

구속상태를 고려한 반타원 표면균열의 파손평가선도

서 헌* · 한태수* · 이형일**
(1999년 2월 24일 접수)

Failure Assessment Diagrams of Semi-Elliptical Surface Crack with Constraint Effect

Heon Seo, Taesoo Han and Hyungyil Lee

Key Words: Semi-Elliptical Surface Crack (반타원 표면균열), J -Integral (J -적분), T -Stress (T -응력), Line-Spring Finite Element (Line-Spring 유한요소), Constraint (구속상태), Failure Assessment Diagram (파손평가선도), Failure Assessment Curve (파손평가곡선)

Abstract

In recent years, the subject of remaining life assessment has drawn considerable attention in the power generation industry. In power generation systems a variety of structural components, such as steam pipes, turbine rotors, and superheater headers, typically operate at high temperatures and high pressures. Thus a life prediction methodology accounting for fracture and rupture is increasingly needed for these components. For accurate failure assessment, in addition to the single parameter such as K or J -integral used in traditional fracture mechanics, the second parameter like T -stress describing the constraint is needed. The most critical defects in such structures are generally found in the form of semi-elliptical surface cracks in the welded piping-joints. In this work, selecting the structures of surface-cracked plate and straight pipe, we first perform line-spring finite element modeling, and accompanying elastic-plastic finite element analyses. We then present a framework for including constraint effects (T -stress effects) in the R6 failure assessment diagram approach for fracture assessment.

1. 서 론

원자력· 화력 발전설비, 석유화학설비 그리고 제철· 제강설비 등의 압력용기, 보일러, 주증기관, 가스터빈 (블레이드) 등의 주요기기나 부품들은 고온, 고압과 부식 등 가혹한 환경하에서의 장기 사용으로 인해 점차 노후화 되어 간다. 따라서 산업설비들의 수명기간중 주요기기의 건전성을 확인하는 가동중 검사가 주기적으로 수행된다. 이러한 검사에서 발견된 현재 운전중인 기기내 균열의 발생과 성장, 구조두께의 감소, 파괴인성치의 저하, 피로손상의 누적과 같은 기기의 기능 저하나 상실 징후는 정량적 또는 정성적으로 평가되어

설정된 수명기간 내의 기기 건전성 확보에 활용되고 있다. 가혹한 환경하에서의 장기사용시, 대부분의 기기내 실제 결함은 제작시 열영향을 받아 구조적으로 이미 취약해진 배관 용접접합부에서 발생되고, 이 용접접합부에 발생하는 균열은 반타원 표면균열로 형상화되어 파괴역학의 실제 응용에서 발견할 수 있는 가장 복잡한 형상과 하중특성을 갖게 된다.

한편 전통적인 파괴역학에서 응력과 변형률장은 선형탄성 파괴역학의 응력확대계수 K 와 탄· 소성 파괴역학의 J 와 같은 1차변수들에 의해 기술되어진다. 그러나 이러한 1차변수의 유효성은 시편의 기하학적 형상이나 하중상태에 의해 제한받는다. 이로 인해 균열선단에서의 응력과 변형률장을 정량화함에 있어, 위의 1차변수인 K 또는 J 와 더불어 기하학적 형상이나 하중형상을 반영할 수 있는 인자가 필요하다. Larsson과 Carlsson⁽¹⁾은 Williams⁽²⁾의

* 서강대학교 대학원 기계공학과

** 회원, 서강대학교 기계공학과

탄성균열선단에서의 응력장 전개식 중 두 번째 항이, 탄·소성 균열선단에서 발생하는 소성역의 크기와 형상에 중요한 영향을 줌을 보였다. 이러한 점에 주목하여 Rice⁽³⁾는 균열선단에서 뺀어 나오는 두 개의 대칭 전단밴드모델을 통하여 두 번째 항의 소성역 크기에 대한 영향을 해석적으로 기술하였다. 여기서 Rice는 응력장 전개식 중 두 번째 항을 T -응력이라고 칭하였는데, 이는 균열에 평행한 비특이성 인장 또는 압축응력성분을 나타낸다. Betegon과 Hancock⁽⁴⁾은 여러 가지 T -응력을 갖는 변형경화 평면변형률 시편들의 균열선단 응력장을 살펴봄으로써, Small Scale Yielding (SSY) 조건하에서의 탄·소성 균열선단 응력상태를 Williams 응력장 전개식 중 처음 두 항에 의하여 정량적으로 기술할 수 있음을 보였다.

이를 배경으로 본 연구에서는 먼저 반타원 표면 균열을 갖는 평판의 3차원 균열해석을 통하여 line-spring 모델의 두 변수값들에 대한 신뢰성을 검증한다. 이어 신뢰성이 검증된 line-spring 모델을 사용하여 평판과 직판의 반타원 표면균열에 대해 탄·소성 유한요소해석을 수행한다. 또한 파괴와 소성붕괴가 두 개의 변수들에 의해 연계적으로 동시에 설명되는, R6 FAD (Failure Assessment Diagram)와 실제구조물에 대한 FAD를 이용하여, 평판과 직판에 대해, 구속상태를 고려한 건전성 평가 개념을 정리하고자 한다.

2. Line-spring 유한요소

2.1 Line-spring 유한요소의 개념

Line-spring 모델은 평판이나 판형 구조물에서 부분관통 표면균열의 응력확대계수를 효율적으로 계산하기 위해 Rice와 Levy⁽⁵⁾에 의해 개발되었다. Parks⁽⁶⁾는 일반적인 유한요소 코우드에 선형 탄성 line-spring 모델을 이용하여 얻어진 K_I 값이 표면 균열선단의 거의 모든 영역에서 정확하다는 것을 보였다. 또한 Parks와 White,⁽⁷⁾ White 등⁽⁸⁾은 이 모델을 증분소성이론에 기초하여 탄·소성 문제 해석에 확장 응용하였다. Lee와 Parks⁽⁹⁾는 한 걸음 더 나가 line-spring 모델을 이용하여 표면균열의 선단을 따라 분포하는 탄·소성 균열선단 응력들을 두 개의 변수 J - T 로써 설명하였다. 이러한 line-spring 모델의 가장 큰 장점은 복잡한 3차원문제를 다루기 쉬운 2차원 문제로 단순화시킴에 있다.

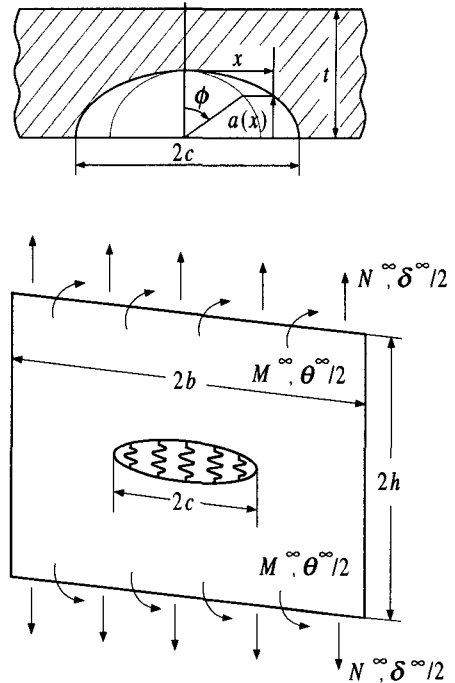


Fig. 1 Cross section of a part-through surface crack with a length $2c$ and varying depth $a(x)$ in a shell of thickness t (above). Schematic illustration of line-spring model which converts the part-through surface crack to the through-crack with a generalized foundation (below).

