

論 文

大韓熔接學會誌
第2卷第1號 1984年 3月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 2, No. 1, Mar., 1984

鋼 熔 接 熱 影 響 部 notch 先 端 的 塑 性 스트레인 評 價 에 關 한 研 究

金 台 永* · 林 載 奎** · 鄭 世 喜**

A Study on Evaluation of Plastic Strain at
Notch Tip of Weld HAZ in Steel

by

T. Y. Kim*, J. K. Lim**, S. H. Chung**

Abstract

Recrystallization technique was applied to analyze plastic strain at the notch tip of coarse grain HAZ in mild steel (SB 41) and high strength steel (SA 588).

The notch tip of specimen was deformed by three point bending. Accumulated displacement (Crack Opening Displacement δ_f) by the monotonic and cyclic loading under room temperature and hot strain embrittlement temperature (250°C) was 0~1.0mm.

Recrystallization heat treatment conditions were 650°C×3hr for SB 41 and 700°C×3hr for SA 588.

The experimental results obtained were as follows;

- 1) Distribution of the effective plastic strain at plastic zone was appeared by the function of crack opening displacement, and plastic zone or the effective plastic strain increased with crack opening displacement.
- 2) Plastic strain at notch tip of HAZ due to accumulated hot strain calculated as follows.

$$\bar{\epsilon}_p = \bar{\epsilon}_{cr} \left(\frac{R_f}{x} \right)^m \quad (m=0.25)$$
- 3) Work hardening ratio of notch tip for hot strain was linearly increased with $\bar{\epsilon}_{max}$ and dependent upon the material types.

1. 머릿말

熔接시에 生成된 欠陥이라던가 가동중에 發生한 크랙 등은 鋼 熔接 構造物의 破損의 原因이 되고 있어서, 이들 欠陥의 內包는 構造物의 強度上 커다란 問題點으로 되고 있다. 그 때문에 notch나 크랙을 인공적으로 넣은

熔接 試驗片에 대한 強度試驗이 數없이 이루어지고 있다.

크랙의 先端은 稼動荷重 또는 외적인 變形에 의해서 局部的으로 塑性變形을 일으킬 수 있으며, 이것이 破壞와 밀접한 관계가 있음이 알려져 있다. 따라서 이러한 破壞機構의 完전한 解析을 위해서는 크랙 先端의 국부 塑性變形과 그 塑性域에 대한 충분한 分析이 要求되고

* 全北大學校 工科大學

** 全北大學校 工科大學, 正회원

Table 1. Chemical compositions (wt. %) and mechanical properties.

Materials	Chemical composition [wt. %]								
	C	Si	Mn	P	S	C	Ni	Cr	V
SB 41	0.22	0.26	0.81	0.017	0.013	—	—	—	—
SA 588	0.14	0.45	1.18	0.019	0.013	0.27	0.1	0.44	0.058

Mechanical properties			
Materials	Yield point [kg/mm ²]	Tensile strength [kg/mm ²]	Elongation[%]
SB 41	31.5	47.2	44
SA 588	48.5	60.7	26

있다.

중래 熔接部에 形成된 塑性變形의 測定을 위해서는 光彈性 皮膜法이라던가 Moire 法 등이 이용되고는 있으나 이들 방법은 試驗片 表面의 變形測定 만이 가능한 것이어서, 材料 内部에 發生된 應力集中部의 微小한 塑性變形의 測定에는 부적당하다.

論者 등은 軟鋼 熔接部를 대상으로 최근에 일부 金屬 材料의 塑性域 測定에 쓰이고 있는 再結晶法¹⁾을 熔接 組織에도 擴張適用시킬 수 있음을 밝힌 바 있다.²⁾

本考에서는 이 再結晶塑性 스트레인 測定法을 응용하여 軟鋼(SB 41)과 高張力鋼(SA 588) 熔接部에서 가장 脆弱한 組織으로 알려진³⁾ 熱影響部 粗大組織에 주목하고, 常溫과 一定溫度 분위기중에서 크랙 先端에 形成된 塑性域의 舉動을 살펴보았다.

2. 供試材 및 實驗方法

供試材는 板두께 25mm인 軟鋼(SB 41, KS)과 60kg/mm²級 高張力鋼(SA 588 grade A, ASTM)으로 그 化學成分과 機械的 性質은 Table 1과 같다. 熔接을 위하여 이들 鋼板으로부터 Fig. 1과 같이 幅 150mm, 길이 400mm의 작은 板을 잘라낸 다음에, 鋼板表面에 깊이 5mm, 角 90°인 V홈을 壓延方向과 直角되게 機械加工하였다. 이 홈 위에 所定の 條件을 적용하여 潛弧 아아크 熔接(submerged arc welding)으로 一層 熔接을 실

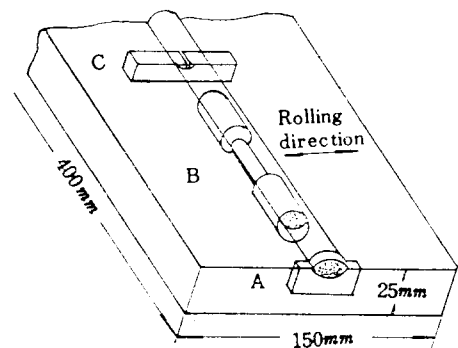


Fig. 1. Bead on plate and specimen preparation.

