될 수 있는 것이라고 생각되어 진다.

인장시험편 (T 형)에 있어서 식(1)(5)로 평가된 응력확대계수의 변동폭을 비교해서 Fig. 7에 나타낸다. 이 그림에서, 선으로 나타낸 것이 식(1)에 의한 $\Delta K_D'$ 이고, 기호로 나타낸 것이 식(5)에 의한 ΔK_D^e 이다. 또 그림 중에 ▲, ■, ●로 표시된 점은 Newman-Raju의 식에 있어서 $b=t$ 일 때의 ΔK_D^e 이다. 식(5)에 의한 ΔK_D^e 는 $a_b=0$ 일 때 무한대이지만, 그 후 a_b 가 증가함에 따라서 급격히 저하하고, $a_b=6-8\text{mm}$ 근처에서 최소값을 나타내고 있다. 그러나 a_b 가 그 이상 증대함에 따라서 ΔK_D^e 도 증대되는 경향을 나타내고 있다. 또 그림중에서 $a_b=5-15\text{mm}$ 구간 사이에 표시하는 수평선은 뒤에서 설명하는 정속도영역의 폭과 그 때의 평균균열전파속도로 부터 피로균열전파법칙에 의해서 추정된 ΔK_D^e 값을 나타낸 것이다.

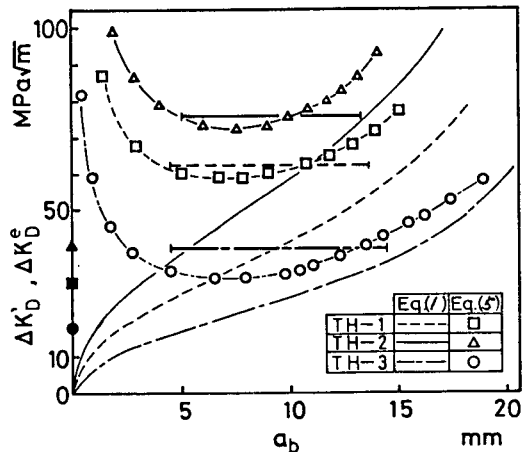
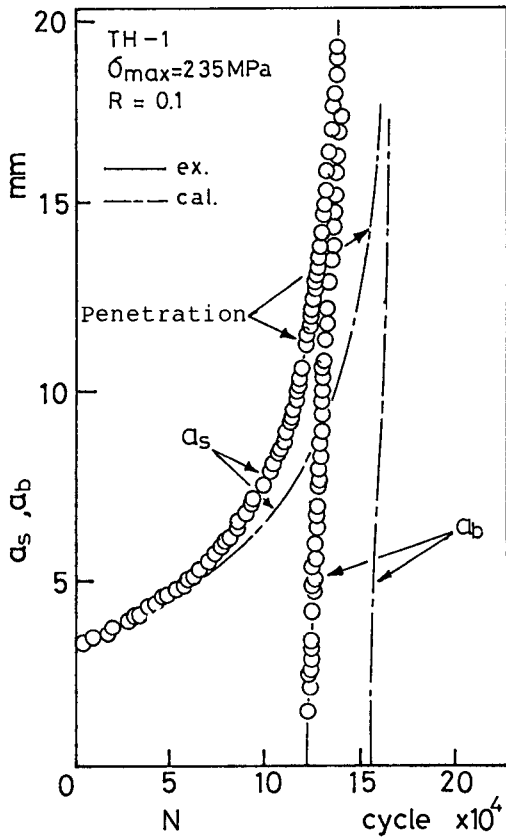
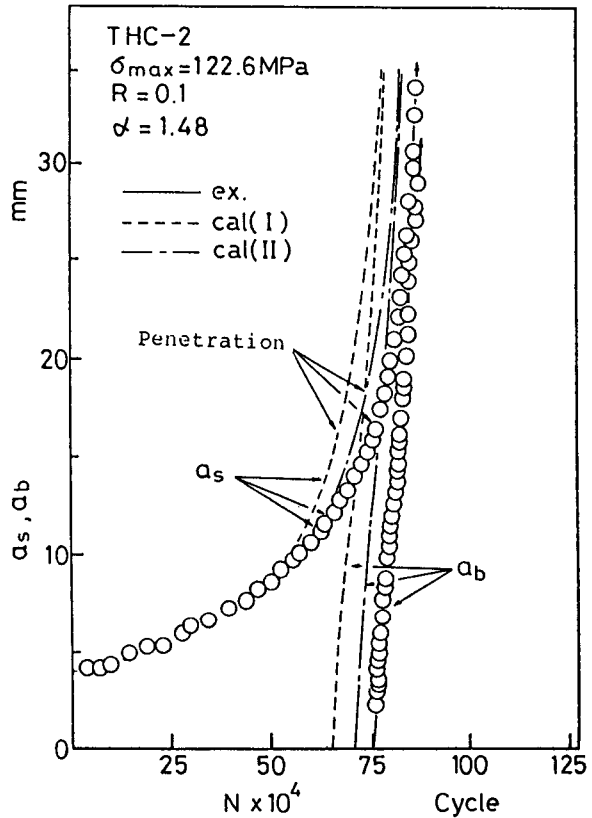


