

<論 文>

安定龜裂成長에 대한 龜裂先端 塑性域에 관한 研究

—304 스테인리스강—

黃 鉀 雲*

(1989년 5월 31일 접수)

A Study on the Crack Tip Plastic Region for Stable Crack Growth

—304 Stainless Steel—

Gab-Woon Hwang

Key Words : Stress Singularity(응력 특이성), Hydrostatic Stress(등방향 응력), Deviatoric Stress Invariant(편차응력불변량), Isotropic Hardening(등방성경화), Frontal Stiffness Method(전면강성법), Straight Crack Front(직선균열면), Shear Lip(시어립)

Abstract

The study is concerned with the analysis of plastic region feature and plastic work for the prediction of stable crack growth behavior. The analysis and experiments were studied for the 304 stainless steel based on the recrystallization method and finite element method. To analyze the stable crack growth under plane strain condition, 25% side grooved compact tension specimen was adopted. As a result of this study, more than 1.7% of plastic deformed zone was recrystallized without grain growth of parent metal and the plastic zone which had kept recrystallized band of constant width during stable crack growing was butterfly's feature around the grown crack tip. Stable crack growing resistance ($\Delta W_p/\Delta a$) was calculated from the plastic work density and used as a stable crack growing criteria during FEM analysis. The result of the FEM analysis showed good agreements with the experimental results. Therefore, I believe that the value of $\Delta W_p/\Delta a$ could be one of the excellent stable crack growing criteria.

1. 서 론

대부분의 기계 구조물이나 금속재료는 제조 과정 중이나 사용중에 외적환경을 포함한 負荷條件에 의해 결함의 존재가 불가피한 실정인데 이런 결함의 대소에 따라 사용중에 갑작스런 파괴나 사용수명의 단축을 초래한다.

이러한 결함과 파괴와의 관계를 이론적으로 해석하기 시작한것이 1920년에 Griffith⁽¹⁾에 의해 발표된 취성파괴 이론이다.

1950년대에 들어서면서 Orowan⁽²⁾, Irwin^(3,4)은 鋼材균열선단의 소성변형에너지가 표면에너지의 증가량에 비해 훨씬 크다는 사실을 확인하고 탄성파괴이론을 제시하였는데 이런 탄성파괴이론은 소규모 항복이 형성되는 경우에는 신뢰성이 인정되지만 延性材料의 경우처럼 균열길이에 비해 균열선단에 형성되는 소성역의 크기가 무시할 수 없을 정도로

*정회원, 전남대학교 공과대학 기계설계학과

큰 경우 즉, 대규모 항복일 때는 균열선단의 응력 특이성도 존재하지 않게되고 응력확대계수의 의미도 상실된다.

따라서 이러한 연성과파괴역학을 규명할 목적으로 많은 이론적, 실험적 연구가 이루어져 왔으나 이들은 모두 노치에 있어서 국부적응력이나 변형률에 의한 해석이 아니라 공칭응력이나 공칭변형률에 의한 해석이었다.

한편 비교적 延性이 큰 재료중에 거시적인 균열이나 날카로운 노치가 있을 경우에는 외부에서 하중을 증가시키면 변형률의 증가로 국부적인 공동이 발생하며, 이들이 성장, 합체되어 균열선단에 소성역이 형성되면서 균열선단의 예리함이 둔해지고 연성균열이 발생한다. 이와같은 현상을 안정연성균열이라 한다. 안정연성균열 발생후에 계속 하중을 증대시키거나 안정연성균열이 계속 성장하여 파단에 이르면 균열의 성장에 따라 균열선단의 소성역이 균열길이에 비례하여 증가하므로 안정균열이 지속되는 것으로 보고있다. 그런데 조건에 따라서는 하중을 증대시키지않아도 균열이 계속 진전하여 파단에 이르는 불안정 연성과파괴를 일으킨다. 이러한 연성과파괴는 부재의 공칭응력이나 공칭변형율이 낮을 지라도 현저한 변형을 집중이 일어날 수 있는 균열이 존재함으로써 발생하는 것이다.

본 논문에서는 평면변형을 상태에서 안정하게 성장하는 균열선단에 집중되어있는 剛塑性域의 해석에 역점을 두어 재결정법과 彈·塑性有限要素法을 도입하여 안정 성장균열 선단에 형성되는 균열 성장저항에 직접적인 영향을 미치고 있는 소성역의 크기나 형태에 대한 실험 및 해석을 하였다.

2. 有限要素法에 의한 塑性變形解析

소성변형은 재료마다 변형거동에 약간의 차이는 있으나 응력이 항복점에 도달할때까지는 탄성거동을 보이나 일단 항복단계를 넘어서면 剛性이 급격히 저하하면서 영구변형이 殘在하는 소성변형단계로 접어든다. 일단 소성변형이 시작되면 응력과 변형률 사이에는 非線形的인 비례관계가 형성되며 가공硬化現狀을 보이게된다.

2.1 有限要素解析法을 위한 理論式

(1) 降伏條件

항복조건은 소성변형이 開始되는때의 應力值를

판정하는 조건식으로 複合應力の 함수로 표현되어져야 할것이다⁽⁵⁾.

$$f(\sigma_{ij}) = K(c) \tag{1}$$

여기서 $K(c)$ 는 변형률 履歷의 함수이다.

여기서 주어진 응력장내에서 소성변형에 따른 체적의 변화는 없다고 가정하고 등방향응력성분은 소성변형에 영향을 미치지 않으므로 응력성분 σ_{ij} 를 편차응력불변함수로 표시하면

$$f(J_2', J_3') = K(c) \tag{2}$$

윗 식에서 K 값은 加工硬化係數 c 의 함수여야 할 것이다.

