

高張力鋼 熔接部に 있어서 限界COD값과 V Charpy衝擊值와의 相關性에 關한 研究

金 允 海

A Study on the Correlation between V Charpy Absorbed
Energy and Critical COD Value in the Welded
Parts of High Tensile Strength Steel
under Various Welding Methods

Yoon-hae Kim

目 次

Abstract

記號說明

1. 序 言

2. 實驗方法

2.1 試驗片 및 熔接條件

2.2 實驗裝置 및 試驗方法

3. 實驗結果 및 考察

3.1 熔接條件에 따른 硬度分布變化

3.2 熔接入熱條件에 따른 衝擊值와 限界COD값의 變化

3.3 熔接部位別 衝擊吸收 에너지의 變化

3.4 破面形狀과 全面降伏舉動의 相關性

3.5 限界COD값과 V-Charpy 衝擊值의 相關性

4. 結 論

5. 參考文獻

A Study on the Correlation between V Charpy Absorbed Energy
and Critical COD Value in the Welded Parts of High Tensile
Strength Steel under Various Welding Methods

Yun-Hae, Kim

*Department of Marine Engineering, Graduate School
Korea Maritime University*

Abstract

Although handicapped by the inability to bridge the size gap between small laboratory sample and large engineering component, the V Charpy test sample method does possess certain advantages, such as each of preparation, simplicity of test method, speed, low cost in test machinery, and low cost per test.

On the other hand, the COD test method does possess advantages, which reduce the size gap between the laboratory sample and actual engineering component. Consequently, the correlation between V Charpy absorbed energy and the critical COD value is required for estimating critical COD value from the simple V Charpy test results.

In this paper, the high tensile strength steel AH36 plate specimens having a single edge cracked notch were investigated

to find out the correlation between V charpy absorbed energy and critical COD value in the welded parts under such various welding methods as shielded metal arc welding, the submerged arc welding and the electro gas welding by means of V charpy impact test and static 3-point bending test with fatigue notched specimen, respectively.

Main results obtained are as follows;

1. The relationships between V charpy absorbed energy and critical COD value show ; $\delta_c = 0.065 Wc' + 0.1906$
2. Ductile-brittle transition behaviours can be estimated by means of fracture appearance and general yielding behaviours.
3. The V charpy absorbed energy of SMAW is higher than that of SAW, EGW and similar relationships are obtained in the COD tests.

記 號 說 明

(Nomenclature)

W	: 試驗片 너비 (Width of specimen)	(mm)
B	: 試驗片 두께 (Thickness of specimen)	(mm)
N	: 노치 너비 (Notch width)	(mm)
M	: 有効 노치길이 (Effective notch length)	(mm)
a	: 有効龜裂길이 (Effective crack length)	(mm)
Z	: 나이프에지 높이 (Height of knife edge)	(mm)
P _c	: 限界點에서의 荷重 (Applied force at critical point)	(kg)
V _p	: 클립게이지의 塑性部分 變位量 (Plastic component of clip gauge displacement)	(mm)
δ _c	: 限界龜裂開口變位 (Critical crack opening displacement)	(mm)
σ _y	: 降伏強度 (Yield strength)	(kg / mm ²)
El.	: 伸率 (Elongation)	(%)
K	: 應力強度係數 (Stress intensity factor calculated from P _c)	(kg / mm ^{1.5})
Y	: 應力強度係數 (Stress intensity coefficient)	(kg / mm ^{1.5})
E	: 彈性係數 (Young's modulus)	(kg / mm ²)
W _{c'}	: 衝擊吸收에너지 (Absorbed energy)	(kg-m)
J	: J積分 (J-Integral)	

G : 에너지 解放率 (Energy release rate)

G.Y : 全面降伏 (General yielding)

λ : 定係數

ν : 포아송比 (Poisson's ratio)

COD : 龜裂開口變位 (Crack opening displacement)

BM : 母材 (Base metal)

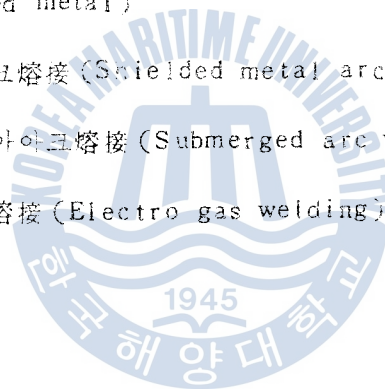
HAZ : 熱影響部 (Heat affected zone)

W.M : 熔着金屬 (Welded metal)

SMAW : 手動被覆 아아크熔接 (Shielded metal arc welding)

SAW : 서브머어지드 아아크熔接 (Submerged arc welding)

EGW : 일렉트로 가스熔接 (Electro gas welding)



1. 序 言

最近, 産業의 急激한 發達과 더불어 鋼材는 苛酷한 環境條件에서 使用되고 있고, 더우기 經濟的인 見地에서 高張力鋼의 使用頻度도 每年 增加하고 있으며, 그 使用範圍도 擴大되어 壓力容器, 船舶, 水力發電, 橋梁, 建築, 各種機械 및 宇宙開發이나 原子力에 까지도 高張力鋼의 實用이 進行되고 있다.

