

< 논 문 >

원자력발전소 배관에 대한 파단전누설 개념 적용기준의 수정

유영준* · 김영진**

(1995년 12월 18일 접수)

Modification of Current Leak Before Break Criteria for Nuclear Piping System

Y. J. Yu and Y. J. Kim

Key Words : Leak Before Break(파단전누설), LBB(파단전누설), Leak Rate(누설률), Stability Evaluation(안정성 평가), LBB Criteria(파단전누설 적용기준)

Abstract

The purpose of this paper is to modify the current LBB criteria. The validity of current LBB criteria and current standard LBB analysis method are evaluated using linear elastic fracture mechanics and elastic-plastic fracture mechanics. The results of evaluation demonstrate that the current LBB criteria are very conservative and some level of margins already exist in the standard LBB analysis method. Thus, the margin on load $\sqrt{2}$ and margin on crack size 2 can be eliminated to extend LBB application for the smaller diameter pipe.

기 호 설 명

f_m, f_b, f_{bg} : 상수

- J : J-적분값
- J_{IC} : J의 임계값
- J_d : 변형 J-적분값
- J_{el} : 탄성 J-적분값
- J_{pl} : 소성 J-적분값
- Δa : 균열진전량
- a : 균열길이
- σ_m : 막응력
- σ_{bg} : 굽힘응력
- σ_b : 국부 굽힘응력
- K_ϕ : 굽힘강성도
- E : 탄성계수
- DLC : 감지가능한 균열길이
- NOP : 정상운전상태
- SSE : 안정정지지진
- K_I : 응력확대계수

1. 서 론

일반적으로 원자력발전소는 운전중 발생할 수 있는 모든 사고를 가정하여 이중 가장 심각한 하중하에서도 모든 기기 및 부품이 제기능을 발휘하고 충분한 건전성을 확보할 수 있도록 설계된다. 이와 같은 설계기준에 의해서 가정된 사고중의 하나가 배관의 양단순간파단(double ended guillotine break : DEGB)에 의한 사고이다. 따라서 과거에 설계된 원자력발전소의 경우는 이와 같은 배관파단으로 인한 동적영향(dynamic effect)을 최소화하기 위해서 해당 배관계통 및 배관계통 주변의 주요구조물에 많은 수의 스너버(snubber)를 설치하거나 배관파단이 예상되는 지점에는 배관파단 구속장치(pipe whip restraint) 및 유체충돌 차단벽(jet impingement shield) 등과 같은 육중한 구조물을 설치하였다. 그러나 이와 같은 구조물을 설치하기

*한국원자력연구소

**회원, 성균관대학교 기계설계학과

위해서는 막대한 비용이 소요될 뿐만 아니라 오히려 발전소 운전중 배관의 정상적인 열적거동을 구속함으로써 배관계통에 예기치 못한 현상을 초래하고 발전소의 가동중검사시 작업자가 배관주변으로 접근하는 것을 어렵게 하여 작업자에 대한 방사능 피폭량을 증가시키는 등의 나쁜 영향을 미칠 수도 있다. 미국내 원자력규제기관 및 원자력산업계에서는 1970년대 후반부터 이러한 문제점을 해결하기 위해서 많은 연구를 수행하였으며 1980년대 초 비로서 원자력발전소 배관설계에 보다 합리적이고 현실적인 설계기준인 파단전누설(leak before break : LBB)개념을 도입하였다.^(1,2) 파단전누설이란 일단 배관에 균열이 생기면 이 균열을 통해서 배관내부의 유체가 외부로 누출되고, 이 누출된 유체는 배관 주변에 설치된 각종 누설감지장치(leak detection system)를 통해 감지됨으로써 양단순간파단과 같은 사고를 사전에 방지할 수 있다는 개념이다. 이와 같은 LBB개념을 원자력발전소의 설계에 적용하면 배관파단으로 인한 동적영향을 고려하지 않아도 되므로 각종 구조물의 설계가 단순해지고, 배관 파단에 대비해 설치되었던 여러가지 지지구조물들을 제거할 수 있기 때문에 설계에 소요되는 비용을 크게 절감할 수 있는 잇점이 있다. 이와 같은 잇점때문에 원자력발전소내 직경이 큰 배관을 비롯한 주요 배관에는 이미 LBB개념을 적용하여 설계하고 있으며 최근에는 이를 보다 많은 배관에 확대 적용하기 위한 시도가 이루어지고 있다.⁽³⁻⁶⁾ 그러나 현재 LBB 적용과 관련된 각종 규제기준^(2,7)이나 LBB 해석방법이 실제 균열의 발생가능성이나 균열이 있는 배관의 파괴역학적 거동을 고려하지 않고 너무 보수적으로 되어 있기때문에 LBB개념을 보다 많은 배관에 확대 적용하는데 현실적으로 많은 어려움이 있다.

본 논문에서는 이러한 문제점을 해결하고 보다 많은 배관에 LBB를 확대 적용하기 위하여 원자력발전소 배관에 대한 현재의 LBB 적용기준 및 현재 일반적으로 사용되고있는 LBB 해석방법의 타당성을 각각 선형 탄성파괴역학 이론 및 탄소성과 파괴역학이론을 이용하여 정량적으로 평가하였으며 이를 토대로 새로운 LBB 적용기준을 제안하였다.

