

원통형 압력용기의 응력확대계수 산출 및 평가

석 한 길

삼척산업대학교 금속공학과

Estimating Stress Intensity Factor in Cylindrical Pressure Vessels

Han-Gil Suk

Dept. of Metallurgical Eng., Samchok National university, samchok, 245-080

(1997년 7월 30일 받음, 1997년 11월 26일 최종수정본 받음)

초 록 구미와 일본에서는 균열이 실린더벽을 관통하므로서 발생하는 일부누설로 인하여 실린더가 불안전 파괴가 이루어진 후 급속파단으로 전개되는 파단전 누설(Leak Before Break, LBB)를 전제로 한 구조건전성의 확인 시험연구가 널리 수행되고 있다. 본고에서는 GS-C25 실린더의 구조건전성을 LBB개념의 도입과 파괴역학을 이용하여 평가하였다. 내부압력 80bar 일때의 실린더에서 응력확대계수 계산은 구조물의 응력확대계수가 극단적으로 큰 디멘전을 지닌 축균열인 경우에서만 재료의 인성계수 K_{Ic} 와 K_{Ieff} 에 도달된다는 것을 나타내었으며, 반면에 원주균열은 파괴 인성치 K_{Ic} 와 K_{Ieff} 값까지는 어떠한 경우에도 도달되지 않았다. 구조물의 국부적인 취성파괴는 균열을 함유한 누설로 유도되는 범위에서, " $K_{I, \text{구조물}} \geq K_{Ic}$ 및 K_{Ieff} "의 조건을 만족시에만 발생되며, 이는 축균열이 원주균열보다 훨씬 더 위험하다는 것을 증명한다.

Abstract A lot of fracture testings to insure the structural integrity are being conducted in many countries like Europe and Japan. One of the testings is based on the Leak Before Break(LBB) hypothesis of which the partial leak followed by crack propagation in cylinder wall results in unstable rapid fracture. This report addresses the assessment of LBB concept and application for a GS-C25 cylinder model which includes the test method stemming from the application of fracture mechanics.

The test results under 80 bars of internal pressure show that the value of Fracture Toughness, K_{Ic} , matches with that of the Effective Stress Intensity Factor, K_{Ieff} , when the crack size of the axial crack is extremely large. However these values never match with each other in any case of circumferential crack. It is concluded from this report that the partial brittle fracture occurs when " $K_{I, \text{component}} \geq K_{Ic}$ and K_{Ieff} " within the range dominated by the concept of LBB, in which the observation proves that the axial crack is much more dangerous than the circumferential one.

1. 서 론

내부압력에 존재하는 구조물일때, 균열은 부하응력의 크기순서로 증가하는 경향이 있다. 균열이 확장되고 실린더벽을 관통한다면 누설(leak)가 발생된다. 이러한 작은 누설은 압력을 수반하는 요소들 또는 전체 구조기기들의 기능에는 일반적으로 영향을 주지않는다. 균열이 계속해서 확장된다면 하나의 커다란 누설의 형성 또는 구조기기의 완전한 파괴로 이어질 수 있다.

구조기기가 가동하는 동안에 누설현상을 계속 검색하면서, 실질적인 수선을 행하기위해 국부적인 불안정, 누설 및 대규모적 불안정 상태와 파괴 등을 충분한 시간을 두고서 처리하는 것을 "파괴전 누설현상"이라한다. 반면에 국부적인 불안정, 누설 및 대규모의 불안정 상태 등을 처리할 시간이 매우 짧아서 사전 손상(예 : 누설을 통한 것)의 지식 없이 대규모적인 구조학적 진술로써 계산하는 것을 '누설전 파괴 현상'이라 말한다. "파괴전 누설현상(LBB)"을 계산적으로 취급할 때는 "재료 상태 및 이에 상응하는 파괴역학

적 재료특성치, 존재하거나 밑에 숨어있는 균열들의 크기와 형태 및 위치, LBB가 발생된 구조물들의 부하력, 균열전파 계산을 위한 방법, 누설지수 계산 방법"과 같은 사항을 사전에 알아야 한다.

