
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 30 卷 第 2 號 1993 年 5 月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 30, No. 2, May 1993

신뢰성해석에 의한 초기균열을 갖는 구조부재의 건전성 평가방법

임상진*, 변태욱*

The Integrity Assessment Method of Initially Cracked Structural Components by Reliability Analysis

by

S.J. Yim,* and T.U. Byun*

요 약

본 논문에서는 주어진 상황에 맞추어 적절한 수준에서 건전성평가를 수행하기 위하여, 개정된 BSI PD 6493의 3단계 평가방법에 균열성장효과를 고려한 건전성 평가방법과 균열의 안정성장을 엄밀히 고려할 수 있는 안정성 평가방법(stability assessment method : SAM)과 더불어 소성 붕괴를 평가하는 극한하중해석을 고려한 건전성 평가방법을 정식화하였다. 또한 신뢰성이론 중 2차 모멘트방법을 사용하여, center cracked panel(CCP) 시편과 관통균열을 갖는 파이프에 대하여, 신뢰성해석에 의한 건전성 평가를 수행하였다. 신뢰성해석을 수행하는데 필요한 확률변수들의 통계적 특성은 지금까지 보고된 그들 변수들의 실험자료와 통계해석의 결과들을 이용하였다. 또 기존의 신뢰성해석에서 정확한 파괴확률을 구할 수 있는 Monte Carlo 방법을 사용하여, 본 논문의 유용성을 검토하였다.

Abstract

For the purpose of assessing structural integrity at a level of complexity and accuracy appropriate for the situation, integrity assessment methods are formulated with the following methods. One is three-tier assessment method of the revised BSI PD 6493 which considers stable crack growth effect, the others are limit load analysis which estimates the plastic collapse load and stability assessment method which considers stable crack growth of ductile material exactly using J-integral and tearing modulus. Besides, integrity assessments for center cracked panel(CCP) specimen and the circumferential through-cracked pipe are carried out

발 표 : 1992년도 대한조선학회 추계연구발표회('92. 11. 14)

접수일자: 1993년 2월 15일, 재접수일자: 1993년 4월 22일

** 정회원, 서울대학교 조선해양공학과

and reliability analysis is accomplished by the first order reliability method which is one of the conventional reliability methods. Also the accuracy of the present method is verified by Monte Carlo method.

1. 서 론

구조물은 그 수명동안 다양한 환경속에서 운행된다. 따라서 다양한 환경속에서 견딜 수 있는 구조물 재료의 선택은 설계에 있어서 매우 중요한 인자이다. 취성재료의 경우 파손거동(failure behavior)은 균열발생에 의해 평가되는 취성파괴(brittle fracture)에 지배되며, 연성재료의 경우 안정균열성장을 동반하는 연성찢김(ductile tearing)과 소성붕괴(plastic collapse)에 지배된다. 선형파괴역학(linear elastic fracture mechanics: LEFM)은 재료의 거동이 주로 탄성이고 파괴형태가 취성인 경우에만 적용될 수 있다. 재료의 거동이 탄-소성일 경우나 구조물의 운행환경이 연성-취성전이 온도 이상일 경우에는 균열은 재료에 큰 소성변형을 수반하여 발생되므로 파괴형태는 연성이다. 이러한 경우 균열이 발생되더라도 소성변형에 의해 급작스런 파단(cleavage fracture)은 발생되지 않고, 또 균열증가에 따라 소성변형된 영역도 증가되므로 균열은 안정성장하게 된다. 따라서 균열발생만을 고려하는 LEFM에 의한 해석은 재료가 견딜 수 있는 하중을 충분히 이용하지 못하는 지나치게 보수적인 해석 결과를 초래하게 되므로 구조물의 건전성 평가를 좀더 정확하게 수행할 수 있는 탄소성파괴역학(elastic-plastic fracture mechanics: EPFM)에 의한 해석의 도입이 필요하다. 또한 파손거동이 소성붕괴에 지배되는 구조물의 전소성영역(fully plastic region)에서의 건전성 평가를 수행하기 위해서는 균열증가와 소성효과를 고려하여 소성붕괴를 평가할 수 있는 극한하중해석의 도입도 필요하다.

또한 전통적인 설계 방법에서 무시되어온 설계 변수의 불확실성이 하중과 재료의 성질들에 상당량 포함되어 있음을 실험과 경험을 통해 인식되었고, 공학 문제에 사용되는 여러 설계변수들은 설계과정에서 무시 못할 확률적 특성을 갖는다는 것을 알게 되면서, 설계 변수의 변동성과 그와 관련된 불확실성은 공학 설계에 피할 수 없는 요소로서 취급할 필요가 생겼다. 따라서, 설계 변수의 불확실성을 고려한 공학 시스템의 설계에 있어서, 확률이론을 이용하여

구조물의 안전도를 파손확률로써 표현하여 정량적인 평가를 수행하는 신뢰성 해석 방법의 도입이 필요하다.

따라서, 본 논문에서는 보다 합리적으로 구조물의 건전성을 평가하기 위하여, 탄성 및 탄소성 파괴역학에 근거한 신뢰성해석을 통한 건전성평가 시스템을 개발하고자 한다.

2. 파손함수의 정식화

구조 부재에 균열이 존재하면, 그 부재는 파괴(fracture)나 소성 붕괴(plastic collapse)에 의해 파손될 것이다. 부재의 파손에 많은 변수들이 영향을 미치고, 따라서 여러 파손 경로를 갖게 된다. Fig. 1은 여러 파손 경로를 갖는 균열 부재의 건전성 평가 및 신뢰성 해석 순서를 보여준다.

2-1. 3단계 평가방법의 level 3 방법[5, 10]

만일 재료의 거동을 소성 변형 이론과 Ramberg-Osgood 의 응력-변형도 관계식

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2-1)$$

에 의해 나타낼 수 있다면, 하중 p가 작용하는 구조물에 존재하는 균열의 균열 진전력은 다음식으로 구할 수 있다.

$$J = J_e(a_{eff}, P) + J_p(a, P, n) \quad (2-2)$$

여기서, 탄성 성분 J_e 는 에너지 해방율 G와 동일하며, 소성 성분 J_p 는 전변형도 소성 이론에 근거하여 계산된다. J-적분 이론의 비선형 가정은 비례 하중을 적용한다. 즉, HRR 특이성으로 부터 J_p 가 p^{n+1} 에 비례한다는 것을 도입하고, 비례 하중과 차원 해석을 통해서 Shih와 Hutchinson은 다음 식을 제안하였다[4].

$$J_p = a \epsilon_0 \sigma_0 b h_1 \left(\frac{a}{\omega}, n \right) \left(\frac{p}{p_0} \right)^{n+1} \quad (2-3)$$

여기서, p_0 : 기준 하중(reference load)
 h_1 : 무차원 상수
 b : 균열을 제외한 잔여 부분 길이
 w : 단면폭
 a : 균열길이

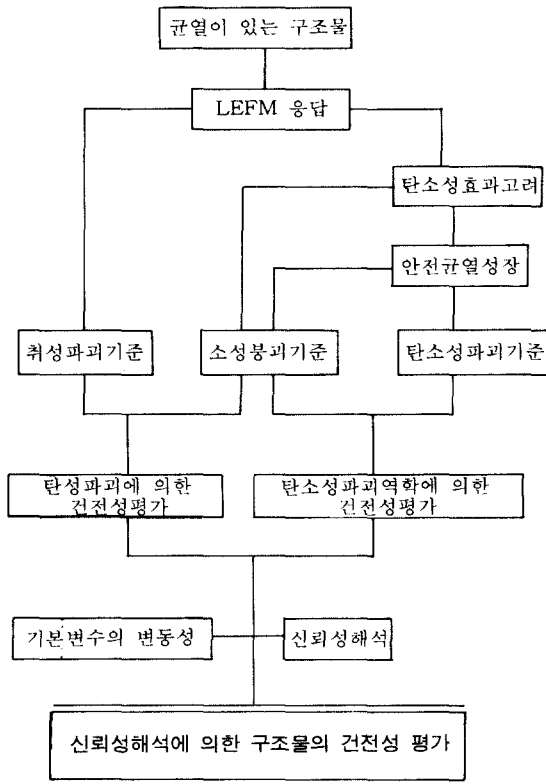


Fig.1 The procedure for integrity assessment of structural components based on reliability analysis

따라서 J 는 다음과 같이 구해진다.

$$J = \frac{K^2(a_e)}{(p/p_0)^{n+1}} \cdot E + \alpha \epsilon_0 \sigma_0 b h_1(a/w, n) \quad (2-4)$$

단, $E=E$ (평균 응력)
 $=E/(1-\nu^2)$ (평균 변형도)

소성변형이론(deformation theory of plasticity)에 근거한 J_p 에 대한 EPRI 식은 재료의 응력-소성 변형도 곡선이 식(2-1)의 응력-변형도 관계식을 따른다고 가정한다. 그러나, 많은 재료의 유동 거동

(flow behaviour)은 식(2-1)을 따르지 않는다. 그와 같은 재료에 식(2-1)을 적용하면 심각한 오차를 야기한다. Ainsworth는 실제 재료의 유동 거동을 좀 더 엄밀히 반영하기 위해 식(2-1)을 개선하였다 [3]. 그는 기준응력을

$$\sigma_{ref} = (P/P_L) \sigma_0 \quad (2-5)$$

단, P_L = 극한 하중(limit load)

$$\sigma_0 = \sigma_{YS}$$

로 정의하였고, 재료가 σ_{ref} 의 단축 응력에 의해 하중을 받을 때의 전체 축응력으로 기준 변형도를 정의하였다. 이들 정의에 의해 식(2-3)은

$$J_p = \sigma_{ref} b h_1 \left[\epsilon_{ref} - \frac{\sigma_{ref} \epsilon_0}{\sigma_0} \right] \quad (2-6)$$

가 된다. 재료가 식(2-1)을 따르면, 식(2-6)은 식(2-3)과 잘 일치하며, 이 식은 모든 종류의 응력-변형도 곡선에 적용이 가능하므로 더 일반적이다.