그러나, 高張力鋼材는 그 強度를 높이기 위해 各種元素의 添加處理 혹은 調質熱處理를 通하여 製造되고 있기 때문에 熔接時 熱사이클(thermal cycle)로 因해 熔接部에서 機械的, 組織的 特性的 劣化現象이 나타나 이러한 鋼材構造物의 信賴性和 安全性 確保 등 熔接構造物用 材料로서 使用時 熔接上 여러가지 問題點이 따른다.¹⁾²⁾³⁾

더우기, 大型熔接構造物의 境遇, 長期間에 걸쳐 充分한 安全性을 確保하여 그 機能을 發揮하도록 設計하여야 하는데, 이러한 熔接構造物의 設計基準으로 많이 使用되는 材料試驗中の 하나가 破壞靱性(Fracture Toughness) 測定試驗이다. 이러한 破壞靱성은 오래전 부터 V-Charpy 衝擊試驗에 依한 遷移溫度(Transition Temperature)에 依해 評價되어져 왔다. V-Charpy 衝擊試驗法은 몇 가지 長點을 가지고 있는데, 그들은 準備가 容易하고 試驗法이 單純하며, 時間이 短縮되고 試驗機械의 價格도 싸며 試驗當 價格도 싼 점 등이다.

한편, 彈塑性破壞力學(Elastic-Plastic Fracture Mechanics: EPFM)에 基礎를 둔 COD 試驗方法은 實際構造物의 두께를 그대로

利用하기 때문에 試驗하고자 하는 材料의 두께에 따라 相當히 큰 試驗片을 要求하고 있으며, 試驗片 冷却을 위한 附帶設備가 많이 所要된다.

따라서, 小형이면서도 簡便한 V-Charpy 衝擊試驗法으로 測定된 吸收에너지에 依해 限界 COD값을 推定할 수 있다면 매우 經濟적으로 材料의 靱性を 評價할 수 있을 것이다.⁴⁾⁵⁾⁶⁾

本 研究에서는 以上과 같은 點에 着眼하여 國產 海洋構造物用 高張力鋼材인 AH36을 對象으로 手動被覆 아아크熔接(Shielded Metal Arc Welding), 서브머지드 아아크熔接(Submerged Arc Welding) 및 일렉트로 가스熔接(Electro Gas Welding)을 實施하여, 大規模 降伏의 範圍에서도 破壞靱性の 定量的 評價를 할 수 있는 3點 굽힘 COD試驗에 依해 求해진 限界COD값과 V-Charpy 衝擊試驗에 依해 求해진 吸收에너지와의 相關關係를 定量的으로 究明하였다. 그리고 試驗中 試驗片 表面形狀의 連續觀察과 試驗後 破面觀察 및 荷重-變位 曲線上에서 全面降伏(General Yielding: G.Y) 學動도 함께 考察하였다.

2. 實 驗 方 法

2.1 試驗片 및 熔接條件

本 實驗에 使用한 實驗材料는 海洋構造物이나 船舶의 強力甲板의 厚板, 強力甲板의 스트링거板 및 彎曲部外板등 造船用으로 使用되는 두께 20 mm의 國產 非調質 高張力鋼材인 AH36 으로서 그 化學成分 및 機械的性質을 Table 1에 나타내었다.

이 鋼材를 母材로 하여 手動被覆 아아크熔接 (Shielded Metal Arc Welding: SMAW), 서브머지드 아아크熔接 (Submerged Arc Welding: SAW) 및 일렉트로 가스熔接 (Electro Gas Welding: EGW)의 3 가지 熔接方法에 依하여 熔接을 實施하였다. 이때 使用된 各 熔接棒의 化學成分과 機械的性質을 Table 2에 나타내었다.