석유화학과 원자력 발전플랜트의 구조기기에서는 고도의 안전성과 신뢰성이 요구되기 때문에 각공정별로 각각의 단계에서 결함에 대한 여러 가지의 규제사항이 많이 있다. 따라서 상기한 LBB개념을 도입하여 압력용기의 구조건전성을 평가할 필요성이 있다. 본 논문에서는 파괴역학적 해석과 파괴실험을 통해 구조물의 부하력 측정과 GS-25C의 재료특성치를 구해서 LBB평가법에 적용시킴으로써 실린더 압력용기의 안전도를 계산하는 데 그 목적이 있다.

2. 재료 및 결함에 대한 기하학

2.1 재료

재료 특성치를 파괴이론적으로 구하기위하여 ICT시험편을 이용하였으며 ASTM E399-83의 ANNEX7에 규정된 표준시험법에 따라 시험하였다. 또한 본실험에서는 주강품

Table 1. Chemical Compositions and Mechanical Properties of the GS-C25

【Chemical Compositions】

재료	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	V	Ti	Al
GS-C25	0.27	0.54	0.74	0.011	0.025	0.051	0.059	0.007	0.149	≤0.002	0.006	0.004

【Mechanical Properties】

Material	Y.S.(MPa)	T.S.(MPa)	K _{1c} (MNm ^{-3/2})	J _{1c} (kJm ⁻²)	J _{1c} (kJm ⁻²)
GS-C25	300	500	69	90	80

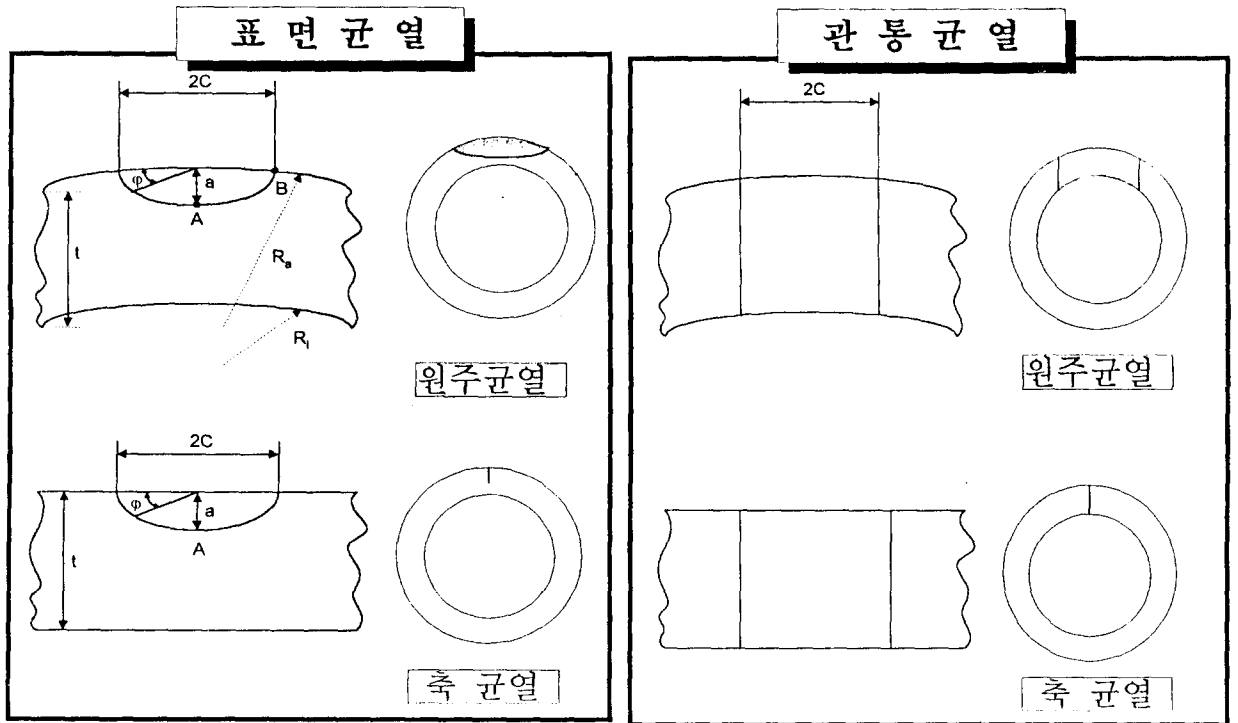


Fig. 1. Geometry and position of the crack

GS-25C시편의 사전가공 (20% 경사파면)을 선행하였다. 이러한 효과는 파괴실험에서 균열확장의 시작과 급격한 균열 저항커브에 대한 높은 파괴역학치와 마찬가지로 상대적으로 높은 균열 유도에너지를 통해서 명백하여진다. 표1에 화학적 성분 및 기계적 성질을 표기하였다.