P_L 과 h_1 은 저경화 재료를 제외하고는 변형도 경화 계수 n 에 대해 비교적 민감하지 않으므로, Ainsworth는 경화 지수 n 에 종속되는 기하 상수 h_1 에 대해 주어진 형태에 따른 P_L 을 재정의하여 n 에 민감하지 않는 또 다른 상수 h_1 을 제안하였다. 즉,

$$h_1(n) \cong h(1) \quad (2-7)$$

이다. 여기서, $h_1(n)$ 은 변형도 경화 계수 n 의 함수인 재료의 기하학적 상수이고, $h(1)$ 은 선형 재료에 대한 동일한 상수이다.

따라서, 소성 J 와 선형 탄성 응력 강도 계수 사이의 관계식은

$$J_p = \frac{\mu K_I^2}{E} \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} - 1 \right] \quad (2-8)$$

여기서, $\mu=0.75$: 평면 변형도
 $\mu=1.0$: 평면 응력

이다. 따라서, J 값을 구하는 식(2-2)는 다음 식으로 표시된다.

$$J = \frac{K^2(a)}{E} \left[\frac{K^2(a_e)}{K^2(a)} + \right]$$

$$\mu \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} - 1 \right] \quad (2-9)$$

식(2-9)에서 구해진 J값을 이용한 파손 평가선도 (failure assesment diagram:FAD)은 다음과 같이 구해진다.

$$K_r, \delta_r = \sqrt{J_e / J} \quad (2-10)$$

따라서, 식(2-4)와 식(2-8)을 식(2-10)에 대입하면,

$$J = \left[\frac{K^2(a_e)}{K^2(a)} + \mu \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} - 1 \right] \right]^{-1/2} \quad (2-11)$$

이다. 유효 균열 길이 a_e 는

$$a_e = a + \frac{1}{\beta\pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \left(\frac{K(a)}{\sigma_0} \right)^2 \frac{1}{[1 + (P/P_0)^2]} \quad (2-12)$$

로 표현되고, 식(2-11)은 식(2-12)를 대입하면,

$$J = \left[\left(1 + \gamma \frac{L_r^2}{1 + L_r^2} \right) + \mu \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} - 1 \right] \right]^{-1/2} \quad (2-13)$$

단, $L_r = \sigma_{ref} / \sigma_{ys}$

$$\left[1 + \gamma \frac{L_r^2}{1 + L_r^2} \right] = K^2 \left[a + \frac{b h_1(1)}{\mu \beta \pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \frac{L_r^2}{1 + L_r^2} \right] / K^2(a)$$

이 된다.

위의 식에서 γ 는 다음과 같이 근사적으로 정의된다.

$$\gamma \approx \frac{b h_1(1)}{\mu \beta \pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) b h_1(1) \frac{\partial K / \partial a}{K} \quad (2-14)$$

식(2-14)를 경화 지수 $n \rightarrow \infty$ 이고, 평면 응력 하의 인장을 받는 균열이 있는 무한판에 대해서 계산하면 $\gamma=1/2$ 를 얻는다. 따라서, 파손평가선도는 다음과 같이 제안된다.

$$K_r \leq \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{1}{2} L_r^2 / (1 + L_r^2) \right]^{-1/2} \quad (2-15a)$$

$$L_r \leq \frac{\sigma_u}{\sigma_{ys}} \quad (2-15b)$$

여기서, $L_r = \sigma_{ref} / \sigma_{ys} = P / P_L(\sigma_{ys})$

R6-rev.3에서는 파손평가선도를 다음과 같이 제안하였다[16].

$$K_r = \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{\sigma_{ref}^3}{2 E \sigma_{ys}^2 \epsilon_{ref}} \right]^{-1/2} \quad (2-16)$$

여기에 $L_r = \sigma_{ref} / \sigma_{ys}$ 를 대입하면,

$$K_r = \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{L_r} + \frac{L_r^3 \sigma_{ys}}{2 E \epsilon_{ref}} \right]^{-1/2} \quad (2-17)$$

이다. 식(2-17)을 유도할 때에는 실제 재료의 단축 인장 시험의 자료를 사용하게 된다. 이 때 인장 시험으로부터 얻어진 공학 응력-변형도 자료(engineering stress-strain data)를 진응력-변형도 자료(true stress-strain data)로 치환하기 위해 다음의 식

$$\epsilon_t = \ln(1 + \epsilon_e) \quad (2-18a)$$

$$\sigma_t = (1 + \epsilon_e) \epsilon_e \quad (2-18b)$$

이 사용된다. 실제로, 공학 인장 data와 진인장 data 사이의 차이는 높은 변형도에서 중요해지는데 둘 중 공학 인장 data가 더 비관적(pessimistic)이다.

식(2-16)에 식(2-18)을 적용한 3단계 평가방법의

level 3 방법에 따른 파손 평가선도는

$$K_r \sqrt{\delta_r} = \left[\frac{E \ln(1 + \epsilon_{ref})}{\sigma_{ref}(1 + \epsilon_{ref})} + \frac{\sigma_{ref}^3 (1 + \epsilon_{ref})^3}{2 \sigma_{YS}^2 E \ln(1 + \epsilon_{ref})} \right]^{-1/2} \quad (2-19a)$$

이다. 위의 관계식은 다음과 같이 정의된 응력비 S_r 에 의해 그려진다. 즉,

$$S_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{YS}} = \frac{\sigma_n}{\sigma_{YS}} \quad (2-19b)$$

이다. 여기서, 기준 응력과 유효 순단면 응력은 동일하다. 응력비 L_r 은 $\sigma_{flow}/\sigma_{YS}$ 를 넘을 수 없고, level 3에서는 유동 응력(flow stress) $\sigma_{flow}=1.2\sigma_{YS}$ 로 정의하였다. $S_r > \sigma_{flow}/\sigma_{YS}$ 의 경우 $K_r=0$ 이다.

균열이 존재하는 구조물의 건전성을 파손평가선도를 이용하여 평가하기 위해서는 균열길이와 하중에 대해 K_r , S_r 을 계산하여야 한다.

균열진전개시만을 고려할 경우, 균열길이 a_0 에서

$$K_r^I = K_I / K_{IC} = \left[K_I^2 / E J_{IC} \right]^{1/2} \quad (2-20a)$$

$$S_r^I = \sigma_{app} / \sigma_n = P_{app} / P_L \quad (2-20b)$$

$$\sqrt{\delta_r^I} = \sqrt{\delta_I / \delta_{crit}} \quad (2-20c)$$

단, σ_{app} =작용 응력
 σ_n =유효 순단면 응력(effective net section stress)

이다. 여기서, 윗첨자 I는 균열 진전개시를 나타낸다.

안정균열성장을 고려하여 연성 불안정조건을 구할 경우,

$$K_r^G = \frac{K_I(a + \Delta a)}{K_R(\Delta a)} \quad (2-21a)$$

$$S_r^G = \frac{\sigma_{app}}{\sigma_n(a_0 + \Delta a)} = \frac{P_{app}}{P_L(a_0 + \Delta a)} \quad (2-21b)$$

단, 여기서 윗첨자 G는 균열 성장을 나타낸다.

따라서, 3단계 평가방법의 level 3 방법에서 파손함수는 다음과 같다.

균열 진전개시만 고려할 때,

$$L_1^I = K_r(L_r) - K_r^I \quad (2-22a)$$

$$L_2^I = \max.S_r - S_r^I \quad (2-22b)$$

여기서, K_r 은 L_r 의 함수
 안정 균열성장을 고려할 때,

$$L_1^G = K_r(L_r) - K_r^G \quad (2-23a)$$

$$L_2^G = \max.S_r - S_r^G \quad (2-23b)$$

이다.