그런데 일반적으로 均質이고 等方性인 금속재료에 대해서는 위의 항복함수를 보다 더 簡略化시킨 Tresca 항복조건식과 Von-Mises 항복조건식으로 항복을 해석할 수 있음이 잘알려져있다. 그런데 鐵鋼材料인 경우 Von-Mises 항복조건이 실험결과와 더잘 부합되는 것으로 알려져 있으므로⁽⁶⁾ 본 연구에서는 Von-Mises 항복조건식을 사용하였다. Von-Mises는 J_2' 가 臨界値에 달하면 항복이 일어난다고 提案하였다.

$$(J_2')^{1/2} = K(c) \tag{3}$$

식 (3)의 J_2' 를 $\bar{\sigma}$ 로 바꾸어쓰면

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3}(J_2')^{1/2} = \sqrt{3}K(c) \tag{4}$$

평면변형상태의 J_2' 는

$$J_2' = \frac{1}{2}(\sigma'_{xx}{}^2 + \sigma'_{yy}{}^2 + \sigma'_{zz}{}^2) + \tau_{xy}{}^2 \tag{5}$$

으로 구해지며 여기서 각 成分의 편차응력 σ'_{ij} 는

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij}$$

(2) 加工硬化 現象 및 塑性流動

항복이 개시된 이후에 진전되는 소성변형 응력의 크기는 소성 변형률의 크기에 따라 좌우되고 새로운 降伏曲面이 점차 확장되면서 항복영역이 확장될 것이다. 이때 생기는 가공경화현상은 그동안 축적된 소성변형일 (Wp)의 크기에 따라 결정되므로

$$c = Wp = \int \sigma_{ij} (d\epsilon_{ij})_p \tag{6}$$

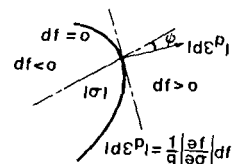


Fig. 1 Geometrical representation of the normality rule of associated plasticity.

로 표시될 수 있다.

항복이 개시된 이후에 등방성경화인 경우, 가공경화에 의한 소성포텐셜이 항상 降伏曲面으로부터 法線方向으로 성장된다면 소성유동의 크기는 Fig.1⁽⁶⁾ 처럼 곡면에 法線方向으로 증가할 것이다.

증가된 法線成分의 소성변형률을 행렬벡터로 나타내면

$$\{d\epsilon^p\} = h \{\partial f / \partial \sigma\} df \quad (7)$$

로 된다. 여기서 h 는 比例常數이고 df 는 항복곡면 상에서

$$df = \{\partial f / \partial \sigma\} \{d\sigma\} = 0 \quad (8)$$

hdf 를 식 (6)의 가공경화의 假定과 연관시켜 보면

$$dWp = \{\sigma\} h \{\partial f / \partial \sigma\} df \quad (9)$$

이 될 것이고 이 소성변형 에너지의 増分을 등가응력과 등가 소성 변형률 증분으로 표시하면

$$dWp = \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^p \quad (10)$$

위의 두 식을 等値시키고, $d\bar{\sigma} / d\bar{\epsilon}^p = H'$ 라 하여 h 에 대해서 풀면

$$h = \frac{\bar{\sigma}}{\{\sigma\} \{\partial f / \partial \sigma\}} \frac{1}{H'} \quad (11)$$

로 된다. 또 Von-Mises 降伏條件에 대한 h 를 구하기 위해 $\{\sigma\} \{\partial f / \partial \sigma\}$ 를 계산하면 $\{\sigma\} \{\partial f / \partial \sigma\} = f = \bar{\sigma}$ 가 되어 위의 식 (11)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$1/h = H' \quad \text{또는} \quad h d\bar{\sigma} = d\bar{\epsilon}^p \quad (12)$$

한편, 응력의 増分은

$$\{d\sigma\} = [D^e] \{d\epsilon^e\} = [D^e] \{d\epsilon\} - [D^e] \{d\epsilon^p\} \quad (13)$$

이므로 위식에 식 (7)과 식 (11)을 이용하여 $\{d\sigma\}$ 에

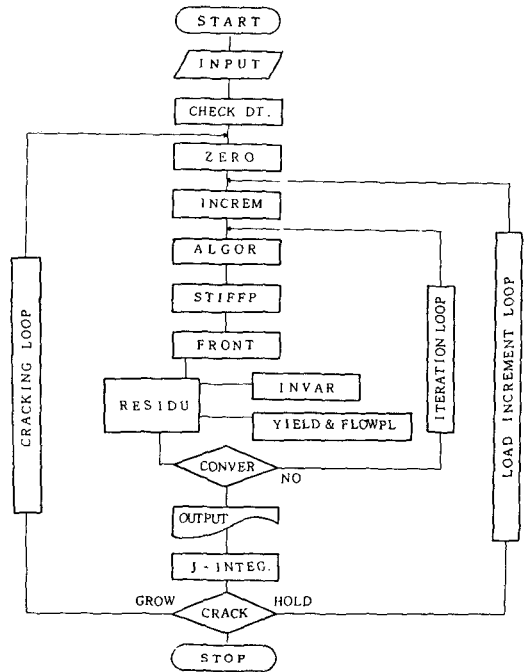


Fig. 2 Flow chart of the elastic-plastic finite element method

대하여 정리하면 소성변형이 성장할때의 構成方程式은 다음과 같이 총 변형률과 응력사이의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\{d\sigma\} = [[D^e] - \frac{[D^e] \{\partial f / \partial \sigma\} \{\partial f / \partial \sigma\} [D^e]}{H'/B + \{\partial f / \partial \sigma\} [D^e] \{\partial f / \partial \sigma\}}] \{d\epsilon\}$$