2.2 결함에 대한 기하학

통상적으로 관통되지 않는 균열은 1/2 타원형의 표면 결함으로 나타낸다. 파괴역학 또는 강성의 입증을 통한 사실 분석의 고찰에 대해서, 내부 압력하에서 결함을 지닌 구조물의 소성적 불안정도 계산에 의해 다음과 같이 구분할 수 있다(그림 1 참조) :

- 균열선단: - 축 a와 c를 지닌 1/2타원형 표면균열
- 길이 2c를 지닌 관통균열
- 균열위치: - 원주 균열
- 종축 균열 또는 축균열

파괴 이론에서 부하력 존재시, 내부에 위치한 결함은 외부에 위치한 결함보다 더 예민하게 작용한다.

3. 파괴역학적 해석과 표면결함에 대한 응력확대계수

3.1 파괴역학의 기초이론

본고에서 파괴역학적 해석을 행하는 목적은, 결함과 균열을 지닌 기하학적으로 복잡한 구조물의 부하력을 측정하는데 있다. 이에 대한 가정은 구조물의 정확한 부하력 분석과 더불어서, 실험 시편의 구조 및 크기에 좌우되지 않고 구해지거나 구조물에 옮겨질 수 있는 재료특성치를 알아야한다. 구조물에서 일정한 응력의 응력확대계수는 수학적으로 다음과 같은 식으로 표기할 수 있다.

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f(a/w) \tag{1}$$

방정식에서 응력 종류는 σ 로 표기되며 결함의 기하 및 위치는 교정함수 $f(a/w)$ 로 주어지면서 상호 처리된다. (1) 식은 재료에 의존하지 않으며 균열 선단에서의 소성 변형이 무시할 정도로 작을 때에만 유효하다. 식 (1)은 균열면에 수직인 응력 모드 I에 대해 균열 전방에서의 응력확대계수

로 서술된다. 재료 특성치인 K_{Ic} 는 일정한 조건 및 상응한 파괴역학적 시편의 도움으로 결정되어진다.¹⁾

교정함수는 아래와 같다:

$$K_{Ic} = \sigma_c \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f(a/w) \quad (2)$$

그러나 금속일때 균열선단전방의 응력 상승은 소성변형으로 유도되어지며, 따라서 탄성적인 평면 변형조건의 응용은 사용하는 데 한계가 있다. 탄성 파괴역학의 유효 범위의 한계는 다음 부등식과 같이 주어진다:

$$a, b, (w-a) \geq 2.5 \cdot (K_{Ic}/\sigma_{YS})^2 \quad (3)$$

여기서, a =균열 길이, w =시편 두께, b =시편 폭, σ_{YS} =항복강도

Irwin²⁾에 따라 제한된 소성변형에 대해 선형 탄성과괴역학은, 균열길이를 향한 소성지역의 수식적 관계를 통해 전개되어진다:

$$K_{eff} = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot (a+r_p)} \cdot f((a+r_p)/w) \quad (4)$$

소성 지역 r_p 의 크기는 Irwin에 따라 (K_{Ic}/σ_{YS}) 에 비례한다는 것이 알려졌다.³⁾

이 경우에 결함이 포함된 구조물의 계산치 K_I 는 파괴역학실험으로부터 결정된 K_{Ic} 또는 K_{eff} 와 비교된다. 만약 K_I 값이 K_{Ic} 또는 K_{eff} 보다 더 크다면 주어진 응력 및 균열 기하학일때 구조물의 취성적 진술로 추측할 수 있다. 그러나 (1) 식은 인장력하에 결함이 존재하는 판재에 대해 유효하다. 다른 구조물의 기하학과 균열 종류에 대해서는 근본적으로 식 (1)로부터 유도되어질 수 있는 다른 K_I 관계가 형성된다.

