

# 선형파괴역학과 선형노치역학

김 윤 해

## Linear Fracture Mechanics and Linear Notch Mechanics

Yun-Hae Kim



● 김윤해 (한국해양대학교 재료공학과)  
● 1961년생  
● 기계공학을 전공하였으며, 복합재료의 제조와 강도평가 이종재의 집합과 용접부의 강도평가 및 각종 도금층의 마찰마모특성 평가와 선박용기소재의 소재개발에 관심을 가지고 있다.

### 1. 머리말

균열(crack)을 갖는 部材의 강도를 평가할 때에 있어서 응력확대계수를 이용하는 데에 대한 합리성은 현재까지 의심할 여지없는 사실로서 받아들여지고 있다. 그 근거는 소규모 항복의 조건이 만족되고 있을 때에는 균열의 치수가 틀리더라도 균열선단부근의 역학적 상태는 응력확대계수만에 의해 지배된다는 사실에 있다. 한편, 노치(notch)를 갖는 部材의 강도를 평가할 때에 최대응력만을 고려하는 것은 불충분하다. 예를 들면, 그것은 노치반경  $\rho$ 가 10 mm 정도의 노치와  $\rho$ 가 0에 상당하는 균열과는 최대응력  $\sigma_{max}$ 를 같게 하더라도 역학적 상태의 가혹함(severity)이 동일하게 되지 않는다는 사실로부터도 명백하다. 그렇다면,  $\rho$ 가 0과 10 mm의 중간값, 예를 들면 1 mm 혹은 0.1 mm일 때와 같은 역학적 상태의 가혹함이 생기기 위해서는  $\sigma_{max}$ 가 얼마이면 될까? 또는, 만약  $\rho$ 가 틀릴 때, 동일한 현상(same phenomenon)이 생기지 않는다고 한다면 그것은 어떠한 물리

적 배경에 근거한 것일까?

이 글에서는 이러한 질문에 대한 해답과 함께 선형파괴역학과 선형노치역학이 생겨나게 된 간략한 역사적 배경과 선형노치역학의 개념에 대해 언급하기로 한다.

### 2. 선형파괴역학(Linear Fracture Mechanics)의 略史

#### 2.1 선형파괴역학이 생겨나게 된 배경

Griffith는 1921년의 유명한 논문에서, 그 논문의 본래의 목적은 반복하중을 받는 기계 부품의 강도에 미치는 표면 결함의 영향을 파악하는 것이라고 언급하고 있다.<sup>(1)</sup> 그는 본래의 목적과는 동떨어진 취성파괴 문제를 취급했다.

그는 Inglis에 의한 타원공을 갖는 무한판의 인장의 응력집중계수<sup>(2)</sup>와 실험응력해석의 결과로부터, 전형적인 표면결함의 응력집중계수는 2~6 정도라고 추정했다. 한편, 당시 문헌의 결과에서는 표면결함에 의한 피로한도의 저하율은 20% 이하였다.

이 사실로부터 Griffith는 균열을 갖는 판의 파괴가 한 점의 응력값으로서는 지배되지 않는다고 생각하고, 에너지 밸런스의 발상을 도입하여, 유리의 취성파괴문제를 취급한 결과, 파괴시의 응력  $\sigma$ 와 균열길이  $2a$ 와의 사이에  $\sigma\sqrt{a}$ =일정의 관계에 있다는 것을 이론적으로뿐만 아니라 실험적으로 나타내었다. 이 사실은 취성파괴를 일으키는 원인의 강도가  $\sigma\sqrt{a}$ 를 척도로서 예측될 수 있다는 것을 의미하고 있다.

## 2.2 선형파괴역학

Irwin은 균열을 전파시키는 원인은 균열선단부근에 있다고 생각하여, 다시 응력장 그 자체를 문제시켰다. 그리고 1957년 Sneddon에 의한 균열선단부근의 응력장의 식<sup>(3)</sup>을 이용하여 균열선단부근의 정보만으로부터 에너지 해방률(균열이 단위길이 전파할때에 해방되는 변형률에너지)을 계산하고, 그것이 Griffith가 시스템(계) 전체의 적분으로부터 구한 에너지 해방률과 일치한다는 것을 나타내었다.<sup>(4)</sup> 이것에 의해 균열 전전에 의한 시스템 전체의 에너지 해방률이 균열선단부근의 응력장의 강도만에 의해서 직접 대표되는 것을 알았다. 즉, 균열을 전파시키는 Severity의 척도인 에너지 해방률이 균열선단부근의 탄성응력장의 강도를 규정하는 척도  $K$ (이것을 응력확대계수라고 한다, 균열선단부근의 응력장은 균열치수 등이 틀리더라도, 서로 상사이며, 따라서 비례정수  $K$ 만에 의해 결정된다)만에 의해 규정된다는 것이 명백하게 되었다. Irwin의 연구이래, 균열을 갖는 부재에 작용하는 역학적 상태의 Severity가 각종 조건하에서 간단히 계산될 수 있게 되었다.  $K$ 는 응력장의 강도를 규정하는 파라미터이기 때문에, 당연히 취성파괴 이외의 문제에 대해서도 그대로 유효하다. 그런데, 피로균열전파 속도를 지배하는 파라미터로서 최초로  $K$ 를 이용한 Paris의 논문

은 게재를 거부당했다는 것이다. Paris는 그에 대해 다음과 같이 언급하고 있다.<sup>(5)</sup>

“Ironically, the paper was promptly rejected by three leading journals, whose reviewers uniformly felt that it is not possible that for the self-evident plasticity effects in correlating fatigue crack growth rates.”