2-2. 안정성 평가방법

실험적으로 측정되는 균열 진전 저항력 J_R 값과 역학적으로 계산되는 식(2-2)의 균열 진전력 J 값을 비교하여 안정성을 평가하였다.

안정균열성장예 대한 평형 조건은 다음과 같다.

$$J(a, P) = J_R(\Delta a) = J_R(a - a_0) \quad (2-24)$$

식(2-24)의 균열성장조건은

$$\left. \frac{dJ(P, a)}{da} \right|_{\Delta T} < \frac{dJ_R(a - a_0)}{da} \quad (2-25a)$$

: 안정

$$\left. \frac{dJ(P, a)}{da} \right|_{\Delta T} \geq \frac{dJ_R(a - a_0)}{da} \quad (2-25b)$$

: 불안정

여기서, Paris 등은 균열 진전력 선도(crack driving force diagram)의 기울기, 탄성계수(E) 및 유동응력(flow stress), σ_f 을 이용하여, 찢김계수(tearing modulus)를 다음과 같이 정의하였다.[13]

$$T_J = \frac{E}{\sigma_f^2} \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_{\Delta T} \quad (2-26a)$$

$$T_{JR} = \frac{E}{\sigma_f^2} \left(\frac{\partial J_R}{\partial a} \right)_{\Delta T} \quad (2-26b)$$

여기서, ΔT 는 전변형량으로서

$$\Delta T = \Delta + C_M P \quad (2-27)$$

로 주어지고, Δ 는 하중선 변위, C_M 은 재료의 연성 (compliance), P 는 작용하중이다.

이때, 식(2-26a)의 $\frac{\partial J}{\partial a} |_{\Delta T}$ 는

$$\left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_{\Delta T} = \left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_P - \left(\frac{\partial J}{\partial P}\right)_a \left(\frac{\partial \Delta}{\partial a}\right)_P \left[C_M + \left(\frac{\partial \Delta}{\partial P}\right)_a \right]^{-1} \quad (2-28)$$

이다. 일반적으로, 보수적인 설계에서는 $C_M = \infty$ 인 경우를 사용하므로,

$$\left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_{\Delta T} = \left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_P \quad (2-29)$$

$$T_J = \frac{E}{\sigma_f^2} \left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_P \quad (2-30)$$

이 된다.

균열의 성장조건은 다음과 같이 구분된다. 즉,

$$T_J < T_{JR} : \text{안정 성장} \quad (2-31a)$$

$$T_J \geq T_{JR} : \text{불안정 성장} \quad (2-31b)$$

따라서, 안정성 평가방법에 의한 파손함수는 다음과 같이 정의된다. 즉, 균열진전개시만 고려한 파손함수는

$$L^I = J_{IC} - J \quad (2-32)$$

단, $J_{IC} = K_{IC}^2 / E$

이고, 안정균열성장(stable crack growth)을 고려한 파손함수는 다음과 같다.

$$L^G = T_{JR} - T_J \quad (2-33)$$

단, 이때 $J(a + \Delta a) = J_R(\Delta a)$

2-3. 극한하중해석

극한하중해석은 순단면 붕괴 기준(net section collapse criterion)이 균열선단의 국부응력상태에 의하지 않고 부재의 소성붕괴(plastic collapse)조건에 근거한다는 파괴기준에 의해 해석하는 방법이다.

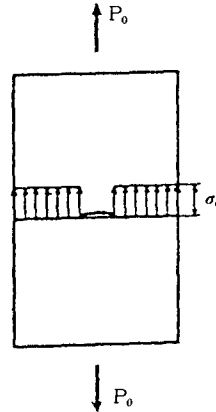


Fig.2 Stress distribution of cracked section(tension)

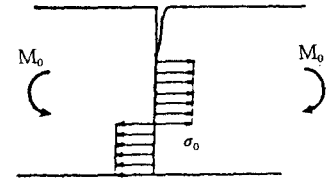


Fig.3 Stress distribution of cracked section(bending)

Fig.2과 Fig.3는 부재의 균열부위를 제외한 단면 (ligament 부분)이 전단면 항복상태(gross section yield condition)에 있는 경우에, 단면부의 응력분포는 한 종류의 응력분포로 나타낼 수 있음을 보여준다. 그 응력은 부재에 작용하는 인장하중 또는 굽힘모멘트와의 평형조건으로부터 구해진다. 일정한 한계치 즉, 유동응력, σ_f 와 응력 σ_0 가 같아지는 시점에서 소성 붕괴 조건이 만족되어 파괴가 발생된다. 이 기준은 원래 재료가 가공경화를 보이지 않는 완전 소성 재료라는 기정에 기초하고 있다.

따라서, 가공경화를 나타내는 실제의 재료에 적용할 때에는 유동응력을 적절하게 정의할 필요가 있다. 스테인레스 강과 같은 연성이 큰 재료에서는 유동응력, σ_f 이 항복응력 $\sigma_{YS}(0.2\% \text{ strain})$ 과 최종강도 $\sigma_{us}(\text{ultimate strength})$ 의 평균치로 정해지는 경우가 많다. 극한 하중해석에 대한 파손 함수는 다음과 같다.

$$L = \sigma_f - \sigma_{net} \quad (2-34)$$

단, σ_f =유동 응력(flow stress)

$$= \frac{\sigma_{YS} + \sigma_{us}}{2}$$

σ_{net} =유효 순단면 응력(effective net section stress)

3. 기본 변수의 확률분포

지금까지 보고된 실험자료와 통계해석의 결과들로

부터 신뢰성해석을 수행하는데 필요한 기본변수의 통계적 특성이 구해진다. 여기서는, 재료특성, 하중과 기하학적 특성의 3가지의 경우로 나누어 살펴 보았다.

3-1. 재료특성

• 파괴인성치(fracture toughness)

파괴인성치의 변화에 영향을 미치는 인자는 다음과 같다.

- 1) 시편내의 변동성, 즉 금속학적 구조와 두께의 효과를 포함하는 미소구조의 변동성
- 2) 시편간의 변동성, 즉 서로 다른 공급자로 부터 주어지는 재료와 피로 선균열(pre-cracking)의 불균일성
- 3) 측정에러
- 4) 그 외의 다른인자들. 예를 들면 K_{IC} 는 취성파괴에 대한 응력강도계수의 임계치를 정의하기 위한 LEFM의 매개변수이다. 이것의 결정에 있어서 부정확성을 일으키는 3가지 주된 효과는 I) 소성효과(plastic effect), II) 노치효과(notch effect), III) 스케일링효과(scaling effect)이다.

• 항복응력(yield stress)

항복응력의 경우, 불확실성의 원인은 파괴인성치의 경우와 처음의 3가지는 동일하다. 추가로, Von Mises 나 Tresca 기준과 같은 항복응력기준에 의해 불확실성을 야기시킬 수 있다. 항복응력에 대한 일반적인 가정은 정규분포나 대수정규분포 또는 Weibull 분포이다. Christensen과 Baker는 항복응력은 대수정규분포로 모델 하였다[9]. 대수정규분포는 음수값을 예방하는 장점이 있다. 본 논문에서는, 파괴인성치는 정규분포로, 항복응력은 대수정규분포로 가정하였다.

어떤 종류의 강(steel)의 경우, 급작스런 파괴(cleavage fracture)에 대해서는 높은 파괴인성치는 낮은 항복응력과 관련되어 있다고 알려져 있다. 연성 파괴(ductile fracture)의 경우에 대해서는 이런 관련성에 대한 어떤 확실한 경향이 없다. 파괴인성치와 항복응력이 얼마 만큼 관련(correlate)되어 있는지는 명확하지 않다.

• 응력-변형도 관계식

일반적으로 재료는 Ramberg-Osgood 관계식에 의해서 근사적으로 단축 응력-변형도 응답을 보여준다고 가정되며, Ramberg-Osgood 관계식으로 표현되는 응력-변형도 관계식의 불확실성은 파괴인성치

나 항복응력의 경우와 동일하다.

Kurth와 Brust[14]은 Ramberg-Osgood의 계수는 정규분포를 따른다고 가정하였으나, 전체 변형도범위(entire strain range)에 대하여 Ramberg-Osgood 모델은 응력-변형도거동을 잘 나타내지 못함을 보여주고 있다.

3-2. 하중

• 외부 하중

작용응력의 확률분포는 환경(environment)과 전체 구조시스템(overall structural system)에 의존한다. 본 논문에서는 작용응력의 C.O.V.가 0.1이고, 정규분포를 갖는 인장 및 압힘응력으로 가정하였다. 잔류응력은 확정론적인 매개변수로 가정하였다.

3-3. 기하학적 특성

• 균열길이

균열크기 분포의 불확정성은 다음의 원인들에 의해 발생된다.

