

完全交番荷重下에서의 鋼板의 破壞機構에 관한 基礎的 研究

A Fundamental Study on the Fracture Mechanism of Steel Plates under Completely Alternating Load

張	東	一*
Chang,	Dong	II
鄭	榮	和**
Chung,	Yeong	Wha

Abstract

Transition process of plastic region, displacements, stresses and strains ahead the flaw tips were analysed by the finite element method on the steel plate with the circular hole and the one with the elliptical hole under completely alternating load (repetition of tensile loading, unloading and compressive loading).

As the results, the followings were obtained.

Transition process of elastic failure (yielding) region was estimated. From this the tendency was confirmed that the fracture would be initiated from ahead the flaw tip, and propagated along the 45° direction.

The fundamental data available in estimating the stress intensity factor that was considered as the core in analysing the fracture mechanism of steel plates were obtained.

It was indicated that when unloading after tension the effect of compressive loading, and even the compressive reyield, was occurred ahead the flaw tip. Similarly it was indicated that when unloading after compression the effect of tensile loading, and even the tensile reyield, was occurred ahead the flaw tip. It was considered that these phenomena were occurred because the unloading effect was constrained by the residual strains when unloading. It was considered that the fatigue phenomenon was occurred ahead the flaw tip by repetition of tensile yield, the above compressive reyield, compressive yeild and the above tensile reyield.

In addition, the tendency was confirmed that the fracture ahead the flaw tip was occurred as the flaw was changed from the circular hole to the elliptical hole and became to be the crack lastly.

要 旨

원구멍과 타원구멍을 갖는 두 개의 鋼板에 完全交番荷重(completely reversed load, completely alternating load; 같은 크기의 引張과 壓縮의 반복)을 가할 때 有限要素法을 써서 降伏要

* 正會員 · 漢陽大學校 工科大學 教授

** 正會員 · 江原大學校 工科大學 助教授

素가 발생하는 단계마다 각 節點의 變位, 各 要素의 應力 및 變形率, 荷重의 크기 등을 계산하여 破壞力學的인 검토를 행하였다.

이로부터, 鋼板의 破壞機構를 밝히는 데에 핵심이 된다고 생각되는 應力擴大係數를 계산할 수 있는 토대가 마련되었으며, 應力集中현상과 塑性域의 변화과정이 밝혀졌다.

또, 載荷 중에 降伏을 경험한 부분에서는 除荷 때에 永久變形(殘留變形)이 남게 되고 이것이 나머지의 除荷를 拘束하여 반대방향의 載荷의 효과를 일으킴으로서 應力集中에 가까운 부분에서는 引張 후의 除荷 때에 심지어 壓縮再降伏까지, 壓縮 후의 除荷 때에는 심지어 引張再降伏까지 일으키며 이들이 引張 및 壓縮의 載荷 중의 降伏과 交番으로 반복됨으로써 應力集中에 疲勞현상을 초래하게 된다는 사실을 예견할 수 있었다.

아울러 應力이 원구멍일 때와 타원구멍일 때의 계산결과를 비교하여 應力이 예리한 角隅에 가까워 질수록 빨리 파괴에 달하게 된다는 사실을 확인할 수 있었다.

1. 序 論

鋼部材를 설계함에 있어서 一次元的인 平均應力만을 고려하거나 二次元應力 즉 平面應力을 고려할 경우에도 應力集中현상을 소홀히 하고 平均應力만을 고려함이 보통이었으며, 또한 하중을 가하기 시작하여 降伏 및 極限상태를 지나서 破斷에 이르기까지의 單調引張실험에 의한 力學的 성질만을 설계자료로 삼는 것이 상례이었다.

그러나, 部材 중에 rivet 구멍, bolt 구멍, notch, 급격한 斷面변화, 생산 및 제작 혹은 시공 및 供用 중에 생긴 角隅이나 마모 등의 흠(flaw)이 있으면 그 주위에 至大한 應力集中이 일어나서^(1,2) 平均應力만을 고려하여 해석할 경우로 볼 때 매우 낮은 應力(심지어는 彈性限界 이내)에서 이미 局部的인 降伏 및 極限應力에 도달하여 이 부분부터 不意의 破壞를 일으키거나, 더우기 반복하중을 받게 되면 매우 낮은 應力에서도 疲勞현상을 초래하여^(3,4), 不意의 破壞를 일으킬 수가 있다.

근간, 공업기술의 발달과 더불어 鋼構造物이 大型化해지고, 輕量化를 위해 韌性이 낮은 高强度鋼의 사용이 증가하며, 鉗接연결의 이용이 증가함에 따라 部材 중에 미세한 角隅 등의 흠이 남기 쉽고 교통이 重量化 및 高速化해지며, 電算에 의한 最適化설계의 경향과 더불어 安全率이 감소해 가는 등 안전 및 신뢰성을 위협하는 요인이 가혹해져 감에 따라 應力集中 및 疲勞현상으로 인한 破壞사고가 종종 발생하고 있

다.^(5,6,7,8,9)

이에 따라, 최근 종래의 개념에 대한 미비점을 보완하고 破壞의 本質, 즉 破壞機構를 定量的으로 밝혀 보려는 破壞力學 분야에 대한 관심이 높아 가고 있다. 아직까지는 원인 및 樣狀이 복잡한 각종의 破壞形式에 대해 보편적이고 완전한 破壞機構를 밝혀 내지는 못하고 있으나, 다만 여러가지 연구 data의 集積에 의해 빠른 장래에 이를 달성할 수 있게 되기를 바라고 있을 뿐이다.

본 연구도 이에 부응하여 흠을 갖는 構造用鋼板에 대해 單調引張하중을 가했을 경우의 참고 문헌(40)의 연구와 完全引張脈動荷重을 가했을 경우의 참고문헌(41)의 연구에 이어 完全交番荷重을 가했을 경우에 대한 破壞機構를 밝히는 기초자료를 제시하고자 행해졌다.

2. 研究의 概要

2.1 破壞解析의 理論

破壞에 영향을 주는 要素에는 응력, 재료의 성질, 흠의 크기, 온도, 荷重率(loading rate), 霧圍氣, 표면처리, 加工 등 매우 많은 것들이 있으나^(10,11) 力學的인 面만을 생각하면 다음과 같은 이론들이 있다.