시하였다. Table 2는 이들 熔接條件이며, 熔接에 선행하여 板은 150°C로 예열하였다.

熔接板으로부터는 再結晶 熱處理條件을 정하기 위하여 Fig. 1(A)와 같은 斷面試驗片과 引張軸이 熔接方向과 平行하고, 測定部에 熔着金屬, 熔接 熱影響部(HAZ) 및 母材組織을 包含하는 直徑 6mm의 引張試驗片(Fig. 1(B)), 그리고 Charpy 標準試驗片 치수인 굽힘 試驗片(Fig. 1(C))을 採取하였다. 이 때 notch 先端은 비이드 중앙부 熔融線에 위치하게 하였다.

적정 熱處理條件을 찾기 위해서는 熔接斷面 試驗片 [Fig. 1(A)]을 加工硬化層이 생기지 않도록 주의하면서 表面을 研磨하고, Photo. 1에서와 같이 Rockwell 硬

Table 2. Welding conditions (submerged arc welding)

Materials	Heat input (KJ/cm)	Current (A)	Voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Wire dia (mm)	Preheat temp (°C)
SB 41	30	450	33	30	4	—
SA 588	36	600	30	30	4.8	150

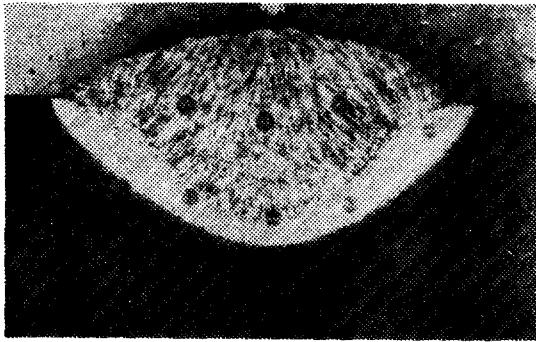


Photo. 1. Macrostructure of recrystallization around indentation after anneal at 650°C×3hr. (SB 41)

도구를 써서 소정의 組織에 一定壓力으로 壓痕을 내어 塑性變形을 가한 뒤에 熱處理를 하였다.

熱處理는 두 材料 공히 argon 가스 분위기중에서 650°C, 700°C, 720°C로 각각 3시간씩 유지하는 條件으로 실시하였다.

Photo. 2는 熱處理에 의해서 壓痕周邊에 形成된 再結晶組織 사진을 예시한 것이다. 이들 組織에 대한 현미경 觀察結果로부터 SB 41은 650°C×3시간, SA 588은 700°C×3시간이 적정 熱處理 條件임을 찾았다.

引張試驗片은 常溫에서 引張破斷(引張速度: 0.02mm/min)시킨 후에 두 材料의 적정 熱處理條件으로 熱處理하고 前考²⁾의 방법에 따라 眞스트레인 $\bar{\epsilon}$ 와 대응하는 곳에서의 再結晶粒子 크기 D 와의 關係를 구하였다.

Fig. 2는 $\bar{\epsilon} \sim D$ 關係를 표시한 曲線으로 再結晶이 일어

나는 최소스트레인 즉, 한계 스트레인 $\bar{\epsilon}_{cr}$ 値는 SB 41鋼의 경우 $\bar{\epsilon}_{cr} \approx 0.2$, SA 588 鋼은 $\bar{\epsilon}_{cr} \approx 0.1$ 로 측정되었다.

굽힘 試驗片은 常溫과 이들 材料의 熱變形脆化가 가장 크게 나타나는 溫度⁴⁾인 250°C의 溫度 분위기중에서

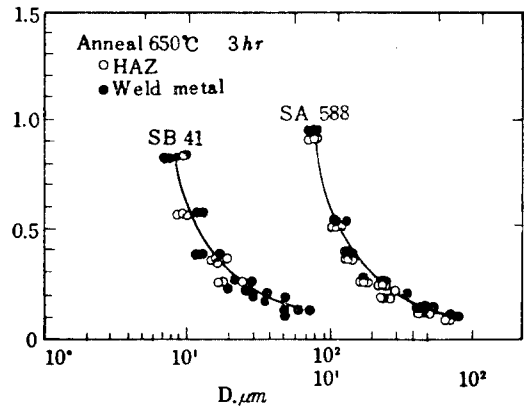


Fig. 2. Relation between true strain $\bar{\epsilon}$ and recrystallized grain size D

먼저 3점 굽힘 裝置로 균열 先端에서의 開口變位量⁵⁾ δ_i (mm)가 몇 種이 되게 單純變形시켰다. 反復變形은 3점과 4점 굽힘 裝置에 의해서 이루어졌으며, 이 때의 $\delta_i = 0.1$ mm, 反復回數는 1~5회였다. Fig. 3은 負荷過程을 설명하는 그림이다. 이 때의 각종 變形 條件은 Table 3에 표시한 바와 같다.