3.2 내부압력하 실린더에서 표면결함에 대한 응력확대계수

3.2.1 축균열

외경 R_a , 내경 R_i 와 두께 $T=R_a-R_i$ 를 지닌 내부 압력하 용기에서 내부에 위치한 축균열에 대한 분석적 형태를 논할 때, 현재 가장 정확한 방정식은 Neuman과 Raju로부터 다음과 같이 주어진다^{4,5)}:

$$K_I = 0.97 \cdot \sigma \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)/Q} \cdot F \cdot f_c \quad (5)$$

여기서 a =균열 깊이 (그림 1 참조)

하중 σ 는 보일러공식으로부터 유도되어진다:

$$\sigma = p \cdot (R_i/t) \quad (6)$$

응력 σ 는 축방향으로 위치한 균열평면에 수직으로 작용하는 주위응력이다. 형변수 Q 는 타원형으로써 주어지는 결함 형태에 좌우되며, 2차계수 타원형 적분이다. 접근 방정식

(5)에 있는 Q 는 $\pm 3\%$ 의 정확도로써 주어진다^{6,7)}:

$$Q = 1 + 1.464 \cdot (a/c)^{1.65} \quad \text{단 } a/c \leq 1 \quad (7)$$

여기서 C =균열길이의 절반

함수 F 는 식 (8)로써 정의 되어진다.

$$F = [M_1 + M_2(a/t)^2 + M_3(a/t)^4] f_\theta \cdot g \quad (8)$$

여기서, $M_1 = 1.13 - 0.09(c/a)$ (9)

$$M_2 = -0.54 + 0.89/(0.2 + (a/c)) \quad (10)$$

$$M_3 = 0.5 - 1.0/(0.65 + (a/c)) + 14(1.0 - (a/c))^{24} \quad (11)$$

$$g = 1 + [0.1 + 0.35(a/t)^2] \cdot (1 - \sin\theta)^2 \quad (12)$$

함수 f_θ 는 타원형 결함의 위치와 과정을 설명하는 각도에 관한 함수이다⁸⁾.

$$f_\theta = [(a/c)^2 \cdot \cos^2\theta + \sin^2\theta]^{1/4} \quad (13)$$

$$f_c = \{ [((R_i+t)/R_i)^2 + 1] / [((R_i+t)/R_i)^2 - 1] + 1 - 0.5 \sqrt{a/t} \cdot t/R_i \} \quad (14)$$

FEM 계산⁹⁾의 결과는 아래와 같은 유효범위에 대해서 오차 범위 5%이내에 들어간다:

$$0 \leq a/t \leq 0.8$$

$$0.2 \leq a/c \leq 1$$

$$t/R < 0.25$$

3.2.2 원주균열

일정한 인장력하에서 내부에 위치한 원주균열은 Lim et. al.¹⁰⁾에 의해 그림1에서 위치 A와 B에서의 응력확대계수인 K_A 와 K_B 가 다음식으로 주어진다:

$$\begin{aligned} K_A &= \sigma \cdot \sqrt{a} \cdot Y_A \\ K_B &= \sigma \cdot \sqrt{a} \cdot Y_B \end{aligned} \quad (15)$$

기하학적 함수 Y_A 와 Y_B 는 참고 문헌 10)에서 취할 수 있다. 이러한 관계의 응용 범위로써 아래와 같이 주어진다:

$$0 < a/t < 0.8$$

$$0.167 < a/c < 1$$

$$0.1 \leq t/R_i \leq 0.2 \quad (16)$$

방정식(15)와 부등식(16)에서 응력 σ 는 (끝이 있는) 유한 실린더의 내부압력에 대해서 식(17)을 통해서 계산되어질 수 있다:

$$\sigma = P \cdot (R_i/t)/2 \quad (17)$$

이 방정식에서의 응력 σ 의 크기는 방정식 (6) 의 응력값의 절반이다. 왜냐하면 원주균열평면에 수직으로 위치한 축응력은 내부압력에 의해 위치한 유한 실린더에서 $\sigma_{\theta} = 2 \cdot \sigma_{\text{원주}}$ 이기 때문이다.