첫째로, 彈性變形, 혹은 小規模降伏 동안에 흠(角隅) 先端에 새로운 角隅이 형성되는 線形破壞에서는 그 새로운 角隅이 형성될 때 일어나는 變形 energy 解放率(starin energy release rate; 角隅길이 단위길이만큼 커질 때 물체에 저장

된 變形 energy가 감소하는 量) G 가 새로운 균열表面을 형성할 때 재료에 따라 固有한 率로 發散하는 表面 energy(原子결합의 이완에 의해 새로운 破面을 만드는 데 소요되는 일)의 單位균열길이에 대한 비율 G_c 보다 클 때 균열이 進展한다는 Griffith, Orwan, Irwin 등의 이론^(12,13,14)이 있다.

그런데, 이 이론 중에서 表面 energy를 계산하기 위해서는 微視的(microscopic) 내지는 原子論的인 개념까지도 파악해야 하는 어려움이 있어서 材料工學的인 측면에서는 有用할지 모르나 巨視的(macrosopic)인 개념만으로 충분하다고 보여지는 構造工學에서는 그 有用성이 의심스럽다.

따라서, Irwin 등은 巨視的인 해석과정으로서 다음과 같은 이론을 제시하고 있다. 즉, 균열先端의 局部的 彈性應力을 해석하면 平均應力 σ 와 홈크기 a , 홈先端에서의 거리 r , 홈先端에서 하중방향에 직각방향과 이루는 角 θ 등이 함수로 됨에 착안하여 이 함수식 중의 平均應力 σ 와 홈크기 a 를 함께 묶어서 새로운 parameter, 즉 應力擴大係數(stress intensity factor) K 로 나타내고^(13,14), 이 값을 계산하여 재료의 固有한 값 K_c (보통 材料靱性이라 한다)보다 클 때 균열이 進展한다는 이론⁽¹³⁾이다.

둘째로, 塑性變形을 수반하는 非線形破壞의 巨視的 해석이론으로 균열先端의 劈開變位(crack tip opening displacement; CTOD 혹은 COD) ϕ 가 재료에 固有한 값 ϕ_c 보다 크면 균열이 進展한다는 Cottrell, Wells 등의 이론^(15,16)과 균열先端前方의 塑性域(plastic region)의 크기 ρ^+ 가 재료의 固有한 값 ρ_c^+ 보다 클 때에 균열이 進展한다는 越賀, 橫濱 등의 이론⁽¹⁵⁾이 알려져 있다. 이들 이론 중에는 균열先端의 劈開變位 ϕ 및 塑性域의 크기 ρ^+ 등을 應力擴大係數 K 로부터 계산하는 방법도 제시되어 있다.

셋째로, 疲勞破壞의 巨視的 해석이론으로는 疲勞현상으로 인해 발생하는 균열의 하중작용 回數에 대한 進展속도(propagation rate) da/dN 는 일정한 범위의 하중반복에 따라 定해지는 應力擴大係數의 변동범위 ΔK 의 함수로 된다는 J. Schijve, Barsom, Paris, Erdogan, Gurney

등의 이론^(17,18,19,20)이 알려져 있다. 이들 이론에 따르면 應力擴大係數의 변동범위 ΔK 가 계산되면 균열의 進展속도 da/dN 를 계산할 수 있으며, 초기의 홈크기 a 에서부터 限界홈크기 a_c (設計應力 σ 와 재료에 固有한 K_c 값으로부터 구해질 수 있다)까지 da/dN 을 積分하여 疲勞수명 N 을 推定할 수 있으며, 여러가지 荷重범위 S 에 대해 각각 疲勞수명 N 을 구하여 $S-N$ 線圖를 그려서^(21,22) 疲勞強度를 推定할 수 있는 것으로 되어 있다. 이와 같은 해석과정을 간단한 flow chart로 정리해 보면 참고문헌(41)의 그림 2.1과 같이 될 수 있을 것이다.

2.2 應力擴大係數

이상의 破壞해석의 이론들을 검토해 보면 破壞를 해석하기 위한 핵심과정은 應力擴大係數를 계산하는 것임을 알 수 있다.

그림과 같은 平面應力상태의 無限板의 경우를 예로 들어서 應力擴大係數의 개념을 이해토록한다. 그림에서 점 (r, θ) 에서의 局部彈性應力을 해석하면

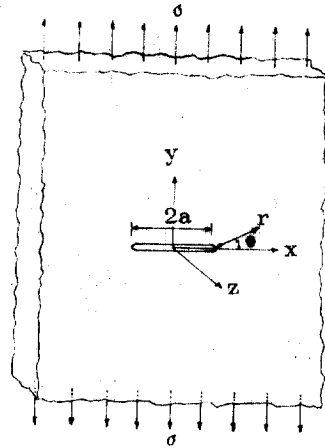


그림 2.1 Example of local stress

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xx} &= \sigma \left(\frac{a}{2r} \right)^{1/2} \left[\frac{3}{4} \cos \frac{\theta}{2} + \frac{1}{4} \cos \frac{5\theta}{2} \right] \\ \sigma_{yy} &= \sigma \left(\frac{a}{2r} \right)^{1/2} \left[\frac{5}{4} \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{4} \cos \frac{5\theta}{2} \right] \\ \tau_{xy} &= \sigma \left(\frac{a}{2r} \right)^{1/2} \left[\sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{4\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] \end{aligned} \right\} (2-1)$$

으로 되어⁽¹⁴⁾ σ 와 a 의 함수로 되므로 이를 함께 묶어서

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2-2)$$

로 하여 應力擴大係數라 하는 것이다.

이때 (2-1)식에서

$$\left. \begin{aligned} f(\theta) &= \frac{3}{4} \cos \frac{\theta}{2} + \frac{1}{4} \cos \frac{5\theta}{2} \\ g(\theta) &= \frac{5}{4} \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{4} \cos \frac{5\theta}{2} \\ h(\theta) &= \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{4\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{aligned} \right\} \quad (2-3)$$

라 놓으면

$$\left. \begin{aligned} K &= \sqrt{2\pi r} \sigma_{xx} / f(\theta) \\ &= \sqrt{2\pi r} \sigma_{yy} / g(\theta) \\ &= \sqrt{2\pi r} \tau_{xy} / h(\theta) \end{aligned} \right\} \quad (2-4)$$

로 되고, 이것을 다시 일반적인 형으로 나타내면

$$K = \sqrt{2\pi r} \sigma_{ij}(r, \theta) / P_{ij}(\theta) \quad (2-5)$$

로 된다.

마찬가지로 하여 應力擴大係數를 變位の 項으로 구해보면

$$K = \sqrt{\frac{2\pi}{r}} G u_{ij}(r, \theta) / q_{ij}(\theta) \quad (2-6)$$

여기서 G 는 剛性係數

로 된다.