Fig. 7 Crack length (a_b) versus range of stress intensity factor on back side



(a) TH-1 Specimen



(b) THC-2 specimen

Fig. 8 Comparison of experimental and calculated crack growth

3.2 피로균열의 전파거동

T형 및 TC형시험편의 실험 및 계산에서 얻어진 $N-a$ 곡선을 Fig. 8(a), (b)에 나타낸다. Fig. 8(a)는 TH-1평활시험편, Fig. 8(b)는 THC-2 응력 집중시험편의 결과이다. Fig. 8(a), (b)에서는 균열발생수명등의 영향을 없애기 위하여, 전면에서의 균열길이가 1.3mm 진전했을 때의 반복수를 0으로 했다.

전면에서의 균열전파거동($N-a$ 곡선)은 균열이 후면에 관통한 후에도 특별하게 큰변화는 없고, 연속적인 성장을 나타내고 있다. 이에반해 후면에서는 지극히 빠른 균열성장거동을 나타내고 있다. 한편 그림중의 점선은 피로균열전파법칙, Newman-Raju의 식⁽¹⁰⁾과 식(4)(5)에 의한 응력확대계수의 변동폭 ΔK 를 사용해서 계산한 것이다. 이 경우에 있어서도 균열발생수명등의 영향을 없애기 위하여,

전면에서의 균열길이가 1.3mm 진전했을 때의 반복수를 0으로 했다. Fig. 8(a)는 계산이 실험결과보다 약간 장수명을 나타내고 있으나, 전체적인 경향은 유사한 거동을 나타내고 있다. Fig. 8(b)는 응력확대계수의 평가가 I 방법이 II 방법에 비하여 약간 단수명이 되어 있는 것을 알 수 있다. 그러나 어느 경우에도 큰 차이는 없고, 실험결과에 가까운 특성을 나타내고 있다. Fig. 9는 THC-2 응력집중 시험편의 균열관통 후에 전면 및 후면에서의 균열 성장특성을 나타낸 것이다. 이것에 의하면 후면에서의 균열성장특성은 대략 A,B,C의 3영역으로 나누어지는 것을 알았다. A영역은 균열관통직후의 부분으로, 이 영역에서는 갑자기 균열이 발생하여 10^{-4} mm/cycle정도의 속도 또는 그 이상의 지극히 빠른 속도로서 균열이 성장하고 있다. A영역에 이은 B영역에서는 어느 구간에 걸쳐서 균열은 거의