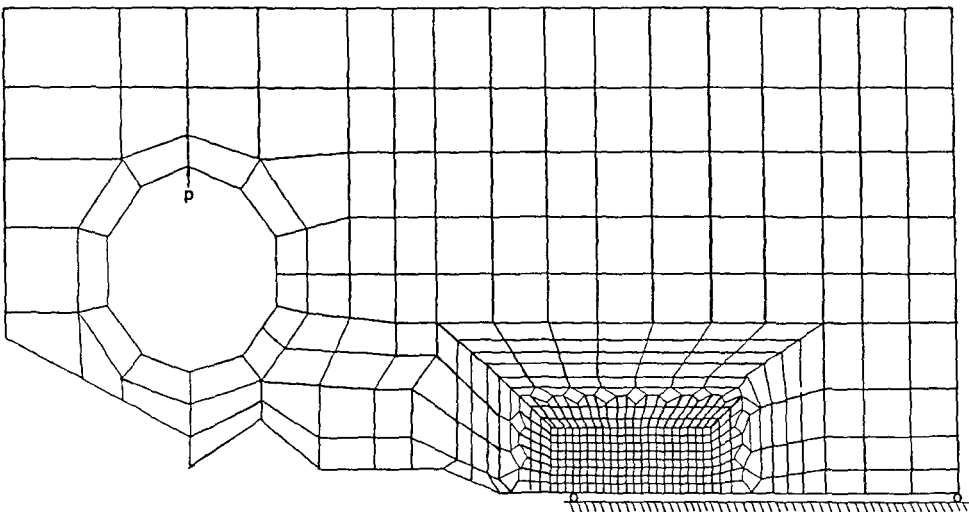


Fig. 3 Finite element meshes. (490 elements, 534 nodes)

$$= [D^p] \{de\} \quad (14) \quad \text{수)에 의해 1037자유도 이다.}$$

여기서 $B = \frac{\bar{\sigma}}{[\sigma] \{ \delta f / \delta \sigma \}}$ 이다.

따라서 본 研究에서 사용하는 彈·塑性有限要素 프로그램에서는 소성변형에 따른 각 요소의 강성을 $[D^p]$ 로 계산되게하여 소성변형률의 크기를 계산하도록 하였다.

2.2 有限要素 入力 데이터

本 研究에서 사용한 프로그램은 Hinton과 Owen⁽⁷⁾에 의해 만들어진 탄·소성 해석프로그램으로 전면강성법에 의해 계산이 수행되도록 되어 있고 Fig. 2의 흐름도에 나타난 바와 같이 (1) 데이터입력, (2) 각 要素들의 강성을 계산, (3) 전면강성법에 의해 각 절점변위와 하중을 계산, (4) 소성유동에 의한 각 要素의 응력과 변형률을 계산, (5) 잔류응력을 계산하여 수렴오차의 크기를 계산하여 平衡狀態를 판단, (6) 균열선단의 소성역에 누적된 소성일을 계산하여 균열성장과 균열선단 주변의 소성역을 관찰한다.

또한 계산에 사용한 CT 시편의 有限要素 메시는 Fig. 3에 보인 바와 같이 4각형 4 절점 모델로 총 490 요소에 534 절점을 갖고 대칭조건을 만족시키기 위하여 1/2면의 균열선단위치에 놓여 있는 절점들의 y-방향 변위를 拘束시키고, 증분변위에 의해 핀점의 하중을 증가시키기 위하여 핀구멍의 중앙절점을 x, y방향으로 拘束시켰다. 따라서 拘束된 자유도는 31개가 되므로 주어진 메시의 총 自由度는 (총자유도) = (총 절점수) × (자유도) - (구속 절점

3. 再結晶法 및 破壞實驗에 의한 塑性深化城의 考察

本 研究의 실험재료는 延성과 耐腐蝕성이 큰 오스테나이트계 304스테인리스 壓延鋼材이며 시험편 두께 전체에 걸쳐 평면변형률 상태로 만들며 시어립(shear lip)을 억제시키고 직선균열면을 얻기 위해 25% 측면 홈을 가공한⁽⁸⁾ CT시편을 사용하였다. 또, 이 소재의 化學的 成分 및 機械的 性質은 Table 1 및 Table 2와 같다.

3.1 再結晶 條件의 選定

소성을 받은 재료의 再結晶 形成에 대한 온도 및 시간은 재료의 성분과 소성변형의 정도에 따라 많은 차이가 있으며 再結晶 粒子의 크기도 달라진다⁽⁹⁾. 따라서 주어진 재료의 적합한 再結晶 條件을 선정하기 위해 素材를 각 변이 1cm인 육면체 블록으로 절취하여 Rockwell 경도시험기를 사용하여 100kg의 하중으로 균일한 押痕을 만들었다. 再結晶 溫度를 910℃에서 950℃까지 10℃ 간격으로 변화시키고 각 온도에 대하여 24시간 씩 열처리한 후 시편의 押痕 低面까지 연마한 후 0.05 μ까지 알루미늄 분말의 입자 크기 순으로 연마하여 HNO₃ 60%용액에 약 1.5V 정전압으로 1분간 부식(etching)하여 再結晶組織을 관찰한 결과 940℃에서 24시간 再結晶시킨 것이 소성변형률과 母材의 구분이 가장 확실하였다.