즉, 이론적으로는 (2-5)식 혹은 (2-6)식에 의해 應力擴大係數를 계산할 수가 있다. 그러나, 板의 形狀이나 홀의 形狀이 여러가지로 달라지거나 應力의 方向이 달라졌을 때, 더우기 彈性 범위를 벗어나서 塑性 해석까지 포함하는 경우에는 $P_{ij}(\theta)$ 및 $q_{ij}(\theta)$ 함수는 물론 $\sigma_{ij}(r, \theta)$ 및 $u_{ij}(r, \theta)$ 의 값이 간단하게 구해지지 않기 때문에 아직까지 여러 연구자들의 연구대상이 되고 있는 단계에 있다.

ASTM STP 415 호(1967)에는 幅이 有限한 圓孔板이나 橢圓孔板에 대한 應力擴大係數 계산식으로

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi a}{w}} \quad (2-7)$$

라는 식을 추천하고 있으나 이는 近似式일 뿐 실제와는 상당한 차이가 있는 것으로 알려져 있다⁽²³⁾.

2.3 研究方法 및 範圍

鋼部材의 파괴는 대부분 塑性變形을 수반하며 반복하중을 받게 되면 變形硬化현상으로 그 變形이 굳어져서 疲勞를 일으키게 되므로 疲勞에

의한 파괴가 주로 연구의 대상이 되고 있다.

그런데, 局部的인 彈塑性거동을 해석하고 그로부터 應力擴大係數를 계산하는 방법으로서 해석적인 방법이나 光彈性을 이용하는 방법 등도 있으나 鋼의 파괴는 塑性變形을 수반하므로 光彈性에 의한 방법으로는 해석에 무리가 있으며, 또, 鋼의 疲勞는 하중이 $10^6 \sim 10^7$ 회 정도 반복했을 때에야 파괴로 나타나는 것으로 되어 있어서⁽⁴⁾ 해석적인 방법으로도 해석에 무리가 있다고 보여진다.

따라서, 대부분 疲勞실험기에 의해 여러가지 하중범위 S 에 대한 각각의 피로 수명 N 을 측정하여 곧바로 $S-N$ 線圖를 그려서 疲勞強度를 推定하는 실험적인 연구가 널리 이용되고 있다^(24, 25, 26, 27).

본 연구에서는 막대한 설비와 비용을 요하는 실험적 방법을 피하면서 좀더 정확하고 총괄적인 彈塑性거동을 해석할 수 있다고 보는 有限要素法을 이용하여 最先端의 塑性域의 변화과정, 각 節點의 變位の 변화과정, 각 요소의 應力 및 變形率의 변화과정을 계산하여 파괴해석의 기본과정을 제시하고, 疲勞破壞의 본질에 대한 몇가지 기본적인 경향을 제시하는 것으로 범위를 잡았다. 다만, 외국에서는 notch나 鎔接균열 등 특수한 홀이 존재할 때에 대한 연구가 대부분이나^(28, 29, 30) 본 연구에서는 참고문헌(40)의 그림 2.4에서와 같이 원구멍 및 하중방향 지름을 1/2로 줄인 타원구멍을 갖는 鋼板을 연구대상으로 함으로써 홀이 원구멍에서 타원구멍을 거쳐 점차 예리한 균열에 가까워짐에 따라 어떠한 경향을 나타낼 것인가 하는 일반적인 대상을 선택하였다.

3. 有限要素法에 의한 彈塑性거동의 해석

그림 3.1에 해석과정을 개략적인 flow chart로 나타내었다.

3.1 연구대상 鋼板

참고문헌(41)의 표 3.1에서와 같은 재료常數를 갖는 構造用 鋼板으로 여기서도 直交異方性으로 보고 해석하였다.

그 형상 및 치수는 참고문헌(40)의 그림 2.4와 같이 택하였다.

3.2 荷 重

完全交番荷重으로서 최대하중을 ± 10 ton(길이 방향으로 2등분한 판에 대해 원구멍을 가질 때는 ± 5.45454 ton, 타원구멍을 가진 때는 ± 5.38461 ton)으로 하여 등분포로 작용시켰다.

3.3 有限要素法 해석 (31,32,33)

要素의 분할은 참고문헌 (40)의 그림 3.2와 같이 하였으며⁽³⁴⁾, 기타 중요한 algorithm은 참고문헌 (40)의 §3.3~§3.6 및 참고문헌 (41)의 §3.3에서와 같이 하였다^(33,35,36,37).

4. 解析結果 및 考察

4.1 高先端的의 塑性域의 변화과정

表 4.1은 引張時의 引張降伏, 除荷時의 壓縮再降伏, 壓縮時의 壓縮降伏, 除荷時의 引張再降伏을 일으킨 要素의 번호를 각 하중단계별로 반복회수마다 나타낸 것이다. 要素의 번호는 참고문헌(41)의 그림 4.1에 나타낸 바 있다.

일반적으로, 載荷 동안에 高先端에서부터 시작하여 45° 방향으로 향하여 점차 멀리 점차 넓게 clover 형으로 塑性域이 확대되어 감을 알 수 있다.^(38,39,40,41).

첫회反復에서 橢圓孔板의 경우가 圓孔板의 경우보다 훨씬 낮은 하중에서 첫 降伏을 일으켰으며, 거의 같은 하중범위를 택했음에도 橢圓孔板의 경우는 圓孔板의 경우와 달리 引張이나 壓縮 후 除荷를 했을 때 참고문헌 (41)의 §4.1에서 검토된 바와 같이 반대방향의 再降伏을 일으키고 있음⁽¹⁵⁾을 볼 수 있다. 이것을 보더라도 高先端에서 타원구멍을 거쳐서 점차 예리한 균열에 가까워 질수록 高先端的의 파괴가 빨라질 것임을 예견할 수 있다. 물론, 참고문헌(41)에서와 같이 하중범위가 커지면 圓孔板도 除荷時 再降伏을 일으킬 것임은 분명하다.

또, 반복회수가 거듭됨에 따라 降伏要素의 수가 증가하며, 같은 번호의 要素라도 점차 낮은 하중에서 降伏되어 가고 있음을 볼 수 있다. 이러한 현상과 함께 高先端 가까운부분에서 引張降伏, 除荷時의 壓縮再降伏, 壓縮降伏, 除荷時의 引張再降伏이 반복되어 變形硬化를 초래함으로써 疲勞현상이 일어나게 됨을 예견할 수 있다.