이 논문은 최종적으로 용이하게 입수될 수 없는 워싱턴 대학 기요에 게재되었다(1961년). 현재는 균열을 갖고 있는 부재의 모든 파괴문제에 대하여  $K$ 의 유효성이 증명되었으며, 또한 실제로 사용되고 있다. 노치로부터의 파괴라 하더라도 파괴에 우선하여 균열이 생기는 것이 보통이다. 따라서, 위에서 언급한 균열의 역학은 당초부터 선형파괴역학으로 불려져 왔다. 여기서 “선형”이라고 하는 말은, 순수히 탄성응력계산에 의해 구해지는 파라미터를 이용한다는 것을 의미한다. 선형파괴역학은 본래 선형균열역학으로 불리워져야 하는 것이다.<sup>(6)</sup> 만약 최초로 선형균열역학이란 말이 사용되어졌더라면, 금방 선형노치역학이 생겨났을 것이다. 실제로는 선형노치역학의 정식적인 제안<sup>(6)</sup>까지는 선형파괴역학이 제안된 후 30년 이상을 요하고 있다.

## 2.3 균열에 의한 응력장

그림 1과 같이 균일인장응력을 받는 무한 판중에 1개의 균열이 있을 때, 균열선단부근의 응력분포는 식 (1)과 같다.

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\end{aligned}\quad (1)$$

여기서,

$$K_I = \sigma_\infty \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

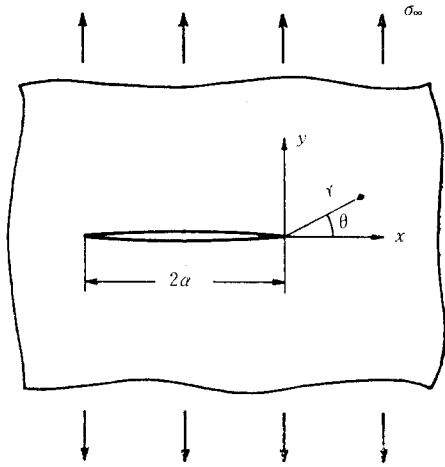


그림 1 균열의 좌표

특히  $x$ 축상의 응력분포는 식 (1)에서  $\theta=0$ 으로 놓으면 식 (3)과 같다.

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}, \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}, \tau_{xy} = 0 \quad (3)$$

식 (1)·(2)로부터 알 수 있듯이, 균열선단부근의 응력장은  $\sigma_\infty \sqrt{a}$  = 일정이라면, 즉  $K_I$  = 일정이라면 같게 된다. 식 (1)의 관계는 모드 I의 하중을 받는 임의의 균열에 대해 성립한다. 그 때  $K_I$ 의 표시는 일반적으로 식 (2)와는 틀리는데, 아뭏든  $K_I$ 은 하중과 기하학적 형상만에 의해 결정되는 정수이다.

균열문제에 있어서 소규모항복조건이 만족되어 있으면, 파괴나 일정량의 항복역이 생기는 한계의 하중은 응력확대계수만에 의해 지배된다. (특별한 언급이 없는 한 판재에서는 판두께 일정으로 하여 토론하기로 한다) 예를 들면, 그것은 균열을 갖는 2개의 부재에 있어서  $K_I$ 값이 같을 때, 소규모항복의 조건하에서는 균열선단부근에 소성변형이 생긴 후에도 양자에 있어서 탄소성응력분포는 같게 되기 때문이다. 파괴나 항복이  $K_I$ 만으로 지배되는 사실의 근거는 다음의 두 가지이다.

①  $K_I$ 이 같다면 균열선단부근의 응력분포는 균열의 크기나 부재의 기하학적 조건에 관계없이 거의 같다.

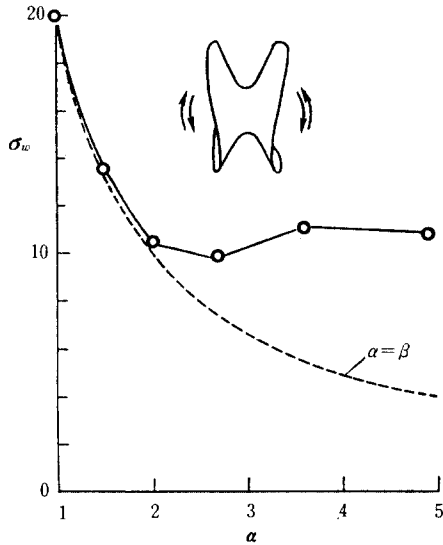
② 균열선단부근에 일정한 미소한 소성변형이 생김으로 인해 추가되는 응력장은 균열의 크기나 다른 기하학적 조건과 관계없이 거의 같다.

①은 식 (1)·(2)에 의해 명백하다. ②는 균열선단으로부터 일정거리 떨어진 점에 집중력대(集中力對)를 작용시켰을 때의 추가응력장이 균열선단으로부터 힘의 작용점까지의 치수에 비해 아주 작을 때 균열치수와 관계없이 상호 거의 같게 된다는 사실로부터 언급할 수 있다.