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties

	Chemical compositions(wt%)							Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Nb	Sol.	σ_{ys} (kg/mm ²)	σ_t (kg/mm ²)	El. (%)
AH36	0.15	0.43	1.38	0.24	0.02	0.028	0.043	40	55	27

Table 2. Chemical compositions and mechanical properties of electrode

Welding Methods	Electrode	Chemical compositions(wt%)						Mechanical properties		
		C	Si	Mn	P	S	Mo	σ_{ys} (kg/mm ²)	σ_t (kg/mm ²)	El. (%)
SMAW	KSE 5016 (Low hydrogen)	0.07	0.53	0.98	0.014	0.01	—	49	57	32
SAW	AWS F72 EH14	0.06	0.26	1.70	0.024	0.013	—	44	56	27
EGW	AWS EG70T2 (CO ₂ Gas)	0.08	0.36	1.72	0.015	0.006	0.12	49	59	31

手動被覆 아아크 용접은 靑靑 靑張力鋼用 低水素系 熔接棒 (KSE EG34)을 300℃에서 1時間 乾燥後 使用하였고, 서브머저드 아아크 용접은 靑靑 및 靑張力鋼用 플럭스 (flux)와 와이어 (AWS E70T2H14)를 使用하였으며, 일렉트로 가스 용접은 靑靑 가스 용접용 와이어 (AWS EG70T2)를 利用하여 靑靑 가스 保護靑靑靑에서 行하였다.

手動被覆 아아크 용접, 서브머저드 아아크 용접時와 일렉트로 가스 용접時 그루우브 (groove) 靑靑靑와 노치 (notch) 靑靑靑 및 熔接靑靑靑을 Fig.1, Fig.2, Table 3에 靑靑靑 나타내었다.