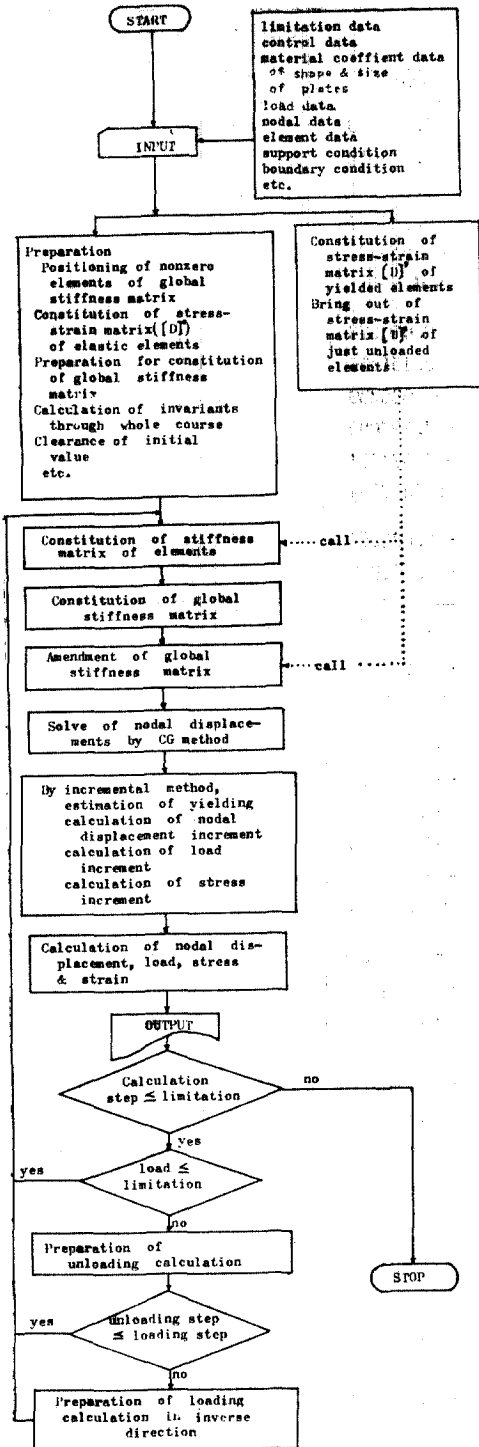


그림 3.1 Summary flow chart

表 4-1. No. of yielded elements

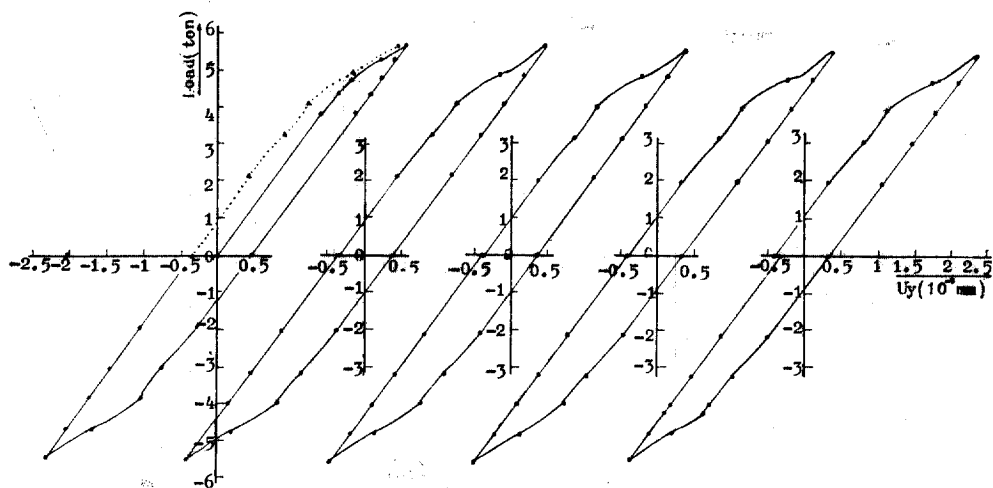
[1] plate with circular hole

cycle	tension			compression		
No.	load(ton)	yield	compressive reyield	load(ton)	yield	tensile reyield
1	3. 791213	189, 191		-1. 940509	189, 191	
	4. 371263	166, 167		-3. 079419	166, 167	
	4. 747547	190, 192		-3. 851131	190, 192	
	5. 286732	179		-4. 724794	179	
	5. 681256	180		-5. 519266		
	unloading			unloading		-
2	2. 139367	189, 191		-2. 050676	189, 191	
	3. 233503	166, 167		-3. 151355	166, 167	
	4. 087453	190, 192		-3. 985289	190, 192	
	4. 848272	179		-4. 795000	179	
	5. 607040	180, 168		-5. 574474	180, 168	
	unloading			unloading		-
3	2. 081328	189, 191		-2. 092663	189, 191	
	3. 178293	166, 167		-3. 193887	166, 167	
	4. 026158	190, 192		-4. 027472	190, 192	
	4. 801927	179		-4. 830588	179	
	5. 565096	180, 168		-5. 607061	180, 168	
	unloading			unloading		-
4	2. 049058	189, 191		-2. 120734	189, 191	
	3. 144621	166, 167		-3. 222347	166, 167	
	3. 994585	190, 192		-4. 055135	190, 192	
	4. 772912	179		-4. 856235	179	
	5. 536945	180, 168		-5. 631069	180, 168	
	unloading			unloading		-
5	2. 025527	189, 191		-2. 143280	189, 191	
	3. 119877	166, 167		-3. 245037	166, 167	
	3. 971471	190, 192		-4. 077665	190	
	4. 750841	179		-4. 250478	192	
	5. 514353	180, 168		-4. 794371	179	
	unloading			unloading	180, 168	-