### 3. 선형노치역학의 略史

#### 3.1 선형노치역학이 생겨나게 된 배경

日本九州大學 工學部 材料強弱學教室의 초대교수 小野 鹽正은 1939년의 논문에서, 깊은 회전쌍곡면 노치를 갖는 시험편을 이용하여 실험을 한 결과, 노치재의 피로한도가 탄성계산에 의해 구해지는 최대응력  $\sigma_{max}$ 만으로는 구해지지 않는다는 것을 시사했다[그 실험에 이용한 피로시험기는 1918년 小野가 독자적으로 개발한 일본에서도 최초의 본격적 피로시험기 '小野式' 회전굽힘피로시험기(ono type rotary bending fatigue testing machine)이다.] 즉, 小野는 응력집중계수  $a$ 가 약 5인 경우라 하더라도 피로한도는 평활재의 그것의 약 1/2밖에 되지 않는다는 것을 시사했다(그림 2). 이 사실은 노치재의 피로파괴가 한 점의 응력만에 지배되지 않는다는 것을 의미하고 있다. 小野는 또한  $a$ 가 큰 곳에서는 피로한도의 최대응력  $\sigma_{max} = a\sigma_w$ 가 항복응력  $\sigma_s$ 보다 훨씬 큰 것, 및  $a$ 가 작은 곳에서는  $a\sigma_w < \sigma_s$ 인 것으로부터, 노치재의 피로현상을 노치팁에서 항복이 일어난 후 파단하는 경우와 항복하지 않고( $a \sigma_w < \sigma_s$



저탄소강 ( $\sigma_S=21.2$ ,  $\sigma_B=42.2\text{kg/mm}^2$ )의 회전굽힘의 회전굽힘피로

그림 2 회전쌍곡면 노치재의 회전굽힘피로

하에서) 과단하는 경우로 나누어 생각해야 한다고 주장하고 있다.

이러한 사실들을 근거로 하여 材料強弱學教室의 2대째 교수 石橋正 教授는, 먼저 노치재의 항복현상을 소성역의 관찰을 행하면서 연구를 수행한 결과 2nd point theory (그림 3)를 제안했다.<sup>(8)</sup> 그것은 노치팁으로부터 어떤 일정한 거리  $\epsilon_0$ 만큼 떨어진 점의 응력을 Severity의 척도로 하는 입장과 근사적으로 동일하다. 이것은 그대로 피로균열발생의 한계조건으로서 적용할 수 있는 것이었다. 小野는 최대응력을 계산할 수 있는 회전쌍곡면 노치를 이용했는데, 그것으로는 최대응력 구배방향의 현상을 볼 수가 없다. 그래서, 石橋正 教授는 관찰의 중요성을 일찍부터 지적하여, 스스로도 가로구멍을 갖는 파이프형 시험편을 이용하여 피로시험을 행하여 小野의 지적 " $\sigma_{\max} < \sigma_s$ 의 경우와  $\sigma_{\max} > \sigma_s$ 의 경우와 구별하여 사용해야만 한다."를 저배율의 현미경으로 확인했다.<sup>(8)</sup> 石橋正 教授는 더욱이  $10^7$ 회 이상의 반복에 견뎌낸 회전쌍곡면