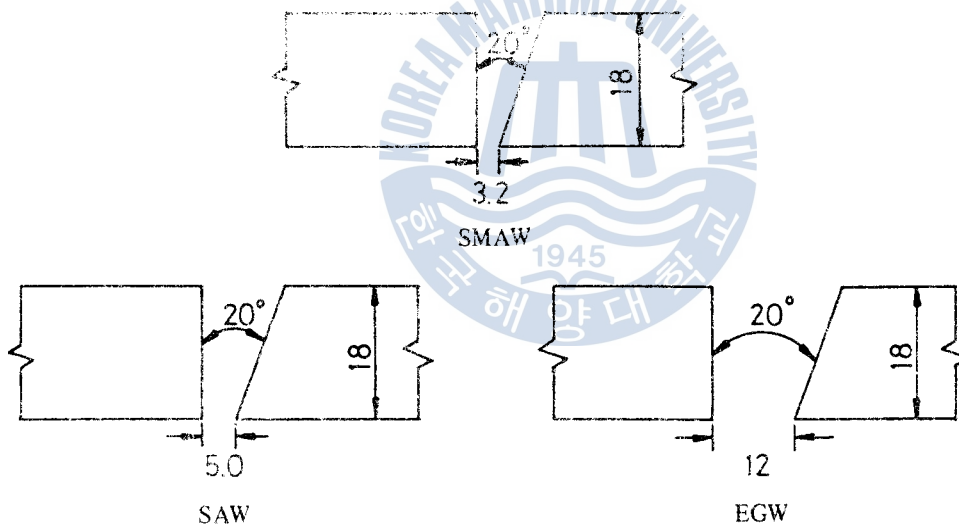


Fig. 1. Shape of welding grooves

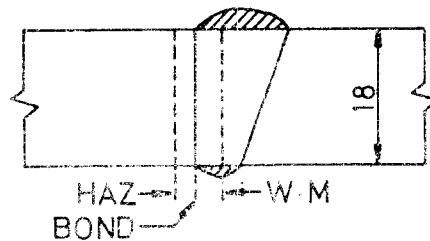


Fig. 2. Notch location of welded joint

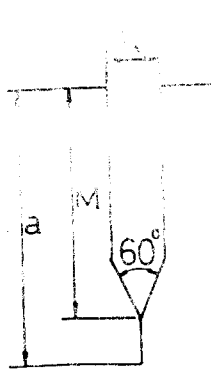
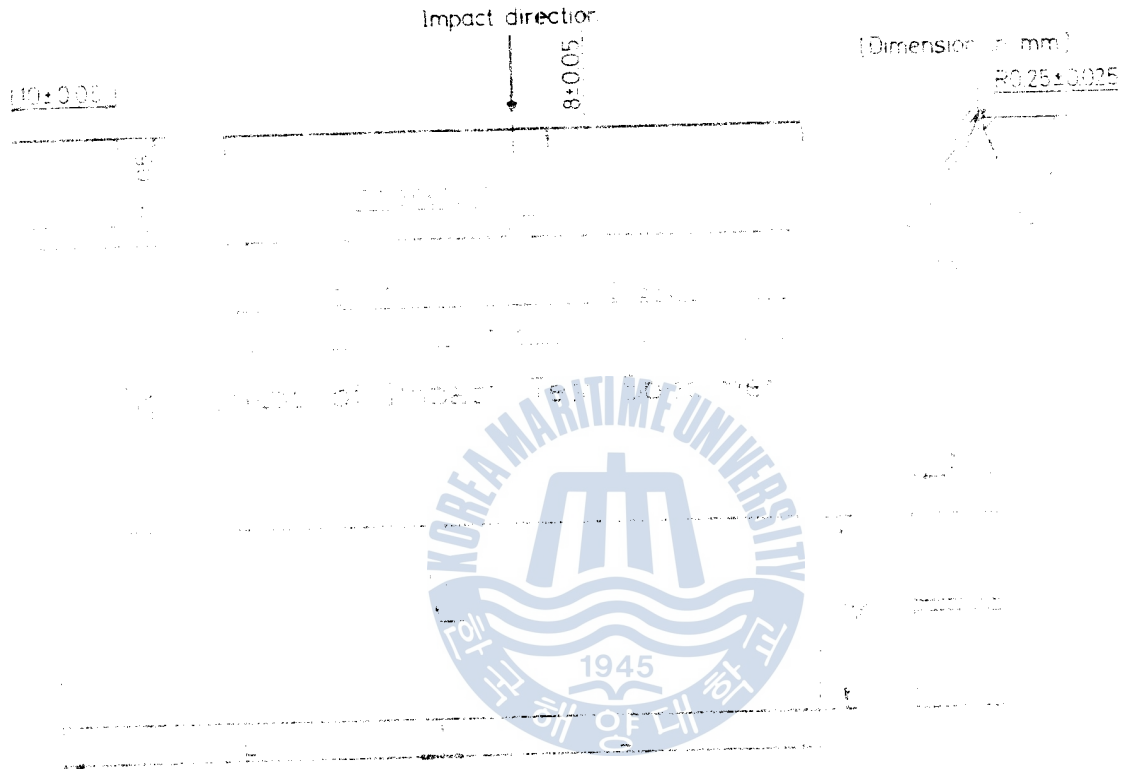
Table 3. Welding conditions

Condition Weld	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat input (KJ/cm)
SMAW	160	29	13	21.42
SAW	800	36	40	43.20
EGW	620	32.5	9	134.33

手動被覆 아아크熔接 및 서브머지드 아아크熔接의 境遇는 多層熔接으로 手動被覆 아아크熔接은 7 패스(pass), 서브머지드 아아크熔接은 4 패스(pass)로 實施하였고, 일렉트로 가스熔接은 單層으로 實施하였다. 이와같이 熔接된 板材로 부터 3點굽힘 COD 試驗片을 採取하여 熔着金屬(Welded Metal: WM), 본드部(Bond), 熱影響部(Heat Affected Zone: HAZ) 및 母材(Base Metal: BM)에 노치를 加工하여 熔接方法別로 各各 別個의 노치試驗片을 製作하였다.

試驗片의 形狀 및 크기는 V-Charpy 衝擊試驗片의 境遇 KS規格(KS B0809) 4號에 따라 製作하였으며, COD 試驗片은 熔接構造物, 高壓容器 및 海洋構造物 등의 設計時 使用되는 BS 5762에 따라 製作하였다. 이와 같이 製作한 노치試驗片을 Fig. 3과 Fig. 4에 나타내었다.⁷⁾⁸⁾ 여기서 COD 試驗片의 境遇 노치의 機械加工後 노치先端에 疲勞龜裂을 加工할 때의 條件은 荷重速度 200 cpm, 應力比 $R (P_{min} / P_{max})$ 은 0 및 初期荷重 800 kg의 3點굽힘 사인

웨이브 (sine wave) 反復荷重을 作用시켜 2 mm 길이의 疲勞龜裂을 加工하였다.



Dimension in mm

Width = W : 36

Thickness = B : 18

Half Loading Span = L : $2W$

Notch Width = N : 2.3

Effective Notch Length = M : 16

Effective Crack Length = a : 18

Fig. 4 Shape of COD Specimen

2.2 實驗裝置 및 試驗方法

實驗에 使用한 試驗機는 Charpy 衝擊試驗機와 Instron 社製 萬能材料試驗機이며, 實驗裝置의 概略을 Photo.1에 나타낸다.

熔接된 板材로부터 V-Charpy 衝擊試驗片과 COD 試驗片을 採取하여 -60°C , -30°C , 0°C , 室溫의 溫度範圍에서 V-Charpy 衝擊試驗과 COD 試驗을 行하여 各 熔接部位와 溫度變化에 따른 靱性 變化를 究明하였다. 또한 두 實驗結果를 整理하여 V-Charpy 衝擊値와 限界 COD 값의 相關關係를 定量的으로 求하였으며, 크립 (clip) 게이지에 의한 限界開口變位 V_c 를 δ_c 로 換算할 때에는 다음 式을 利用하여 求하였다.⁹⁾

$$\delta_c = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_y E} + \frac{0.4(W-a)V_c}{0.4W+0.6a+Z} \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{但 } K = \frac{Y \cdot P_c}{B \cdot W^{1/2}}$$

여기서 W 는 試驗片 너비, B 는 試驗片 두께, P_c 는 最高荷重, Y 는 應力強度係數, a 는 有効龜裂길이, σ_y 는 各 溫度에서의 降伏應力, ν 는 포아송 (Poisson) 比, K 는 P_c 로 부터 計算되어진 應力強度係數, V_c 는 클립게이지 (clip gauge)의 塑性部分變位量, Z 는 나이프에지 (knife edge) 높이, 그리고 E 는 彈性係數 (Young's modulus)이다.