Table 1 Chemical compositions(Weight %)

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
Standard	max 0.08	max 1.00	max 2.00	max 0.04	max 0.03	18.0~ 20.0	8.0~ 10.5
Material	0.06	0.46	0.3	0.028	0.015	18.5	8.9

Table 2 Mechanical properties(R.T. 26℃)

	Yield stress 0.2% offset kgf/mm ²	Tensile strength kgf/mm ²	Elongation %	Reduction of area %	Hardness Hb
Standard	min21	min53	min40	min60	max187
Material	26	57	67	80	184

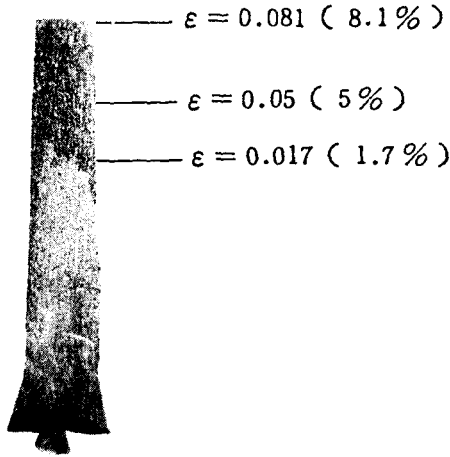


Fig. 4 (a) Photograph of the plastic deformation zone of the tensile specimen

또한 소성변형률에 따른 재결정 양상을 고찰해 보기 위해 引張試片의 표면에 높이게이지를 이용하여 0.5mm간격으로 눈금을 새긴다음 다이알게이지 (dial gage ; 수렴오차 1/1,000mm)를 사용하여 눈금이 새겨진 각 부위의 표점거리를 측정한후 인장 시험을 수행하여 새겨진 눈금의 變形량을 測定함으로써 각 부위의 소성변형률을 비교적 정확히 測定할 수 있도록 하였다.

Fig. 4는 材結晶한 후 인장시험편의 소성역을 가시화시킨 것이다.

위의 그림에서 보인 인장시험의 결과로부터 Fig. 5와 같은 材結晶粒의 크기와 소성변형률과의 상관 관계를 구할 수 있고 Fig. 4와 Fig. 5의 결과로부터 소성 변형률이 약 1.7%까지 재결정입의 크기가 증가하고 있음을 볼 수 있고 또한 소성변형률 1.7% 부근에서 재결정입의 크기가 약 0.5mm이고 그 이하의 소성 변형률인 경우 재결정입의 크기가 0.05mm로 급격히 작아짐을 볼 수 있었다.

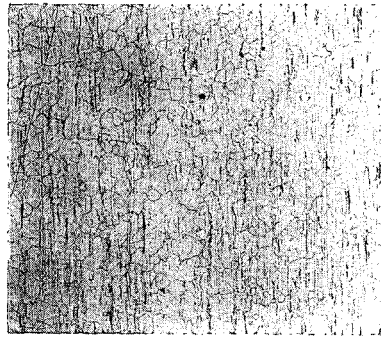
따라서 本 실험에 사용할 주어진 소재의 한계소성변형률의 크기는 약 1.7%임을 알 수 있었으며 적어도 1.7%이상의 소성영역에서만 材結晶이 生成, 成長되어졌음을 알 수 있었다.

3.2 延性破壞實驗

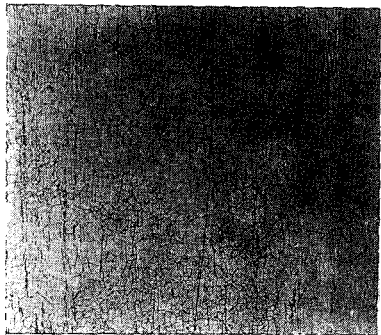
시험편은 Fig. 6에 보인 바와 같이 재료의 가장 큰 彈性係數값을 나타내는 압연방향과 직각인 L-T 형으로 절취하였으며 시험편 두께의 중앙부에서 평면



ε = 0.08



ε = 0.05



ε = 0.017

Fig. 4 (b) Microstructures after straining to various true strain and annealing at 940°C for 24h(×20).

변형률 변형역이 나타날 수 있는 두께 1인치의 CT 시험편은⁽¹⁰⁾ ASTM E813-81의 규정에 의해 제작하였으나 클립 게이지가 물리는 나이프 에지부분은 하중선 開口變位를 測定할 수 있도록 Fig. 7과 같이 가공하였다.

노치선단의 방향은 T-S 방향으로 하였으며 시험편 선단에 ASTM(E 813)⁽¹¹⁾ 피로시험 규정에 의해

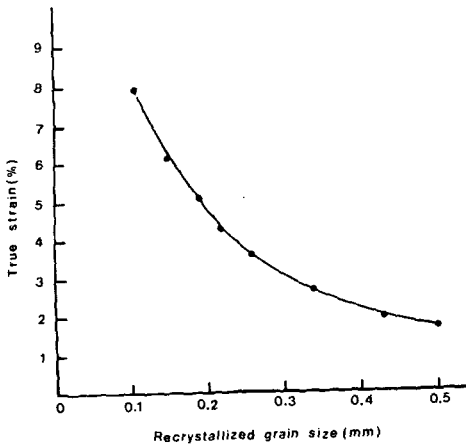


Fig. 5 Relation between true strain & recrystallized grain size

각 시험편의 正味두께에 대한 최대 반복하중 P_{fmax} 는 공칭 균열선단 항복하중 P_L 의 0.4 이하가 되도록 7Hz의 사이클로 피로균열을 진전시켜 최종 피로균열길이가 3mm가 되도록 하여 初期龜裂比 (a/W)의 값이 0.5가 되도록 초기균열길이를 25 mm로 일정하게 하였다.

한편, CT 시험편을 이용한 대부분의 延性破壞 형태는 하중이 증가함에 따라 표면의 평면응력상태와 중앙부의 평면병형울상태에서의 塑性域의 크기 또는 응력의 차이에 의해 터널링현상이 일어나며 시어립(shear lip)도 형성된다. 따라서 이러한 현상들을 한정 또는 제거하기 위하여 균열선을 따라서 45°각도로 V형 노치 가공기를 사용하여 시험두께에 대해 25%의 측면 흠을 가공하였다.