일정한 응력확대계수의 변동폭 $\Delta K=37\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 로서 성장하고 있다. 이후는 이 영역을 정속도영역이라고 하고, $N-a_b$ 곡선을 최소자승법에 의해 직선근사해, 그 직선과의 평균오차가 1%까지의 영역을 정속도영역으로 했다. 또 이 B영역에서의 평균균열전파속도를 da_b^*/dN 로 나타내기로 한다. C 영역은 정속도영역을 지나서 후면의 균열속도가 가속하고, 전면에서의 균열길이에 접근해가는 영역이다. 이 영역을 가속영역이라고 부르기로 한다. 이 그림에서 실험과 계산은 아주 잘 일치하고 있다. 특히 뒷면에 있어서는 실험과 같이 A, B, C의 3영역으로 나누어지는 특이한 전과거동을 나타내고 있다.

실험에서 얻어진 정속도영역의 평균균열전파속도 da_b^*/dN 와 공칭응력의 변동폭 $\Delta\sigma$ 와의 관계를 Fig. 10에 나타낸다. 이것에 의하면, da_b^*/dN 와 $\Delta\sigma$ 의 사이에는

$$da_b^*/dN = C_o(\Delta\sigma)^n \quad (7)$$

되는 지수법칙이 있는 것을 알았다. 여기서, C_o 와 n 은 재료정수이다. 더우기, 지수 n 은 3.11로서, 뒤에서 설명하는 피로균열전파법칙 $\{da/dN = C(\Delta K)^m\}$ 에 있어서 ΔK 의 지수 $m=3.11$ 과 일치하

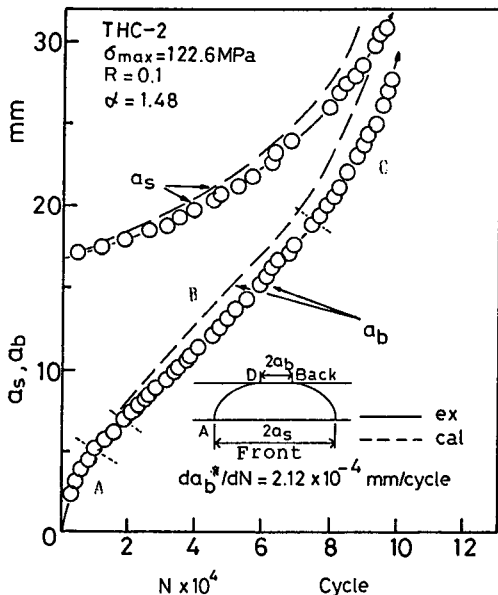


Fig. 9 Comparison of experimental and calculated values of crack growth after penetration

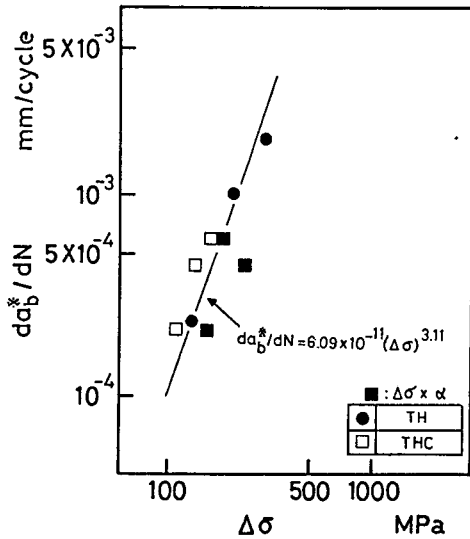


Fig. 10 Range of gross stress versus crack growth rate at stage "B" where crack grows at constant speed