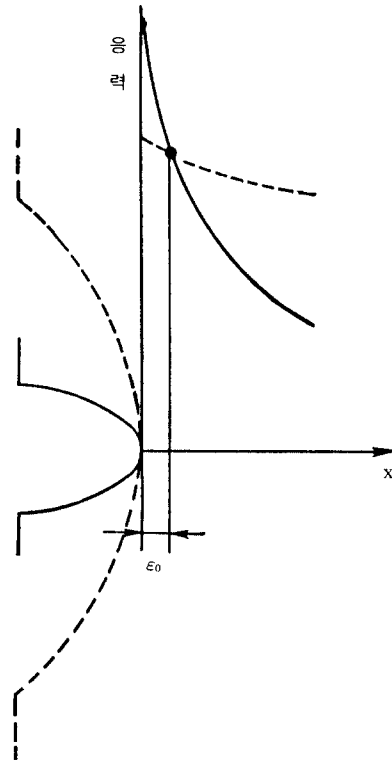


그림 3 2nd Point Theory

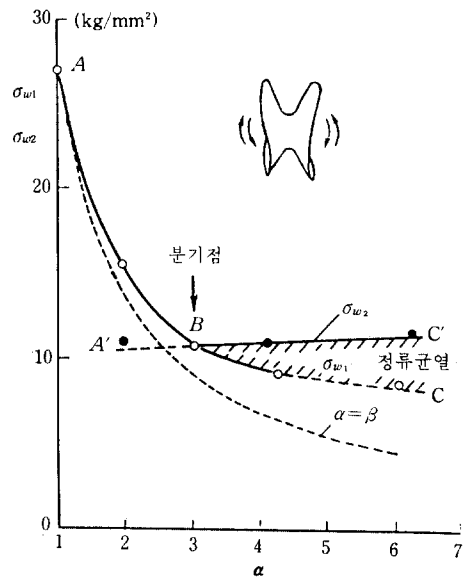


그림 4 石橋正 教授에 의한 정류균열과 분기점의 발견

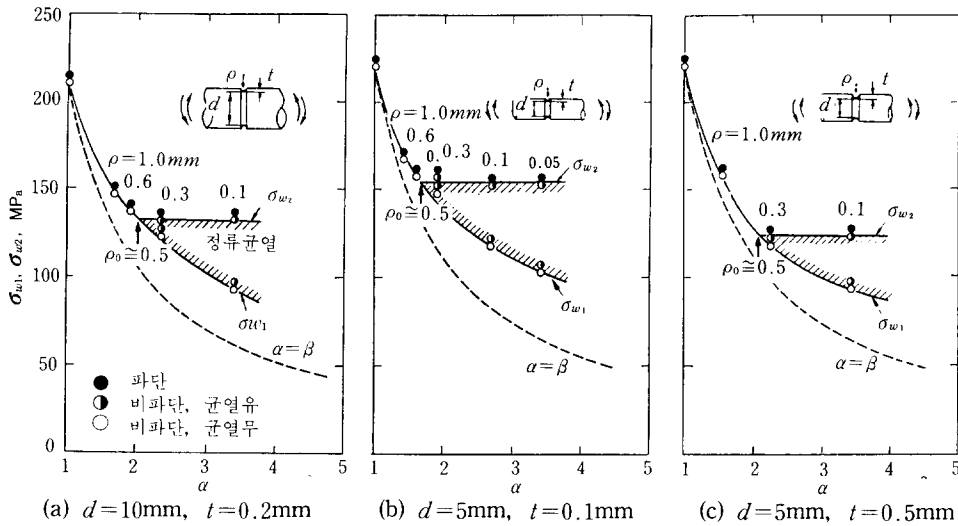


그림 5 저탄소강의 회전굽힘피로

노치재의 종단면을 관찰하여 정류균열(non-propagating crack)의 존재(그림 4)를 일본에서 처음으로 지적했다(외국에서도 Lessells 들, Fenner들이 거의 같은 시기에 정류균열을 인정하고 있다).<sup>(9)</sup> 石橋正 教授는 또한 피로한도가 균열발생곡선과 정류균열의 전파 한계곡선의 둘로 구성된다는 것(그림 5)을 밝히고, 양자의 교점을 분기점(branch point)이라 불렀다.<sup>(10,11)</sup> 그리고 분기점의 위치를 노치팁의 최대응력  $\sigma_{max}$ 가 항복응력  $\sigma_s$ 를 넘을 것인지 넘지 않을 것인지와도 관련지어서 토론하고 있다.

### 3.2 선형노치역학

石橋正 教授에 의해 지적된 관찰의 중요성은 九州大學 工學部 材料強弱學教室 西谷弘信 教授(본 저자의 지도교수)에 의해 계승되어 전해연마한 시험편에 관한 각종 피로거동이 추구되었다.<sup>(12)</sup> 그 결과, 피로균열발생한계의 응력을  $10^7$ 회 반복한 후의 노치팁의 상태는 응력집중계수의 값에 관계없이 거의 남아 있으며, 분기점에서는 노치깊이나 최소단

면의 직경과는 관계없이 노치반경  $\rho$ 값이 거의 일정하게 된다는 것이 분명하게 되었다.<sup>(13)</sup> 분기점에서  $\rho$ 값이 재료마다 일정하게 되는 이유를 분석하기 위해 노치팁의 최대응력을 1로 했을 때의 노치팁 부근의 응력분포를 타원공을 갖는 무한판의 인장의 경우 및 깊은 회전쌍곡면 노치를 갖는 환봉의 굽힘의 경우에 대해 구한 결과, 그것이  $\sigma_{max}$ 와  $\rho$ 에 의해 거의 결정된다는 것이 확증되었다(전자는 얇은 원주노치에, 후자는 깊은 원주노치에 각각 대응하고 있다).<sup>(13)</sup> 즉  $\sigma_{max}$ 와  $\rho$ 값이 주어지면, 노치팁 부근의 응력장의 강도는 일의적으로 정해지게 된다.

이와 같이 해서, 노치재의 피로거동이 실질적으로는  $\sigma_{max}$ 와  $\rho$ 에 의해 지배된다고 하는 사실은 약 20년 전에 분명하게 되었는데, 이와 같은 발상이 피로 이외의 문제에 적용된 것은 최근의 일로, Polycarbonate의 연성-취성전이현상<sup>(14)</sup>에 대해서이다. 또한 선형노치역학의 발상은 일본기계학회에서는 용이하게 받아들여졌지만, Polycarbonate의 연성-취성과피로를 다룬 논문을 영역하여 J. of Materials Science에 투고한 결과, Paris 들

의 논문과 같은 취급을 받고 거부당했다. 거부당한 이유를 Paris 등의 경우와 비교하면, 내용이 흡사하다는 것을 알 수 있다. 이 논문은 Engineering Fracture Mechanics에 의해 그대로 받아들여졌다. 거부의 이유는 다음과 같다.

“The authors use the purely elastic stress concentration. This is totally irrelevant considering the many photographs they present of yielding. Consequently the calculations presented in this paper are meaningless.”