4. 결과 및 고찰

4.1 파괴 역학

본고는 파괴실험을 통해 재료의 균열발생 관계 및 균열성장 관계를 서술하였으며 다른 한편 구조물의 안전도 계산을 위한 파괴인성의 크기가 유도되었다. 이때 20% 경사파면으로 가공된 CT-시편이 취하여졌으며 평면변형상태로 접근되었다.

재료인성은 식 (2) 에 의해 $K_{Ic} = 69 \text{ MNm}^{-3/2}$ 가 구해졌다.

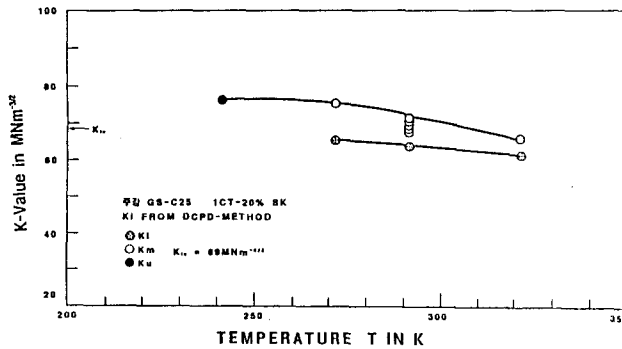


Fig. 2. Stress-Intensity factor with temperature

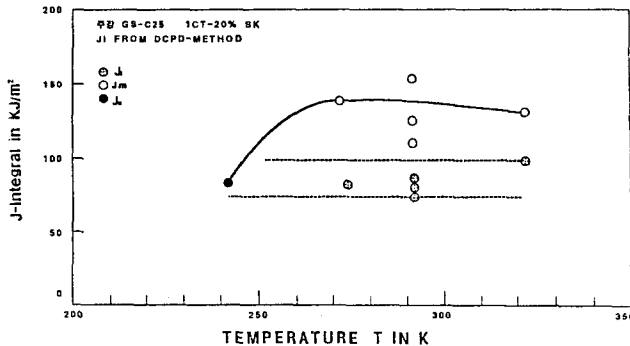


Fig. 3. J-integral with temperature

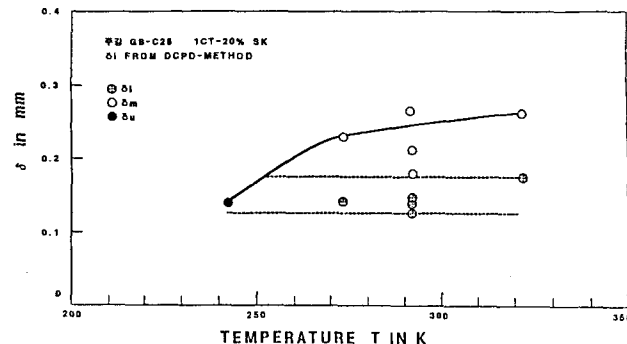


Fig. 4. CTOD with temperature

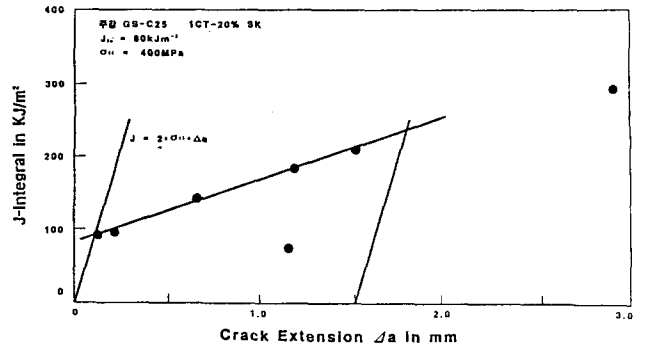


Fig. 5. R-Curve as a function of stable crack extension

그러나 이 값은 식 (3) 에 만족치 않기 때문에, 부가적으로 효율적인 응력확대계수 K_{eff} 는 식 (4) 에 의해 $75 \text{ MNm}^{-3/2}$ 값이 산출되었다. 응력확대계수 K는 ASTM E399¹⁾에 의해서 구해졌으며 그림 2에서는 온도에 따른 곡선이 주어진다. K_{eff} 는 시편이 명확한 균열발생에 따라서 불안정하게 허용되어지는 응력확대계수이다. K의 최대치는 K_m 으로 표기하였으며 K_I 는 DCPD(Direct Current Potential Drop) 방법에 의해 구해진 초기값들이다. 대체적으로 K 값들은 온도상승에 따라 약간 떨어지는 경향을 보인다.