2. 현재의 LBB 적용기준

현재 원자력발전소 배관에 대한 LBB 적용기준

은 NUREG 1061 Volume 3⁽²⁾ 및 SPR 3.6.3⁽⁷⁾에 상세히 기술되어 있다. 참고문헌 (2) 및 (7)에 의하면 배관에 LBB개념을 적용하기 위해서는 우선 대상배관이 부식, 수격현상 및 피로로 인해 파손될 우려가 있는지에 대한 조사가 선행되어야 하며 이와 같은 현상으로 인해 파손이 우려되는 배관에 대해서는 LBB개념을 적용할 수가 없다. 이와 같은 파손요인이 존재하지 않는 배관은 일단 LBB 적용 대상 배관으로 선정되며 선정된 배관에 대해서는 가상균열을 가정하여 LBB 해석을 수행하고 균열을 가진 배관의 파괴역학적 안정성(stability) 여부를 평가한다. 만일 가상균열을 가진 배관이 안정성 기준을 만족하지 못하면 이 배관에 대해서는 LBB개념을 적용할 수가 없다. 원자력발전소 배관에 LBB개념을 적용하기 위해서 현재의 규제법령^(2,7)에서 요구하고 있는 기준은 다음과 같다.

- 가상균열은 관통균열(through-wall crack)로 가정한다.

- 가상균열을 통해서 누출되는 유체의 양이 발전소내에 설치된 누설감지장치가 충분히 감지할 수 있는 양의 10배가 되도록 가상균열의 크기를 가정한다. 이를 감지가능 균열(detectable leakage crack : DLC)이라 한다.

- 감지가능균열을 가진 배관은 발전소 운전중 발생할 수 있는 최대하중의 $\sqrt{2}$ 배에 해당하는 하중하에서 안정조건을 만족해야 한다. 여기서, 안전계수 $\sqrt{2}$ 를 작용하중에 대한 안전여유(margin on loads)

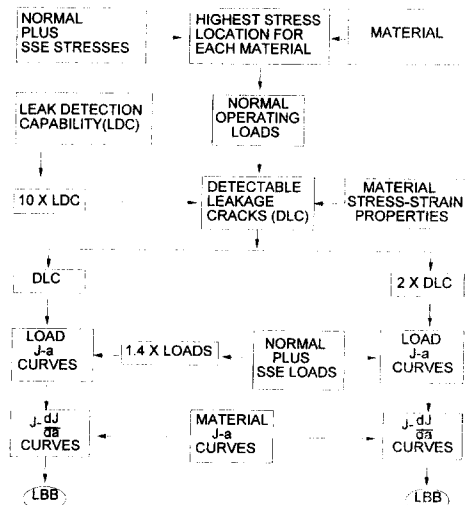


Fig. 1 Leak-before-break analysis procedure

라 한다.

- 가상균열크기를 감지가능 균열의 2배의 크기보다
가장하더라도 발전소 운전중 발생할 수 있는 최대하
중하에서 안정조건을 만족해야 한다. 여기서, 안전
계수 2를 균열길이에 대한 안전여유(margin on
crack size)라 한다.

Fig. 1은 이와 같은 LBB 해석절차를 도식적으로
나타낸 것이다.

3. 현재 LBB 적용기준에 대한 파괴 역학적 평가

3.1 표면균열의 피로균열성장거동 평가

원자력발전소 배관에 대해서는 ASME Sec. XI⁽⁸⁾
IWB-2200 또는 IWB-2411(a) 및 IWB-2412(a)에 의
하여 가동전검사(preservice inspection) 및 최소한
10년 주기로 가동중검사(inservice inspection)를 하
게 되어 있으며 특히 심각한 하중조건하에서 운전
되는 배관에 대해서는 특별 검사계획을 수립하여
매년 가동중검사를 실시하고 있다. 따라서 원자력
발전소 배관에 결함이 존재할 가능성은 매우 희박
하다. 그러나 배관에 미세결함이 존재하는 경우 현
재 가동중검사 방법의 기술적 한계로 인해서 결함
을 발견하지 못하는 경우가 있다. 이와 같은 미검
출 결함이 배관에 존재하는 경우, 이 결함은 운전
중 발생되는 반복하중으로 인해서 더 큰 결함으로
성장할 수가 있다. 본 논문에서는 이러한 결함의
파괴역학적 거동을 평가하기 위해서 ASME Sec.
XI에서 가동전검사시 허용하고 있는 최대허용 결
함크기인 $a/l=1/6$ ($a=0.02t$, t =배관두께, l =균
열길이)인 균열을 가정하여 선형 파괴역학을 이용
한 피로균열해석을 수행하였다. 본 해석을 위한 대
상배관으로 가압경수로형 발전소의 가압기 밀림관
(surge line)을 선정하였다. 가압기 밀림관은 원자

Table 1 Specifications for pressurizer surge line

Pipe diameter	Thickness	Material
304.8 mm (12 in)	42.545 mm (1.675 in)	SA312 TP347

력발전소의 주냉각재 배관(main loop)과 가압기
(pressurizer)를 연결하는 배관으로서 성층유동
(stratified flow)현상으로 인해 운전중 상당히 큰
반복 응력이 작용하는 배관이다.^(9,10) 따라서 가압
기 밀림관에 대한 피로해석결과는 직경이 304.8
mm (12 in) 이상인 원자력발전소내 다른 배관에 대
해서도 보수적으로 적용될 수 있을 것으로 생각된
다. Table 1은 가압기 밀림관에 대한 주요치수 및
재질이다.