한편, 破斷面을 走査型 電子顯微鏡 (scanning electron microscope)으로 觀察하여 破壞의 微視的 機構에 대해서도 調查하였다.



Photo. 1. General view of experimental apparatus

3. 實驗結果 및 考察

3.1 熔接條件에 따른 組織 및 硬度分布 變化

Photo.2, Photo.3 및 Photo.4 는 熔接時 熱싸이클을 받아 나타난 熔接 본드部 近傍의 組織變化를 手動被覆 아아크熔接, 서브머이지드 아아크熔接 및 일렉트로 가스熔接의 各 熔接方法에 對해 比較하여 나타낸 것이다. 여기에서 熔着金屬은 WM, 본드部는 BOND, 熱影響部는 HAZ, 母材는 BM으로 나타내었다.

熔着金屬에서는 熔融點 以上の 熱을 받아 熔融凝固하였으므로 樹枝狀(dendrite) 組織이 形成되고 있음을 觀察할 수 있었다. 入熱量이 比較的 많은 일렉트로 가스熔接 및 서브머이지드 아아크熔接에서는 樹枝狀 組織이 뚜렷하게 나타나는데 反하여 手動被覆 아아크熔接과 같은 低入熱 多層熔接의 境遇는 樹枝狀이 느리게 成長할 뿐만 아니라 後層의 熱處理 效果를 받아 뚜렷하게 나타나지 않고 均一하게 分布되어 있음을 觀察할 수 있다.¹⁰⁾

본드部 附近에서는 페라이트(ferrite) 結晶이 析出되어 있는 狀態로 부터 알 수 있는 바와 같이 프라이어 오오스테나이트(prior austenite) 結晶의 粗大化 現象은 入熱量이 적은 手動被覆 아아크熔接의 境遇에 있어 적게 나타나고, 이에 反하여 入熱量이 가장 많은 일렉트로 가스熔接의 境遇에 매우 顯著하며 그 領域이 또한 大端히 넓게 되므로 본드部 近傍의 脆化領域이 크게 되어 있음을

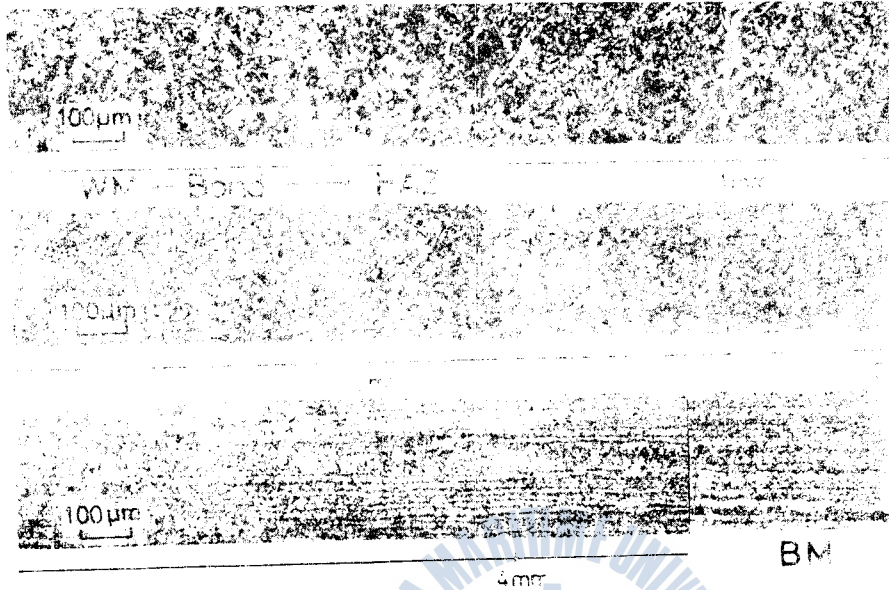


Photo. 2. Change of continuous micro-structure in SMAW

알 수 있다.