그림 3에서 표기된 J-Integral의 임계치는 주강 GS-C25의 인성관계를 온도에 따라 표기하였다. 그림 3에 유추하여 그림 4에서는 COD 값을 온도에 따라 표기하였다. 특히 온도가 상승함에 따라 J 및 COD 값들의 임계치가 아주 강하게 증가하였으며 273K 부터 실질적으로 수평에 머무른다.

빗금친 선들은 설정된 온도범위에서 임계치 J_c 및 COD 값들의 조정 영역을 나타낸다. 이 값들은 안정적인 균열성장의 시작을 특성화한다. DCPD 방법을 이용한 하한 임계치인 초기값들은 $J_1 = 76 \text{ kJ/m}^2$ 및 $\delta_1 = 0.13 \text{ mm}$ 로 결정되어진다. 또한 안정된 균열 확장시 하중 중지방법에 따라 균열저항 R-curve가 구해진다. 이러한 방법은 역시 ASTM-Norm E813에 따라 J_{Ic} 의 결정을 가능케한다. 그림 5에서 ASTM E 813에 따른 주강 GS-25C의 균열저항 커브 값들이 표기되어졌다. 인장응력이 예리한 균열에 작용시, 소성변형에 의해 균열선단이 둔화되는 무덤선(blunting line, $J = 2 \cdot \sigma_{11} \cdot \Delta a$ 로써 표기됨)에서 외삽법에 의해 구해진 J_{Ic} 값은 90 kJ/m^2 이다.

4.2 내부압력 P=80bar 하에서 실린더의 응력확대계수 K계산

다음에서 최대 가동압력 $p=80 \text{ bar}$ 하에 있는 실린더에서 응력확대계수 계산결과를 나타내었다. 실린더의 구조는 그림 1에 표기하였다.

응력확대계수들은 가장 큰 균열 깊이를 지닌 점인, 그림 1의 A 점에서 계산되어진다. 최대 균열 길이로써, $2c = 1000 \text{ mm}$ 를 취했다.

4.2.1 표면 균열

4.2.1.1 축균열

그림 6에서 Raju-Neuman에 따른 식 (5)로부터 응력

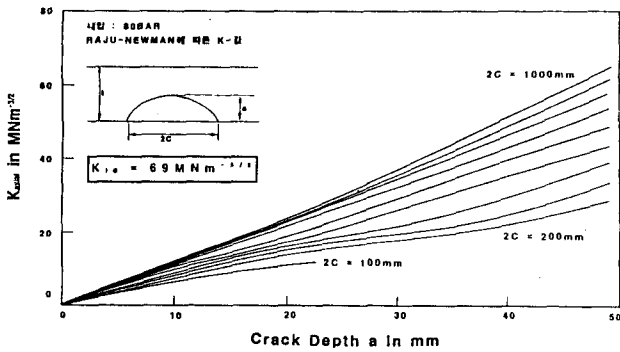


Fig. 6. Stress-intensity factor K_{max} under the druck 80bar.

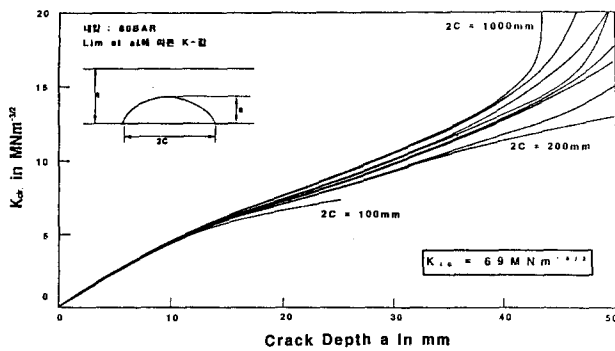


Fig. 7. Stress-intensity factor K_{cr} under the druck 80bar.

확대계수 K_I 값은 16" 실린더의 균열길이 a 와 균열길이 $2c$ 에 의존하여 그려졌다. 계속해서 증가되는 균열 길이 및 (또는) 균열 깊이에 따라 응력확대계수 K_I 값들이 증가한다. K_I 과 크랙 길이-커브의 진행과정에서, 일정하게 머무르는 균열길이일때 균열길이의 증가는 일정하게 머무르는 균열길이일때의 균열길이의 증가치보다 더욱 더 높아진다.