피로에 의한 균열진전속도는 Ostenssen과 Gott⁽¹¹⁾
가 제안한 다음의 관계식으로 가정하였다.

$$\frac{dc}{dN} = \left(\frac{\Delta K_I}{\Delta K_0} \right)^n \cdot 10^{-6} \text{ (m/cycle)} \quad (1)$$

여기서,

c = 균열진전량

$n = 3.45$

$$\Delta K_0 = 31.2(1-R)^{0.5} \text{ (MPa}\sqrt{\text{m}}) \quad (2)$$

식 (1)에서 응력확대계수 K_I 은 다음의 식⁽¹²⁾을 이
용하여 결정하였다.

$$K_I = \sqrt{\pi a} \left[\left(\sigma_m + \frac{R_i + a}{R_i + t} \sigma_{bg} \right) f_m + \sigma_b f_b \right] \quad (3)$$

여기서, σ_m , σ_b 및 σ_{bg} 는 Fig. 2에 나타낸 바와 같
이 각각 막응력성분, 국부적인 굽힘응력성분, 전체
배관계에 대한 굽힘응력성분이며 배관단면에 발생
하는 모든 응력의 합 σ 와 다음과 같은 관계가 있
다.

$$\sigma = \sigma_m + \sigma_b \left(1 - \frac{2u}{t} \right) + \sigma_{bg} \frac{R_i + u}{R_i + t} \quad (4)$$

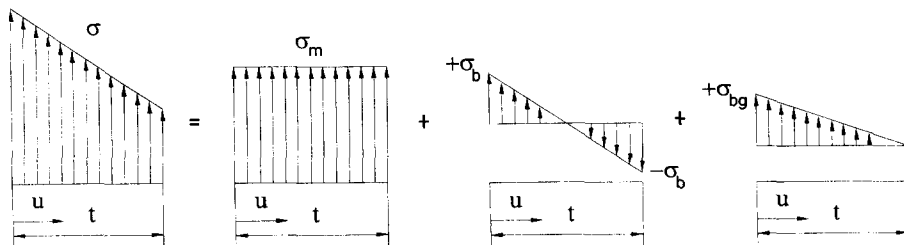


Fig. 2 Definition of stress components

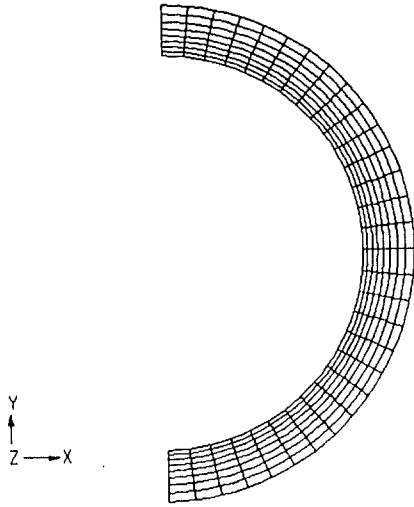


Fig. 3 Finite element mesh for stress analysis

여기서, t 는 배관의 두께, u 는 배관의 내벽으로부터 두께방향으로의 거리를 나타내며 배관단면에 발생하는 전체응력 σ 는 원자력발전소의 주요운전조건에 대해서 별도의 유한요소해석 및 배관해석을 통하여 결정하였다. 또한 f_m , f_b 는 a/t , a/l 및 t/R_i 에 따라 결정되는 상수로서 참고문헌 (12)에 제시되어 있다. Fig. 3은 배관단면에서의 응력성분 (σ)을 결정하기 위해 사용된 유한요소해석 모델이다.

Fig. 4는 피로해석결과를 나타낸다. 그림에서 보면 가정된 표면균열이 배관의 두께방향으로 관통되기 위해서는 약 7000회의 발전소기동(heatup) 및 정지(cooldown)가 필요하다. 이는 1년에 5회의 발전소기동 및 정지를 가정하더라도 약 1400년이 소요된다는 것을 의미하며 원자력발전소 수명기간인 40년의 약 35배 이상에 해당되는 기간이다. 이것은 만일 가동전검사시 발견 못한 결함이 있었다라도 이 결함이 발전소 수명기간중에 관통될 가능성은 극히 희박하다는 것을 의미한다. 따라서 LBB 해석시 관통균열을 가정하는 것은 매우 보수적인 가정이라고 생각된다.

Fig. 5는 피로에 의한 표면균열의 성장모습을 도식적으로 나타낸 것이다. 그림에서 보면 균열이 원주방향보다 주로 두께방향으로 진전되는 것을 알 수 있다. 이는 가동전 검사시 발견하지 못한 초기 미세균열이 성장하여 관통되더라도 불안정파손이 발생하는 임계길이에 도달하기 전에 관통된다는 것을

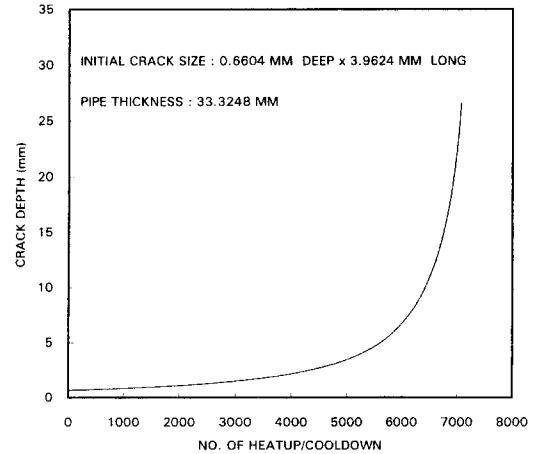


Fig. 4 Fatigue crack growth for inner surface crack for a surge line example

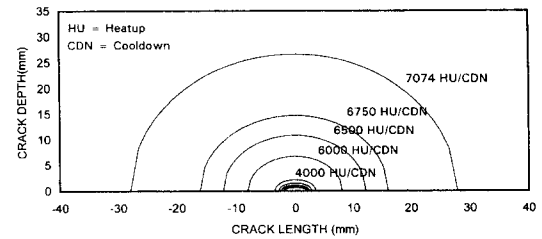


Fig. 5 Fatigue crack growth configuration

의미한다. 즉, LBB조건을 만족한다.