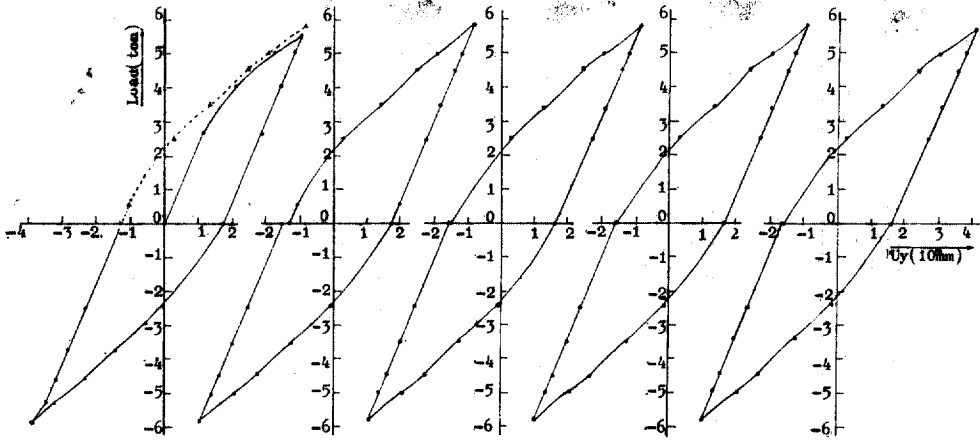
[2] plate with elliptical hole

cycle	tension			compression		
No.	load(ton)	yield	compressive reyield	load(ton)	yield	tensile reyield
1	2. 672793	221		-2. 510059	218, 222	
	4. 001043	218, 222		-3. 746368	210	
	5. 007469	210, 219		-4. 556763	219	
	5. 624806	211, 217, 233		-5. 265121	211, 217	
	unloading		221	unloading	223	
						-

2	05501718	221		-2.471181	218, 222	221
	2.451915	218, 222		-3.558139	210	
	3.463441	210		-4.476399	219	
	4.472249	219		-5.020134	211, 217	
	4.924317	211, 217		-5.819331	223, 207	
	5.805755	223, 207	221	unloading		
3	2.491954	218, 222		-2.454527	218, 222	221
	3.373743	210		-3.484842	210	
	4.504735	219, 211		-4.454809	219, 211	
	4.958235	217		-4.981595	217	
	5.837272	223, 207		-5.794327	223, 207	
	unloading		221	unloading		
4	2.510612	218, 222		-2.438534	218, 222	221
	3.442783	210		-3.433183	210	
	4.517746	219, 211		-4.440813	219, 211	
	4.993389	217		-4.962351	217	
	5.854819	223, 209		-5.778933	223, 207	
	unloading		221	unloading		
5	2.523413	218, 222		-2.427427	218, 222	221
	3.479113	210		-3.397661	210	
	4.530644	219, 211		-4.429162	219, 211	
	5.009406	217		-4.947337	217	
	5.869086	223, 207		-5.76608	223, 207	
	unloading		221	unloading		

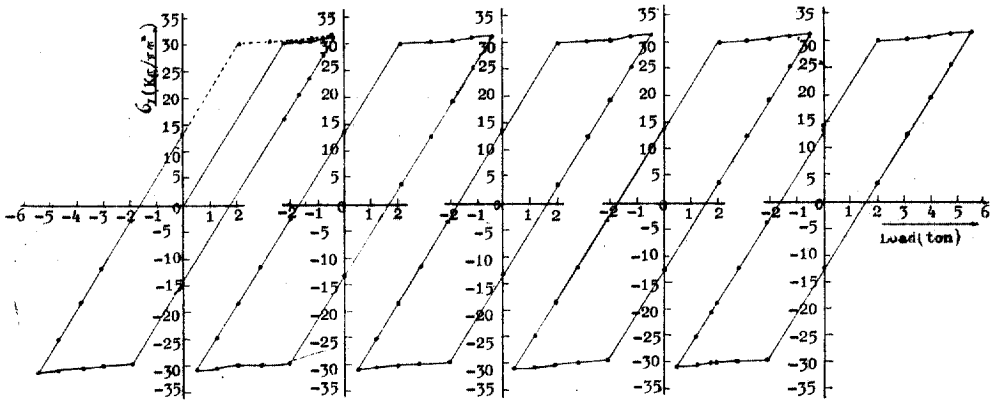


(a) plate with circular hole

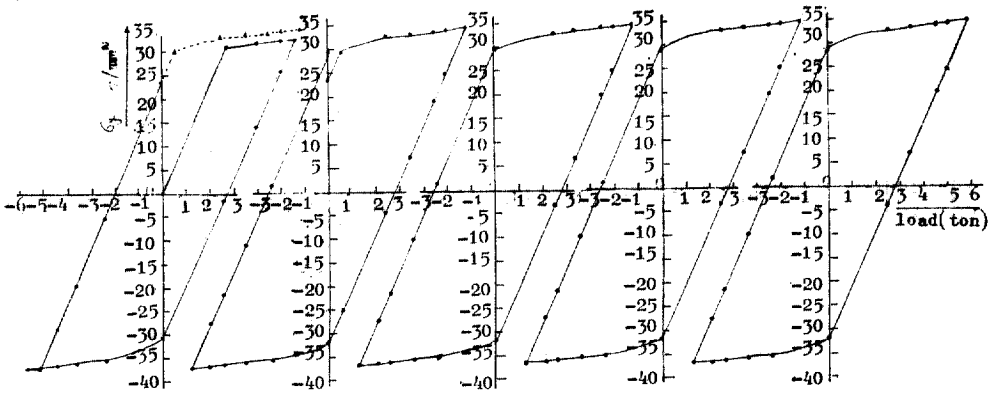


(b) plate with elliptical hole

그림 4.1. Transition of nodal displacement ahead the flaw tip along loading direction



(a) plate with circular hole



(b) plate with elliptical hole

그림 4.2 Transition of stress ahead the flaw tip along loading direction

4.2 홈先端의 變位の 變化과정

그림 4.1은 홈先端에 가장 가까운 節點의 하중방향 變位の 變化를 하중의 變化에 따라 나타낸 것이다.

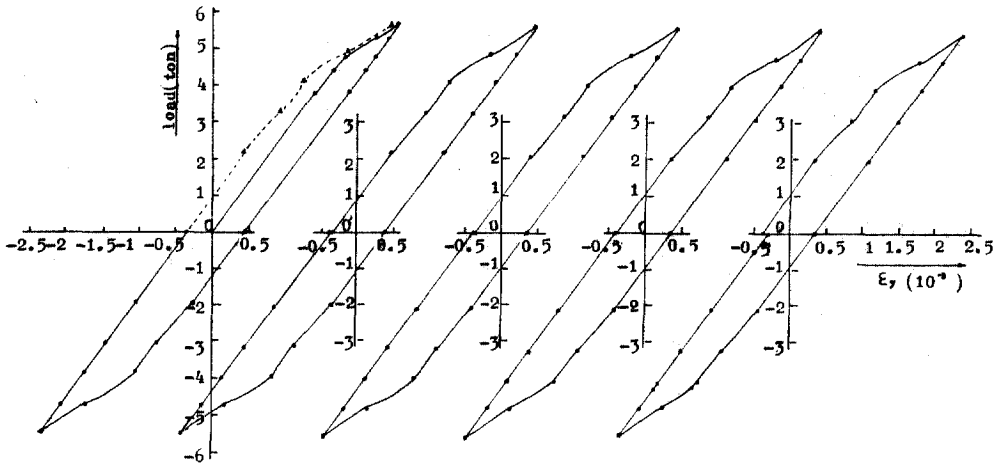
같은 하중일 때 橢圓孔板의 경우가 더 큰 變位를 나타내고 있으며, 殘留變位도 橢圓孔板의 경우가 圓孔板의 경우에 비해 거의 2배 정도나 되고 있는 바, 홈이 均열에 가까워질수록 變形이 커짐을 알 수 있다.