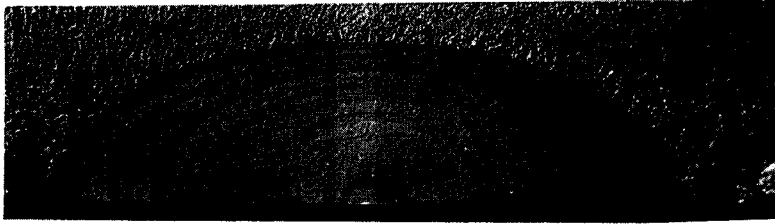
고 있다. 그림중에서 \blacksquare 은 공칭응력의 변동폭 $\Delta\sigma$ 에 응력집중계수 K_t 를 곱한 때의 값이다. 여기서 뒷면의 정속도영역 피로균열전파속도 da_b^*/dN 는 응력집중의 효과를 무시한 $\Delta\sigma$ 로 정리하면, 거의 일직선으로 정리되는 것을 알았다. 이것으로 부터 관통후의 균열성장에는 응력집중의 효과가 거의 없는 것이라고 생각되어 진다. 따라서 균열관통후의 응력확대계수를 식 (4) (5)로 평가하는 데 있어서는 응력 집중의 효과를 무시한 공칭응력을 사용하였다.

실험에서 얻어진 피로파면의 거시적양상을 Fig. 11에 나타낸다. Fig. 7(a)는 T형시험편, Fig. 11(b)는 B형시험편, Fig. 11(c)는 TC형 시험편의 결과이다. 또 Fig. 11의 (d) (e)는 계산에서 얻어진 균열형상이다. Fig. 11의 (a)~(c)와 같은 beach mark로 부터 얻어진 종횡비(aspect ratio)와 계산에서 얻어진 종횡비를 비교해서 Fig. 12에 나타낸다. T형시험편의 피로균열은 반원에 가깝고, 균열관통시에 있어서도 실험된 종횡비가 약 0.95이다.

이것에 대하여 계산에서 얻어진 종횡비(cal.)는 균열이 성장함에 따라서 반타원형으로 되어 관통시의 값은 약 0.73이고, 실험치에 비하여 상당히 작게 되어 있다. 이것은 실험시 사용한 치구의 구속작용에 의하여, 시험편의 균열이 진전함에 따른 굽힘



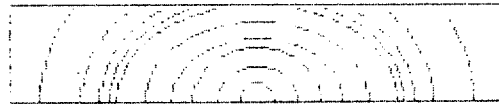
(a) TH specimen



(b) BH specimen



(c) THC specimen



(d) calculated crack shape (TH)



(e) calculated crack shape (THC)

Fig. 11 Fatigue crack shape
(a) ~ (c) experimental
(d) ~ (e) calculated

응력의 성분을 억제 하였기 때문에 실험치가 크게 나타났다고 생각된다. 또한 B형시험편의 경우에는 균열이 성장함에 따라 종횡비는 실험치와 계산치(cal.)가 모두 저하하고 있다. 그러나 그 경향은 계산치쪽이 강하다. 한편 TC형시험편의 경우에는 실험치와 계산치가 모두가 좋은 일치를 보이고 있다. 더우기 응력확대계수를 평가 할 때, II 방법이 굽힘응력을 0.8 배로서 적게 평가하므로 계산치 cal(II)가 I 방법에 의한 계산치cal(I)보다 실험치와 극히 좋은 일치를 나타내고 있다.