熱影響部の 組織은 連續的으로 變化하고 있음을 寫眞을 通하여 알 수 있다. 본드部로부터 2 mm 떨어진 部位를 熔接條件에 따라 比較하여 보면 일렉트로 가스熔接과 서브머지드 아아크 熔接時는 方向性이 完全히 消失된 마르텐사이트(martensite) 또는 中間段階 組織인 베이나이트(bainite) 結晶粒 周圍에 網狀의 페라이트(fer-rite)組織이 發達되어 있고, 오오스테나이트 結晶粒의 粗大化는 본드部에 比較 작아졌음을 觀察할 수 있다. 그리고 手動被覆 아아크熔接의 境遇는 프라이어 오오스테나이트 組織이 微細化되고 常溫 組織인 微細한 베이나이트, 페라이트 組織의 混合組織으로 나타나 있음을 알 수 있다.¹¹⁾

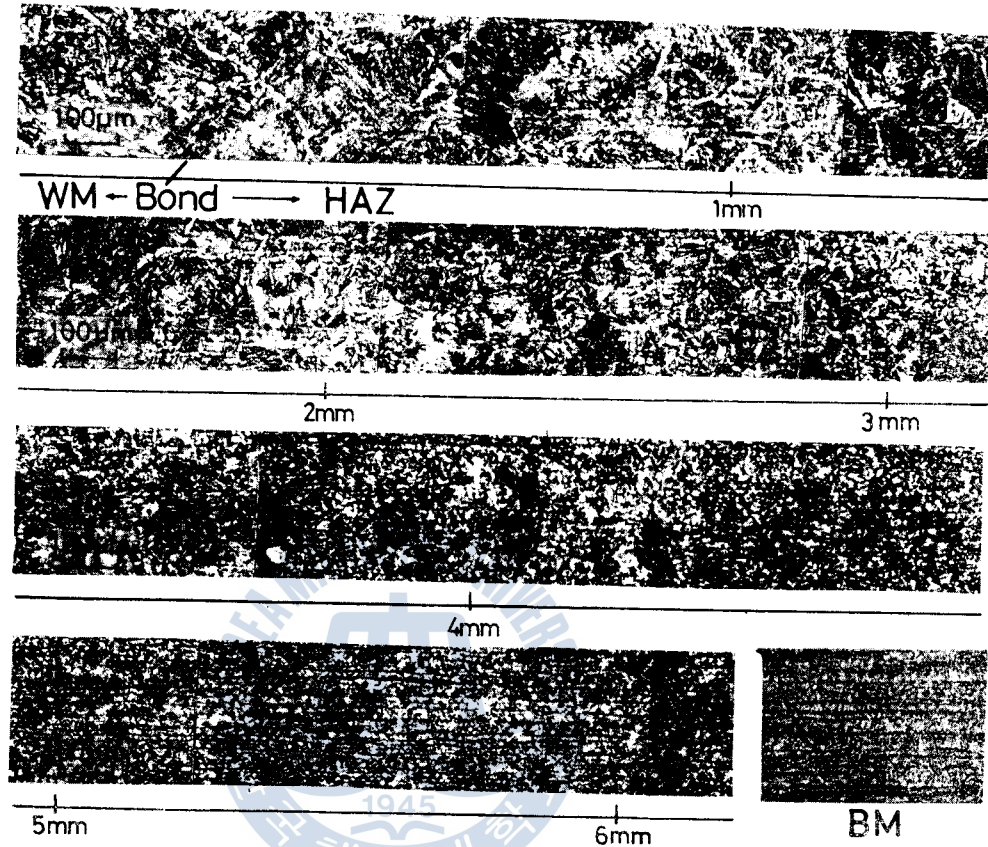


Photo. 3. Change of continuous micro-structure in SAW

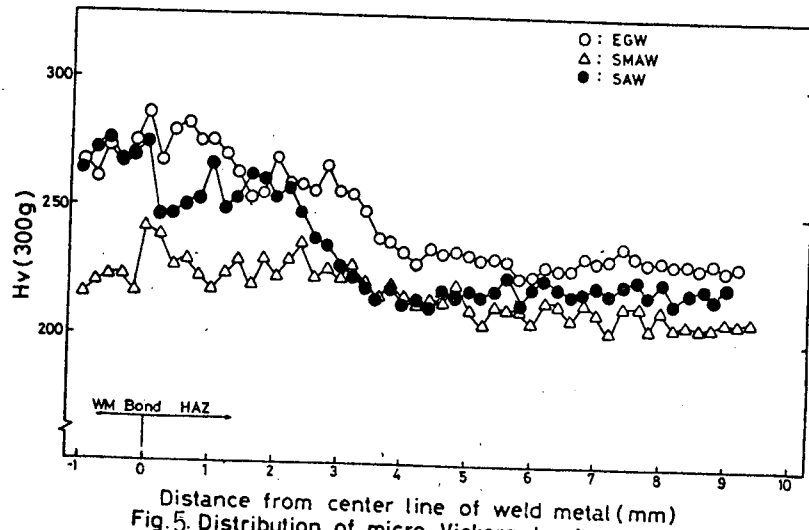
또한, 各 熔接方法 多같이 熱影響部의 外側附近에서는 微細한 페라이트와 퍼얼라이트 組織으로 되어 壓延材를 노오멀라이징 (normalizing) 處理한 效果를 얻을 수 있어 母材보다도 細粒의 結晶領域이 觀察된다. 이것은 熔接時 1,100℃ ~ 900℃ 程度로 加熱되어 이루어진 領域으로 粗粒域에 比해 相當한 靱性 回復이 豫想된다. 이 領域은 본드部로 부터 手動被覆 아아크熔接은 約 2.5