부분관통 표면균열이 있는 평판이나 셸에서는 균열이 없는 경우와 비교했을 때, 부분관통 표면 균열이 존재함으로써 추가적 컴플라이언스가 존재한다. Line-spring 모델의 주요한 특징은 관통균열 양쪽면을 연결시켜주는 요소가 있다고 가정하여 이러한 추가적인 컴플라이언스를 고려하는 것이다. 이러한 추가적인 컴플라이언스는 Fig. 1에 도식적으로 나타난 두께 t 의 판형구조에 존재하는 전체 균열길이 $2c$ 의 부분관통 표면균열에 의해 설명되어진다. 여기서 x 좌표는 반타원 표면균열의 중심 ($x=0$)으로부터의 거리이고 $a(x)$ [$0 \leq a(x) \leq t$, $|x| \leq c$]는 각 위치 x 에서의 균열깊이이다. 하중과 기하학적 형상이 대칭일 경우, 추가적인 컴플라이언스를 갖는 요소에 의해, 셸에 전달되는 합력은 단위 길이당 힘 $N(x)$ 와 모우멘트 $M(x)$ 이고, 이들로부터 변위 $\delta(x)$ 와 회전 $\theta(x)$ 가 계산되어진다. Fig. 1에 나타난 line-spring 유한요소의 컴플라이언스는 표면

균열에서 각 균열깊이 $a(x)$ 에 따라 변하게 된다. 만약 $2c \gg t$ 이면 표면균열은 평면변형을 SEC (Single Edge Crack) 시편으로 볼 수 있고, 이 경우 균열깊이 $a(x)$ 는 일정한 상수가 된다. 이러한 극단적인 경우에 착안하여, 위치 x 에서 요소의 추가적 컴플라이언스는 동일한 균열깊이 $a(x)$ 와 두께 t 를 갖는 평면변형을 SEC 시편의 컴플라이언스 값으로 취해진다.^(5,10) 이러한 추가적 컴플라이언스의 도입으로 인해 복잡한 3차원 표면균열문제는 일반화된 2차원 경계치 문제로 단순화된다. 인장하중을 받는 쉘과 요소의 결합모델을 해석하였을 경우 요소에서 변위와 하중이 계산된다. 결국 균열선단에서의 위치 x 에 따른 파괴변수 $K_I(x)$, $J(x)$, $CTOD(x)$ 등은 혼합하중 $N(x)$, $M(x)$ 를 받는 두께 t , 균열깊이가 $a(x)$ 인 평면변형을 SEC 시편에서의 파괴변수값들과 동일한 값을 갖게 된다. 이 같은 개념들은 혼합모우드시에도 유효하게 확장된다.⁽¹¹⁾

2.2 Line-spring 요소의 유효성 검증

반타원 표면균열을 갖는 평판과 직관의 탄·소성 유한요소해석에 사용될 line-spring 유한요소의 신뢰성을 검증하기 위해, 평판의 인장과 굽힘 두 가지 하중조건에 대해 유한요소해석을 수행한 후, 3차원 모델과 line-spring 모델의 1차, 2차변수 J - T 값을 비교해 보았다. 반타원 표면균열을 갖는 평판과 직관의 기하형상과 하중 대칭성을 고려하여, 1/4 형상만을 Fig. 2에 나타내었다. 이 평판의 전체 길이는 $2h$, 전체 폭은 $2b$ 그리고 두께는 t 이다. 또한 직관의 전체 길이는 $2h$, 내경은 R 그리고 두께는 t 이다. 반타원 표면균열은 평판의 경우 평판 중심에 위치하며, 직관의 경우 직관중심 외측에 위치한다. 반타원 표면균열 해석을 위한 평판과 직관의 균열선단부 3차원 요소망은 약 3000개의 절점들과 700개의 C3D20⁽¹²⁾ 요소들로 구성되어진다 [Fig. 3(c)-(d)]. 또한 균열선단부를 포함한 전체 평판/직관의 3차원 유한요소 모델은 Fig. 3(a)-(b)와 같고, 약 7500개의 절점들과 1500개의 C3D20⁽¹²⁾ 요소들로 구성되어진다. 3차원 유한요소해석과 line-spring 모델 유한요소해석에 사용된 평판의 기하 및 균열형상은 $b/t = 8$, $h/t = 16$, $a/t = 0.6$, $a/c = 0.24$ 그리고 $t = 5\text{mm}$ 이며, 직관의 경우는 $h/R = 5.0$, $R/t = 6.67$, $a/t = 0.5$, $a/c = 0.3$ 그리고 $t = 3\text{mm}$ 이다.

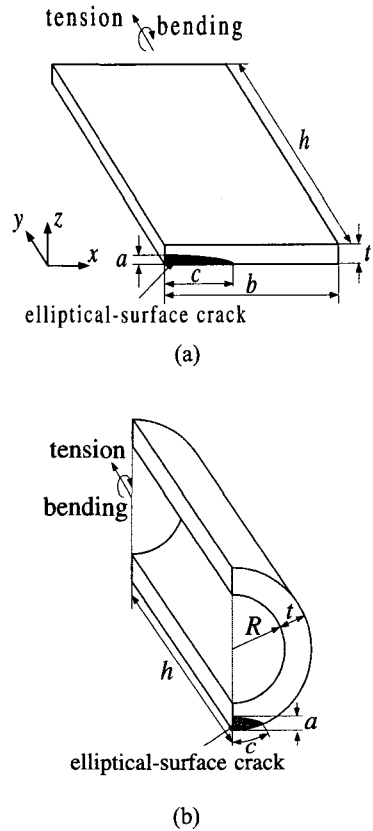


Fig. 2 Schematic of one-quarter of a surface-cracked (a) plate and (b) pipe.

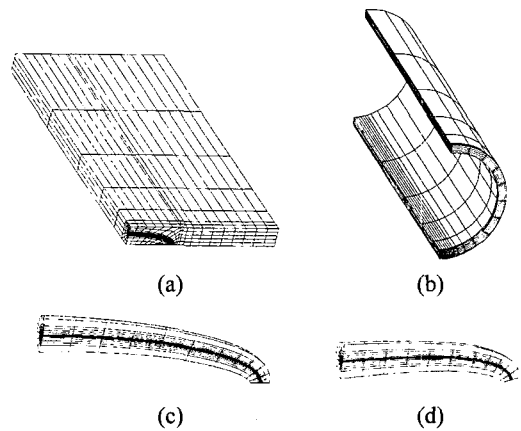


Fig. 3 The entire 3D mesh of surface-cracked (a) plate, (b) pipe and 3D mesh near the crack front of (c) plate ($a/t = 0.6$, $a/c = 0.24$), (d) pipe ($a/t = 0.5$, $a/c = 0.3$).