3.2 관통균열의 피로균열성장거동 평가

본 절에서는 최초의 관통균열이 DLC로 성장하는데 소요되는 시간을 평가하기 위하여 선형 탄성 파괴역학을 이용하여 관통균열에 대한 파로균열성장 해석을 수행하였다. 초기 관통균열의 크기는 3.1절의 표면균열에 대한 피로균열해석 결과를 근거로 50.8 mm (2 inch)를 가정하였다. DLC의 크기는 152.4 mm (6 inch)로 가정하였으며 이는 미국 EPRI에서 개발한 PICEP⁽¹³⁾ 프로그램을 이용해서 계산하였다. PICEP 프로그램은 배관재의 응력-변형률관계, 배관의 운전온도 및 압력, 작용하중, 균열의 형상 및 배관의 크기 등을 입력자료로 해서 임의의 배관에 대한 임계균열길이(critical crack size), 균열길이에 따른 균열개구 면적의 크기 및 누설률 등을 계산해 주는 프로그램이다. DLC 크기는 계산방법⁽¹⁴⁾에 따라 많은 차이가 있으며 아직

까지는 PICEP 프로그램이 가장 보수적인 값을 제공하는 것으로 알려져 있다. 본 논문에서는 배관재료의 탄소성 응력-변형률 관계, 배관 내부 유체의 상태 및 정상운전상태에서의 하중조건 등을 이용하여 DLC의 크기를 결정하였다. 피로균열성장속도 및 배관단면에서의 배관 두께방향의 응력분포는 3.1절의 식 (1), (2) 및 (4)를 사용하였으며 응력화대계수 K_I 은 다음 식을 이용하여 결정하였다.⁽¹²⁾

$$K_I = \sqrt{\frac{\pi l}{2}} (\sigma_m f_m + \sigma_b f_b + \sigma_{bg} f_{bg}) \quad (5)$$

여기서, f_m , f_b , f_{bg} 는 a/t , a/l 및 l/R_i 에 따라 결정되는 상수이다.

Fig. 6은 관통균열에 대한 피로균열성장 해석결과이다. 그림에서 보면 길이 50.8 mm (2 inch)의 관통균열이 DLC인 152.4 mm (6 in)로 성장하기 위해서는 약 80회의 발전소기동 및 정지가 필요하다. 즉, 1년에 5회의 발전소 정지 및 기동을 가정하더라도 초기 관통균열이 DLC로 성장하는데 약 16년이 소요되며 가중동점사의 주기를 10년으로 하더라도 균열을 발견할 수 있는 충분한 시간이 있다는 것을 의미한다. 더우기 관통균열의 경우는 육안검사를 통해서도 발견이 가능하므로 실제 배관에 DLC 크기의 관통균열이 발생할 가능성이 극히 희박하다는 것을 알 수 있다.

따라서 감지가능 균열의 크기를 결정하기 위해서 실제 원자력발전소내에 설치된 누설감지장치가 감지할 수 있는 누설량에 10배의 안전계수를 곱하는

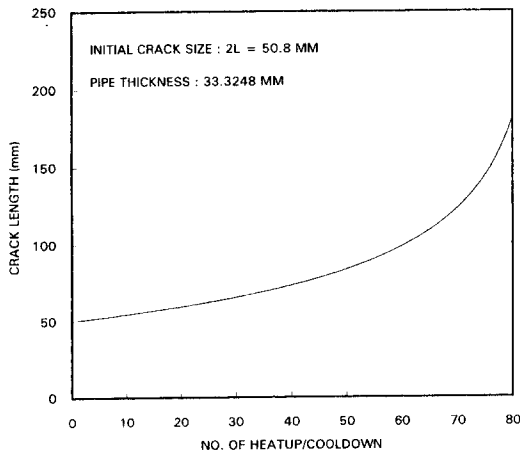


Fig. 6 Fatigue crack growth for throughwall crack for a surge line example

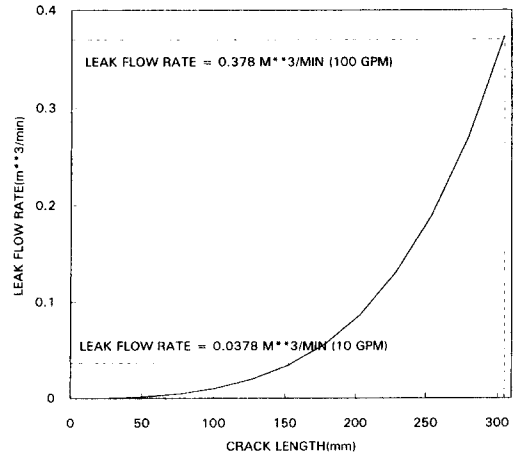


Fig. 7 Typical leak flow rate curve

것은 매우 보수적이며 현실적이지 못하다고 생각된다.