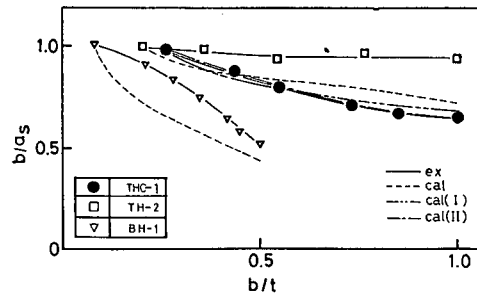
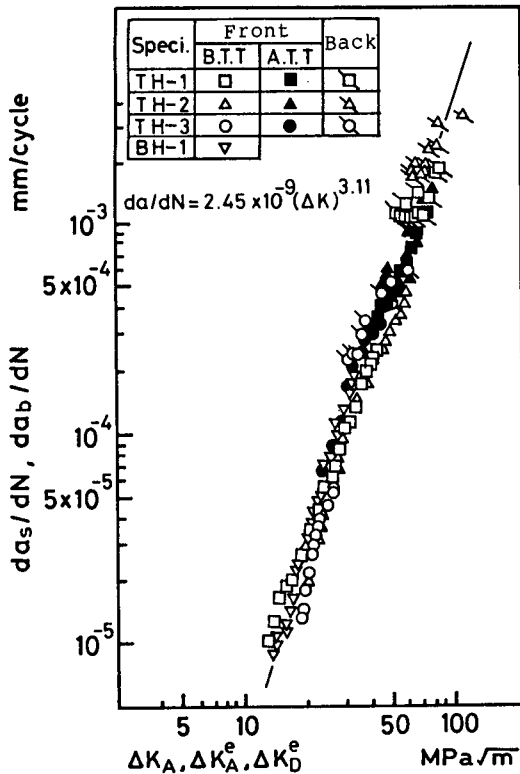
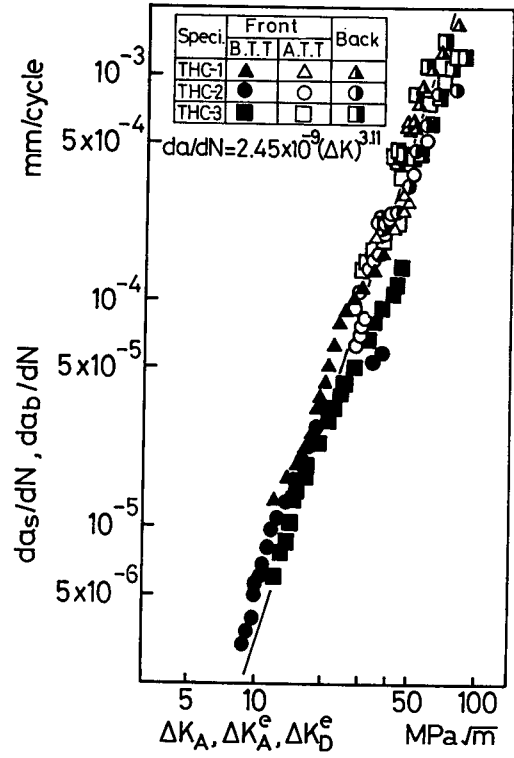


Fig. 12 Comparison of experimental and calculated aspect ratios



(a) TH specimen



(b) THC specimen

Fig. 13 Crack growth rate versus ΔK for front and back surface of specimen

3.3 응력확대계수의 변동폭 ΔK 에 의한 평가

3.1절의 방법에서 얻어진 응력확대계수의 변동폭 ΔK 와 시험편의 전면 및 후면에서 얻어진 피로균열전파속도와와의 관계를 Fig. 13(a), (b)에 나타낸다. 균열관통후의 ΔK 를 평가할 때, TC형시험편의 경우는 앞에서 언급하였듯이 식(4), (5)의 응력으로서 응력집중효과를 무시한 공칭응력 사용했다. 이렇게 하여 얻어진 결과는 T형, B형 및 TC형 시험편에 관계없이 전면 및 관통후 후면에서의 균열전파 속도 da/dN 는 아래식으로 잘 정리되는 것을 알았다.

$$da/dN = 2.45 \times 10^{-9} (\Delta K)^{3.11} \quad (8)$$

Fig. 13에서 실선은 모두 응력집중이 없는 T형, B형 시험편에서 얻어진 결과이다. 이것으로부터, 응력집중시험편의 균열전파속도 측정결과는 평활시험편의 결과와 좋은 일치성을 나타내고 있다고 할 수

있다.