이상의 과정으로 負荷된 각종 試驗片은 除荷 후 앞서 구한 적정 條件으로 再結晶 熱處理 되었다. notch 先

Table 3. Straining conditions

Specimen	Displacement δ +(mm)	Number of loading cycle [N]	Accumulated displacement $\sum \delta_i = \delta_i \times 2N$	Remarks
HAZ(RT)	+0.05	0.5	0.05	monotonic bending
	+0.1	0.5	0.1	
	+0.2	0.5	0.2	
	※±0.1	1	0.2	cyclic bending
	±0.1	3	0.6	
	±0.1	5	1.0	
HAZ(250°C)	+0.05	0.5	0.05	monotonic bending
	+0.1	0.5	0.1	
	+0.2	0.5	0.2	
	±0.1	1	0.2	cyclic bending
	±0.1	3	0.6	
	±0.1	5	1.0	

※ (+) : positive load
(-) : negative load

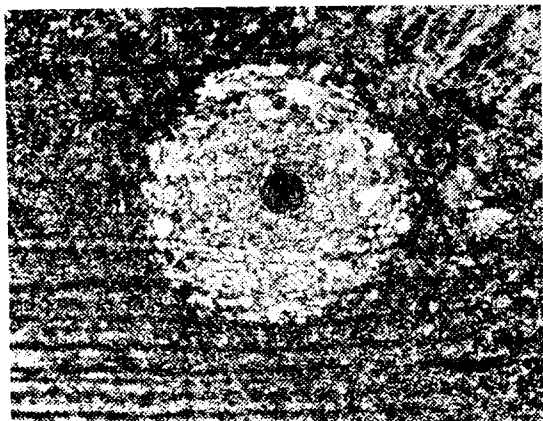
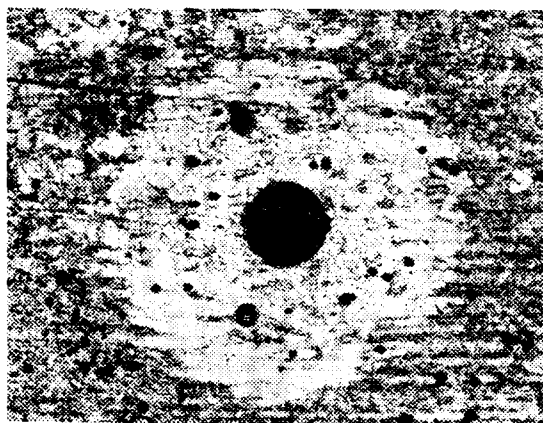
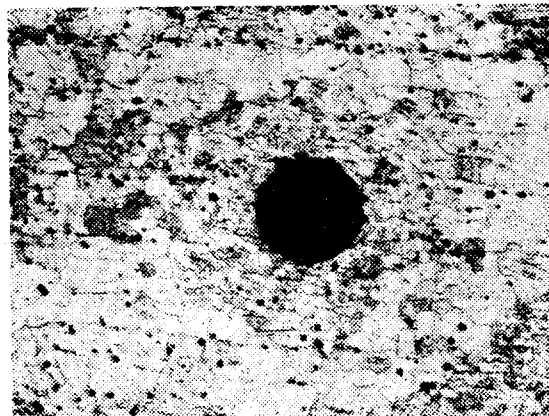
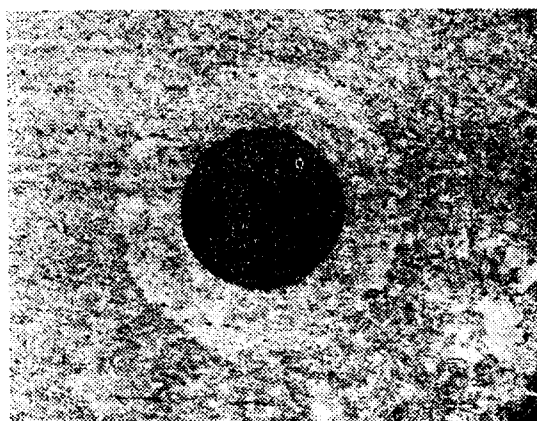
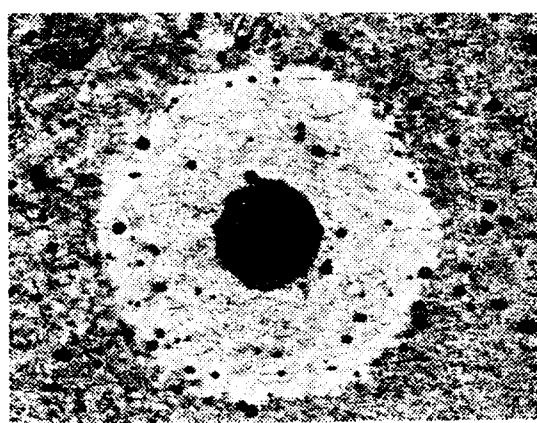
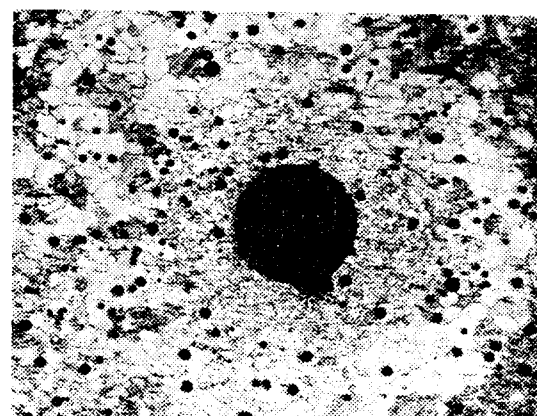
(a) $650^{\circ}\text{C} \times 3\text{hr.}$ (b) $700^{\circ}\text{C} \times 3\text{hr.}$ (c) $720^{\circ}\text{C} \times 3\text{hr.}$ 