3.3 가상균열을 통한 누설률의 평가

현재의 LBB개념 적용관련 규제요건에서는 균열 크기에 대한 안전여유(margin on crack size)를 확보하기 위해서 LBB 해석시 배관에 2배의 DLC에 해당하는 크기의 관통균열을 가정하고 이에대한 안정성평가를 수행하도록 요구하고 있다. 본 절에서는 2배의 DLC에 해당하는 크기의 관통균열을 가정하는 것에 대한 타당성을 누설률 관점에서 평가하였다. 누설률은 PICEP 프로그램을 이용해서 계산하였다. Fig. 7은 누설률과 균열크기와의 관계를 나타내는 그림이다. 그림에서 보면 배관에 2배의 DLC에 해당하는 크기의 관통균열(304.8 mm)이 존재하는 경우 균열개구부를 통해서 약 0.3785 m³/min (100 gpm)의 누설이 발생한다는 것을 알 수 있다. 이 누설률은 원자력발전소내에 설치된 누설감지장치의 최소감지능력인 0.003785 m³/min (1 gpm)⁽¹⁵⁾의 약 100배에 해당하는 누설률이며, 2배의 DLC를 가정하는 경우 누설률 관점에서는 약 100배의 안전여유가 존재한다는 것을 의미한다. 따라서 LBB해석시 감지가능 균열크기에 2배의 안전계수를 곱하는 것은 매우 보수적이며 현실적이지 못하다고 생각된다.

4. 현재 해석방법에 대한 파괴역학적 평가

4.1 하중작용방법에 대한 평가

배관의 각부분에 발생하는 하중의 크기 및 분포

는 전체배관계에 대한 강성도 뿐만 아니라 배관 각부의 국부적인 강성도(stiffness)와도 매우 밀접한 관계가 있다. 직경이 큰 배관의 경우는 가상균열의 크기가 작기때문에 배관에 균열을 가정하여도 강성도에 거의 영향을 받지 않는다. 그러나 직경이 작은 배관의 경우는 전체배관의 원주길이에 비해서 균열이 차지하는 비율이 매우 크기때문에 균열이 있는 주위에서의 국부강성도(local stiffness)가 떨어지게된다. 또한 이와 같이 균열이 있는 배관에 하중이 작용하여 균열주위에 소성역이 존재하게 되면 이로 인해서 균열주위는 더욱 더 유연(flexible)하게 되며 균열주위에 발생하는 하중의 크기 및 배관의 거동은 균열이 없는 경우와 전혀 다르게 된다. 즉, 배관계에 작용하는 하중은 배관의 전체적인 기하학적구조 및 각종 지지구조물의 영향으로 재분포되므로 균열이 있는 단면에 발생하는 굽힘모멘트 M 은 다음 식으로 표시할 수 있다.⁽⁴⁾

$$M + \frac{EI\phi}{L_*} = M_u \quad (6)$$

여기서, M_u 는 균열이 없는 배관계에 작용하는 굽힘모멘트이며, ϕ 는 균열면에서의 불연속회전각이다. L_* 는 균열의 위치 및 전체 배관계의 강성도에 따라 결정되는 값이며 균열위치에서의 굽힘강성도(bending stiffness)를 K_ϕ 라 하면 다음 식으로 표시할 수 있다.

$$L_* = \frac{EI}{K_\phi} \quad (7)$$

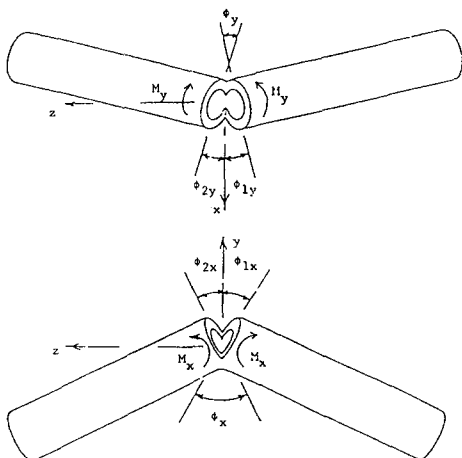


Fig. 8 Applied moments and kink angles at crack location for determining bending stiffness

한편 균열단면에서의 변형각이 Fig. 8과 같은 경우 굽힘강성도 K_ϕ 는 다음의 관계식을 이용해서 결정된다.⁽³⁾

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial M_x}{\partial \phi_x} & \frac{\partial M_x}{\partial \phi_y} \\ \frac{\partial M_y}{\partial \phi_x} & \frac{\partial M_y}{\partial \phi_y} \end{bmatrix} = [K_\phi] = \begin{bmatrix} K_{xx} & K_{xy} \\ K_{yx} & K_{yy} \end{bmatrix} \quad (8)$$

따라서 균열있는 배관에 작용하는 하중은 배관의 전체적인 기하학적 구조 및 균열의 위치에 따라 변화하게 되며 균열이 없는 배관계에 작용하는 하중보다 항상 작게 작용하게 된다. 그러나 현재 일반적으로 사용되는 LBB 해석방법에서는 이와 같은 영향을 고려하지 않고 균열의 거동을 평가한다.

본 논문에서는 이와 같은 하중의 감소가 J-적분 값에 미치는 영향을 평가하기 위해서 Fig. 9(a)와 같은 양단고정 배관계에 대해 탄소성 파괴해석을 수행하였다. Fig. 9(b)는 현재 LBB 해석을 위해서 일반적으로 사용되는 단순화된 해석모델이며 Fig. 9(c)는 배관계의 기하학적 구조에 의한 영향을 평가하기 위한 해석모델이다. Fig. 9(b)에서 작용하중 M 은 균열이 없는 경우 하중 P 에 의해서 단면 B에 발생하는 굽힘모멘트이다.