### 3.3 노치에 의한 응력장

노치의 예로서 그림 6에 나타내는 바와 같이, 균일인장응력을 받는 무한판중에 1개의 타원공이 존재하는 경우를 생각해 보자. 이때의 노치저(notch root)의 응력분포( $x$ 축상의 응력분포)는 다음과 같이 표시된다.

$$\sigma_y(x) = \sigma_\infty \frac{m^4 \xi^3 + m^2(m^2 - m - 3)\xi + m + 1}{(m-1)(m^2-1)} \quad (4)$$

$$K_t = 1 + 2m, \quad m = \sqrt{a/\rho},$$

$$\xi = \frac{a+x}{\sqrt{(a\rho+2ax+x^2)}} \sqrt{(\rho/a)} \quad (5)$$

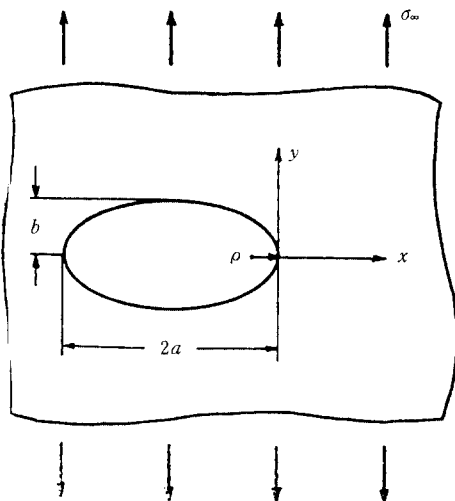


그림 6 타원공의 좌표

여기서,  $K_t$ 는 응력집중계수이다.

1)  $x \ll \rho$ 일 때, 식 (5)로부터

$$\begin{aligned} \xi &= \frac{(a+x)}{\sqrt{a\rho}} \sqrt{a\rho} \sqrt{1+(2ax+x^2/a\rho)} \sqrt{\rho/a} \\ &= \left(1 + \frac{1}{m^2} \frac{x}{\rho}\right) / \sqrt{1+2(x/\rho)} \\ &\quad + (1/m^2)(x^2/\rho^2) \end{aligned} \quad (6)$$

이것을 식 (4)에 대입하여 정리하면 식 (7)과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma_y(x) &= \sigma_{\max} \left[ 1 - \left( \frac{3+4m}{1+2m} \right) \left( \frac{x}{\rho} \right) \right. \\ &\quad \left. + \frac{3}{2} \left( \frac{5+6m}{1+2m} \right) \left( \frac{x^2}{\rho^2} \right) + \dots \right] \end{aligned} \quad (7)$$

여기서,

$$\sigma_{\max} = K_t \cdot \sigma_\infty = \sigma_\infty (1 + 2m) \quad (8)$$

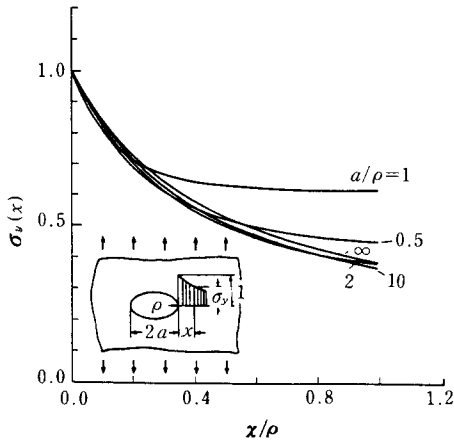
식 (7)에 있어서,  $x/\rho, x^2/\rho^2$ 의 계수는  $m$ 의 함수이며,  $m$ 이  $0 \sim \infty$  사이에서 변화하더라도 크게는 변화하지 않는다. 예를 들면,  $x/\rho$ 의 계수는  $m: 0 \sim \infty$ 에 대해  $3 \sim 2$  사이에서 변화하는 데에 불과하다( $x^3/\rho^3$  이하의 계수는  $m$ 이 0에 가깝게 되면 크게 변화한다). 따라서 식 (7)로부터,  $x/\rho$ 가 작을 때의 노치저 부근의 응력분포가 노치깊이  $a$ 에 거의 관계없이 노치저의 최대응력  $\sigma_{\max}$ 와  $\rho$ 만에 의해 거의 정해진다는 것을 알 수 있다. 그 사실을 보다 구체적으로 나타낸 것이 그림 7(a)이다.

이상에서 노치로서 타원공을 취급했지만, 원주노치를 갖는 환봉의 인장이나 굽힘에 있어서도 완전히 같은 관계(응력분포  $\sigma_{\max}$ 와  $\rho$ 만에 의해 거의 정해진다는 사실)가 성립한다. [그림 7(b)]

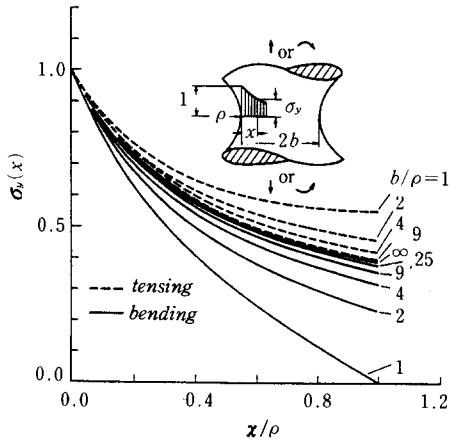
다음에 여기서 언급한 노치의 식으로부터, 균열의 응력분포를 구해보자.