대표적으로 평판에 인장과 굽힘하중이 작용하는 경우, 반타원 균열선단을 따라 J 값을 $EJ/(\sigma_a^2 b)$ 형태로 무차원화시켜 나타내면 Fig. 4(a)-(b)와 같다. 여기서 σ_a 는 인장하중시는 평균 작용응력으로 $\sigma_a = F/bt$ 이고, 굽힘하중시는 최대 작용응력으로 $\sigma_a = 6M/bt^2$ 이다. 인장하중의 경우에는 반타원 표면 균열의 중심에서 J 값이 최대가 되며, 자유면의 경계근처 ($x/c = 1$)로 갈수록 J 값이 감소하는 것이 관찰된다. 굽힘하중의 경우에는 균열중심에서 J 값이 최소가 되며 자유면 경계근처로 갈수록 J 값이 증가하는 특징이 있다. 한편 대칭 line-spring 유한요소 LS3S⁽¹²⁾ 모델과 비대칭 line-spring 유한요소 LS6⁽¹²⁾ 모델의 J 값은 모든 균열선단에서 동일하다. 또한 자유면 경계를 제외한 모든 균열선단 영역에서 line-spring 모델과 3차원 연속체 모델의 J 값 오차는 4% 미만으로 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 4(c)-(d)에는 반타원 표면균열을 갖는 평판에 인장하중과 굽힘하중이 작용하는 경우, 균열선단을 따른 T -응력이 T/σ_a 의 무차원화된 형태로 나타나 있다. 인장하중시 T -응력값은 모든 균열선단 영역에서 음의 값이며, 균열중심부 ($x/c = 0$)에서 자유경계면으로 갈수록 T -응력값이 증가한다. 여기서 line-spring 모델로부터 얻은 T -응력값들도 동일한 경향을 보이지만 증가폭은 3차원 연속체 모델에 비하여 작고, 모델의 특성상 자유경계면에서 T -응력값이 감소하는 것을 볼 수 있다. 자유경계면을 제외한 균열선단 영역에서 3차원 연속체 모델과 line-spring 모델의 T -응력값들은 5% 미만의 오차를 보이며 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 한편 굽힘하중을 가한 경우 T -응력값은 $x/c < 0.8$ 인 영역에서 양의 값을 갖으며, 균열중심부에서 자유경계면으로 갈수록 T -응력값이 감소한다. 인장시와 동일하게 굽힘하중이 작용하는 경우도 자유경계면을 제외한 모든 반타원 표면균열선단 영역에서 3차원 연속체 모델과 line-spring 모델의 T -응력값들은 5% 미만의 오차를 보이며 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 한편 직판의 인장과 굽힘하중에서도 평판과 동일한 수준의 오차율을 보이며, 3차원 유한요소해석과 line-spring 유한요소해석에서 계산된, J - T 값들이 잘 일치하는 것을 확인할 수 있었다. 또한 평판과 직판의 인장시 균열선단을 따른 J - T 값들의 분포는 동일하지만, 굽힘시는 평판과 직판의 구조적 굽힘강성의 차이로 서로 다른 경향을 보이게 된다.

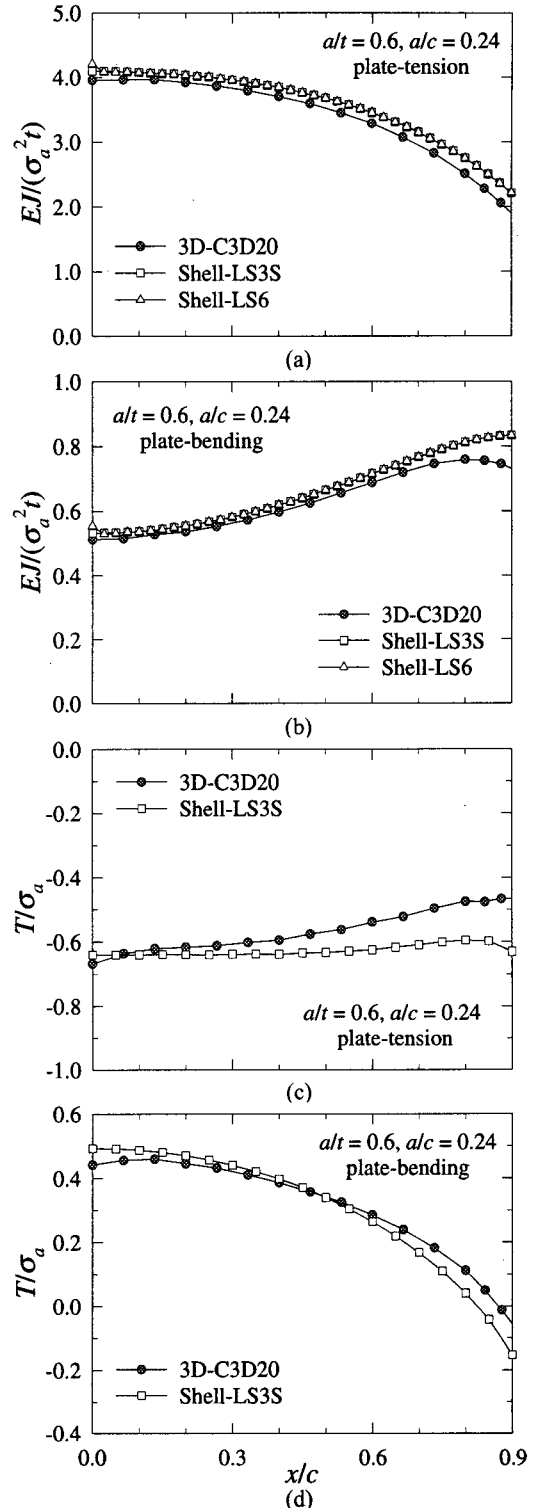


Fig. 4 Normalized J - T distribution along the crack front of surface-cracked plate under remote tension [(a), (c)] and bending [(b), (d)].

3. 구속상태를 고려한 파손평가선도

3.1 R6 파손평가선도의 개요

Dugdale⁽¹³⁾은 소성역의 크기가 쉘두께보다 매우 크다고 가정하고 소성역을 균열선단 앞쪽에 스트립(strip)형으로 모델링하였다. 이때 재료를 탄성-완전 소성으로 가정하면 스트립에서는 $\sigma_{22} = \sigma_y$ 이다 (σ_y 는 항복응력). 또한 재료의 항복은, 균일응력 $\sigma_{22} = \sigma$ 가 작용하고 있는 무한평판에 균열이 있는 경우 Fig. 5와 같이, 소성역으로 인해 균열의 길이가 외관상 길어지는 것과 같은 영향을 준다고 가정하였다. 이러한 항복 스트립, $a < |x_1| < c$, 에서는 응력 $\sigma_{22} = \sigma_y$ 에 의해 균열면의 열림이 제한을 받으며, 스트립의 길이 d 는 경계 응력장의 조건에 의해 결정되어진다. 결국 이 문제는 비균열체에 인장하중 ($\sigma_{22} = \sigma_y$) 이 작용하는 경우의 해와 균열체의 균열면에 압력 [$p_2(x_1) = \sigma, |x_1| < a$; $p_2(x_1) = \sigma - \sigma_y, a < |x_1| < c$] 만 작용하고 있는 경우의 해를 이용한 중첩이론에 의해 구해질 수 있다. 결과적으로 소성역의 길이 d 와 파괴변수들의 비는 다음과 같이 표현된다.⁽¹⁴⁾

$$d = a \left[\sec\left(\frac{\pi a}{2\sigma_y}\right) - 1 \right] \quad (1)$$

$$\left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)_f = \frac{\sigma_f}{\sigma_y} \left\{ \frac{8}{\pi^2} \ln \left[\sec\left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma_f}{\sigma_y}\right) \right] \right\}^{-0.5} \quad (2)$$