- 1) 구조부재의 제조과정에서 내재된 균열분포
- 2) 초음파 검사등과 같은 비파괴 검사기법과 관련된 되는 균열크기 측정에 있어서의 에러
- 3) 가동 전 검사(pre-service inspection)중에 균열을 감지하지 못할 확률
- 4) 가동 중 피로에 기인한 균열 성장의 확률

본 연구에서는 균열은 가동 중의 어떤 단계에서 감지되어 진다고 가정하므로, 앞의 원인중 2번째 경우만을 고려하여 균열의 분포특성을 가정하였다. 영국의 Welding Institute는 2차원 결함의 초음파 탐상과 관련된 에러에 대한 조사를 수행하였다. 조사 결과로, 결함크기 측정에러는 부분적으로 규칙적이고, 부분적으로는 random 하다고 제안하였다[11, 19].

(1) 결함의 각 모서리가 평균 1mm 작게 잘못 위치하는 것과 같이 규칙적인 에러를 갖는다.

(2) random 에러는 2.5mm의 표준편차를 갖는다. 평균 균열크기가 N 번 측정하여 평균을 취한 값이라면, 평균의 표준편차는 $2.5/\sqrt{N}$ 이다.

비파괴 검사의 에러가 정규분포되어 있다면, 평균 균열크기의 a의 확률분포함수는 다음과 같다.

$$f(a) = \frac{1}{2.5} \cdot \frac{\sqrt{N}}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \exp \left(- \left[\frac{N(a - a_0 - 1)}{12.5} \right]^2 \right) \quad (3-1)$$

여기서, a_0 는 측정된 평균 균열크기이고, N 은 25로 가정하였다.

• 부재치수

균열부재의 치수는 그 변동성이 균열크기나 균열의 깊이등에 비해 작기 때문에 확정론적인 변수로 가정하였다.

4. 균열 부재의 파손확률 계산 및 고찰

4-1. center cracked panel(CCP) 시편

균열부재에 존재하는 여러 파손형태와 그에 따른 다양한 파손기구(failure mechanism)의 모델링 및 다양한 건전성 평가방법들을 사용하여 각각의 파손확률을 Fig.4와 같은 CCP 시편을 사용하여 계산하였다. 이때 사용한 자료는 Table 1에 주어지고, CCP 시편의 응력강도계수, J적분값과 극한하중값은 Anderson [5]으로 부터 계산되었다.

Fig.5에서 Fig.10까지는 CCP 시편에 대해 균열 전진개시만을 고려하고, 균열부재의 파손형태에 따라 선형탄성해석, 탄소성해석과 극한하중해석의 영역으로 나누어 근사된 파손평가선도에 의해 파손확률을 계산한 결과이다. 계산에 사용된 자료는 Gates[11],

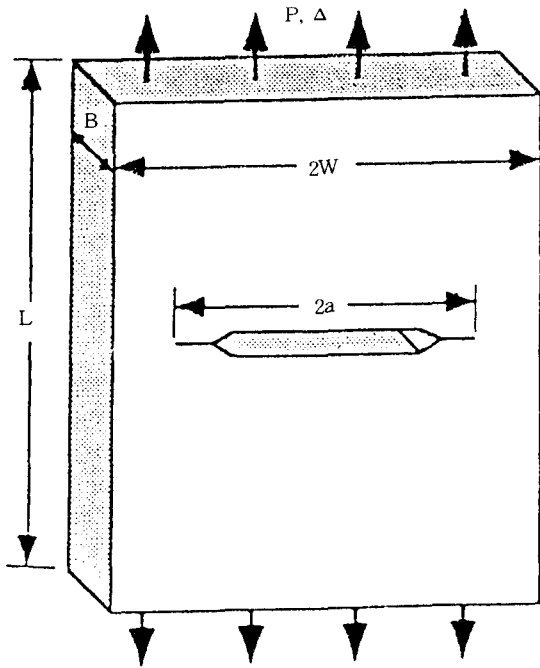


Fig.4 Center cracked panel(CCP) specimen

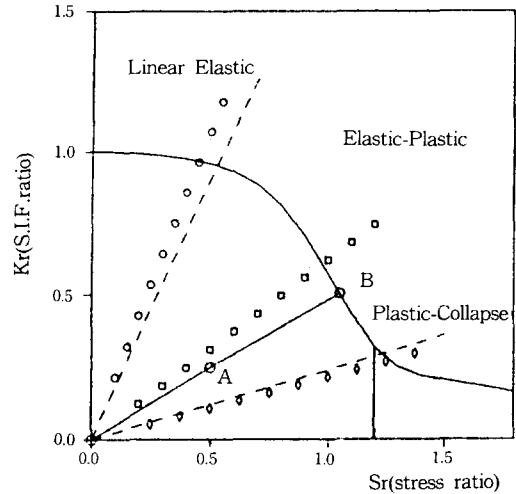


Fig.5 CCP specimen Kr & Sr calculation with stress factor

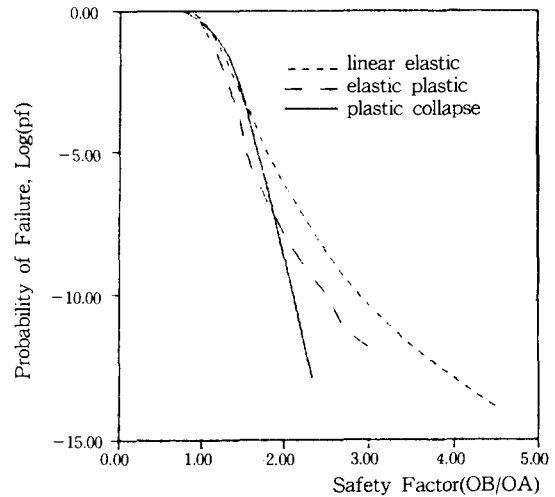


Fig.6 Calculation of various region by safety factor (CCP specimen)

Zhao[19]로 부터 얻었다.

Fig.5은 작용하중(응력)을 증가시키면서 평가점을 각 영역에서 얻는 것을 보여 주었다. Fig.8은 균열길이를 증가시켜 평가점을 구하는 것을 보여준다.

Fig.6과 Fig.9은 안전계수에 대한 파손확률을 보여 주며, 안전계수는 Fig.5에서 OB/OA로 얻어진다. Fig.7은 작용하중을 증가시킨 하중비에 대하여, Fig. 10은 시편넓이에 대한 균열길이의 비에 대하여 파손확률을 계산한 것이다.

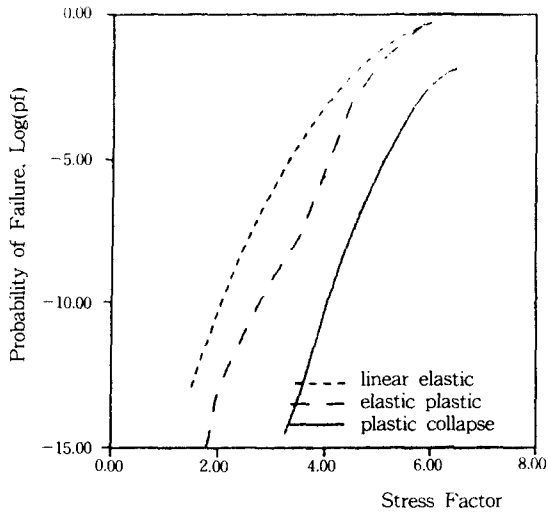


Fig.7 P_f comparison of various region by stress factor (CCP specimen)