Photo. 2. (a) Recrystallized microstructure around indentation (SB 41, weld HAZ)

(a) $650^{\circ}\text{C} \times 3\text{hr.}$ (b) $700^{\circ}\text{C} \times 3\text{hr.}$ (c) $720^{\circ}\text{C} \times 3\text{hr.}$ 

Pohto. 2. (b) Recrystallized microstructure around indentation (SB 588, weld HAZ)

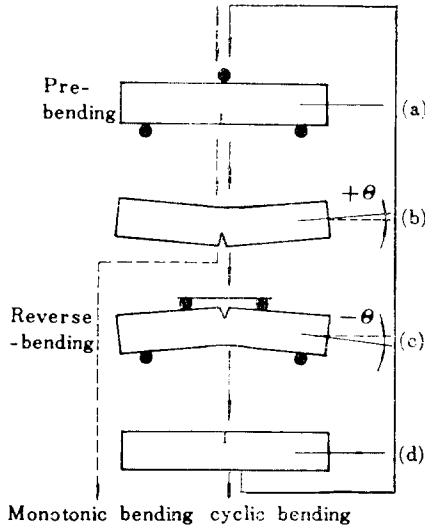


Fig. 3. Straining process of bending specimen.

端에 形成된 塑性域은 平均 스트레인 狀態¹⁾를 대상으로 하였기 때문에 試片板厚 中央部의 것을 관찰하였다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1 塑性域의 形成

負荷에 의하여 變形된 금립 試驗片에서 notch 先端에 形成된 再結晶組織의 모양은 Photo. 3, 4, 5, 6에 예시한 바와 같다. Photo. 3은 SB 41鋼의 경우로 (a)는 單純 金립으로 常溫에서 開口變形이 $\delta_i=0.05mm$ 가 되게 한 것이다. 이를보면 應力集中率이 가장 큰 notch 先

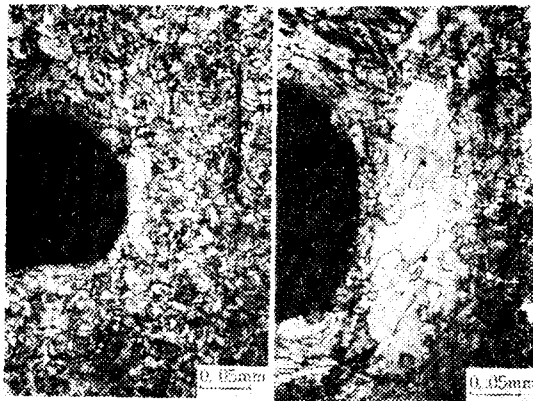
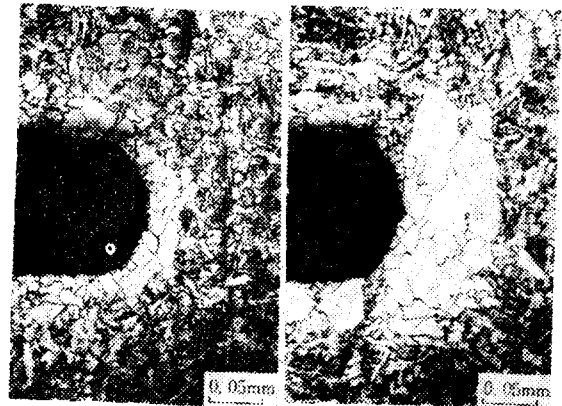
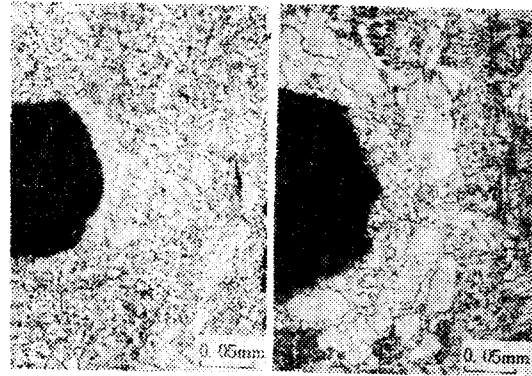