각 시험편의 전면에서 피로균열이 1.3mm 성장해서 관통하기까지의 반복수(N_p)와 균열이 관통해서 후면의 균열길이가 일정길이에 달하기까지 반복수(N_{ab})의 실험치와 계산치를 비교하여 Fig. 14에 나타낸다. 이때 B형 시험편의 경우는 균열이 관통하지 않기 때문에 판두께 절반까지 진전한때의 반복수를 N_p 로 하였다.

피로균열관통수명 N_p 의 전체적인 경향으로서는 실험치와 계산치가 대략 일치하고 있다고 할 수 있다. 상세히 보면 T형 및 B형 시험편의 경우, 계산이 약간 장수명이 되어 있는 것을 알 수 있다. 이것은 앞에서도 언급하였듯이 치구에 의한 시험편의 강제구속에 의하여 균열진전에 따른 면외굽힘응력의 발생제한으로 종횡비가 실험치와 계산치가 상당히 다르기 때문이라고 생각된다. 그러나, 전체적인 수명예측에는 그다지 큰 영향을 받지 않는다. 또한 TC형 시험편에 있어서의 N_p 는 앞에서 설명했듯이

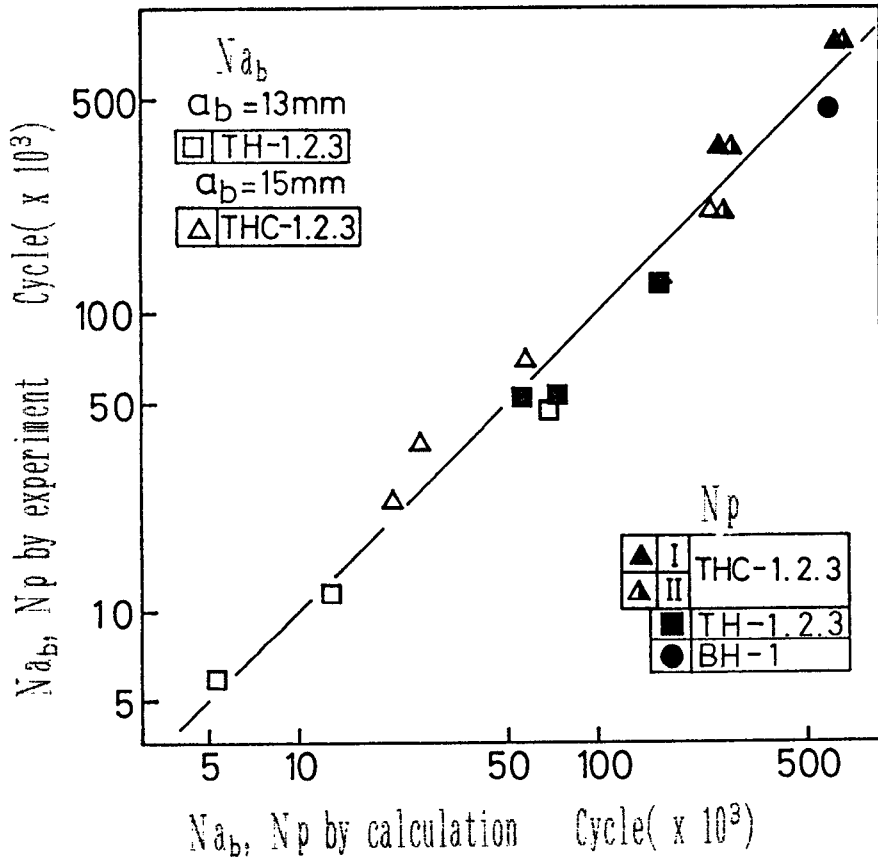


Fig. 14 Comparison of experimental versus calculated values of N_p and N_{ab}

I 방법은 II 방법보다 짧은 수명으로 나타나지만, 어느 방법도 거의 타당한 값이 얻어져 있다고 할 수 있다.