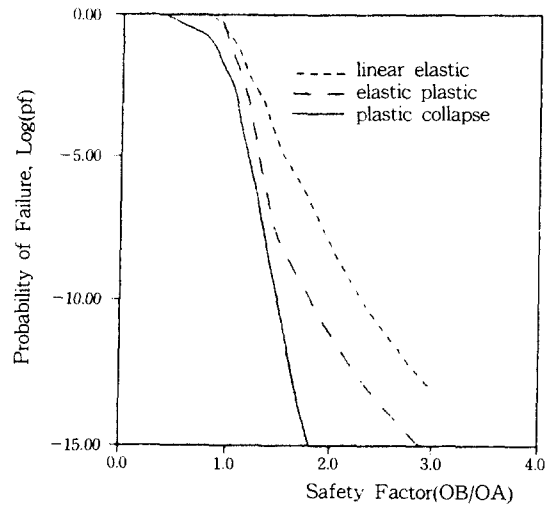


Fig.9 P_f comparison of various region by safety factor

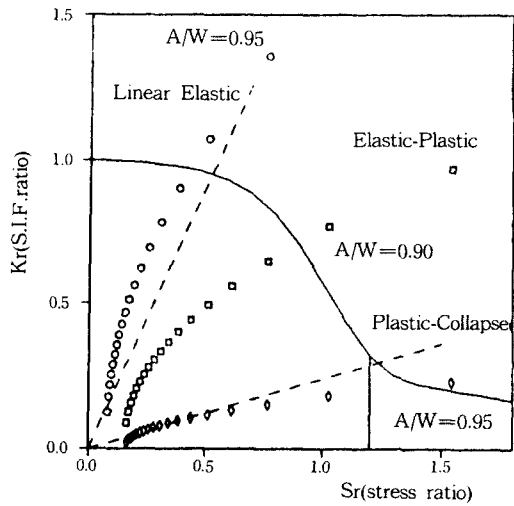


Fig.8 CCP specimen K_r & S_r calculation with A/W ratio

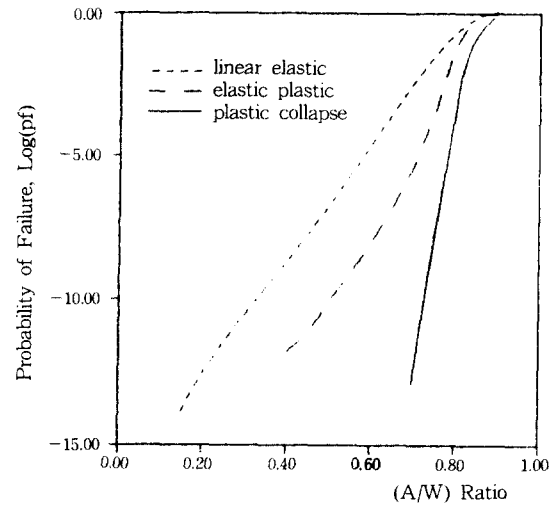


Fig.10 P_f calculation of various region by A/W ratio

Fig.11에서 Fig.13까지는 탄소성영역에 있는 균열 부재에 대하여, 근사된 파손 평가선도와 3단계 평가 방법중 level 3 파손평가선도에 의해 균열 진전개시 뿐만 아니라 안정균열성장을 고려하여 파손확률을 계산한 것이다. 파손확률 계산에 사용된 ASTM A508은 해양구조물에 많이 사용되는 재료로 그 특성 들은 Rhee와 Salama[17, 18]로부터 Table 1과 같이 얻어진다.

Fig.11은 균열성장해석(crack growth analysis)를 통하여 최대 허용응력을 계산하는 것을 보여 주며, OB_1/OA' 는 R6-rev.3 선도에 대한, OB_2/OA' 는 level 3 선도에 대한 최대 안전계수이다.

Fig.12와 Fig.13의 계산결과를 보면, 안정균열성장을 고려한 파손확률은 균열진전개시만의 경우보다 작았다. 이것은 안정균열성장후의 평가점의 위치가 여전히 탄소성영역에 존재하게 되기 때문에 소성분

Table 1. Input data of ASTM A508 class 2a(CCP Specimen)

Material Property	σ_{ys} (MEAN)=366.4(MPa) (S.D.)=36.64(MPa)	σ_u =577.12(MPa)
	J_{IC} (MEAN)=210.12(N/mm) (S.D.)=21.4(N/mm)	$J_R=C_1(da)^{C_2}$ $C_1=327.743$ $C_2=0.45717$
	E=207. (GPa)	Critical CTOD Value (MEAN)=0.927(mm) (S.D.) β =0.0927(mm)
	Ramberg-Osgood Const. α (MEAN)=1.348 (S.D.)=0.1348 n (MEAN)=7.132 (S.D.)=0.7132	CTOD= $D_1(da)^{D_2}$ $D_1=0.24177$ $D_2=0.46216$
Input data	Crack Size(MEAN) (mm) (S.D.)	200 0.5
	Width (mm)	1016.
σ^p (mean)	33 · F(MPa)	33 · F(MPa)
(S.D.)	3.3 · F(MPa)	3.3 · F(MPa)
σ^S	31 · F(MPa)	31.F(MPa)

†, F=Load Factor

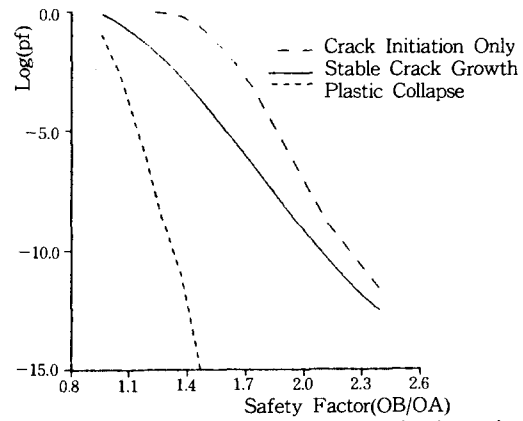


Fig.12 P_f comparison of various criteria using approximated curve(R6-curve)

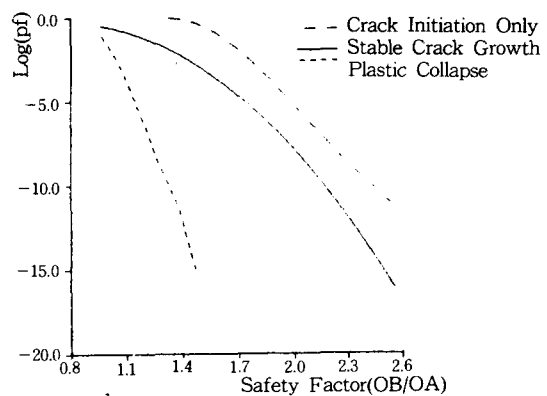


Fig.13 P_f comparison of various criteria using CTOD level 3 curve

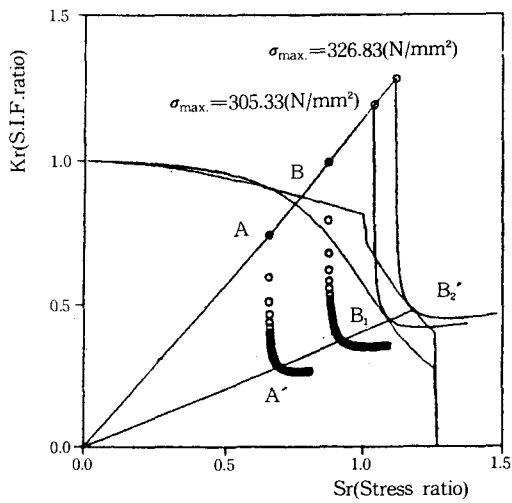


Fig.11 Maximum safety factor calculation & crack growth analysis

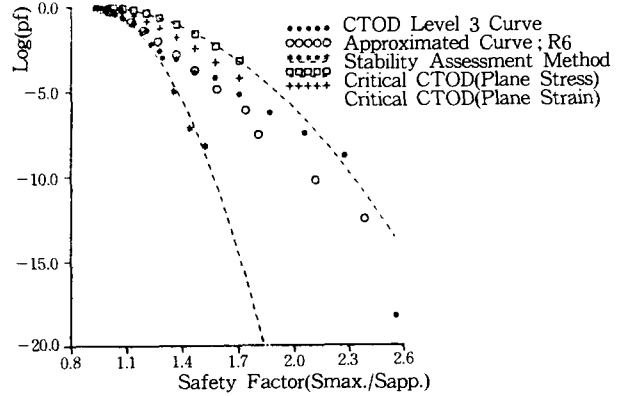


Fig.14 P_f comparison of various assessment method

피보다는 탄소성파괴가 주된 파손형태가 된다. 따라서, CCP 시편의 파손확률은 탄소성파괴에 의해 지배됨을 알 수 있다.

Fig.14는 ASTM A508강의 CCP 시편에 대하여 탄소성영역에서 R6-rev.3과 3단계 평가방법의 level 3 파손평가선도에 의한 파손확률계산, 용접구조물에 많이 이용되고 있는 임계 균열선단개구변위(critical CTOD)를 이용한 파손확률계산 및 안정성 평가방법에 의한 파손확률을 계산하여 비교하였다. 균열선단개구변위를 이용한 파손확률은 안정균열성장을 고려하여도 균열진전개시만을 고려한 파손확률과 별 차이가 없었으며, 여러 평가방법중 가장 파괴확률이 컸다. 또, 안정성 평가방법은 앞에 언급하였듯이 균열의 안정성장을 다른 방법들에 비해 보다 엄밀히 고려하기 때문에 가장 작은 파손확률을 얻었다.

4-2. 원주방향의 관통균열을 갖는 파이프

본 논문을 수행하여 얻어진 결과를 보다 실제적인 문제에 가깝게 적용하기 위하여 Fig.15의 원주방향의 관통균열이 있는 파이프모형을 사용하여 신뢰성해석에 의한 건전성평가를 수행하였다. 이때 사용한 자료는 Asano 등[8]과 Kurth와 Brust[14]의 논문으로부터 Table 2, Table 3과 Table 4와 같이 얻어졌다. 또, 원주방향의 관통균열을 갖는 파이프의 응력강도계수, J 적분값과 극한하중값은 Anderson[5]과 Gilles와 Brust[12]으로부터 계산되었다.