Photo. 3. Recrystallized microstructure at notch tip(SB 41, RT, monotonic bending)



(a) N=1 ($\Sigma|\delta_i|=0.2mm$) (b) N=3 ($\Sigma|\delta_i|=0.6mm$)

Photo. 4. Recrystallized microstructure at notch tip (SB 41, 250°C, cyclic bending)

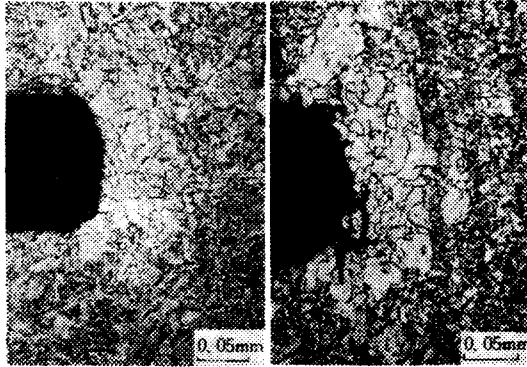


(a) $\delta_i=0.1mm$ (b) $\delta_i=0.2mm$

Photo. 5. Recrystallized microstructure at notch tip (SA 588, 250°C, monotonic bending)

端에서는 母組織에 비해 크게 成長된 ferrite 組織을 볼 수 있어서, notch 先端의 塑性域에서 再結晶을 일으키고 있음이 관찰된다. (b)는 同一材料의 試驗片에서 變位量을 $\delta_i=0.2mm$ 까지 변화시킨 것으로 負荷의 增加와 더불어 再結晶域은 크게 成長하고 있다. 이와 같이 再結晶을 일으키고 있는 塑性域을 살펴보면 再結晶粒徑이 notch 先端에서는 微細하며, 塑性域의 外측으로 갈수록 粗大화된 再結晶粒徑의 분포를 보이고 있다.

Photo. 4는 試驗片이 250°C하에서 反復變形을 받은 경우로 累積開口變位 $\Sigma|\delta_i|$ 가 增加되면 再結晶域의 크기도 增加되고 있다. Photo. 5와 6은 SA 588鋼의 경우로 이들 역시 δ_i 의 양과 反復變形으로 인한 $\Sigma|\delta_i|$ 의 양이 커지면 再結晶域의 크기는 점차로 커지고 있음을 볼 수가 있다. Fig. 4와 Fig. 5는 變形에 의한 塑性域의



(a) $N=3$
($\sum|\delta_i| = 0.6mm$)
(b) $N=5$
($\sum|\delta_i| = 1.0mm$)

Photo. 6. Recrystallized microstructure at notch tip(SA 588 RT, cyclic bending)

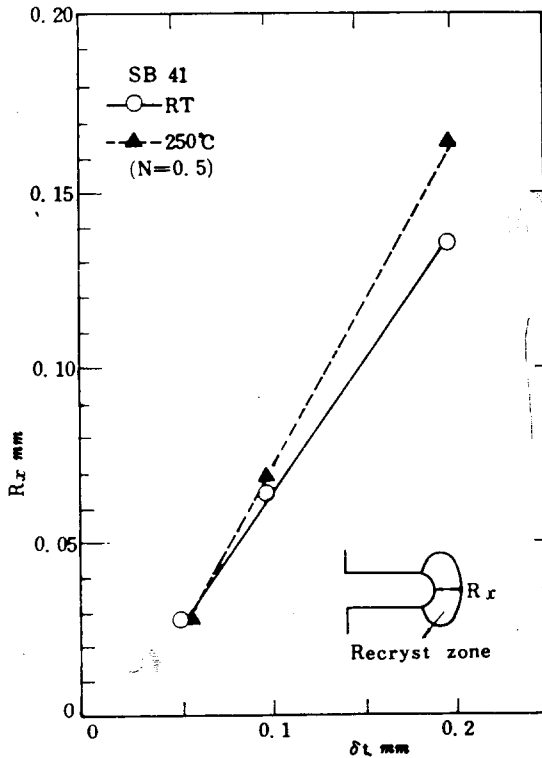


Fig. 4. Relation between recrystallized zone size R_r and crack opening displacement δ_i (SB 41)

커짐을 측정하기 위하여 notch線上에서 notch先端으로부터 板厚계 방향으로 전 再結晶域 외측까지의 거리 R_r 와 開口變位 δ_i 와의 관계를 살펴본 것이다. Fig. 4는 軟鋼의 경우로 常溫과 250°C 분위기중에서 變位量을 $\delta_i = 0.05, 0.1, 0.2mm$ 로 증가시켜 갈 때 $R_r(\epsilon_{cr} > 0.2$