본 연구에서는 하중이 반복되는 중에 鋼板의 두께가 변하지 않는 것으로 가정하고 있으나 실지로는 매반복회수마다 이들 變位 및 殘留變位와 함께 두께도 따라 변한다고 볼 때 이러한 현상이 반복됨으로써 局部座屈 등 파괴를 촉진하는 것으로 사료된다.

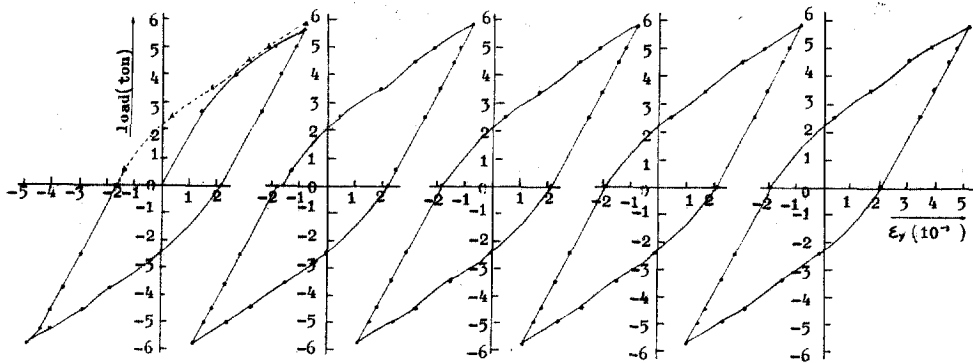
4.3 홈先端의 應力の 變化과정

그림 4.2는 홈先端의 하중방향 應力の 變化 과정을 하중의 變化에 따라 나타낸 것이다.

引張 및 壓縮 후의 除荷時 반대방향으로 매우 큰 殘留應力을 나타내고 있으며, 橢圓孔板의 경우는 1回反復의 壓縮에 대한 除荷時를 제외하고는 반대방향의 再降伏까지 일으키는 뚜렷이 볼 수 있다. 이는 참고문헌 (41)의 §4.1에서 언급한 바와 같이 載荷 후 除荷 때에 매우 큰 殘留變形(永久變形)이 남아서 이 때문에 원래상태로 되돌아가려는 것을 拘束함으로써 반대방향의 載荷 效果가 나타나기 때문이라 생각된다. 또, 橢圓孔板의 경우는 圓孔板의 경우에 비해 낮은 하중에서 降伏함으로써 彈性的 범위가 적고 殘留變



(a) plate with circular hole



(b) plate with elliptical hole

그림 4.3. Transition of strain ahead the flaw tip along loading direction

形이 커서 除荷효과의 拘束이 더 크기 때문에 반대방향의 載荷효과가 더 크게 일어난다고 생각된다.

흡先端의 應力集中현상은 참고문헌 (40)의 그림 4.5와 설명, 참고문헌 (41)의 그림 4.3과 설명에서 나타난 것^(1,2)과 다를 바 없으므로 여기서는 흡先端에서 幅에 沿한 하중방향 應力の 분포는 나타내지 않았다.

4.4 흡先端의 變形率의 변화과정

그림 4.3은 흡先端의 하중방향 變形率의 변화 과정을 하중의 변화에 따라 나타낸 것이다.

變位の 변화과정을 나타낸 것과 우연히 거의 같은 曲線을 나타내고 있으나 흡先端에서 멀어질수록 變位の 量은 크게 增加하고 變形率의 量은 조금씩 減小하기 때문에 이렇게 비슷한 곡선

으로 되지는 않을 것이다.

變形率의 변화과정은 變位の 變化과정과 같은 경향을 나타내고 있음은 확실하다.

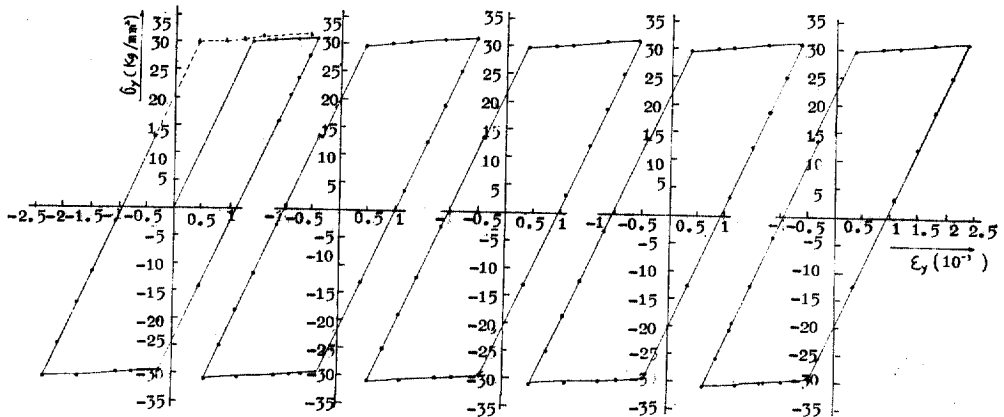
4.5 흡先端의 하중방향 應力-變形率 履歷曲線

(hysteresis loop)

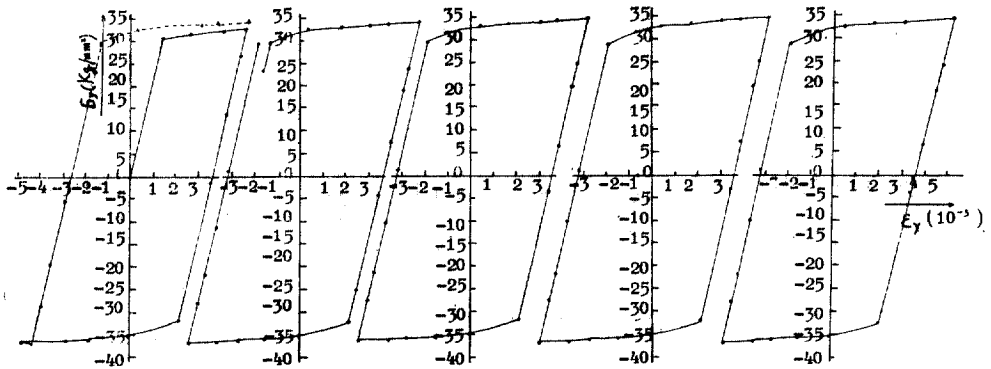
그림 4.4는 흡先端의 하중방향 應力-變形率 履歷曲線(hysteresis loop)을 나타낸 것이다.