2)  $a \gg x \gg \rho$ 일 때 (균열선단부근의 응력분포를 문제로 할 경우)

$ax \gg a\rho, ax \gg x^2$ 으로 되기 때문에 식 (5)로부터



(a) 타원공을 갖는 무한판의 인장



(b) 깊은 회전쌍곡면노치재를 갖는 환봉의 인장 또는 굽힘

그림 7 노치저 부근의 탄성응력 분포

$$\begin{aligned} \xi &= \frac{(a+x)}{\sqrt{2a\rho}} \left\{ \sqrt{1 + \left( \frac{a\rho + x^2}{2ax} \right)} \right\} \sqrt{\rho/a} \\ &= \frac{\sqrt{\rho}}{\sqrt{2x}} \left( 1 + \frac{x}{a} \right) (1 + \rho/2x + x/2a)^{-1/2} \end{aligned}$$

균열의 경우  $\rho \rightarrow 0$ 로 된다는 것을 고려하면,

$$\xi = \frac{\sqrt{\rho}}{\sqrt{2x}} \left( 1 + \frac{x}{a} \right) (1 + x/2a)^{-1/2} \quad (9)$$

이것을 식 (4)에 대입하고,  $m \rightarrow 0$ 로 된다는 사실 및  $x/a \ll 1$ 로 된다는 것을 고려하면

$$\begin{aligned} \sigma_y(x) &\cong \sigma_\infty m \xi = \sigma_\infty \sqrt{(a/\rho)} (\sqrt{\rho}/\sqrt{2x}) \\ &\quad \left\{ 1 + \frac{3x}{4a} - \frac{5x^2}{32a^2} + \dots \right\} \\ &= (\sigma_\infty \sqrt{\pi a}) / (\sqrt{2\pi x}) \\ &\quad \left\{ 1 + \frac{3x}{4a} - \frac{5x^2}{32a^2} + \dots \right\} \end{aligned} \quad (10)$$

$x/a \ll 1$ 이기 때문에  $x/a, x^2/a^2, \dots$ 의 항을 무시하면 식 (11)과 같이 되고, 식 (3)과 일치한다.

$$\sigma_y(x) = \frac{\sigma_\infty \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi x}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi x}} \quad (11)$$

#### 4. 균열재와 노치재의 파괴조건

노치저 부근의 응력분포를 나타내는 식 (7)도 균열선단부근의 응력분포를 나타내는 식 (11)도 모두 식 (4)의 응력분포의 식으로부터 유도된다. 이 사실로부터도 응력장의 강도를 나타내는 척도로서 균열의 경우  $K_I$ 을, 노치의 경우  $\sigma_{\max}$ 와  $\rho$ 를 취하면 된다는 것을 알 수 있을 것이다. 조금 더 구체적으로 말하자면, 균열문제에 있어서  $K_I$ 을 파괴를 일으키는 원인의 강도로서 채용하는 입장은  $\rho$ 를 일정으로 한 문제에 있어서  $\sigma_{\max}$ 를 파괴를 일으키는 원인의 강도로서 채용하는 입장에 상당한다고 하는 것이다. 반대로  $\rho$ 가 틀리는 경우는  $\sigma_{\max}$ 만으로는 응력장의 강도를 비교할 수 없으며,  $\sigma_{\max}$ 와  $\rho$ 를 동시에 고려할 때 비로소 응력장의 강도가 규정되게 된다. 선형파괴역학(선형균열역학)과 선형노치역학의 본질적인 상위는, 후자의 경우는  $\rho$ 가 변화할 수 있기 때문에  $\rho$ 를 바꿈으로 인해 다른 현상이 일어날 수 있다고 하는 것이다. 이 사실은 현상의 천이한계가  $\rho$ 에 의해 지배된다는 것을 의미한다. 노치재에 있어서 현상의 천이한계가  $\rho$ 에 의해 지배되는 예는 피로에 있어서 정류균열(Non-propagating crack)의 문제나 정적파괴에 있어서 연성-취

성천이의 문제 등에 있어서 보여진다. 균열의 경우는 항상  $\rho \cong 0$ 이기 때문에, 균열을 갖는 2개의 부재가 있을 때, 양자의 균열선단 부근의 응력분포는 한 쪽의 하중을 조정함으로써 인해 일치시킬 수가 있다. 이 사실은 소규모 항복의 조건이 만족되어 있는 한 양자에 있어서 동일현상밖에 일어나지 않는다는 것을 의미하고 있다(단, 판재의 문제에서는 판두께 일정으로 하지 않으면 이 토론이 성립하지 않는 경우가 있다). 노치의 경우는  $\rho$ 가 변할 수 있기 때문에,  $\rho$ 가 일정하다면 항상 동일 현상이 일어나게 된다. (판재에서는 판두께 일정으로 한다)

이상 언급한 사실에 입각하여 균열재 및 노치재의 소규모 항복 조건하에 있어서 취성적 파괴의 한계조건을 나타내면 다음과 같이 된다. (다른 파괴형식에 대해서도 마찬가지로의 관계식이 존재한다)

1) 균열재의 경우

$$K_I = K_{Ic} \quad (12)$$

2) 노치재의 경우

$$\sigma_{max} = \sigma_{maxc}(\rho) \quad (13)$$

식 (13)의  $\sigma_{maxc}(\rho)$ 는  $K_{Ic}$ 에 상당하는 양으로서 재질에 따라 정해지는 양인데, 그것은 노치반경  $\rho$ 의 함수이기도 한다. 좌변의  $\sigma_{max}$ 는 탄성계산에 의한 것이다. 식 (12)와 식 (13)은 겉보기상 틀리는 조건과 같이 보일 수 있지만, 물리적으로는 공통의 기반 위에 입각한 것이다. 즉, 식 (13)을 노치재로부터 미소한 일정거리 떨어진 점의 응력이  $\rho$ 에 의해 정해지는 한계값에 도달했을 때에 취성적 파괴가 일어난다는 것을 의미한다고 생각하면 식 (12)는 식 (13)중에 포함되게 된다.