한편 균열관통후의 N_{ab} 는 실험값과 계산값이 매우 좋은 일치를 나타내고 있다. 이것으로 부터 TC형시험편의 경우는 식(4), (5)로 균열관통후의 응력확대계수를 평가할 때, 응력집중효과를 무시하면, T형시험편과 같이 균열관통후의 거동을 정량적으로 평가할 수 있을 것이다. LBB설계에 있어서는 균열관통 때, 전면에서의 균열길이 a_p 와 균열관통후 A영역에서의 균열성장량 Δa_{ba} 는 중요한 것이다. 그래서 관통시 표면에서의 균열길이 a_p 와 Fig. 5에서 얻어진 A 영역에서의 균열성장량 Δa_{ba} 와의 관계를 Fig. 15에 나타낸다. 이 그림에서 TC형시험편의 경우가 T형시험편보다 균열관통시의 균열길이 a_p 가 길게 되는 것을 알 수 있다. 또 균열관통후 A영역에서의 균열성장량 Δa_{ba} 는 관통시

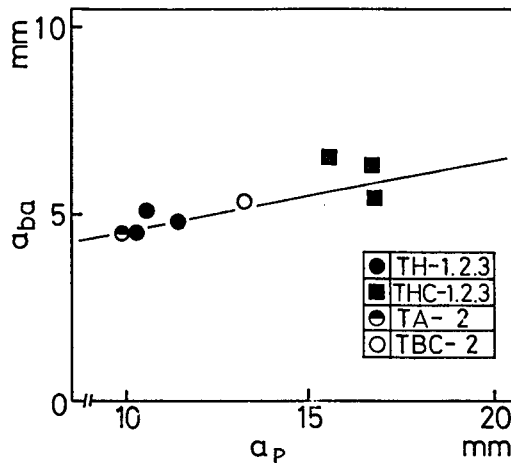


Fig. 15 Comparison of crack length at penetration and "A" stage length on back side

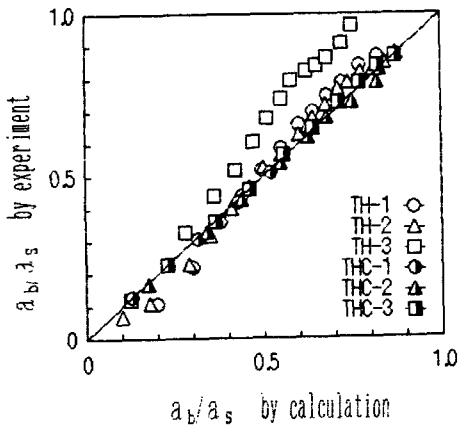


Fig. 16 Comparison of experimental and calculated values of crack length ratio a_b/a_s

표면에서의 균열길이 a_p 에 의존하고 a_p 가 증대함에 따라 Δa_{ba} 가 약간 증대하는 경향을 나타내고 있다. 식(4), (5)에서 얻어지는 응력확대계수에 의해 균열관통 후의 균열형상이 어느 정도 정확하게 평가될 수 있는가를 검토하기 위해 Fig. 9와 같은 $N-a$ 곡선에서 전면과 후면의 균열길이비 a_b/a_s 를 계산치와 실험치로 비교하여 Fig. 16에 나타낸다. 이것은 동일한 a_b 에 대하여 계산값과 실험값을 비교한 것이다. □으로 표시한 것에서는 균열이 성장함에 따라서 실험치쪽이 약간 큰 a_b/a_s 의 값을 나타내지만, 나머지는 매우 좋은 일치를 나타내고 있다. 이러한 것으로부터 식(4), (5)로서 얻어지는 응력확대계수에 의해 균열관통후의 균열형상을 정도 좋게 평가가 가능하리라 생각된다.