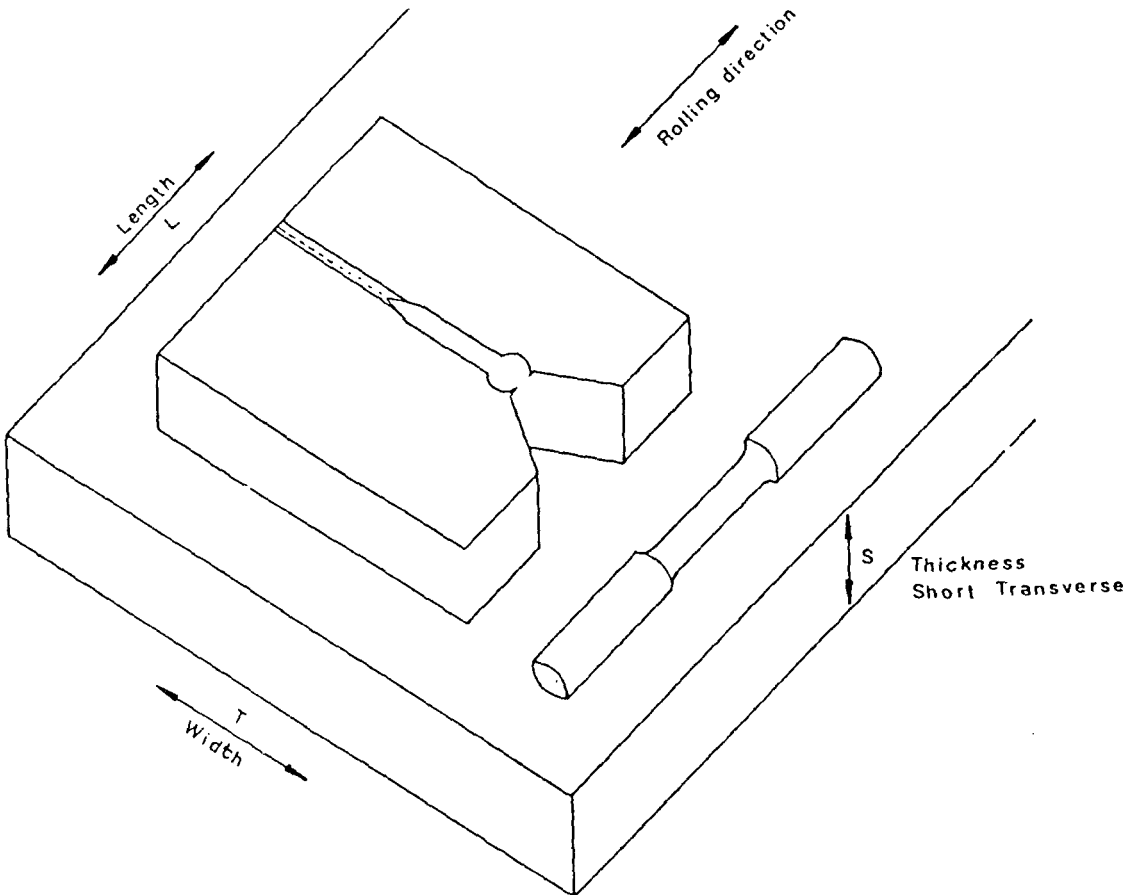


Fig. 6 Schematic view of the specimen sampling direction ($a/W=0.5$)

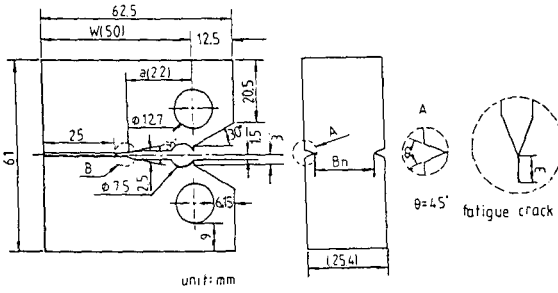


Fig. 7 Geometry of the 1-inch thick standard compact tension specimen ($a_0 / W = 0.5$)

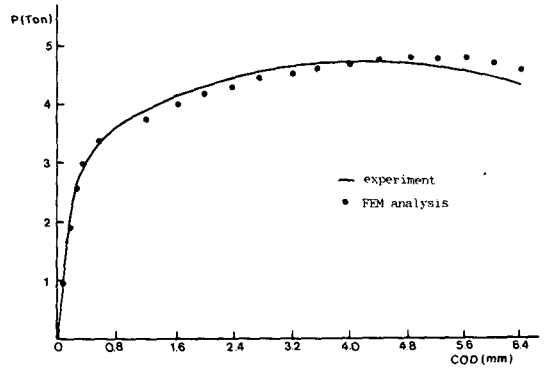


Fig. 8 Load vs. COD diagram ($a/W = 0.5$)

이상과 같이 제작된 CT 시편은 예비실험에서의 결과를 토대로 본 실험에서는 3개의 CT시편을 각각 인장시험기에 걸고 크랙의 開口에 클립 게이지를 나이프 에지에 장착한 다음 크로스 헤드(cross head) 속도를 靜荷重상태에 가압도록 0.5mm/min로 일정하게 유지하여 하중을 가하였다. 이때 하중은 최대 하중점을 지나 균열이 충분히 진전되었으리라 판단되는 상태에서 除荷하였으며 이때의 균열 선단의 塑性深化域의 크기를 검토해 보기 위해 앞서 선정했던 材結晶 條件(940°C-24시간)으로 재결정 처리를 한 다음 두께의 1/4, 1/2 그리고 표면의 재결정 조직을 관찰하였다.

이때 연성파괴실험중 시편의 균열 진전량을 정확히 구한다는것은 어려운 일이다. 따라서 본 실험에서는 採形法을 도입하여 균열진전량을 비교적 정확히 측정할 수 있었다⁽¹²⁾.