$K_I$ 이 취성파괴 이외의 문제에 대해 유효함과 마찬가지로 응력장의 강도를  $\sigma_{max}$ 와  $\rho$ 로 취급하는 발상도 각종 조건하에서의 파괴 문제에 대해 유효하다. 노치재에 있어서 역학적 상태의 가혹함이  $\sigma_{max}$ 와  $\rho$ 에 의해 일의

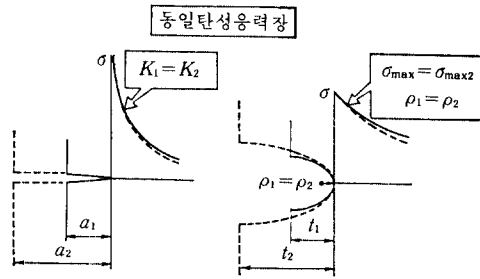


그림 8 2개의 균열재 또는 노치재에서 동일탄성응력장이 생기기 위한 조건

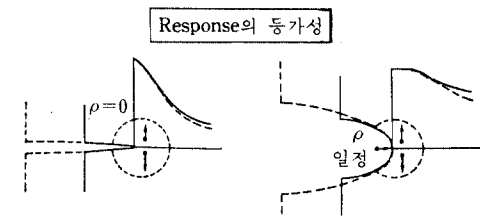


그림 9 2개의 균열재 또는 노치재가 소성변형에 대한 응답성에 관해 등가로 되는 조건

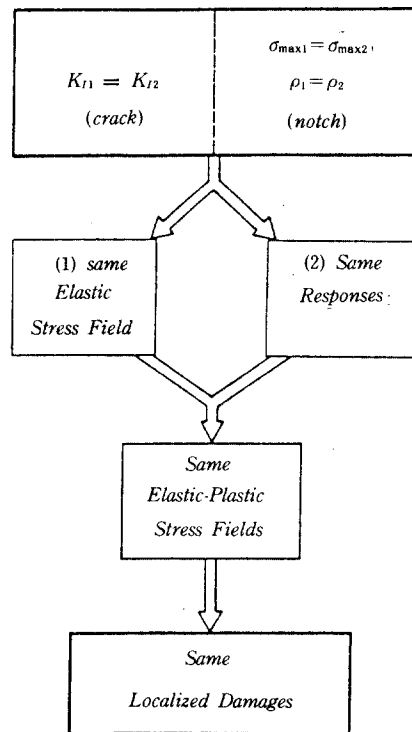


그림 10 2개의 균열재 또는 노치재에서 동일현상이 일어나기 위한 조건



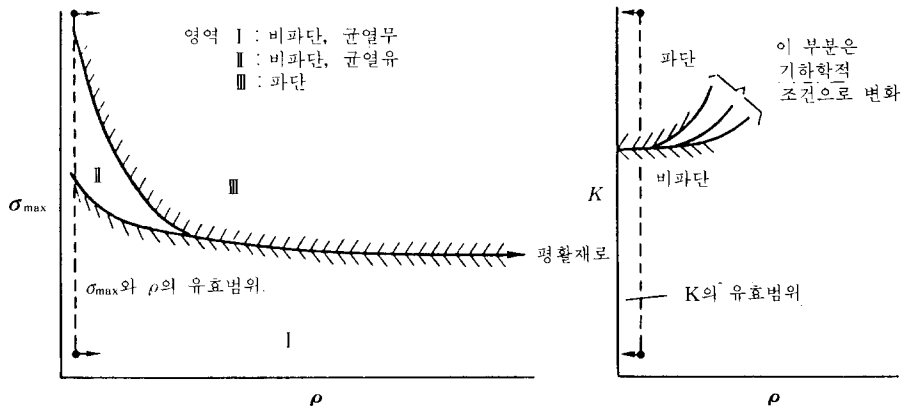


그림 11 재료의 거동에 관한 master curve

적으로 정해지는 이유는 균열재의 경우와 마찬가지로 다음의 두 가지 사실에 근거하고 있다.

①  $\sigma_{max}$ 와  $\rho$ 가 같다면, 노치저 부근의 응력분포는 노치깊이나 다른 치수에 관계없이 서로 거의 같다.

②  $\rho$ 가 같다면, 노치저 부근에 일정한 소성변형이 생김으로 인해 부가되는 응력장은 서로 거의 같다.

이러한 상황을 그림으로 나타내면 그림 8~10과 같이 된다. 선형노치역학에 의해 설명되는 제반현상<sup>(15~22)</sup>에 대해서는 문헌을 통해서 이해해주길 바란다.

### 5. 시험편의 강도로부터 실물의 강도를 예측하는 방법

앞에서 언급한 바와 같이, 항복이나 파괴는 한 점의 응력만으로는 정해지지 않기 때문에, 일반적으로 균열이나 노치를 갖는 부재의 강도를 평활재의 강도로부터 직접 예측할 수는 없다. 이 사실은 오래전부터 알려진 것이다.