여기서 K_I 은 모드 I 응력확대계수, K_{IC} 는 파괴 인성치, σ_f 는 파단응력이다. Harrison, Loosemore 그리고 Milne⁽¹⁵⁾는 선형탄성 파괴 ($\sigma_f/\sigma_y \ll 1$) 를 파손의 한 극한조건으로 보고, 대변형에 의한 소성 항복붕괴 ($\sigma_f/\sigma_y \rightarrow 1$) 를 파손의 다른 한 극한조건으로 생각하여 이 두 극한조건들을 보간하는데 식 (2)를 사용하였다. 이 경우 여러 균열 형상들에 식 (2)를 모두 적용시키기 위해서는 항복응력 σ_y 가 소성붕괴응력 σ_c 로 대체 되어야 한다. 따라서 결과적으로 파손평가곡선 (\equiv R6 곡선)은 다음과 같게 된다.

$$\left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)_f = \frac{\sigma_f}{\sigma_c} \left\{ \frac{8}{\pi^2} \ln \left[\sec\left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma_f}{\sigma_c}\right) \right] \right\}^{-0.5} \quad (3)$$

여기서 소성붕괴응력 σ_c 는 극한해석을 통해 결정 될 수 있다.

이러한 Dugdale 모델 해석에 기초하여 R6 FAD (Failure Assessment Diagram)는 $K_r - S_r$ 평면에 나타내어진다. 여기서 $S_r = \sigma/\sigma_c$, $K_r = K_I/K_{IC}$ 이고 이들은 σ 와 K_I 변수들을 통해 작용하중에 비례하는 변수들이다. Fig. 6에 나타나 있는 파손평가곡선은 식 (3)을 만족하는 점들 $(K_r)_f$, $(S_r)_f$ 의 궤적이다. R6 FAD위에 각각의 하중 및 균열상태에 따른 K_r 및 S_r 을 도시하여, 파손평가곡선안에 위치하면 안전하고, 밖에 위치하면 파손상태로 평가할 수 있다. 또한 구조물의 안전계수는 원점 O에서 떨어진 거리 \overline{OA} 와 파손평가곡선과의 교차점까지의 거리 \overline{OB} 의 비로 표현할 수 있다. 즉 안전계수는 $\overline{OB}/\overline{OA}$ 이다.

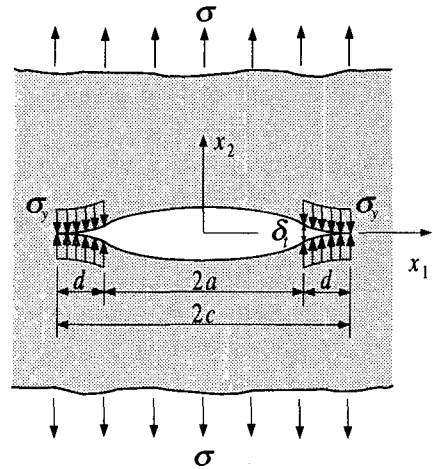
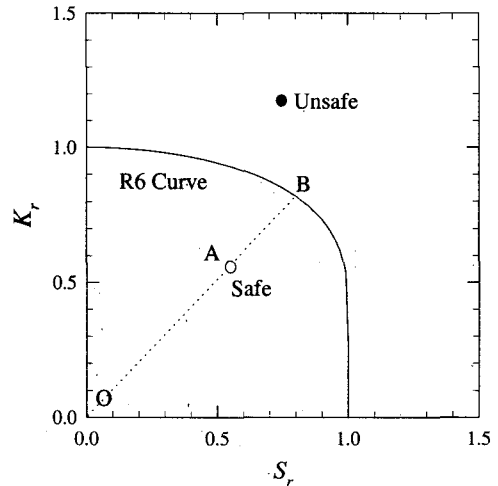


Fig. 5 The Dugdale model.



The FAD (Failure Assessment Diagram).

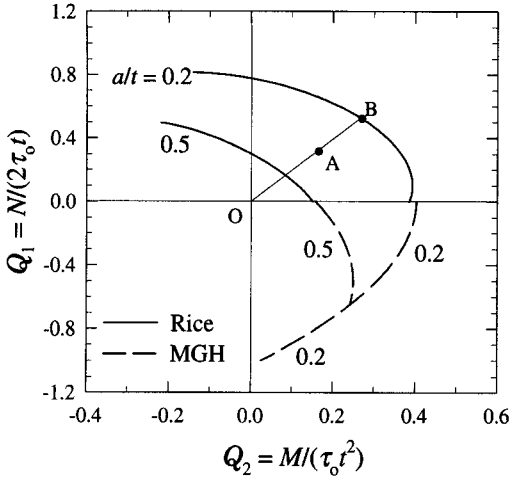


Fig. 7 Combined tension and bending yield surfaces for $a/t = 0.2$ and 0.5 in the generalized force space, the coordinates of which are normalized with SEC specimen thickness and shear flow strength τ_0 .

3.2 Line-spring 모델의 파괴변수와 소성붕괴변수

FAD 작성시 사용되는 파괴변수 K_r 은 유한요소 해석시 계산되는 J -적분값과 재료의 파괴인성치 비로 식 (4)와 같이 정의된다.

$$K_r = \sqrt{J/J_{IC}} \quad (4)$$

또한 소성붕괴변수 S_r 은 Rice⁽¹⁶⁾와 수정된 Green-Hundy⁽⁸⁾의 항복곡면 (Fig. 7)을 사용하여 정의된다. 이러한 Rice와 수정된 GH 항복곡면들은 균열선단에 힘과 모우멘트가 동시에 작용할 때, 각각의 축이 $Q_1 = N/(2\tau_0 t)$ 과 $Q_2 = M/(\tau_0 t^2)$ 의 무차원화된 힘으로 정의되는, 일반적인 힘 공간에서 Fig. 7과 같이 표현된다. 여기서 $\tau_0 (= \sigma_0/\sqrt{3})$ 는 전단유동 응력이며, t 는 SEC 시편의 두께이다. 항복곡면을 이용하여 소성붕괴변수를 정의하기 위해서는 먼저 line-spring을 사용한 탄·소성 유한요소해석을 통해 균열선단의 리가먼트에 걸리는 힘 (N)과 모우멘트 (M)를 계산한다. 이어 각각의 힘성분을 무차원시켜 일반적인 힘공간에서 한 점 (A)을 구한다. 이러한 계산된 점을 이용하여 원점 (O)에서 떨어진 거리 (\overline{OA})와 항복곡면과의 교차점까지의 거리 (\overline{OB})의 비 ($\overline{OA}/\overline{OB}$)로 소성붕괴변수 S_r 을 정의한다. 이 때 Q_1 이 양인 경우는 Rice 항복곡면⁽¹⁶⁾을 사용하며,