4. 結果 및 檢討

本 研究에서 필요로 하는 304 스테인리스강의 材結晶 條件은 예비시편의 재결정조건에 의해 선정된 재결정조건(940°C, 24시간)이 실제 CT 시편의 표면 뿐 아니라 内部의 소성변형영역까지도 구분이 가장 확실했다. 또한 재결정 臨界 塑性變形率을 검증해 보기 위해 인장시험을 한 후 위의 재결정 조건으로 재결정한 후 인장시편의 변형률과 입도(grain size)의 크기를 비교(Fig. 5)하였다.

Fig. 4에 보인 바와 같이 소성변형을 많이 받는 부위는 材結晶核의 생성수가 많아져서 材結晶 粒度가 적어지고 소성변형을 적게 받는 부위는 재결정 핵의 생성수가 적은 대신 材結晶 粒度가 크게 성장함을 알 수 있었다.

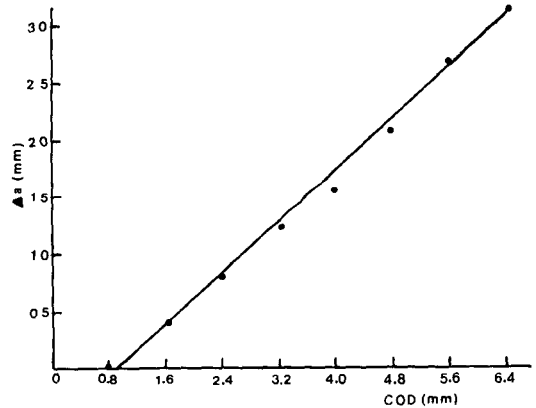


Fig. 9 COD vs. Δa diagram

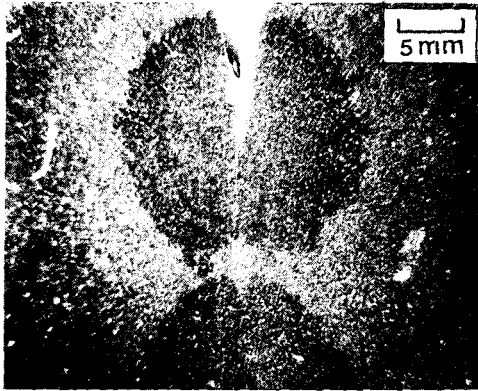
따라서 소성변형률에 따른 재결정 입도 D 를

$$D = L/B \tag{15}$$

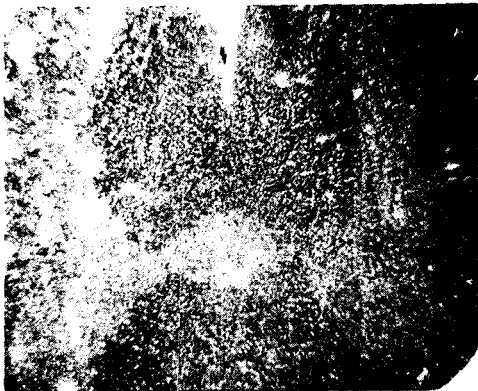
여기서, L 은 임의의 직선길이, B 는 재결정 입계가 이 직선상에서 교차하는 점의 수
정량적으로 측정된 結果 측정 소성변형률이 약 0.017까지 소성영역으로 가시화되었다.

Fig. 8과 Fig. 9는 하중-COD와 COD Δa 線圖로서 로드 셀(load cell)의 출력인 하중과 Δa 를 y 축에, 클립 게이지의 출력인 COD(crack opening displacement)를 X 축에 기록한 결과로서 최대 하중점 ($P : 4.75\text{ton}$, $\text{COD} : 4.0\text{mm}$)을 지나 하중 4.25ton, COD 6.4mm, Δa 3.0mm 상태에서 除荷하였다.

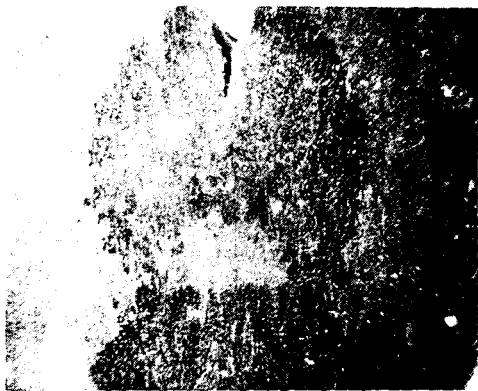
또 Fig. 10은 균열이 충분히 進展된 상태에서의 표면과 두께의 1/4 그리고 중앙단면의 재결정 양상을 보인 것이다. 이 결과로부터 25%축면 흡을 한 CT 시험편의 경우 균열진전길이 및 소성영역의 크기



(S)



(Q)



(C)

Fig. 10 Photograph of the plastic deformation zone around the crack tip of the 25% S.G. CT specimen.
(COD 6.4, S : Surface, Q : Quarter, C : center of the specimen)

가 전 두께에 걸쳐 거의 일정함을 알 수 있었고 또한 전 두께에 걸쳐 균열주위에 나비 날개 형상의 소성역이 展開되고 있음을 볼 수 있었다. 이는 두께 방향의 영향이 거의 배제된 평면 변형률 상태의 균열성장이라고 볼 수 있다.