Fig.16은 3단계 평가방법의 level 3 파손평가선도, Ramberg-Osgood 계수를 사용하는 소성변형이론에 의한 level 3 파손평가선도와 근사된 파손평가선도(R6-rev.3)를 비교하였다. R6-rev.3는 3단계 평가방법의 level 3와 비교하여 $Lr \leq 1$.에서는 보수적이고,

Table 2. Material properties & input data(ASM A333 Gr.6 Carbon Steel)

Material Property	$\sigma_{ys}=371.5(\text{MPa})$ $\sigma_u=644.6(\text{MPa})$ Ramberg-Osgood EQ, $\alpha=1.00$ $n=3.73$ $\sigma_{ys}=170.38(\text{MPa})$ $E=192.2(\text{GPa})$	$J_{IC}=206.5(\text{N/mm})$ $J_R=C_1(da)^{C_2}$ $C_1=706.177$ $C_2=0.58721$
Input data	Crack Size (mm) (Degree)	120.95 90°
	Mean Radius (mm)	77.
	Thickness (mm)	11.

Table 3. Material properties & input data(ASM A106 Carbon Steel)

Material Property	$\sigma_{ys}=434(\text{MPa})$ $\sigma_u=568(\text{MPa})$ Ramberg-Osgood EQ, $\alpha=4.95$ $n=10.84$ $E=179.264(\text{GPa})$	$J_{IC}=225.22(\text{N/mm})$ $J_R=C_1(da)^{C_2}$ $C_1=506.5543$ $C_2=0.248811$
Input data	Crack Size (mm) (Degree)	1221.58 66.1°
	Mean Radius (mm)	1058.86
	Thickness (mm)	15.88

Table 4. Statistical data

	Mean	C.O.V.
ASTM A333 Gr.6	$\alpha=1.00$ $n=3.73$ $\sigma_{ys}=371.5(\text{MPa})$ $M=18.(\text{MN-mm})$	0.1 0.1 0.1 0.1
ASTM A106	$\alpha=4.95$ $n=10.84$ $\sigma_{ys}=434(\text{MPa})$ $M=18.(\text{MN-mm})$	0.08 0.15 0.1 0.1

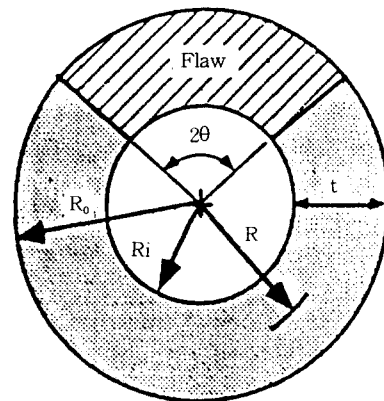
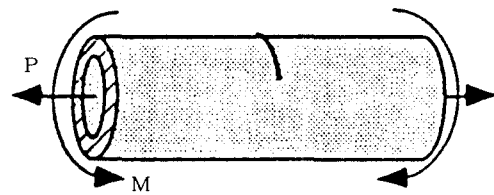


Fig.15 Circumferential through-cracked pipe

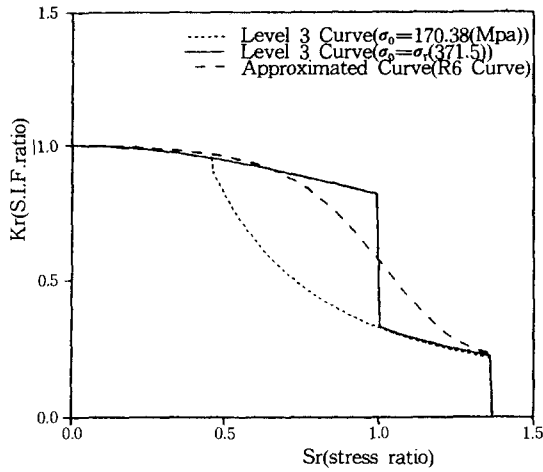


Fig.16 Comparison of various failure assessment diagrams

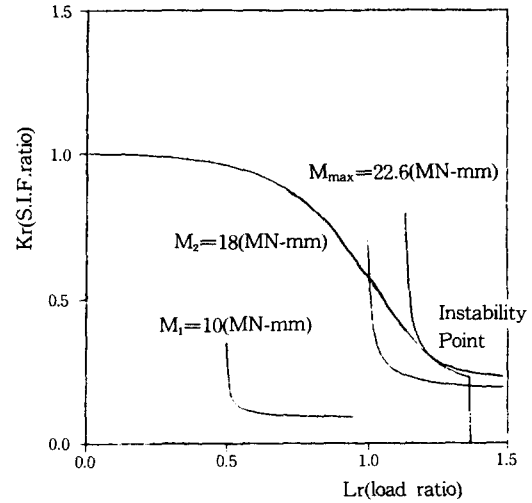


Fig.18 Crack growth analysis by approximated failure curve(R-6 curve)

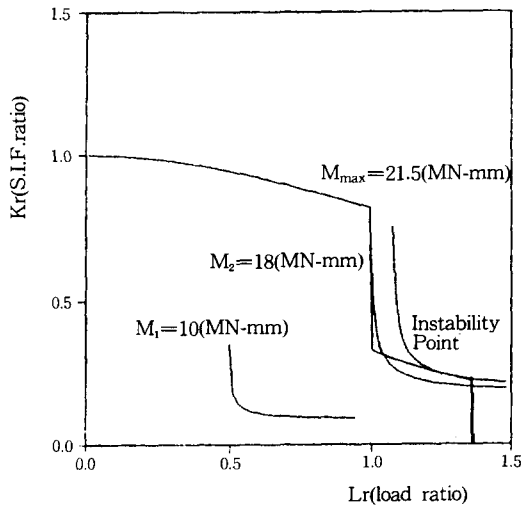


Fig.17 Crack growth analysis by CTOD level 3 curve (three-tier assessment method)

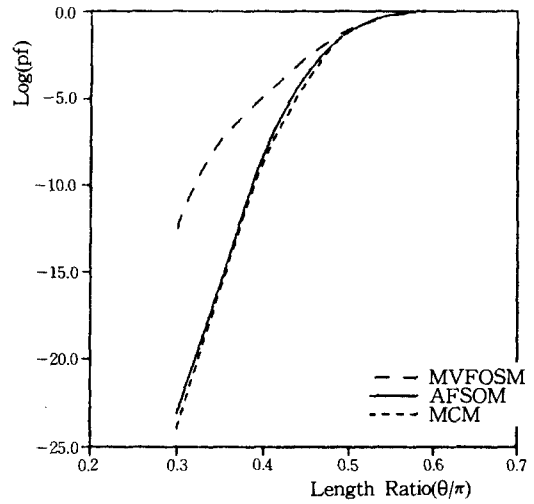


Fig.19 P_f comparison of CTOD level 3 method

Lr > 1.에서는 비보수적(non-conservative)이다. Fig. 17와 Fig.18은 안전균열성장을 고려하여, 파손평가선도에 의해 불안정하중(instability load)를 구하는 방법을 보여준다. Fig.16에서 보여 주었듯이 3단계 평가방법의 level 3에 의한 방법이 더 보수적인 결과를 얻었다.

Fig.23과 Fig.24은 안정성 평가방법(SAM: stability assessment method)에 의해 불안정하중(instability load)를 구하는 방법을 보여준다. 이상에서 구해진 불안정하중과 확률론적인 방법에 의해 계산된 불안

정하중은 Table 5와 Table 6에 주어졌다. 각각의 결과오차는 6.7%(Level 3), 9.6%(R6-rev.3)와 1%(SAM)이며, 10% 이내로 대체로 잘 일치함을 알 수 있다. 또한 본 논문에서 사용된 신뢰성해석의 정확도를 검토하기 위해 Monte Carlo 방법(MCM)에 의한 해석도 병행하였다.