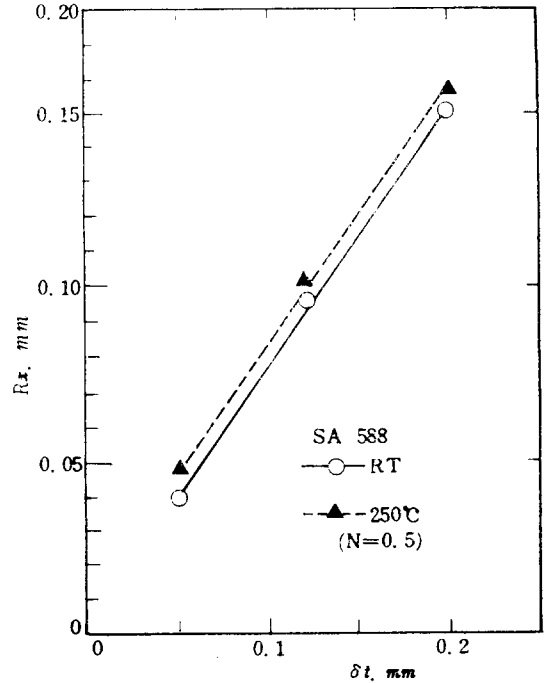


Fig. 5. Relation between recrystallized zone size R_r and crack opening displacement δ_i (SA 588)

mm)의 變化를 각 溫度別로 정리한 것이다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 常溫이나 250°C의 분위기에서 공히 δ_i 가 增加함에 따라 R_r 도 線形的으로 增加하고 있어서 變化量의 增加는 塑性域의 增加를 일으키고 있음을 알려주고 있다. Fig. 5는 SA 588鋼의 경우로 이 역시 SB 41鋼에서와 마찬가지로 δ_i 가 增加함에 따라 $R_r(\epsilon_{cr} > 0.1)$ 도 增加하고 있다. 또 두 材料를 비교해보면 SB 41鋼은 동일한 δ_i 에 대해서 常溫의 경우가 250°C때보다 더 넓게 塑性域이 퍼져 있으며 SA 588鋼은 常溫과 250°C 모두 거의 비슷한 增加를 보이고 있다. 한편, 反復回數 N 에 의한 塑性域의 變化를 살펴보면 Fig. 6 및 Fig. 7과 같다. 이들 그림에서 N 이 增加하면 塑性域의 크기 R_r 가 점차적으로 增大하고 있음을 볼 수가 있다. 그러나 常溫과 250°C 사이에는 R_r 의 增加率을 달리하고 있다. 즉 250°C의 경우가 常溫에 비하여 크게 나타나고 있으며, 특히 SB 41의 경우(Fig. 6)는 그 차이가 더욱 현저하게 나타나고 있다. 이것은 250°C에서는 이들 材料의 動的 스트레인 時効의 效果가 현저하여, 일차로 塑性變形된 부분은 硬化하기 때문에 다음의 變形 과정에서 그 주변이 다시 變形되며, 塑性域은 크게 擴大되어 가는 것으로 생각할 수가 있다.

한편 塑性域에서의 strain 분포를 알아보기 위하여

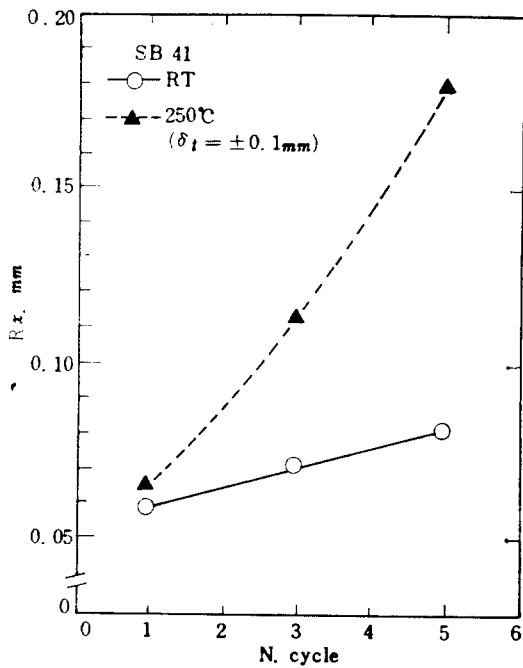


Fig. 6. Relation between recrystallized zone size R_r and cycle number N (SB 41)

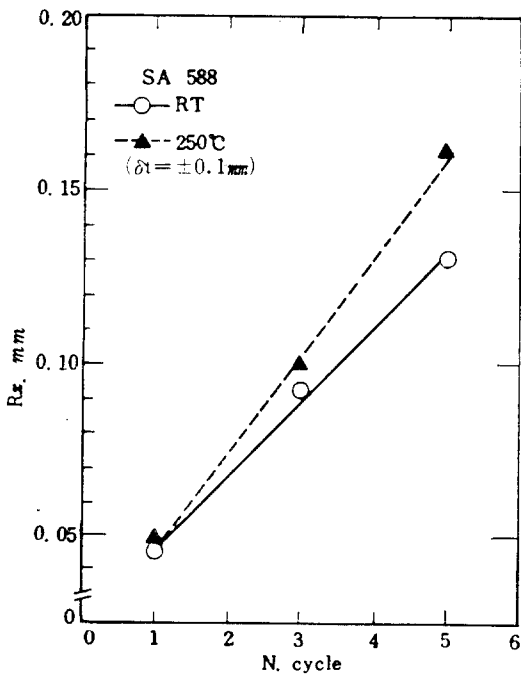


Fig. 7. Relation between recrystallized zone size R_r and cycle number N (SA 588)