이 結果에서 알 수 있는 것은 평면 변형률상태로 변형을 하는 부분의 소성역은 균열선단 방향으로는 塑性拘束이 되면서 전단선방향 (약 45°)으로 소성역이 성장되어 감을 볼 수 있었고 균열이 Δa(3 mm)만큼 진전하는 과정에서 안정균열성장 주위에 형성된 소성영역은 균열진전방향으로 일정폭의 밴드(band)를 이루고 있음을 볼 수 있었는데 이것은 균열성장시 균열선단에 축적되는 소성일의 크기가 일정함을 의미하므로 위의 塑性域에 대한 균열성장 과정에서 累積되어진 소성변형일을 Shoji⁽¹³⁾의 계산방법에 따라 계산하면

$$W_p = \int W_d dA$$

$$= \left(\frac{4A}{\pi + 4} \right) \left\{ \frac{\pi}{2} \left[\frac{\sigma_y^* \bar{\epsilon}_0}{2-m} + \frac{H' \bar{\epsilon}_0^2}{4(1-m)} \right] + 2 \left[\frac{\sigma_y^* \bar{\epsilon}_0}{1-m} + \frac{H' \bar{\epsilon}_0^2}{2(1-2m)} \right] \right\} \quad (16)$$

여기서 $W_d = \int \sigma_y d\epsilon_p$ 로서 소성에너지의 밀도

- A : 再結晶이 형성된 塑性深化域의 面積.
- σ_y^* : 初期降伏應力
- $\bar{\epsilon}_0$: 再結晶이 생성되는 限界塑性變形率
- m : 균열선단에서의 塑性變形率의 變化기울기(本 實驗에서 0.9)

로 쓸 수 있다. Fig. 11에서 소성변형률의 분포상태를 알 수 있고 또한 소성변형률에 의해 소성에너지

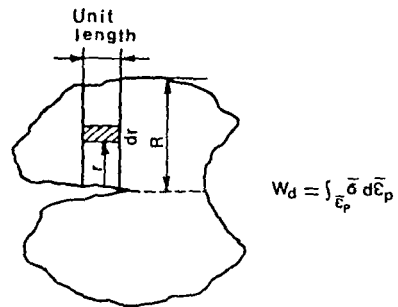


Fig. 11 Calculation scheme of ΔWp/Δa over the recrystallized band

Table 3 Calculated $\Delta W_p/\Delta a$ value for CT specimen

Position	Recrystallized band width(R)	$\Delta W_p/\Delta a$ (kg-mm/mm)	$(\Delta W_p/\Delta a)$ mean kg-mm/mm	COD
Surface	9.63mm	84.16	87.77	6.4
Quarter	10.00mm	87.39		
Center	10.50mm	91.76		

$\sigma_y : 26\text{kg/mm}^2, \bar{\epsilon}_0 = 0.017(1.7\%), H' = 280 \text{ kg/mm}^2$

지의 密度를 계산해 보면

$$W_a = \int_{\epsilon_p} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}_p \quad (17)$$

여기서 등가응력 $\bar{\sigma} = \sigma_y + H' \bar{\epsilon}_p$ 이므로 W_p 는 등가 변형률 $\bar{\epsilon}_p (= \epsilon_0 \cdot (R/r)^m)$ 의 함수로 구해진다. 線形加工硬化 가정에 의해 H' 를 상수로 보고 Fig. 11에서 단위 균열성장에 소요되는 소성일의 크기 $\Delta W_p/\Delta a$ 를 구해보면,

$$\begin{aligned} \Delta W_p/\Delta a &= 2 \int_0^R W d r \\ &= 2 \int_0^R \int_{\epsilon_p} (\sigma_y + H' \bar{\epsilon}_p) d\bar{\epsilon}_p d r \\ &= 2 \int_0^R (\sigma_y \bar{\epsilon}_p + 1/2 H' \bar{\epsilon}_p^2) d r \\ &= 2 \int_0^R [\sigma_y \bar{\epsilon}_0 (R/r)^m + 1/2 H' \bar{\epsilon}_0^2 (R/r)^{2m}] d r \\ &= 2 \left[\frac{\sigma_y \cdot \bar{\epsilon}_0}{1-m} + \frac{H' \cdot \bar{\epsilon}_0^2}{2(1-2m)} \right] \cdot R \quad (18) \end{aligned}$$

로서 Table 3과 같이 구해졌다.

이와 같은 실험결과를 토대로 안정균열의 성장과정에서는 균열선단의 국부적인 塑性深化域에 누적된 소성일의 크기가 일정치에 달하면 (본 연구에서는 304 스테인리스강에 대한 實驗에서 얻은 결과로서 $\Delta W_p/\Delta a = 87.7 \text{ kg-mm/mm}$) 균열이 성장한다고 볼 수 있으며 이 값을 안정균열성장조건으로 성장 균열을 解析하였다.

彈·塑性 有限要素法에 의해 균열선단에 형성되는 소성변형을 고찰해 보기 위해 Fig. 3에 보인 바와 같은 유한요소 메시의 각 要素들의 物性値는 직경 5.5mm의 인장시편에 의해 시험된 결과를 土嚙로 항복응력 $\sigma_y = 26 \text{ kg/mm}^2$, 프와송비 (Poisson's ratio) = 0.3로 하였으며 하중을 증가 시키기 위해 핀점의 고정변위를 윗쪽으로 증분 시켰다. 균열의 성장과정은 균열선단의 소성일이 한계치에 달하면 구속된 균열선단 절점의 구속상태만을 해방시키고