Fig. 10은 Fig. 9(b) 및 9(c)의 해석모델을 이용한 파괴해석 결과를 비교한 것이다. 그림에서 보면 실제의 배관계의 상태와 동일한 경계조건을 사용하여

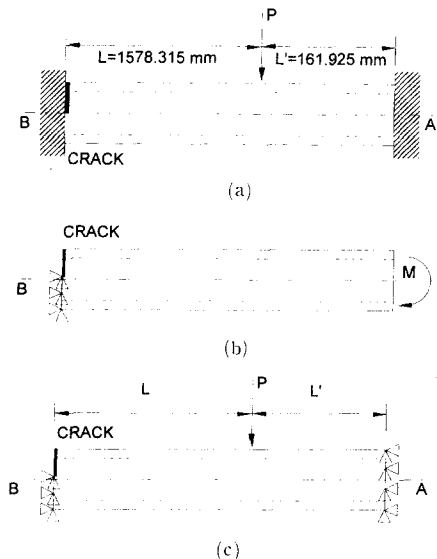


Fig. 9 Idealization of piping system for LBB analysis

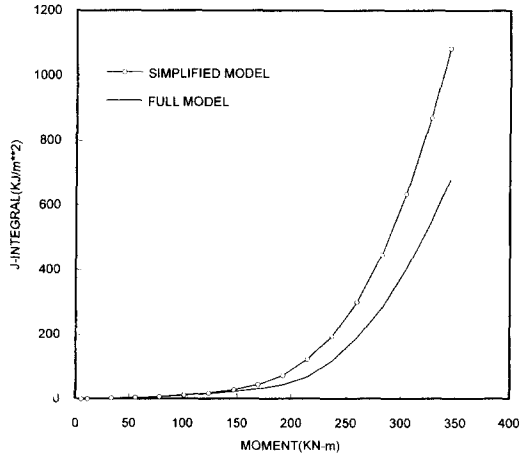


Fig. 10 Comparison of J-integral values for Figure 8 beam model

해석한 결과가 단순화된 해석모델을 사용해서 얻은 해석결과 보다 낮은 J-적분값을 보이고 있으며 하중이 증가함에 따라 그 차이가 점점 커지는 것을 알 수 있다. 이는 실제 균열이 있는 단면에 발생하는 하중이 균열이 없는 배관계에 발생하는 하중보다 작기 때문이다. 이와 같은 영향에 대해서는 Paris,⁽³⁾ Smith⁽⁴⁾ 및 Yu⁽¹⁶⁾ 등의 연구에서도 이미 지적된바 있다. Smith의 경우는 LBB 적용을 위한 허용하중치가 해석방법에 따라 약 1.06~7.69배 정도 차이가 있을 수 있다는 것을 입증하였으며 Yu 등은 직경이 작은 배관의 경우는 균열면에 발생하는 하중이 균열이 없는 배관계에 작용하는 하중의 약 50% 정도까지 감소한다는 것을 보인바 있다.

4.2 노즐에 대한 영향평가

LBB 해석은 배관계통내에서 가장 높은 응력이 발생하는 지점에 대해서 수행되도록 되어있으며 일반적으로 가장 높은 응력이 발생하는 지점은 배관 및 노즐의 경계부위(terminal end)이다. 그러나 현재 사용되는 LBB 해석방법은 해석을 단순화하기 위하여 J-적분값 계산시 노즐의 영향을 전혀 고려하지 않고 Fig. 11(b)와 같이 일반 배관으로 가정하여 해석을 수행한다. 그러나 노즐 및 배관의 경계면에서는 배관의 중간부분(intermediate location)과는 달리 재료특성 뿐만 아니라 기하학적으로도 비대칭성이 존재하므로 Fig. 11(b)와 같이 모델을 단순화시켜서 균열이 있는 배관의 탄소성해석을 수행하는 것은 매우 보수적이며 현실적이지 못하다고

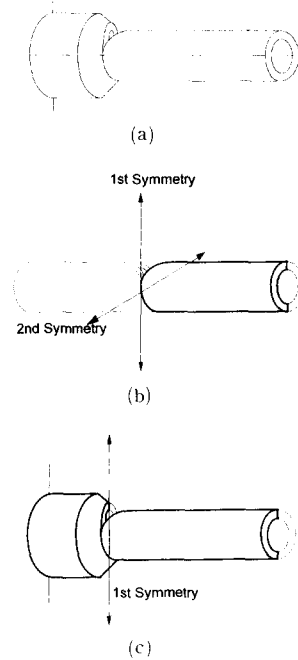


Fig. 11 Idealization of nozzle area for LBB analysis

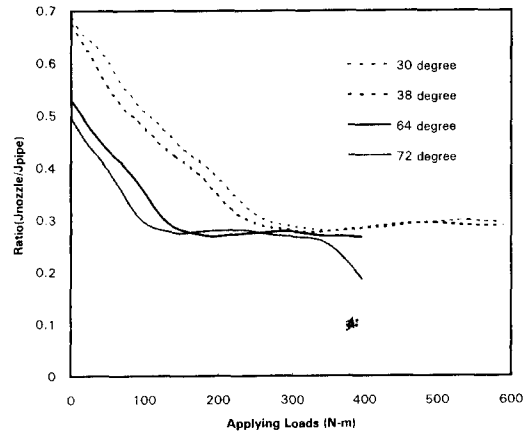


Fig. 12 J-ratio for different crack angle

생각된다.⁽⁶⁾

본 절에서는 노즐의 영향을 정량적으로 평가하기 위해서 실제 노즐부분을 모델링하여 그 해석결과를 현재 일반적으로 사용하고 있는 배관모델에 대한 해석결과와 비교하였다.