4. 결 론

HT80강을 사용해서 피로응력을 받는 3종류의 표면균열 시험편에 대한 피로수명과 균열관통거동을 검토 한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) T형시험편의 피로파면 형상은 거의 반원에 가깝고, TC형시험편은 응력집중계수가 클수록 타원화 하였다. Newman-Raju의 응력확대계수 평가식을 사용하여 계산에서 얻어진 중형비는 T형은 실험에 비해 작은 값을 나타내었고, TC형은 실험결과와 좋은 일치를 보였다.

(2) 피로균열이 판두께를 관통한 쪽(후면)에 있어서의 균열성장거동은 실험 및 계산에 관계없이

특이한 것이고 급속천이영역, 정속도영역 및 가속 영역의 3영역으로 나누어 졌다.

(3) 정속도영역에서의 피로균열전파속도 (da/dN)는 $\Delta\sigma$ 의존성을 나타내는 것을 알았다.

(4) 새롭게 제안된 균열관통후의 응력확대계수 평가식과 피로균열전파속도를 사용함으로써, 판두께 관통후의 특이한 피로균열전파특성이 정량적으로 평가될 수 있는 것을 알았다.

참고문헌

- (1) 矢川元其, 桑原和夫, 高橋由起夫, 1984 “輕水爐配管のLBB成立成と設計合理化, 最近の動向”, 原子力工業, Vol.30, No.1, pp.36.
- (2) 高橋 克, 熊谷義一, 十河 宏, 1981 “高壓容器破壊事例解析への破壊力學の適用”, 圧力技術, Vol.19, No.1, pp.16.
- (3) 川原正言, 栗原正好, 1975 “表面き裂の疲労による伝播成長過程に關する豫備的考察”, 造船學會論文集, Vol.137, pp.297.
- (4) 飯野 暢, 阪野賢治, 上村 武, 小林頼光, 1975 “疲労き裂の進展を考慮した構造物の安全性評價に關する考察”, 石川島播磨技報, Vol.15, No.4, pp.459.
- (5) 眞谷提郎, 牛島正夫, 今村成雄, 阪井大輔, 平田隆明, 1974 “LNG Tank用9%Ni鋼Tank材の疲労き裂傳播特性”, 造船學會論文集, Vol.136, pp.267.
- (6) Kaufman, J.G., Bucci, R.J. and Kelsey,R.A., 1980 “Fracture Mechanics Aspects of the Structural Integrity Technology of Spherical Aluminum Containment Vessels for LNG Tankers,” Vol.102, No.7, pp.303.
- (7) 坂田信二, 岡村 隆, 榎本邦夫, 町田 進, 深倉壽一, 1986” BWR 一次系 Stainless 鋼配管の健全性評價-第4報 表面き裂の板厚貫通後の進展評價”, 日本原子力學會要旨集(第1分冊), pp.187.
- (8) Sakai, T., Takashima, H., Tanaka,K., Matsumae,H. and Yajima,H., 1975 “Studies on Nine Percent Nickel Steel for Liquefied Natural Gas Carriers,” ASMT STP 579, pp.205.
- (9) ASME, Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. XI(1983), p.446.
- (10) Newman,J.C.Jr., and Raju,I.S., 1981 “An

- Empirical Stress-Intensity Factor Equation for the Surface Crack," Eng. Fract. Mech., Vol.15, No. 1, pp.185.
- (11) 吉澤弘泰, 齊藤正博, 小泉和夫, 坂田信二, 結城良治, 金澤武, 1986 "BWR 一次系Stainless 鋼配管の健全評價—第5報 配管の表面き裂進展解析法", 日本原子力學會要旨集(第1分冊), pp.188.
- (12) Tada,H., Paris,P. and Irwin,G., 1973 "The Stress Analysis of Cracks Handbook," Del Research Corporation.
- (13) Eftis,J. and Liebowitz,H., 1972 "On the Modified Westergaard Equations for Certain Plane Crack Problems," Int. J. Fract. Mech., Vol. 8, No.4, pp.383.