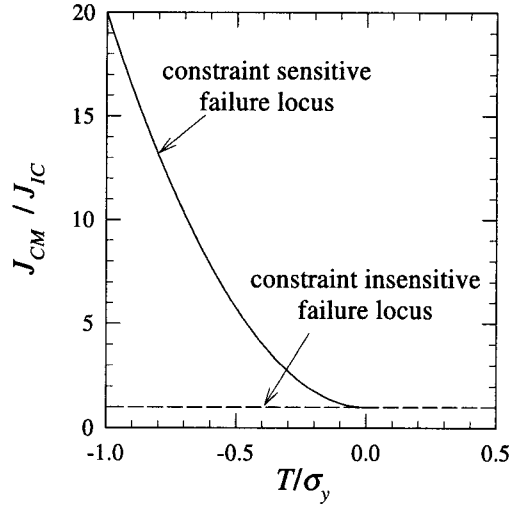


Fig. 8 Idealized J - T failure loci.

Q_1 이 음인 경우는 수정된 Green-Hundy (Modified Green and Hundy: MGH) 항복곡면⁽⁸⁾을 사용한다.

구조물의 구속상태를 나타내는 2차변수 T -응력을 고려한 파괴변수 K_r 을 정의하기 위해서는, 구속 상태에 따른 파괴인성치의 새로운 정의 (J_{CM} : Modified J_{IC})가 필요하다. MacLennan과 Hancock⁽¹⁷⁾은 Fig. 8과 같이 T -응력의 크기에 따라 J_C 가 변화함을 보였다. T -응력이 음의 값을 갖게 되면 최대 20배 까지 파괴인성치가 증가하는 것을 알 수 있다. 이러한 관계를 이용하여 구속상태에 따른 파괴인성치는 식 (5)와 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} \tau > 0: J_{CM}/J_{IC} &= 1 \\ \tau < 0: J_{CM}(\tau)/J_{IC} &= 1.0 - 6.7\tau - 13.8\tau^2 \\ &\quad - 37.1\tau^3 - 11.0\tau^4 \end{aligned} \quad (5)$$

여기서 $\tau = T/\sigma_y$ 이다. 따라서 실제 구조물에 음의 T -응력이 작용할 경우에는, 파괴인성치의 증가로 인해 파괴변수 K_r 은 구속상태를 고려하지 않은 경우보다 작은 값을 갖게 된다.

3.3 평판과 직관의 파손평가선도

반타원 표면균열을 갖는 평판과 직관의 FAD 작성을 위해서는 line-spring 모델의 탄·소성 유한

요소해석이 필요하다. 이를 위해 해석에 사용될 ASTM 710의 재료 물성치에 대해 자세히 알아볼 필요가 있다. A710 강은 Fig. 9와 같이 탄성계수 $E = 208.4 \text{ GPa}$, 포아송비 $\nu = 0.256$ 을 갖는다. 또한 항복강도 $\sigma_y = 470 \text{ MPa}$, 최대인장강도 $\sigma_{us} = 677.4 \text{ MPa}$ 그리고 (평균) 유동응력 σ_o 는 항복강도와 최대 인장강도의 평균값으로 573.7 MPa 이다. Lloyd와 Reuter⁽¹⁸⁾에 의해 A710강의 인장실험결과가 제시되었으며, 변형경화지수 $n = 10$ 정도이다. Hancock 등⁽¹⁹⁾은 다양한 A710 균열시편에 대한 균열개구 변위 측정 실험을 통해, (T -응력에 의해 정의되는) 구속상태에 따라 재료물성치인 초기균열성장 균열개구변위 $\delta_{i,IC}$ 값이 달라지는 것을 보였다. 이 경우 A710의 파괴인성치는 구속상태가 가장 큰 CT 시편의 균열개구 변위를 측정된 후 이로부터 환산한 $J_{IC} = 120 \text{ MPa} \cdot \text{mm}$ 이다.

FAD 작성시 작용하중은 비균열체 항복하중의 0.6배를 가였고, R6 곡선 정의시 항복응력 σ_y 대신 유동응력 σ_o 를 사용하였다. 기하 및 균열형상은 평판의 경우 높이와 폭의 비 $h/b = 4$, 폭과 두께의 비 $b/t = 24$, 균열길이와 두께의 비 $c/t = 6$ 그리고 최대균열길이와 두께의 비 $a/t = 0.25, 0.5$ 이며, 직관의 경우 길이와 반경의 비 $h/R = 10$, 반경과 두께의 비 $R/t = 10$, 균열길이와 두께의 비 $c/t = 6$ 그리고 최대균열길이와 두께의 비 $a/t = 0.25, 0.5$ 이다 (Fig. 2 참조).

평판에 인장하중을 가한 경우 반타원 표면균열 선단을 따라 파괴와 소성붕괴의 두 변수를 계산하여 파손평가선도에 나타내면 Fig. 10(a)와 같다.

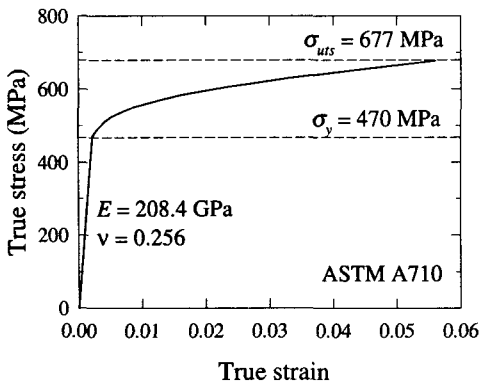
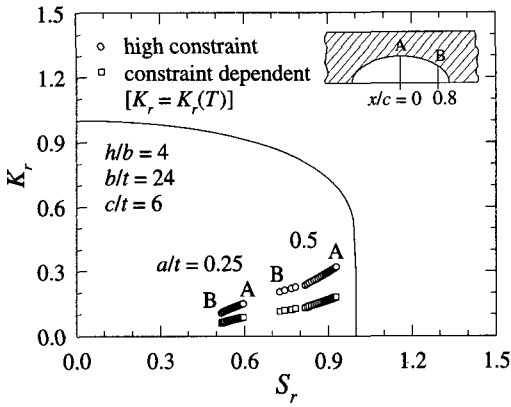


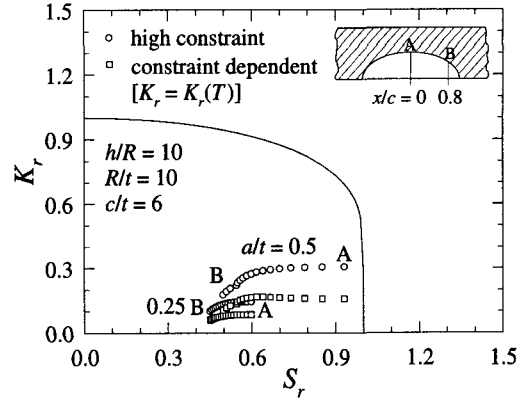
Fig. 9 Uniaxial true-stress vs. true-strain curve of ASTM A710 steel at room temperature.