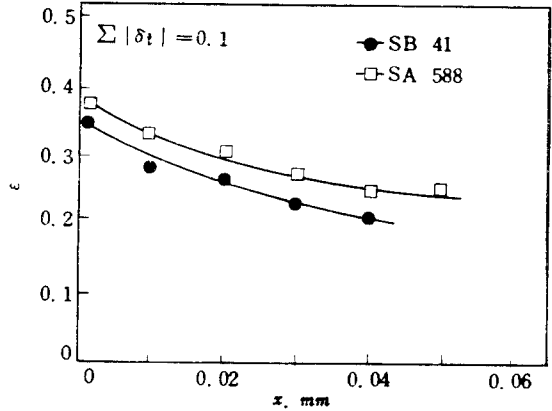


Fig. 8. Relation between true strain $\bar{\epsilon}$ and distance x ($\sum |\delta_t| = 0.1 \text{ mm}$)

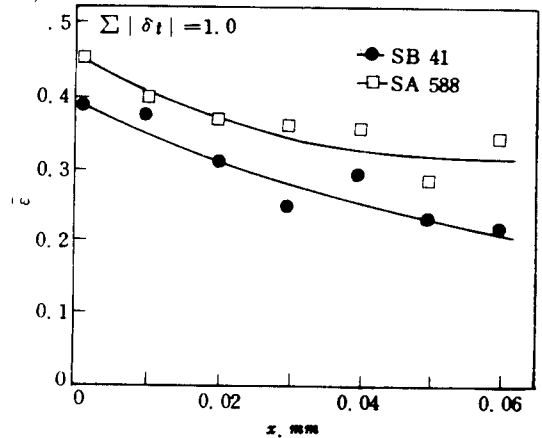


Fig. 9. Relation between true strain $\bar{\epsilon}$ and distance x ($\sum |\delta_t| = 1.0 \text{ mm}$)

熱變形을 받은 試驗片을 대상으로 notch 先端 주위의 變形率 $\bar{\epsilon}$ 을 實測하여 先端으로부터의 거리 x 에 대해 정리한 몇 예를 圖示하면 Fig. 8 및 Fig. 9와 같다.

스트레인 $\bar{\epsilon}$ 은 notch 線上에서 粒徑 D 를 實測하여 앞서 구해 놓은 $\bar{\epsilon}$ 와 D 의 校正曲線(Fig. 2)으로부터 결정하였다. 이들 線圖를 보면 두 材料 공히 notch 先端으로부터 거리가 멀어짐에 따라 $\bar{\epsilon}$ 은 점점 減少하고 있으며, 熱變形量이 커짐에 따라 notch 先端에서의 최대 變形率은 커지고 있다.

Fig. 10은 이들 각종 試驗片으로부터 測定된 有效塑性 스트레인 분포를 notch 先端으로부터 거리의 函數로 표시한 것이다. 여기서 notch 先端으로부터의 거리 x 는 그 방향의 R_r (再結晶 限界 거리)로 規格化 되었으며, 스트레인 $\bar{\epsilon}$ 도 한계 스트레인 $\bar{\epsilon}_{cr}$ 에 의해서 規格化 된 것이다. 이 線圖는 累積開口變位量 $\sum |\delta_t|$ 의 양에 관계없이