Photo. 4. Change of continuous micro-structure in EGW

mm, 서브머지드 아아크熔接은 約 4.5 mm, 일렉트로 가스熔接은 約 5.2 mm 떨어진 部位에 存在함을 觀察할 수 있다.¹²⁾¹³⁾

Fig.5 는, 高張力鋼材 AH36에 對하여 Table 3의 熔接條件으로 手動被覆 아아크熔接, 서브머지드 아아크熔接과 일렉트로 가스熔接을 實施하여 各 試驗片에서 나타난 熔着金屬部, 본드部 및 熱影響



Distance from center line of weld metal (mm)
Fig.5. Distribution of micro-Vickers hardness in various welding methods(RA36)

부의 硬度變化를 測定한 結果이다.

이에 依하면, 3 가지 熔接方法 다같이 본드部에서 最高硬度를 나타내어 일렉트로 가스 熔接時 $H_v(300g)$ 287, 서브머이지드 아아크 熔接時 $H_v(300g)$ 275, 그리고 手動被覆 아아크 熔接時에는 $H_v(300g)$ 236 으로 最高硬度를 서로 比較하면 큰 差異는 보이지 않으며, 또한 各 熔接方法에 있어서 일렉트로 가스 熔接과 서브머이지드 아아크 熔接의 境遇는 比較的 高硬度 領域의 幅이 넓으나 手動被覆 아아크 熔接의 境遇는 本드部位를 除外하고는 硬度變化가 거의 없으며 特히 熔着金屬部는 母材部와 거의 같음을 알 수 있다.

本드部로 부터 1.7 mm 位置에서 서브머이지드 아아크 熔接의 境遇가 일렉트로 가스 熔接의 硬度보다 높은 硬度值를 나타내고 있다. 또한 手動被覆 아아크 熔接의 境遇가 다른 熔接方法에 비해 낮은 硬度分布를 나타내는 것은 多層 熔接으로 인한 熱處理效果에 起因한

것으로 思料된다. 그리고, 3가지 熔接方法 多같이 熔接 本드部에 있어서 $H_v(300g)$ 250前後로 $50kg/mm^2$ 級 高張力鋼의 選定基準으로 考慮되고 있는 $H_{max} 325(5-10kg)$ 에는 充分한 값을 나타내고 있다.¹⁴⁾

3.2 熔接入熱條件에 따른 衝擊值와 限界 COD 값의 變化

手動被覆 아아크熔接 (SMAW), 서브머지드 아아크熔接 (SAW) 및 일렉트로 가스熔接 (EGW)時 熔接熱影響部에서의 V-Charpy 衝擊吸收에너지 (V-charpy impact absorbed energy)와 限界 COD 값의 變化를 Fig.6 과 Fig.7 에 圖示하였다.

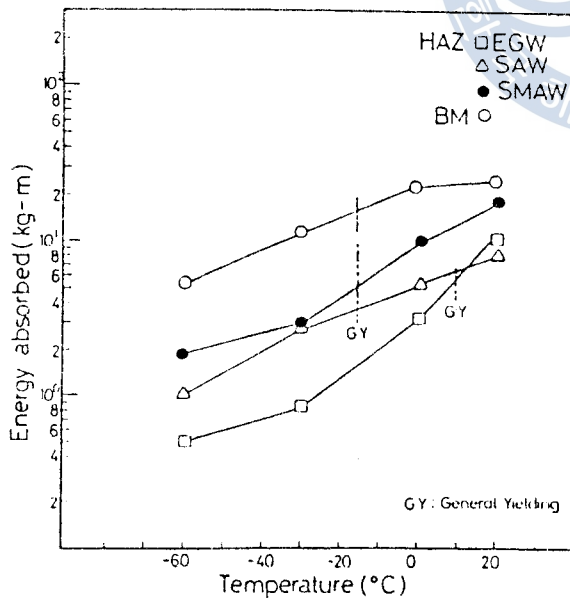


Fig.6 Relationships between absorbed energy vs. temperature in heat affected zone