균열길이가 증가할수록 안전계수가 작아지며 균열중심 ($x/c = 0$)에서 안전도가 가장 낮아짐을 쉽게 확인할 수 있다. 또한 인장하중시 각 균열선단에서의 T -응력은 모든 영역에서 음의 값을 갖게 된다. 이를 고려하여 파손평가선도에 균열선단을 따른 하중상태점들을 나타내면, T -응력을 고려하지 않은 파손평가선도에 비하여 K_r 값이 $alt = 0.25$ 와 0.5 일 경우 모두 균열중심에서 60%정도 감소하는 것을 알 수 있다. 이는 T -응력이 균열선단 전체에 걸쳐 음의 값을 갖게 되어, 파괴인성치값이 가장 보수적인 값 J_{IC} 보다 증가하기 때문이다 [식 (5) 참조]. 평판에 굽힘하중을 가한 경우 각 균열선단을 따라 파괴와 소성붕괴의 두 변수를 인장하중시와 동일하게 계산하여 파손평가선도에 나타내면 Fig. 10(b)와 같다. 균열길이가 증가할수록 안전계수가 작아 안전도가 낮으며, $alt = 0.25$ 인 경우는 균열중심에서 안전계수가 가장 작고, $alt = 0.5$ 인 경우는 $x/c = 0.8$ 에서 안전계수가 가장 작음을 알 수 있다. 또한 굽힘하중시 각 균열선단에서 T -응력을 계산하면 $alt = 0.25$ 인 경우는 모든 균열선단 영역에서 음의 값을 갖게 되지만, $alt = 0.5$ 인 경우는 $x/c > 0.7$ 인 영역에서만 음의 값을 갖게 된다. 이로 인해 T -응력을 고려하지 않은 파손평가점들에 비해, $alt = 0.25$ 일 경우 전 영역에서 $K_r(T)$ 값이 감소하지만, $alt = 0.5$ 일 경우는 $x/c > 0.7$ 인 영역에서만 T -응력이 음의 값을 갖게 되어 $K_r(T)$ 값이 감소하는 것을 알 수 있다.

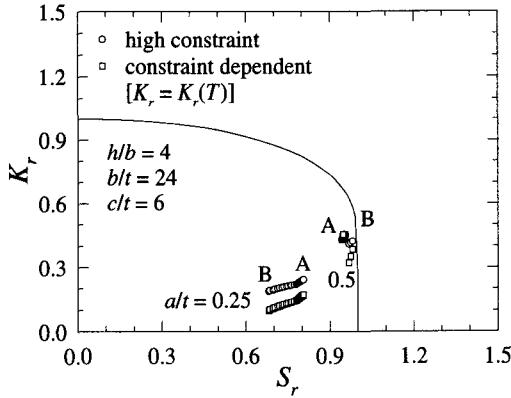
직관에 인장하중을 가한 경우 각 균열선단에서 파괴와 소성붕괴의 두 변수를 계산하여 파손평가선도에 나타내면 Fig. 11(a)와 같다. 평판에 인장하중을 가한 경우와 비교해서 직관에 인장하중을 가한 경우는 균열선단의 S_r 값이 넓은 범위에 걸쳐 분포하고 있으며 균열중심부에서 안전계수가 가장 작음을 알 수 있다. 최대균열길이가 증가하면 평판의 인장하중시와 동일하게 안전계수는 작아진다. 또한 인장하중시 각 균열선단에서 T -응력을 계산하면 모든 영역에서 음의 값을 갖게 된다. 이를 고려하여 파손평가선도에 나타내면, T -응력을 고려하지 않은 K_r 값에 비하여 $alt = 0.25$ 일 경우와 0.5 일 경우 모두 균열중심부에서 약 75% 감소하게 된다. 직관에 굽힘하중을 가했을 때 파손평가선도를 작성하면 Fig. 11(b)와 같다. $alt = 0.5$ 인 경우는 R6 곡선의



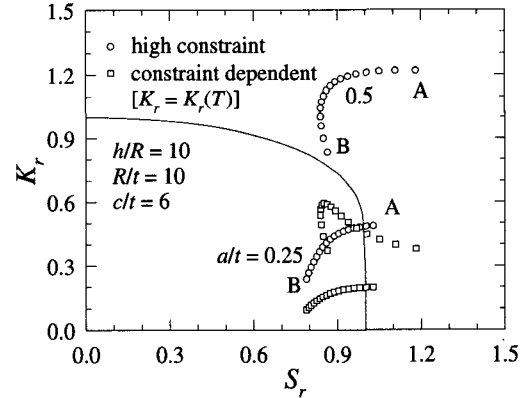
(a) Surface cracked plate under remote tension.



(a) Surface cracked pipe under remote tension.



(b) Surface cracked plate under remote bending.



(b) Surface cracked pipe under remote bending.

Fig. 10 Modified and unmodified FAD of surface cracked plate under remote tension, bending for two crack depths.

Fig. 11 Modified and unmodified FAD of surface cracked pipes under remote tension, bending for two crack depths.

바깥쪽에 모든 점들이 위치하게 되며, $alt = 0.25$ 인 경우도 균열중심에서 파괴와 소성붕괴의 두 변수가 R6 곡선 바깥쪽에 위치함을 알 수 있다. $alt = 0.25$ 일 때 균열중심부에서 T -응력을 고려하여 균열선단을 따른 하중상태점들을 파손평가선도에 나타내면 $K_r(T)$ 가 약 77%정도 작은 값을 갖게 되며, 또한 $alt = 0.5$ 인 경우 $K_r(T)$ 가 약 78%정도 작은 값을 갖는다. $alt = 0.5$ 일 때 T -응력을 고려한 경우는 $x/c > 0.3$ 인 영역에서 안전계수가 1보다 커진다는 것을 알 수 있다. 이는 T -응력이 음의 값을 갖게 되는 경우에 파괴인성치값이 가장 보수적인 값 J_{IC} 보다 증가하기 때문이다.

4. 구속상태를 고려한 파손평가곡선

4.1 실제구조물의 파손평가곡선식

R6 곡선은 앞장에서 설명한 바와 같이 무한 평판과 비경화성 재료로 가정된 Dugdale 모델로부터 유도되었다. 따라서 본 해석에 사용된 경화성 재료 A710의 정확한 건전성 평가를 위해서는 새로운 파손평가곡선 (Failure Assessment Curve: FAC)의 정의가 필요하게 된다. 또한 본 절에서는 앞절의 파손평가선도에서와 마찬가지로 구속상태를 고려한 파손평가곡선에 대해 살펴본다.