Fig.19과 Fig.25은 최초 균열 크기에 따른 파손확률을 보여주고 있으며, 안정성 평가방법에 의한 파손확률의 크기는 평균2차모멘트법(MVFOSM) > MCM > 불변2차모멘트법(AFSOM) 순이고, 3단계 평가방법

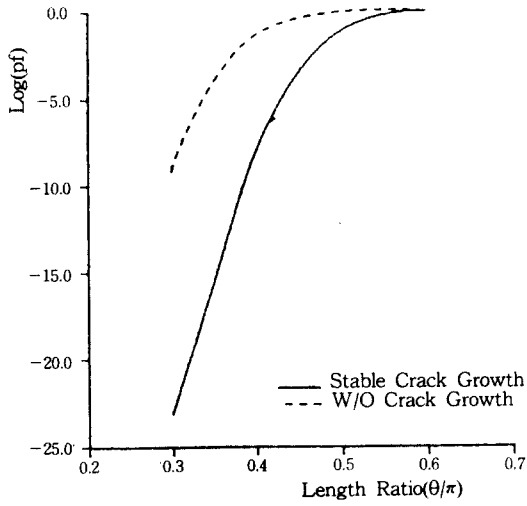


Fig.20 P_f comparison of with & W/O stable crack growth(CTOD level 3 method)

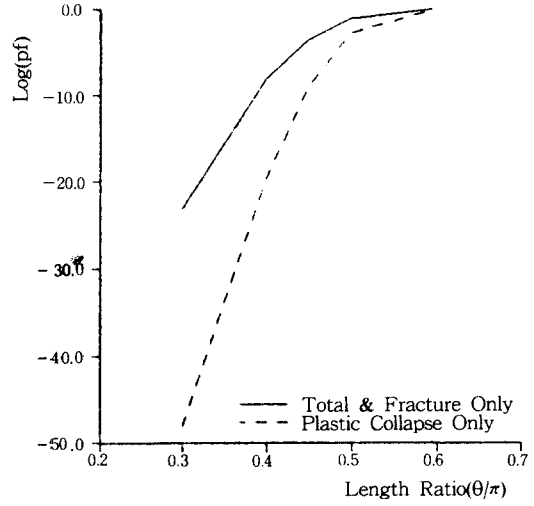


Fig.22 P_f comparison of fracture & plastic collapse (CTOD level 3 method)

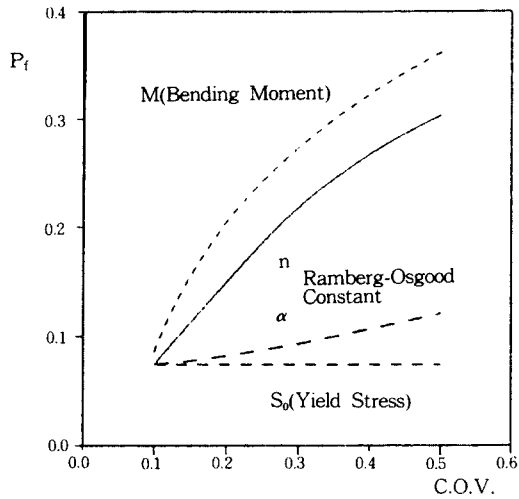


Fig.21 P_f vs C.O.V. variation of random variable (CTOD level 3 method)

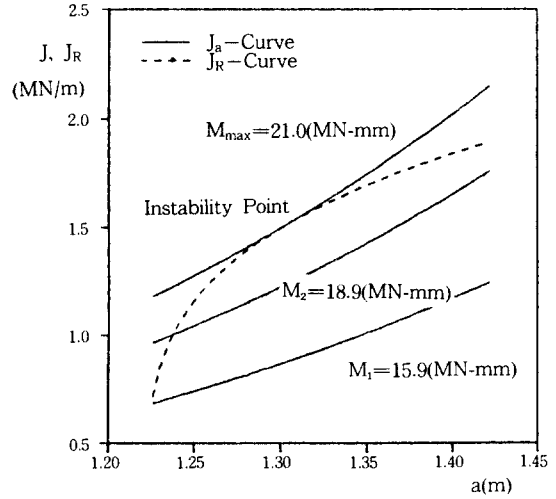


Fig.23 J_a & J_R calculation with crack growth

의 level 3의 경우, $MVFOSM > AFOSM > MCM$ 순이다. 두 경우 모드 MCM과 AFOSM이 비교적 잘 일치함을 알 수 있다. AFOSM과 MVFOSM이 많은 차이를 보이는 것은 파손함수가 비선형이기 때문이라 여겨지며, 따라서 파손함수가 비선형성이 큰 경우에는 AFOSM을 사용하는 것이 바람직하다.

Fig.20과 Fig.26은 안정균열성장을 고려한 파손확률을 보여주고 있다. 안정성 평가방법의 경우, 최초

균열 크기에 대한 찢김계수만으로 파손확률을 계산하게 되면 안정균열성장을 한후 $J_{app}(a_0+da) = J_R(da)$ 점에서의 파손확률이 계산보다 작게 나온다는 것을 보여주는 결과이다. 이는 안정균열 성장을 고려하지 않고 구조물을 설계할 경우, 불안정하중을 실제보다 크게 평가하여 매우 위험한 결과를 초래할 수 있음을 보여주는 결과이다. 3단계 평가방법의 level 3의 경우에 안정균열성장을 고려하지 않고, 균열진전개시만을 고려하여 파손확률을 구하면 매우

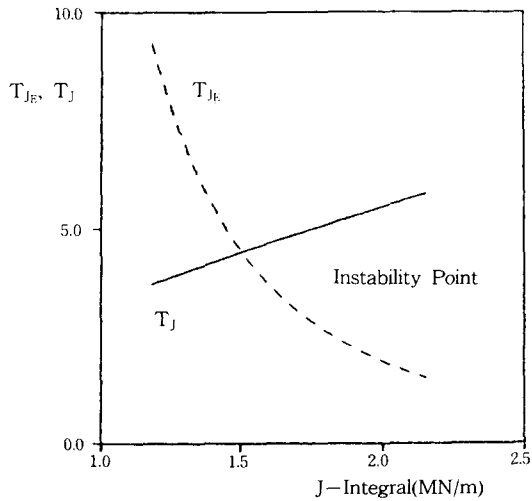


Fig.24 Stability assessment diagram (ASTM A106)

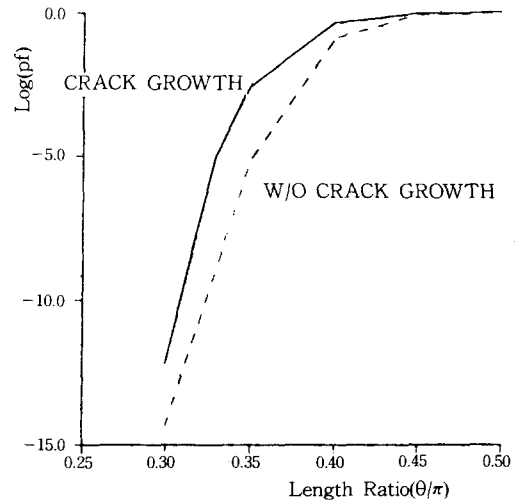


Fig.26 P_f comparison of with & W/O stable crack growth (stability assessment method)

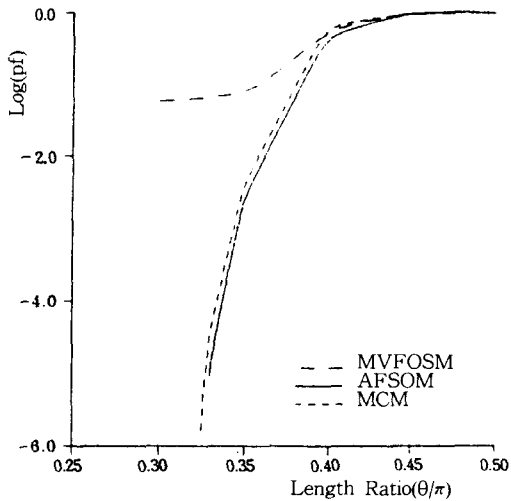


Fig.25 P_f comparison of stability assessment method

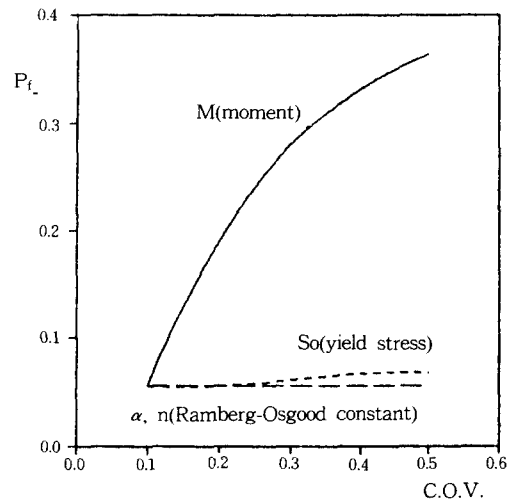


Fig.27 P_f vs. C.O.V. variation of random variable (stability assessment method)

보수적인 결과를 얻게됨을 보여준다. 따라서, 구조물에 존재하는 균열은 성장하기 마련이고, 균열의 성장이 안정균열성장이라면 검사에 의해 유지 및 보수가 가능하므로, 구조물의 건전성평가에 균열진전개시뿐만 아니라 안정균열성장을 포함하는 것이 보다 효율적이라 할 수 있다.