Fig. 12는 작용하중의 크기가 J-적분값에 미치는 영향을 균열의 크기에 대해서 나타낸 그림이다. 그림에서 J_{pipe} 는 단순화된 해석모델인 배관모델

(Fig. 11(b))에 대한 탄소성해석으로부터 계산된 J-적분값이며 J_{nozzle} 은 배관-노즐모델 (Fig. 11(c))에 대한 탄소성해석으로부터 얻은 J-적분값이다. 그림에서 나타내고 있는 바와 같이 균열이 크기가 증가할수록 J_{nozzle}/J_{pipe} 의 비가 감소하는 경향을 보이고 있으며 하중의 크기에 따라 그 비가 점차적으로 감소하다가 일정한 값으로 수렴하는 경향을 보이고 있다. 이와 같은 결과는 배관 및 노즐 경계면에 대한 LBB 해석시 배관-노즐모델을 사용하지 않고 배관모델을 이용하는 경우(J-적분값 계산 측면에서) 최소 약 1.4배에서 최대 약 5배까지 보수적인 결과를 얻게 된다는 것을 의미한다. 따라서 현재 일반적으로 사용되고 있는 LBB 해석방법은 매우 보수적인 결과를 제공한다는 것을 알 수 있다.

4.3 재료의 파괴인성치(J-R curve)에 대한 평가

균열이 있는 배관의 안정성(stability)평가를 위하여 배관재료의 파괴인성치(J_{IC}) 혹은 파괴저항(J-R)곡선이 필요하며 이를 구하기 위해 각각 ASTM E813⁽¹⁷⁾ 및 ASTM E 1157⁽¹⁸⁾에 따라 재료시험을 수행한다. ASTM E 1157에 따라 파괴인성시험을 수행하는 경우 J-적분값은 다음식으로부터 계산되며 이는 J_a (deformation J)로 정의된다.

$$J_a = J_{el} + J_{pl} \tag{10}$$

여기서,

$$J_{el} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} \tag{11}$$

$$J_{pl} = \left[J_{pl(i-1)} + \left\{ \frac{\eta_i}{b_i} \right\} \frac{A_{pl(i-1),b}}{B_N} \right] \times \left[1 - \frac{\lambda_i}{b_i} (a_i - a_{i-1}) \right] \tag{12}$$

- A_{pl} = 하중-변위곡선에서의 소성면적
- $\eta_i = 2 + 0.522 b_i / W$
- $\lambda_i = 1.0 + 0.76 b_i / W$
- b_i = 시편의 잔여길이
- W = 시편의 폭
- B_N = 시편의 순두께

위의 식을 이용해서 J-적분값을 구하는 경우 파괴저항(J-R) 시험결과의 유효범위를 $\Delta a < 0.1 b_0$ 로 제한하고 있으므로 1T 또는 이보다 작은 크기의 표준시편을 이용해서 파괴저항시험을 하는 경우 매우 작은 균열진전에 대한 파괴저항곡선만을 얻게 될

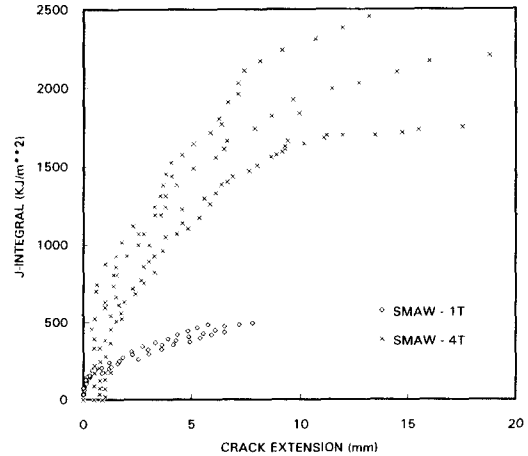


Fig. 13 Comparison of J-R curve data for stainless steel SMAW weld material

뿐아니라 실제 균열이 있는 배관의 경우와는 달리 평면변형상태에서의 파괴저항곡선을 얻게 된다. 특히 직경이 작은 배관의 경우에는 두께에 비해서 원주방향의 길이가 매우 크므로 표준시편에 대한 시험결과를 이용해서 이에 대한 균열거동을 평가하는 것은 현실적이지 못하다고 판단된다. 따라서, 비교적 많은 균열진전을 고려해야 하는 LBB 해석을 위해서는 가능한 두께가 배관의 두께보다 크거나 같고 시편의 잔여길이(ligament)가 충분히 큰 시편을 이용해서 파괴저항시험을 수행하는 것이 바람직하다고 판단된다. 이는 NUREG 1061 Vol. 3⁽²⁾에서도 권장하고 있는 방법이다. 그러나 실제 배관으로부터 큰 시편을 채취하는데 현실적으로 많은 어려움이 있으므로 현재 일반적으로 사용하고 있는 방법은 1T 시편을 이용해서 다소 유효범위를 벗어나는 영역에 대해서도 상기 식을 적용하여 파괴저항치를 구하여 사용하고 있다.