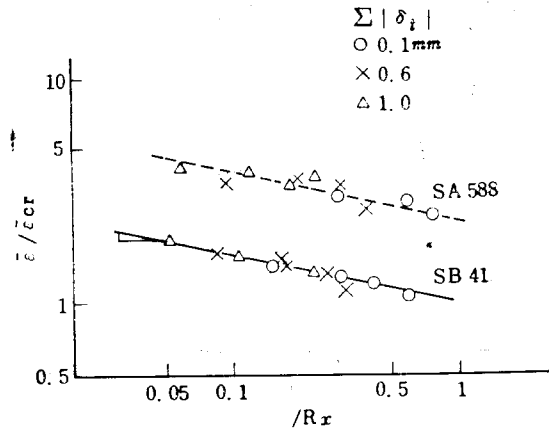


Fig. 10. Relation between $\bar{\epsilon}/\bar{\epsilon}_{cr}$ and X/Rx

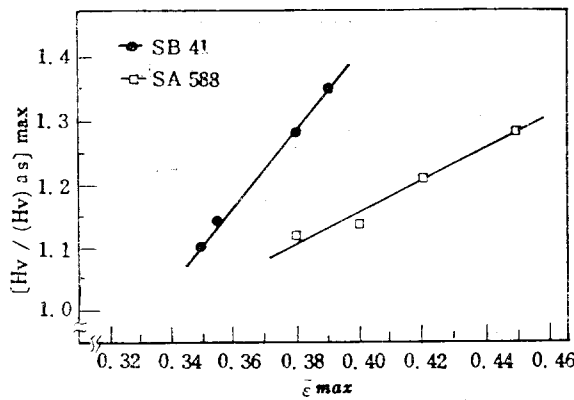


Fig. 11. Relation between maximum hardness ratio $[Hv/(Hv)_{as}]_{max}$ and maximum true strain $\bar{\epsilon}_{max}$

하나의 직선으로 표시되며, 이 결과를 식으로 표시하면

$$\bar{\epsilon}_{p(x)} = \bar{\epsilon}_{cr} \left(\frac{Rx}{x} \right)^m \dots \dots \dots (1)$$

로 된다. 여기서 $\bar{\epsilon}_{cr}$ 은 $x=Rx$ 에 있어서의 有效塑性 스트레인이며 SA 588鋼에서는 $\bar{\epsilon}_{cr}=0.1$, SB 41鋼에서는 $\bar{\epsilon}_{cr}=0.2$ 이다. 또 m 의 값은 두 材料 공히 $m \approx 0.25$ 로 측정되었다. 이 값이 Shoji⁷⁾ 등이 非熔接材에 대해서 측정된 값보다 적게 나타난 것은, HAZ부는 組織의 勾配와 더불어 有限의 領域을 갖고 있기 때문이라고 생각된다. 또 두 材料간에 $\bar{\epsilon}/\bar{\epsilon}_{cr}$ 의 차가 있는 것은 각각 다른 再結晶 感受性を 갖고 있기 때문이라고 본다.

또한 각종 試驗片의 notch 先端 근처에서의 加工硬化로 인한 硬度比 $Hv/(Hv)_{as}$ 와 최대 變形率 $\bar{\epsilon}_{max}$ 와의 관계를 살펴보면 Fig. 11과 같다.

여기서 $(Hv)_{as}$ 는 熔接되어진 狀態(as weld)에서의 硬度值이며 notch 先端 근처의 최대치를 취하고 있다.

이 관계는 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 線形的인 관계가 있으며, $\bar{\epsilon}_{max}$ 가 增加함에 따라 $Hv/(Hv)_{as}$ 는 增加하고 있다. 다만 線의 기울기는 材質에 따라 各기 달리 하고 있어서 變形에 의한 加工 硬化率은 材質 依存性이 있음을 볼 수가 있다.

4. 맺 음

再結晶法에 의한 塑性 스트레인 測定法을 熔接 HAZ 粗粒域에 위치된 notch 先端의 塑性域 解析에 적용하여, 다음의 結論을 얻었다.

- (1) 板厚 中央部에 形成된 有效塑性 스트레인 분포는 notch 開口變位가 增加함에 따라 塑性域의 크기와 有效塑性 스트레인 値는 증대한다.
- (2) 累積熱變形에 의한 HAZ notch 線上的 塑性 스트레인은 $\bar{\epsilon}_p = \bar{\epsilon}_{cr} \left(\frac{Rx}{x} \right)^m$ 로 표시되며 $m=0.25$ 이다.
- (3) 變形에 의한 notch 先端의 加工硬化率은 $\bar{\epsilon}_{max}$ 의 增加에 따라 線形的으로 변화하며 材質에 의존성이 있다.

後 記

本 研究를 위해 研究費를 지원한 韓國科學財團과 實驗에 協助하여 주신 現代重工業(株)의 全成律 부장께 깊은 感謝를 드립니다.

參 考 文 獻

- 1) T. Shoji, Crack tip blunting and crack-opening displacement under large-scale yielding, Metal Science, Vol. 10, (1976), pp. 165~169
- 2) Y. Iino, T. Y. Kim and S. H. Chung, Recrystallization technique of plastic deformation in weld of mild steel, Trans Japan Welding Society, Vol. 13, No. 2, (1982), pp. 101~105
- 3) S. H. Chung, et al, Micro structural gradient in HAZ and its influence upon toe HAZ fracture toughness, Welding in the World, Vol. 16, No. 11/12, (1978), pp. 248~261
- 4) 鄭世喜, 金台永, 金洙鏞, 熱變形이 軟鋼의 破壞靱性에 미치는 影響, 全北大 工學研究, Vol. 13, (1983), pp. 79~87
- 5) BS 5767~79, Method for crack opening displacement(COD) testing
- 6) J. F. Knott, Fundamental of fracture mechanics, Batter worths, (1973), pp. 119
- 7) 庄子哲雄 等, 破壞靱性試驗におけるき裂端強變形域の再結晶法による評價, 非破壞検査, Vol. 27, No. 8, (1978), pp. 499~505