Fig.21과 Fig.27은 각 확률변수의 COV의 변화에 따른 파손확률을 보여준다. 안정성 평가방법의 경우, 파손확률에 미치는 영향이 $M > So(\sigma_{ys}) > \alpha, n$ 의

순이고, 3단계 평가방법의 level 3의 경우, $M > n > \alpha > So(\sigma_{ys})$ 의 순으로 파손확률에 영향을 미치는 것을 보여준다. 이것은 적용한 모델이 재료의 특성보다 외부하중에 더 민감함을 보여주는 결과이며, 안정성 평가방법의 경우, 변형도경화(strain hardening)의 영향이 적음을 나타내주는 결과이며, 3단계 평가방법의 level 3의 경우는 기준응력(reference stress)을 사용하여 단순히 항복응력, σ_{ys} 보다는 실제 응력-변형도의 관계를 고려하였기 때문에, $So(\sigma_{ys})$ 만의 영향

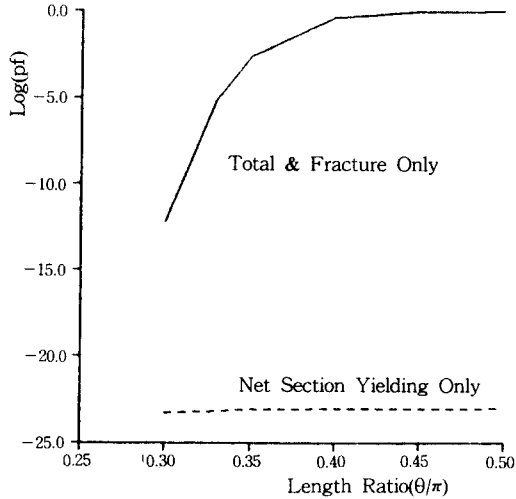


Fig.28 P_f comparison of fracture & plastic collapse (stability assessment method)

이 배제된 결과임을 보여준다.

Fig.22과 Fig.28는 순단면 항복(net section yielding) 기준에 대한 파손확률을 보여주며, 안정성 평가방법의 경우나 3단계 평가방법의 level 3의 경우에 그 영향이 적음을 알 수 있다. 특히 안정성 평가방법의 경우에는 불안정균열증가(unstable crack growth)가 주된 파손형태임을 보여주는 결과이다.

5. 결 론

본 논문에서는 균열을 갖는 구조부재의 안전도를 평가하기 위해 신뢰성해석을 통한 건전성 평가방법을 제시하였다. 4장의 균열이 있는 시편과 균열이 있는 파이프의 계산결과들과 고찰로 부터 얻어진 몇가지 결론은 다음과 같다.

1) 파괴에 관한 평가의 경우, 구조물에 존재하는 균열은 필연적으로 성장한다. 만약 이러한 균열성장이 안정균열성장이라면, 검사에 의해 유지 및 보수가 가능하며, 안정균열성장을 고려하여 계산된 파손확률이 균열진전개시만을 고려한 파손확률값보다 작게 계산된다. 따라서, 구조물의 건전성평가에 균열진전개시뿐만 아니라 안정균열성장을 포함하는것이 재료가 하중을 견딜 수 있는 능력을 충분히 이용하는 보다 효율적인 건전성 평가방법임을 알 수 있다.

2) 신뢰성계산의 경우, 균열의 안정성장을 고려하는 파괴문제의 경우 파손함수는 비선형성이 크다.

이와 같이 비선형성이 큰 파손함수의 파손확률의 계산에서, 근사적인 파손확률의 계산은 반드시 검증이 필요하다. 따라서, 본 논문에서 이용한 2차 모멘트법에 의한 파손확률계산의 정확성을 검증하기 위해 Monte Carlo Simulation 방법에 의한 계산을 수행한 결과, MVFOSM의 계산결과와는 많은 차이를 보이지만, AFSOM의 계산 결과는 Monte Carlo 방법과 잘 일치하는 매우 신뢰할 만한 결과를 얻을 수 있다.

3) 안정균열성장을 고려한 파손확률계산의 경우, 균열이 증가하여 구조부재의 재료거동이 변할 수 있다. 특히, 탄소성영역에서 소성붕괴를 일으키는 소성영역으로 변할 경우, 구조부재의 파손은 탄소성파괴에서 소성영역으로 변할 경우, 구조부재의 파손은 탄소성파괴에서 소성붕괴로 주된 파손양식이 변하게 되므로 이러한 영역에서의 파손확률은 탄소성파괴와 소성붕괴의 2가지 경우에 대하여 각각 구하여 구조부재의 파손확률을 계산하여야 한다.

4) 다양한 환경속에 존재하게 되는 수많은 구조물의 건전성을 평가하기 위해서는, 구조물 거동의 전영역에 걸친 해석이 수행되어야 한다. 본 논문에 제시된 3단계평가방법과 안정성평가방법을 사용하면, 선형탄성, 탄소성 및 소성붕괴까지 전영역에서 주어진 자료나 여건에 따라 적절한 수준에서 건전성평가를 수행할 수 있으며, 아울러 신뢰성해석을 통해 환경이나 재료특성에 포함되어 있는 불확실성(uncertainty)의 영향도 고려할 수 있다.

5) 신뢰성해석을 통한 구조부재의 건전성평가에서 각각의 건전성 평가방법들을 사용하여 구한 파괴확률과 안전계수를 비교할 때, 하나의 안전계수나 하중계수가 구조부재의 안전도를 정확히 표현할 수 없음을 보여 주었다. 재료나 환경에 대한 불확실성을 좀더 엄밀히 고려할 수 있고 더 많은 경우에 대하여 파손확률의 계산이 수반된다면, 안전계수를 사용하기 보다는 신뢰성해석으로 부터 얻어지는 목표파괴확률(target probability of failure) 또는 목표신뢰성지수(target reliability index)를 통해 보다 엄밀하게 정량화된 안전도를 얻어 사용할 수 있을 것이다.

참 고 문 헌

[1] 김수현, "Monte Carlo 법을 이용한 파괴확률 계산법연구", 서울대학교 공과대학 석사논문,

- 1990.
- [2] 김영진, 정해동, "원자력발전소 압력용기 및 배관계통의 건전성평가", 대한기계학회지, 제31권, 제3호, pp.244-250, 1991.
- [3] Ainsworth, R.A., "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Material", Engineering Fracture Mechanics, Vol.19, pp.633-642, 1984.
- [4] Anderson, T.L., "Elastic-Plastic Fracture Mechanics... A Critical Review", Ship Structure Committee, SSC-345, 1990.
- [5] Anderson, T.L., Fracture Mechanics—Fundamentals and Application, CRC Press, 1991.
- [6] Ang, A.H.S. and Tang, W.H., Probability Concept in Engineering Planning & Design—Vol.(II), Jhon Wiley & Sons Inc., 1984.
- [7] ASME, "Evaluation of Flaws in Austenitic Steel Piping", ASME Section XI Task Group on Pipe Flaw Evaluation, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.108, pp.352-366, 1986.
- [8] Asano, M., Fukakura, J., Kashiwaya, H. and Saito, M., "Application of the R6-rev.3 Approach to Ductile Fracture Analysis of Carbon Steel Pipe with a Circumferential Through-Wall Crack", Proc. of the KSME/JSME Joint Conference, Fracture & Strength '90, pp.714-722, 1990.
- [9] Christensen, P.T. and Baker, M.J., Structural Reliability Theory and Its Application, Springer-Verlag, March, 1982.
- [10] Fujikubo, M., Berge, S. and Moan, T., "CTOD Estimates of Surface Cracked Wide Plates in Bending—II. Level-3 CTOD Method", Engineering Fracture Mechanics, Vol.40, No. 3, pp.641-651, 1991.
- [11] Gates, R.S., "Some Aspects of Elastic-Plastic Probability Fracture Mechanics", Proc. of Pressure Vessel and Piping Conference, pp. 107-195, 1984.
- [12] Gilles, P. and Brust, F.W., "Approximate Methods for Fracture Analysis of Tubular Members subjected to Combined Tensile and Bending Loads", Proc. of OMAE Conference, pp.145-152, 1989.
- [13] Kanninen, M.F. and Popelar, C.H., Advanced Fracture Mechanics, Oxford Univ. Press, 1985.
- [14] Kurth, R.E. and Brust, F.W., "A Probabilistic Elastic-Plastic Fracture Mechanics Analysis Through-Wall Cracked Tubular Members", Proc. of 9th OMAE Conference, pp.169-181, 1990.
- [15] Larsson, L.H., Elastic-Plastic Fracture Mechanics, D.Reidel Pub., 1985.
- [16] Milne, I., "Fracture Mechanics makes easy", Applied Mechanics Reviews, Vol.41, No.2, pp. 50-60, Feb., 1988.
- [17] Rhee, H.C. and Salama, M.M., "Comparative Evaluation of Fracture Mechanics Methodologies as Applied to Offshore Structural Design and Integrity Analysis", Proc. of 16th Offshore Technology Conference, OTC 4772, pp.507-516, 1984.
- [18] Rhee, H.C. and Salama, M.M., "Application of Fracture Mechanics Method to Offshore Structural Crack Instability Analysis", Proc. of 16th Offshore Technology Conference, OTC 4772, pp.507-516, 1984.
- [19] Zhao, W., "Reliability Analysis of Fatigue and Fracture under Random Loading", Ph.D., Thesis, Dept. of Civil Eng. Imperial College, 1989.