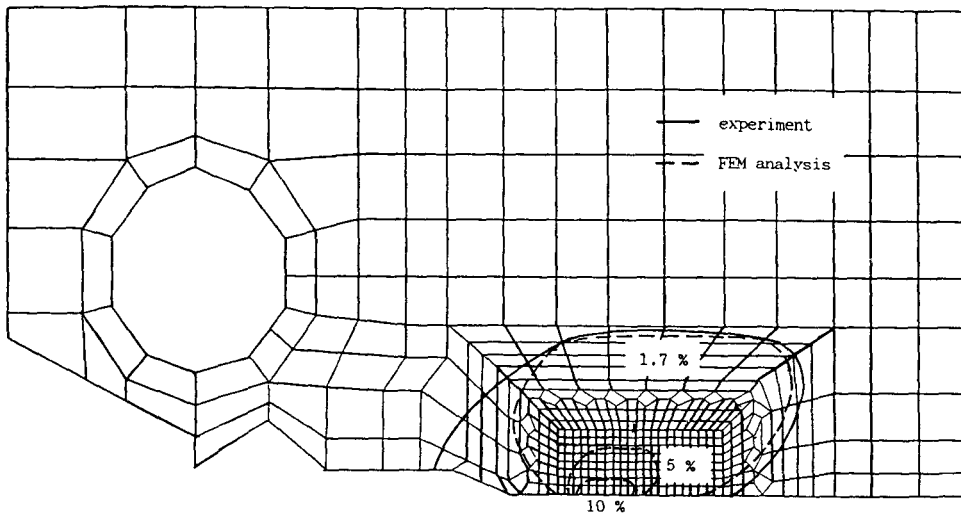


Fig. 12 Intensified plastic region around crack tip. ($a/W = 0.5$)

균열이 Δa 만큼 성장된 후 새로운 균열선단을 중심으로 국부소성일의 계산대상이 되는 선단요소를 변화시킨후 새로운 균열선단의 소성일을 구해나가도록 했다. 이 과정에서 균열의 뒷쪽에 있는 요소들은 除荷상태에 접어들고, 앞쪽의 요소들은 하중상태에 놓이게된다. 이러한 균열선단 前後에 있는 요소들에 축적되는 에너지를 계산하도록 각 균열의 위치에 대한 균열선단 요소들을 지정하여주었다.

이와 같은 결과들을 유한요소법에 적용하여 실제 파괴실험에 의한 하중-COD 곡선에 유한요소해석에 의한 하중-COD 곡선을 수렴시켜 Fig. 8에 점으로 표시된 하중-COD 선도를 얻었으며 하중 4.25톤, COD 6.4mm, Δa 3.0mm에서의 소성역을 유한요소 해석 결과에 의해 구해진 각 요소의 가우스점에서의 等價塑性變形率 ($\bar{\epsilon}_p$)이 10%, 5%, 1.7%인 점들을 연결하여 Fig. 12와 같은 등가소성 변형률이 1.7%이상인 소성 변형률을 구할 수 있었다.

이 결과는 앞서 考察한 재결정 결과와 비교하여 보면 Fig. 12에서 보이는 바와 같이 有限要素法에 의한 결과와 實驗結果는 재결정 형상과 크기면에서 거의 일치함을 알 수 있었다.

5. 結 論

재결정법과 탄소성 유한요소법에 의한 延性材料의 평면변형률상태에서 안정균열 성장에 따른 塑性域을 고찰해 본 결과 다음과 같은 結論을 얻었다.

- (1) 本 研究에서 대상으로 삼았던 304스테인리스강의 再結晶 適合條件은 940°C-24시간이었으며, 이 조건에서 재결정이 생성되는 限界塑性變形率은 약 1.7%였다.
- (2) 25% 측면 홈을 한 CT 시편을 이용하여 안정균열을 성장시킨 다음 재결정적합조건으로 재결정해 본 결과 表面에서 内部까지 전 두께에 걸쳐 균열주위에 같은 모양(나비날개 형상)의 재결정역이 생성되었으며 안정균열성장 주위로 약 10mm 폭의 均一한 재결정역이 생성되었다.
- (3) 재결정법에 의해 구한 單位龜裂成長에 따른 소성일($\Delta Wp/\Delta a$)이 87.7kg-mm/mm였으며, 이것을

안정균열성장조건으로 삼아 彈·塑性 有限要素法에 의해 하중-COD 曲線을 수렴시켜 1.7%이상되는 소성역을 구한 結果 실제 재결정법에 의해 가시화된 소성역과 거의 일치함을 알 수 있었으므로 解析의 신뢰성을 확인할 수 있었다. 따라서 단위균열성장에 소요되는 소성일 $\Delta Wp/\Delta a$ 를 安定龜裂成長條件으로 活用이 가능하리라 판단된다.

참 고 문 헌

- (1) Griffith, A.A., 1920, "Phil. Trans. Roy. Soc. 221", p. 163.
- (2) Orowan, E., 1949, "Report on Progress in Physics 12", p. 185.
- (3) Irwin, G.R., 1948, "Fracturing of Metals", AMS, p. 152.
- (4) Irwin, G.R., 1958, "Handbuch der Physik", Band VI, ed., by S. Flugge, p. 551.
- (5) Hill, R., 1971 "The Mathematical Theory of Plasticity", Oxford Univ., Ely House, London.
- (6) Dieter, 1976, "Mechanical Metallurgy", McGraw Hill Book Co., New York.
- (7) Hinton, Owen, 1980, "Elastic-Plastic Finite Element Method", Pineride Press Limited, U.K.
- (8) Garwood, S.J, 1979, "Effect of Specimen Geometry on Crack Growth Resistance", ASTM STP 677, pp. 511~532.
- (9) Czoboly, E., 1980, "Distribution of Plastic Deformation around a Notch Tip", Proc. of International Conference on A & E Fracture Mech. Rome. Italy. June.
- (10) Munz, D., 1979, "Minimum Specimen Site for the Application of Linear Elastic Fracture Mechanics", ASTM STP 668, pp. 406~425.
- (11) ASTM Standard, 1985, "E813-81", ASTM.
- (12) 장석기, 1988, "SUS 304 스테인리스 강의 연성과 파괴해석-채형법에 의한-" Ph. D. Dissertation, 전남대학교 대학원, pp. 18~20.
- (13) Shoji, T., 1981, "Deformation of Crack Tip Energy Dissipation and Elastic-Plastic Fracture Toughness Parameter with Ductile Crack Extention", Journ. of Testing and Evaluation, pp. 324~334.