실제 기하구조인 3차원 표면균열의 균열선단 J -적분값은 쉘/line-spring 모델의 유한요소해석으로부터 구할 수 있다. 그런데 J -적분값은 균열선단에 따라 다르고, 균열선단 각각의 J -적분값을 사용하여 작성한 파손평가곡선 또한 여러 가지 형태로 구해진다. 본 절에서는 균열선단의 J -적분값 중 균열중심부 ($x/c = 0$)에서의 J -적분값 ($J|_{x/c=0}$)을 사용하여 파손평가곡선을 작성하였는데, 이는 다른 균열선단의 J -적분값을 사용하여 작성한 파손평가곡선에 비하여 가장 보수적이다. 즉 균열중심부의 J -적분값을 사용하여 작성한 파손평가곡선은 3차원 표면균열이 있는 구조물의 건전성을 실제적이면서 동시에 가장 안전한 측면에서 평가한다고 볼 수 있다.

새로운 파손평가곡선의 소성붕괴변수 S_r 은 파손평가선도 (FAD) 해석모델에서와 같이 항복응력 σ_y 대신 유동응력 σ_o 를 사용하였고 Rice⁽¹⁶⁾와 수정된 GH⁽⁸⁾의 항복곡면을 사용하여 정의하였다. Fig. 12은 파괴변수 K_r 을 정의하기 위해 파손평가선도를 도식적으로 나타낸 것으로 직선과 곡선은 각각 식 (6a)와 식 (6b)로 표현된다.

$$y_1 = \sqrt{J_e/J_{IC}} = K_I/K_{IC} \quad (6a)$$

$$y_2 = \sqrt{J_e/J_{tot}} \quad (6b)$$

직선은 응력상태에 따라 선형적으로 증가하고 곡선은 극한하중 (limit load)에서 J_{tot} 값인 분모가 증가하기 때문에 응력상태에 따라 감소한다. 여기서 전체 J_{tot} 은 탄성 J_e 와 소성 J_p 의 합으로 $J_{tot} = J_e + J_p$ 이다. 주어진 균열크기에서 하중이 증가하여 $y_1 = y_2$ 가 되면 $J_{tot} = J_{IC}$ 가 되어 균열이 성장한다. y_1 과 y_2 의 교차점 (A)보다 작은 y_1 위의 한 점 (B)과 교차점 A까지의 거리비 ($\overline{OA}/\overline{OB}$)는 평가대상 구조물의 안전도이며 구조형상에 따라 J_e/J_{tot} 는 다양한 함수형태를 갖게 된다. 이러한 개념을 배경으로 파손평가곡선 작성시 파괴변수 K_r 은 식 (7)과 같이 정의되어진다.

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J_{tot}}} \quad (7)$$

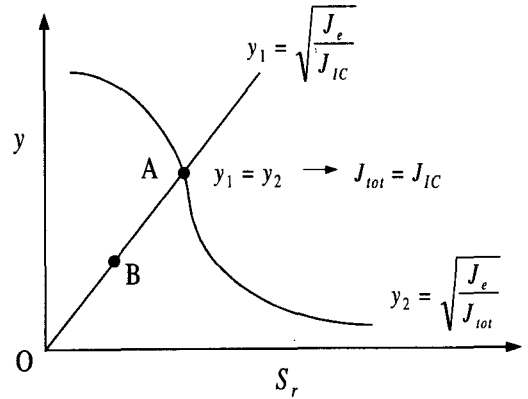


Fig. 12 Schematic of failure assessment diagram approach (initiation only).

T -응력을 고려하지 않은 경우의 파괴변수 K_r 을 식 (8)과 같이 새롭게 정의하였다.

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J_{tot}}} = \frac{K_I}{K_{IC}} = f(S_r) \quad (8)$$

그리고 가해지는 응력확대계수 K_r 을 구속상태가 고려된 실제 인성치 $K_{CM}(T) = K_{IC} \cdot g(T)$ 와 비교하면 식 (9)와 같은 관계를 얻는다. 여기서 K_{IC} 와 $K_{CM}(T)$ 는 각각 J_{IC} 와 $J_{CM}(T)$ 에 상응하는 인성치로, $g(T)$ 는 식 (5)로부터 $g(T) = \sqrt{J_{CM}(T)/J_{IC}}$ 이다. 식 (9)는 구속상태가 고려된 파손평가곡선식 (10)으로 변형된다.

$$\frac{K_I}{K_{CM}(T)} = \frac{K_I}{K_{IC} \cdot g(T)} = f(S_r) \quad (9)$$

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} = g(T) \cdot f(S_r) \quad (10)$$

파괴변수 K_r 은 구속상태 고려 여부에 관계없이 식 (8)과 식 (10)에서 동일한 형태 ($K_r = K_I/K_{IC}$)로 정의되나, 그에 상응하는 함수는 $f(S_r)$ 에서 $g(T) \cdot f(S_r)$ 로 바뀌는 점을 주목해야 한다.

4.2 평판과 직관의 파손평가곡선

대표적으로 Fig. 13(a)와 (b)는 각각 평판과 직관에 항복변위의 20배를 굽힘변위로 가한 경우 R6곡선, T -응력을 고려하지 않은 파손평가곡선, T -응력을 고려한 파손평가곡선 그리고 $alt = 0.25, 0.5$ 일 때 비균열체 항복변위의 60%에 해당되는 굽힘하중을 가한 경우 균열선단을 따른 S_r 과 K_r 을 나타낸 것이다. 여기서 소성파괴변수 S_r 은 파손평가선도 정의의 S 와 같이 항복응력 σ_y , 대신 유동응력 σ_o 를 사용하였고 Rice와 수정된 GH의 항복곡면을 사용하여 정의하였다. Fig. 13(a)에서 두께에 대한 최대 균열깊이비 (alt)가 0.5인 평판에 굽힘하중을 가하면 파괴인성치에 변화를 주지 않는 양의 T -응력값이 얻어져 T -응력을 고려하지 않은 파손평가곡선과 T -응력을 고려한 파손평가곡선은 일치한다. 이에 반해 두께에 대한 최대균열깊이비가 0.25인 경우는 파괴인성치를 증가시키는 음의 T -응력값이 얻어져 T -응력을 고려한 파손평가곡선은 T -응력을 고려하지 않은 파손평가곡선에 비하여 K_r 값이 증가하는 것을 알 수 있다. 또한 T -응력을 고려한 경우 균열 중심부에서의 (K_r 값) 안전도는 T -응력을 고려하지 않은 경우에 비하여 약 30% 증가한다. 배관두께에 대한 최대균열깊이비 (alt)가 0.25, 0.5인 직관에 굽힘하중을 가한 경우, 평판과는 달리, 모든 균열 선단에서 파괴인성치에 변화를 주는 음의 T -응력값이 얻어져 T -응력을 고려한 파손평가선도의 파괴변수 K_r 은 T -응력을 고려하지 않은 파손평가선도의 파괴변수 K_r 에 비하여 최대 2.5배 증가한다. 이에 따라 T -응력을 고려하지 않은 경우 $alt = 0.5$ 의 파손평가선도는 파손평가곡선의 바깥쪽에 위치하여 모든 균열선단에서 파단이 일어난다고 예측할 수 있지만 T -응력을 고려하면 균열중심부를 제외한 균열선단에서의 S_r 과 K_r 이 파손평가곡선의 안쪽에 위치하여 안전성을 보장할 수 있게 된다. 또한 모든 균열 선단에서의 안전계수가 증가하여 실제 구조물에서 보다 정확하게 건전성을 판단할 수 있게 된다.