더 작은 기하학을 지닌 결함시 모든 커브들은 값 0로 떨어진다. 균열 길이 $a=10mm$ 부터 균열 길이 a 에 대한 응력확대계수 K_I 값의 커브는 다소 더 강하게 상승한다.

아주 큰 디멘전을 가진 크랙일때에만 K_I 값들은 K_{Ic} 및 K_{eff} 값에 도달되며, " $K_{I,구조물} \geq K_{Ic}$ 또는 K_{eff} "와 같은 조건을 만족할때 구조물의 취성이 발생된다.

4.2.1.2 원주 크랙

응력확대계수 K_I 과 균열길이에 관한 커브는 주위 균열의 경우에서 축균열의 경우에서와 같이 비슷한 경향을 나타낸다(그림 7). 그러나 응력확대계수값들은 더 적다.

만약 균열길이 a 가 실린더 벽두께의 50% 정도에 도달한다면, $K_{원주}$ -와 a -값에 있어서 커브진행의 급격한 상승이 전체균열길이(2c) 지점에서 처음으로 시작한다. 파괴 인성치 K_{Ic} -와 K_{eff} -값까지는 어떠한 경우에도 도달되지 않으며 원주균열은 축균열보다 더 보편적이다.

5. 결 론

본연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

- 1) 주강품 GS-C25에서 파괴인성치는 $K_{Ic}=69MNm^{-3/2}$

와 $K_{eff}=75MNm^{-3/2}$ 값이 산출되었으며, 응력확대계수값들은 대체적으로 온도상승에 따라 약간 떨어지는 경향을 보였다. 특히 J와 COD값들의 임계치는 온도가 상승함에 따라 아주 강하게 증가하였으며 273K부터 수평에 머물렀다.

2) 높아진 가동압력 $P=80bar$ 일때의 실린더에서 응력 집중계수 계산은, 보수적으로 취급된 균열 기하학일때 구조물의 응력확대계수가 극단적으로 큰 디멘전을 지닌 축균열인 경우에서만 재료의 인성계수 K_{Ic} 와 K_{eff} 에 도달된다는 것을 나타낸다.

3) 구조물의 국부적인 취성적 진술은 균열을 함유한 누설로 유도되는 범위에서, " $K_{I,구조물} \geq K_{Ic}$ 및 K_{eff} "의 조건을 만족시에만 발생된다. 이러한 결과는 역시 실린더의 종축과 평행하게 위치한 축균열이 원주균열보다 훨씬 더 위험하다는 것을 증명한다.

참 고 문 헌

1. ASTM E 399-78a : Standard test method for plane strain fracture toughness of metallic materials, (1978)
2. F.A. Mc Clintock and G.R. Irwin : Fracture toughness testing and its applications, Philadelphia, ASTM STP 381, P. 83-113, (1965)
3. G.R. Irwin : U.S. Naval Research Laboratory (NRL) report No. 5486
4. J.C. Newman Jr, I.S. Raju : An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack, engineering fracture mechanics 15, 1981, P. 185-92, (1981)
5. J.C. Newman Jr, I.S. Raju : Stress-Intensity factors for interval surface cracks in cylindrical pressure vessels, Trans ASME; journal of pressure vessel technology 102, P. 342-46, (1980)
6. J.G. Merkle, A review of some of the existing stress-intensity factor solutions for part through surface cracks, U.S. atomic energy commission ORNL-TM-3983, (1973)
7. J.C. Newman Jr : a review and assesment of the stress intensity factors for surface cracks, ASTM STP 687, P. 16-42, (1979)
8. A.E. Green und I.N. Sneddon : The distribution of stress in the neighborhood of a flat elliptical crack in an elastic solid. Proc. Cambridge Phil. Soc. Vol. 46, (1950)
9. L.S. Raju, J.C. Newman Jr : Engineering fracture mechanics, Vol.11, P. 817-29, (1979)
10. E.Y. Lim, D. Dedhia, D.O. Harris : Approximate influence functions for part-circumferential interior surface cracks in pipes, ASTM STP 791, (1983)