실용상의 입장에서부터는, 탄성계산에 의해 구해진 응력집중계수나 응력확대계수를 통하여 실물의 강도를 예측하고 싶은 셈이다. 지금까지 언급해온 사실에 근거하여 그

순서를 나타내면 이하와 같다.

우선 사용하는 재료의 거동을 응력값을 알 수 있는 시험편을 이용하여 주어진 환경조건 하에 조사하여 그림 11과 같은 Master curve(예로서 인장압축의 경우를 든다)를 작성한다. 한편, 실물의 위험개소의 사용조건 하에 있어서 최대응력을 구한다. 거기에는 Handbook, FEM, 스트레인게이지, 광탄성, 경계요소법, 체적력법 등을 이용할 수 있다. 위험개소의 노치반경을  $\rho$ 라고 하면 그  $\rho$ 와 구한  $\sigma_{max}$ 의 값이 Master curve의 어느 위치에 오는지에 따라서 실물의 거동을 알 수가 있다.

### 6. 맺음말

이 글에서는 선형파괴역학에 대응하는 선형노치역학의 개념과 그 略史에 대해 언급했는데, 양자는 모두 다 응력분포의 相似性을 기본으로 하는 것이다.

균열의 경우  $\rho \cong 0$ 이기 때문에 소규모 항복의 조건하에서는 항상 같은 현상이 시험편과 실물에서 일어나게 되지만, 노치의 경우는 노치반경이 변하기 때문에 소규모 항복의 조건하에서도 반드시 같은 현상이 일어난다고 만든 할 수 없다. 현상의 천이한계에 관하여

노치반경  $\rho$ 가 지배적인 의미를 갖고 있다.

선형노치역학의 개념은 본 해설에서 언급한 이외의 문제, 예를 들면, 노치재에 있어서 응력부식균열, 저사이클 피로, 용접부의 피로, 각종 복합재료의 강도해석 등의 문제에도 유효하다고 생각된다.

### 참고문헌

- (1) Griffith, A. A., 1921, *Proc. Roy. Soc., Series A*, 221, pp. 163~170.
- (2) Inglis, C. E., 1913, *Proc. Inst. K Naval Architects*, pp. 219~227.
- (3) Sneddon, I. N., 1946, *Proc. Roy. Soc., Series A*, 187, pp. 229.
- (4) Irwin, G. R., 1957, *Proc. 9th Inter. Congr. Appl. Mech.*, 8, p. 245.
- (5) Paris, P. C., 1982, *Fatigue Thresholds-Fundamentals and Applications*, EMAS(Backlund, J. et al. eds), p. 3.
- (6) 西谷, 1983, “키裂における應力擴大係數に相當する切欠きにおける應力場の尺度,” *日本機械學會論文集*, 49-447, pp. 1353~1359.
- (7) 小野, 1939, “回轉雙曲面切欠き材の回轉曲げ疲勞,” *日本機械學會論文集*, 5-19, pp. 167~173.
- (8) Isibasi, T., 1948, *Mem. Faculty of Engineering, Kyushu University*, 11, p. 1.
- (9) Isibasi, T., 1951, *Mem. Faculty of Engineering, Kyushu University*, 12, p. 81.
- (10) Lessells, J. M. and Jacques, H. F., 1951, *J. Am. Weld. Soc.*, 29, p. 74.
- (11) Fenner, A. J. et al., 1951, *Engng.*, p. 637.
- (12) 西谷編, 1985, *疲勞強度學*, 第2章, オ-ム社.
- (13) 西谷, 1968, “炭素鋼の回轉曲げ試験における分岐點ならびに疲れ限度の寸法効果,” *日本機械學會論文集*, 34-259, pp. 371~382.
- (14) 西谷, 百武, 1983, “切欠きおもつPC平板の延性ぜい性を支配する力學的因子,” *日本機械學會論文集*, 49-445, pp. 1071~1075.
- (15) Nisitani, H. and Hyakutake, H., 1985, “Condition for Determining the Static Yield and Fracture of a Polycarbonate Plate Specimen with Notches,” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 22, No. 3, pp. 359~368.
- (16) 西谷, 石田, 1973, “主軸端にき裂おもつた円孔の引張りにおける應力擴大係數,” *日本機械學會論文集*, 39-317, pp. 7~14.
- (17) Nisitani, H., 1973, “Correlation Between Notch Sensitivity of a Material and Its Non-Propagating Crack under Rotating Bending Stress,” *Proc. ICF*, 3, München, pp. 312~322.
- (18) 石橋, 1954, *金屬の疲勞および破壊の防止*, 養賢堂.
- (19) Nisitani, H., Noguchi, H., Uchihori, H. and Nakae, H., 1989, “An Examination of the Notch Effect in Fatigue of Carbon Steels Based on Linear Notch Mechanics,” *JSME Inter. J., Series I*, Vol. 32, pp. 439~443.
- (20) 西谷, 内山, 中江, 野口, 1992, “球狀黒鉛鑄鐵切欠材きの疲勞強度,” *日本機械學會論文集*, 58-556, pp. 2280~2286.
- (21) 西谷, 野口, 山口, 金, 1991, “熱可塑性プラスチックの平骨材と切欠材の疲勞強度,” *日本機械學會論文集*, 57-540, pp. 1695~1699.
- (22) 西谷, 野口, 金, 山口, 1992, “短炭素纖維強化PEEKの平骨材と切欠材の疲勞強度(PEEKとの比較),” *日本材料學會*, 41-464, pp. 740~745.