橢圓孔板의 경우 圓孔板의 경우에 비해 비슷한 應力에서도 變形은 매우 큰 것을 볼 수 있다.

應力-變形率 履歷曲線은 塑性變形 energy가 累積되어 破壞에 도달해 가는 과정을 밝히는 데 중요한 역할을 하는 것이지만 본 연구에서는 이러한 현상을 뚜렷이 지적할 수 있을만큼 충분한 자료를 제공치는 못하고 있다. 반복회수가 거듭됨에 따라 引張降伏→壓縮降伏→引張降伏→...



(a) plate with circular hole



(b) plate with elliptical hole

그림 4.4 Stress-strain hysteresis loop ahead the flaw tip along loading direction

순으로 降伏應力이 조금씩 감소해 가는 Baushinger 효과로 인해 履歴曲線 內의 變形 energy 면적이 오른쪽으로 기울어지면서 감소해 가는 것이나 본 연구에서는 降伏을 일으키는 點을 기준으로 해석을 하였기 때문에 하중의 上下限線이 일정하게 제어되지를 않아서 Baushinger 효과를 기대할 수 없었다. 다만 위 그림에서 점차로 曲線 內의 幅이 감소해 가는 것을 볼 수는 있는 바, 많은 반복회수에 걸친 해석을 행한다면 상당히 유용한 구분을 할 수 있는 결과가 나타날 것으로 사료된다.

4.6 應力擴大係數 계산의 기초

본 연구에서 圓孔板의 경우 120개 節點, 橢圓孔板의 경우 136개 節點에 대해 每 반복회수의 每降伏단계마다 變位값 $u_{ij}(r, \theta)$ 를 계산하였으며, 圓孔板의 경우 195要素, 橢圓孔板의 경우 224개 要素에 대해 每 반복회수의 每降伏단계마다 應力값 $\sigma_{ij}(r, \theta)$ 를 계산하였으므로 §2.2항의 (2-5)식 및 (2-6)식에서 $P_{ij}(\theta)$ 및 $q_{ij}(\theta)$ 만 확정된다면 보다 정확한 應力擴大係數값 K 가 결정될 수 있는 바, 본 연구의 결과 應力擴大係數를 계산할 수 있는 중요한 토대가 마련되었다고 보여진다.

다만, 예리한 균열을 갖는 無限板에 대한 彈性해석에서는 §2.2項에서 예들 든 것처럼 $P_{ij}(\theta)$ 및 $q_{ij}(\theta)$ 함수가 확실한 식으로 얻어지지만 境界條件의 假定이 까다로운 有限板의 경우나, 특히 塑性해석까지 포함하는 경우에는 $P_{ij}(\theta)$ 및 $q_{ij}(\theta)$ 함수가 아직 완전한 식으로 구해지지 않고 여러가지 近似式들이 연구되고 있는 단계에 있을 뿐이므로⁽⁴²⁾ 이것만으로는 아직 완전한 應力擴大係數를 계산할 수는 없으며, 계속적인 연구가 있어야 할 것으로 믿는다.

5. 結 論

원구멍과 타원구멍을 갖는 두 개의 鋼板에 完全交番荷重을 반복하여 가할 때 有限要素法을 써서 降伏要素가 발생하는 단계마다 각 節點의 變位, 각 要素의 應力 및 變形率, 荷重의 크기 등을 계산하여 破壞力學的인 검토를 행하였다.

이로부터 다음과 같은 결과들을 얻었다.

1) 각 要素가 降伏해 가는 순서를 검토하여 降

伏이나 破壞가 翕先端에서부터 시작하여 약 45° 방향으로 진행되리라는 것을 확인하였다.

2) 반복회수가 거듭됨에 따라 翕先端에서의 하중-變位관계, 하중-應力관계, 하중-變形率관계 및 應力-變形率관계 履歴曲線을 그려서 검토함으로써 殘留變位, 殘留應力, 殘留變形率 혹은 塑性變形 energy가 쌓여서 破壞를 促進해 가는 과정을 확인하였다.

3) 반복회수의 每降伏단계마다 각 節點의 變位 $u_{ij}(r, \theta)$ 와 각 要素의 應力 $\sigma_{ij}(r, \theta)$ 를 비교적 정확히 계산함으로써 破壞機構를 밝히는 데 핵심이 된다고 볼 수 있는 應力擴大係數값 K 를 본문의 (2-5)식 및 (2-6)식으로 더욱 정확히 계산할 수 있는 중요한 토대가 마련되었다.

4) 載荷 중에 降伏을 경험한 부분에서는 除荷 때에 永久變形(殘留變形)이 남게 되고 이것이 나머지 除荷를 拘束하여 반대방향의 載荷의 효과를 일으킴으로서 翕先端에 가까운 부분에는 引張 후의 除荷 때에 壓縮再降伏까지, 壓縮 후의 除荷 때에는 引張再降伏까지 일으키며, 이들이 引張 및 壓縮의 載荷 중의 降伏과 交番으로 반복됨으로써 翕先端에 疲勞현상을 초래하게 된다는 사실을 예견할 수 있었다.

5) 翕이 원구멍일 때와 타원구멍일 때의 각종 계산결과를 비교검토하여 翕이 예리한 균열에 가까워짐에 따라 빨리 破壞에 달하게 되리라는 경향을 확인하였다.