Fig. 13은 스테인레스 용접재료(SMAW SFA 5.4E 347-16 Filler Metal)⁽¹⁹⁾에 대해 시편크기에 따른 J-적분값의 변화를 나타내고 있다. 그림에서 보면 4T 시편(4T planform test specimen: 두께는 1T이고 나머지 치수는 4T 표준시편의 치수와 동일하게 가공된 시편)에 대한 시험결과가 1T시편에 대한 시험결과 보다 월등히 높은 값을 보이고 있다. 따라서 1T시편에 대한 J-R값을 이용하여 LBB 해석을 수행하는 경우 매우 보수적인 결과를 제공한다는 것을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 원자력발전소의 가압기 밀림관을 대상으로 하여 현재 사용되고 있는 원자력발전소 배관에 대한 LBB 적용기준 및 LBB 해석방법의 타당성을 파괴역학적인 관점에서 평가하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 피로균열성장 해석결과, 발전소 수명기간중 관통균열이 발생할 가능성이 매우 희박한 것으로 평가되었으며 균열이 피로에 의해서 관통되더라도 LBB 해석에서 가정하고 있는 감지가능균열로 성장하거나 이의 2배에 해당하는 크기의 균열로 성장하는 데는 많은 시간이 소요되는 것으로 평가되었다. 또한, 2배의 DLC에 해당하는 크기의 균열은 누설률 측면에서 약 100배의 안전여유를 가지고 있는 것으로 평가되었다.

(2) 현재 일반적으로 사용되고 있는 LBB 해석은 전체 배관계통 및 균열주위의 기하학적 구조가 균열의 거동에 미치는 영향 및 파괴저항 시험시편의 크기가 재료의 파괴저항 곡선에 미치는 영향 등 배관의 실제적인 파괴역학적 거동을 고려하지 않고 수행되기 때문에 매우 보수적인 것으로 평가되었다.

(3) 따라서 현재 일반적으로 사용되고 있는 LBB 해석방법을 이용하여 LBB 해석을 수행하는 경우, 작용하중에 대한 안전여유 및 균열길이에 대한 안전여유를 확보하기 위해 현재의 LBB 적용기준에서 요구하고 있는 안전계수 $\sqrt{2}$ 및 2는 생략하는 것이 타당하다고 생각된다.

참고문헌

- (1) 10 CFR 50, 1985, Appendix A, "General Design Criterion 4," July.
- (2) NUREG-1061, 1984, "Evaluation of Potential for Pipe Break," Vol. 3.
- (3) Paris, P. C. and Tada, H., 1983, "The Application of Fracture-Proof Design Methods Using Tearing-Instability Theory to Nuclear Piping Postulating Circumferential Through-Wall Cracks," NUREG/CR-3464.
- (4) Smith, E., 1993, "The Effect of Axial Forces on the Conservatism of the Net-Section Stress Criterion for the Failure of Cracked Stainless Steel Piping," SMiRT12, G05/1, pp. 57~62.
- (5) Yu, Y. J., Kim, J. H., Kim, S. H. and Kim, Y. J., 1995, "Conservatism on Current Leak-Before-Break Application," ASME PVP, Vol. 313-1, pp. 145~151.
- (6) Yu, Y. J., Park, S. H., Sohn, G. H., Kim, Y. J. and Urko, W., 1995, *Application of LBB to a Nozzle-Pipe Interface*, Specialist Seminar on LBB in Reactor Piping and Vessels.
- (7) Draft Standard Review Plan 3.6.3, 1987, *Leak Before Break Evaluation Procedure*.
- (8) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, "Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components," 1992 Edition.
- (9) Yu, Y. J., Lee, T. H., Sohn, Y. S., Park, S. H. and Bak, W. J., 1995, "Thermal Stratification of Surge Line in PWR Nuclear Power Plant," ASME PVP, Vol. 304, pp. 67~72.
- (10) Yu, Y. J., Park, S. H., Sohn, G. H. and Bak, W. J., 1995, "Evaluation of Surge Line Thermal Stratification and Implementation to Piping Design," SMiRT13, Vol. II, pp. 127~135.
- (11) Ostenssen, B. and Gott, K., 1979, "Fatigue Crack Growth in Austenitic Stainless Steel in Simulated BWR Environment," *Studsвик Report EI-79-116*.
- (12) Bergman, B. M. and Brickstad, L., et al, 1991, "A Procedure for Safety Assessment of Components with Cracks-Handbook," SA/FoU-Report 91/01.
- (13) Norris, D. M. and Chexal, B., 1987, "PICEP: Pipe Crack Evaluation Program," EPRI NP 3596-SR.
- (14) NUREG/CR-1319, 1980, *Cold Leg Integrity Evaluation* Battelle Columbus Lab.
- (15) *Regulatory Guide 1.45*, "Reactor Coolant Pressure Boundary Leakage Detection System."
- (16) Yu, Y. J., Kim, Y. and Park, S. H., 1993, "Evaluation of Large Leakage Crack Effect on the Distribution of Loads in a Small Diameter Pipe," SMiRT12, G05/4, pp. 75~79.
- (17) ASTM 813, "Standard Test Method for JIC,

- A Measure of Fracture Toughness," American Society for Testing and Materials.
- (18) *ASTM 1152*, "Standard Test Method for Determining J-R Curves," American Society for Testing and Materials.
- (19) 성균관대학교, 1995, "울진 원자력발전소 3/4 호기용 Surge Line 용접재의 LBB재 시험평가," SKKU/SAL-9504.