5. 결론

본 연구의 수행을 통하여 먼저 부분관통균열 해석에 매우 효율적인 line-spring 유한요소모델의 신뢰성 및 유효성을 검증하였다. 이어 반타원 표면 균열을 갖는 평판과 직관의 line-spring 모델 탄·소성 유한요소해석을 통해, 구속상태가 고려된 (R6) 파손평가선도 개념을 정리하였다. 또한 반타원 표면

균열을 갖는 평판과 직관에 대해, 보다 실제적인, 구속상태를 고려한 파손평가곡선을 제시하였다. 반타원 표면균열을 갖는 평판과 직관의 인장과 굽힘 하중시, 반타원 표면균열선단을 따라 구속상태를 나타내는 T -응력값들은 음의 값들을 갖게 된다. 따라서 이러한 구속상태를 고려하게 되면 실제 재료의 파괴인성치값이 가장 보수적인 값 J_{IC} 보다 증가하기 때문에 파괴변수 K_r 값이 감소하게 된다. 이로 인해 파손평가선도에서 T -응력이 음의 값을 갖는 균열선단에서는 파손평가점들이 구속상태를 고려하지 않은 경우에 비하여 보다 파손평가곡선의 안쪽에 위치하여 안전계수가 증가하게 된다. 한편 파손평가곡선에서는 곡선형상 자체의 변화를 통하여 구속상태를 표현할 수 있게 된다.

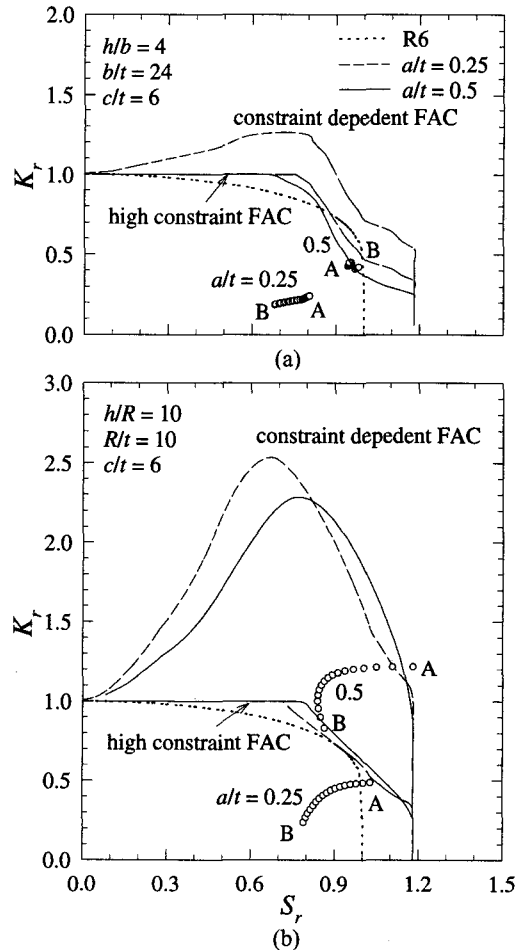


Fig. 13 Modified and unmodified FAC and FAD of surface cracked (a) plate (b) pipe under remote bending for two crack depths.

후 기

본 연구는 기초전력공학공동연구소의 1997년 전력기술 기초연구에 의해 이루어졌으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Larsson, S. G. and Carlsson, A. J., 1973, "Influence of Non-singular Stress Terms and Specimen Geometry on Small-scale Yielding at Crack Tips in Elastic-plastic Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 21, pp. 263~277.
- (2) Williams, M. L., 1957, "On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 24, pp. 111~114.
- (3) Rice, J. R., 1974, "Limitations to the Small-scale Yielding Approximation for Crack-tip Plasticity," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 22, pp. 17~26.
- (4) Betegon, C. and Hancock, J. W., 1991, "Two-parameter Characterization of Elastic-plastic Crack Tip Fields," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 58, pp. 104~110.
- (5) Rice, J. R. and Levy, N., 1972, "The Part-through Surface Crack in an Elastic Plate," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 39, pp. 185~194.
- (6) Parks, D. M., 1981, "The Inelastic Line-Spring: Estimates of Elastic-Plastic Fracture Mechanics Parameters for Surface-Cracked Plates and Shells," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 103, pp. 246~254.
- (7) Parks, D. M. and White, C. S., 1982, "Elastic-Plastic Line-Spring Finite Elements for Surface-Cracked Plates and Shells," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 104, pp. 287~292.
- (8) White, C. S., Ritchie, R. O. and Parks D. M., 1983, "Ductile Growth of Part-through Surface Cracks : Experiment and Analysis," *Elastic-Plastic Fracture : Second Symposium, Vol. I—Inelastic Crack Analysis*, Edited by Shih, C. F. and Gudas, J. P., *ASTM STP 803*, pp. I384~I409.
- (9) Lee H. and Parks D. M., 1995, "Enhanced Elastic-Plastic Line-Spring Finite Element," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 32, pp. 2393~2418.
- (10) Rice, J. R., 1972, "The Line-spring Model for Surface Flaws," *The Surface Crack : Physical Problems and Computational Solutions*, Edited by Swedlow, J. L., American Society of Mechanical Engineers, New York, pp. 171~185.
- (11) Desvaux, G. J., 1985, *The Line Spring Model for Surface Flaw : An Extension to Mode II and Mode III*, Chapters 2~3, Master Dissertation, Department of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology.
- (12) ABAQUS *User's Manual*, 1995, Version 5.5 Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, RI.
- (13) Dugdale, D. S., 1960, "Yielding of Steel Sheets Containing Slits," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 8, pp. 100~108.
- (14) Kanninen, M. F. and Popelar, C. H., 1985, *Advanced Fracture Mechanics*, Chapter 5, Oxford, New York.
- (15) Harrison, R. P., Loosemore, K., and Milne, I., 1976, "Assessment of the Integrity of Structures Containing Cracks," *CEGB Report No. R/H/R6*, Central Electricity Generating Board, United Kingdom.
- (16) Rice, J. R., 1972, "The Line-spring Model for Surface Flaws," *The Surface Crack : Physical Problems and Computational Solutions*, Edited by Swedlow, J. L., American Society of Mechanical Engineers, New York, pp. 171~185.
- (17) MacLennan and Hancock, J. W., 1995, "Constraint-based Failure Assessment Diagrams," *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, Vol. 64, pp. 287~298.
- (18) Lloyd, W. R. and Reuter, W. G., 1990, "Evaluation of Elastic-plastic Surface Flaw Behavior and Related Parameters Using Surface Displacement Measurements," *Fracture Mechanics : Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074*, Edited by Gudas, J. P., Joyce, J. A. and Hackett, E. M., pp. 322~336.
- (19) Hancock, J. W., Reuter, W. G. and Parks, D. M., 1993, "Constraint and Toughness Parameterized by T ," *Constraint Effects in Fracture*, Edited by Hackett, E. M., Schwalbe, K. H. and Dodds, R. H., *ASTM STP 1171*, pp. 21~40.