參 考 文 獻

1. R.E. Peterson, "Stress Concentration Factors," John Wiley & Sons Inc., 1953., pp. 110~112, pp. 126~127.
2. 西田正孝, "應力集中", 森北出版(株), 1969., pp. 49~60, p. 585.
3. Stanley T. Rolfe, John M. Barsom, "Fracture and Fatigue Control in Structures," Prentice-Hall Inc., Engle Wood Cliffs, New Jersey, 1977, pp. 232~236.
4. 河本實外 10人, "金屬の疲れと設計", コロナ社, 1974., pp. 160~161.
5. 張東一, 鄭榮和, "강교량의 취성 및 피로파괴의 사례와 이에 대한 고려", 大韓土木學會誌, Vol.26,

- No.2, 1978. 6., pp. 34~44.
6. "Engineering News Record," McGraw-Hill's Construction Weekly, New York, 1962. 9, 1967. 12, 1970. 6, 1970. 8, 1971. 1, 1972. 1, 1972. 5, 1972. 9.
 7. 西村俊夫, "溶接鐵道橋の破壊事故", 日本溶接學會誌, Vol.37, No.10, 1968., pp.12~16.
 8. Renald B. Madiron, "Fracture Analysis of Kings Bridge," *Jour. A.S.C.E.*, Vol. 97, Str. Div., 1971. 9.
 9. 小倉信和, "厚肉壓力容器的脆性破壊例", 高壓力, Vol.6, No.2, 1968.
 10. J.F. Knott, "Fundamental of Fracture Mechanics," Butterworth & Co. Ltd., London, 1977.
 11. 張東一, 鄭榮和, 龍煥鮮, "構造鋼の脆性破壊舉動에 대한 實驗的 研究", 大韓土木學會誌 Vol. 27, No.2, 1979. 4., pp. 80~81.
 12. A.A. Griffith, "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids." *Roy. Soc., London, Series A*, 221, 1920., pp.163~198.
 13. G.R. Irwin, "Crack-extension Force for a Part-through Crack in a Plate," *Trans ASME, J. app. Mech.*, 29, Series E, 1962. 12., pp.651~654
 14. A.S. Tetelman, A.J. McEvily Jr, "Fracture of Structure Materials," John Wiley & Sons Inc., p. 49, pp.50~52.
 15. 宮本博, "破壊の力學", コロナ社 p.2, p. 79.
 16. C.E. Turner, "Methods for Post-yield Fracture Safety Assessment," Post-yield Fracture Mechanics, Applied Science Publishers Ltd., London, 1979., pp. 27~48.
 17. 中澤一, "鋼板の貫通疲勞き裂進展舉動の破壊力學的檢討", 材料 Vol.23, No. 252, 1976. 9., pp. 62~66.
 18. John M. Barsom, "Fatigue-crack Propagation in Steels of Various Yielding Stregths," *ASME Paper*, No.71-PVP-12.
 19. P.C. Paris, G.C. Sih, "Stress Analysis of Cracks," *ASTM Spec. Publ.*, 381, 1964., pp. 30~38.
 20. Herbert F. Hardrath, "Recent Developments in Analysis of Crack Popagation and Fracture of Practical Materials," *Fracture Mechanics* (Symposium on Naval Structural Mechanics, 10th, Washington, 1978), University Pressof Virginia, Charlottesville, 1978., pp. 356~357.
 21. 白石隆義, "溶接技術者のための疲勞に関する一般常識(2)", 溶接技術 1964. 2., pp. 62~63.
 22. 菊川眞, "實動荷重上の繰返し塑性ひずみと累積疲勞損傷", 材料 Vol.23, No.252, 1976. 9., pp. 67~74
 23. 西村俊夫, 張東一, 三木千壽, 鶴卷正行, "鋼構造部材の疲勞壽命推定に関する基礎研究(その1)", 東京工業大學 工學部 土木工學科 研究報告書 No.19. 1975. 12., p. 3, p. 10.
 24. 山根雅己, 鯉淵興二, "變動應力下の應力-ひずみ履歴曲線", 日本機械學會 論文集(第1部), Vol. 32, No.244, 1967. 12., pp. 1769~1977.
 25. M. Wakabayashi, "An Experiment on the Behavior of a Steel Bar under Repeated Axial Loading," *Annuals*, Disaster Prevention Research Institute, No.14A, Kyoto University, 1971. 4.
 26. 吉本 勇, "疲れ試験におけるステアケース法とその應用", 日本機械學會 第229回 講習教材(材料の強さと設計) 1965. 2, pp. 71~94.
 27. 榎本信助, "疲れ強さの統計的試験法とその解析", 日本機械學會 第229回 講習教材(材料の強さと設計) 1965., pp. 11~27.
 28. 奥村敏恵, 奥川淳志, "繰返し荷重を受ける切欠部材の應力-ひずみ舉動", 日本土木學會 年次講演會集, 1973.
 29. T. Naka, "Anisotropy of Rolled Steel Plates and Comments on Welded Structural Design (part1)," *J. of the Japan Welding Society*, Vol. 34, No. 7, 1957.
 30. 後藤尚男 外 5人, "くり返し曲げ荷重下げおける構造用鋼材の破壊過程に関する一考察", 京大防災研究所年報, 第17號 B, 1975. 4.
 31. O.C. Zienkiewicz, "The Finite Element Method in Engineering Science." McGraw-Hill's Inc., 1967., pp. 48~56.
 32. 申永琦, 劉哲秀, 崔錫根, "有限要素法 講座", 大韓土木學會誌, Vol.24, No.1, 1976. 3., pp. 40~42
 33. 山田嘉昭, "塑性・粘弾性", 培風館, 1970. 8., p. 83, p. 64, p. 153, p. 154, pp.175~179, pp. 83~84, pp. 180~235.
 34. Harold C. Martin, "Introduction to Finite Element Analysis," McGraw-Hill's Inc., 1973., p. 39.
 35. 山口柏樹, "彈塑性力學", 森北出版(株), pp. 207

~208.

36. 山田嘉昭, “マトリクス法 材料力學”, 培風館, p. 41, p. 37, pp. 38~39.
37. 戸川隼人, “マトリクスの數値計算”, オーム社, pp. 95~102.
38. G.C. Sih, “Analytical Modeling; Crack Growth Characteristics,” *Fracture Mechanics* (Symposium on Naval Structural Mechanics, 10th, Washington, 1978), University Press of Virginia, Charlottesville, 1978., p. 499.
39. 岡村弘之, “線形破壊力學の基本的考え方” *Journal of the J.S. M.E., Vol.75, No.642, . p. 57.*
40. 張東一, 鄭榮和, “鋼板의 破壞機構에 관한 基礎的 研究”, 大韓土木學會誌 Vol.26, No.2, 1978. 6., p. 124. *
41. 張東一, 鄭榮和, “反復荷重下에서의 鋼板의 破壞 機構에 관한 基礎的 研究”, 大韓土木學會誌, Vol. 29, No.2, 1981. 4., p. 82.
42. H.O. Fuchs, R.I. Stephens, “*Metal Fatigue in Engineering*,” John Wiley & Sons Inc., 1980., pp. 46~48.

(接受: 1982. 5. 15)