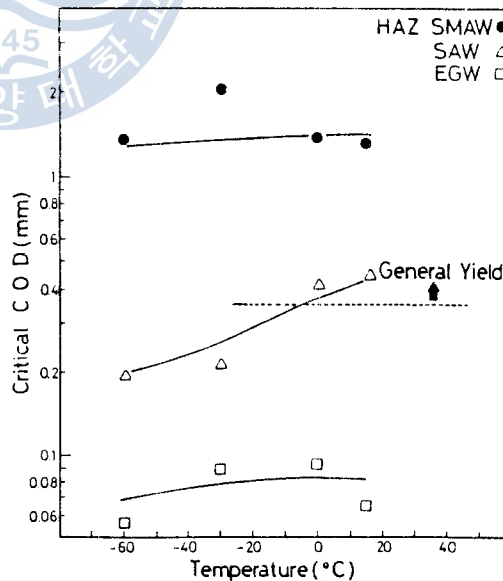


Fig.7 Critical crack opening displacement vs. temperature in heat affected zone under various welding methods

Fig.6에 依하면 母材部가 全溫度區間에서 衝擊吸收 에너지가 가장 높고, 電氣로 가스熔接時 가장 낮은 값을 보이며, 熔接部의 境遇에는 手動被覆 아아크熔接時 衝擊吸收에너지의 값이 가장 높고, 試驗溫도의 上昇과 더불어 全體的으로 높아지고 있음을 보이고 있다. 또한, 試驗後 試驗片 表面을 調査하여 全面降伏 (General Yielding) 狀態를 檢討한 結果 一定溫度를 基準으로 그 以下の 溫度에서는 全面降伏 以前에 破斷되었으며, 그 以上の 溫度에서는 全面降伏 以後의 破斷舉動을 보였는데, 이러한 全面降伏이 일어나는 溫度는 熔接方法에 따라 달라지고 있음을 보이고 있다. 卽 母材, 手動被覆 아아크熔接 및 서브머지드 아아크熔接時는 -30°C 와 0°C 사이에서, 그리고 電氣로 가스熔接時는 0°C 와 室溫 사이에서 全面降伏이 일어나고 있다.

한편, Fig.7의 結果에 의하면 Fig.6의 結果와 마찬가지로 手動被覆 아아크熔接時 限界 COD 값이 가장 높고, 電氣로 가스 熔接時 가장 높게 나타나고 있어서 Fig.6의 V-Charpy 衝擊吸收 에너지의 變化와 같은 舉動을 나타내고 있다.

또한, 試驗中 試驗片 表面形狀의 連續觀察 및 試驗後 荷重-變位 曲線上에서 全面降伏 (General Yielding) 狀態를 考察한 結果, 限界 COD 값이 約 0.35 mm 인 點을 基準으로 그 以上에서는 全面降伏後 破斷되었으며, 그 以下の 값에서는 彈性的인 舉動을 보이고 있음이 確認되었는데, 이러한 全面降伏舉動은 V-Charpy 衝擊吸收에너지의 變化舉動과는 반드시 一致하지 않음을 알 수 있다. 卽 V-

Charpy 衝擊試驗時에는 試驗溫度가 全面降伏의 基準이 되고 있으며, COD 試驗時에는 限界COD 값이 그 基準이 되고 있음을 나타 내고 있다.¹⁵⁾

8.3 熔接部位別 衝擊吸收에너지의 變化

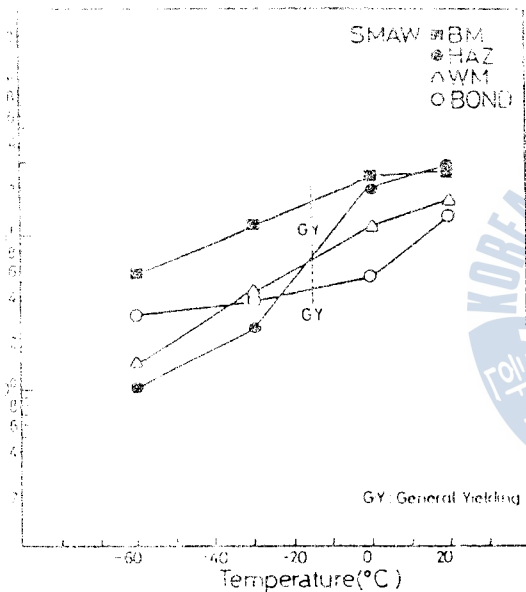


Fig. 8 Relationships between absorbed energy vs. temperature in various welded parts of Shielded Metal Arc Welding

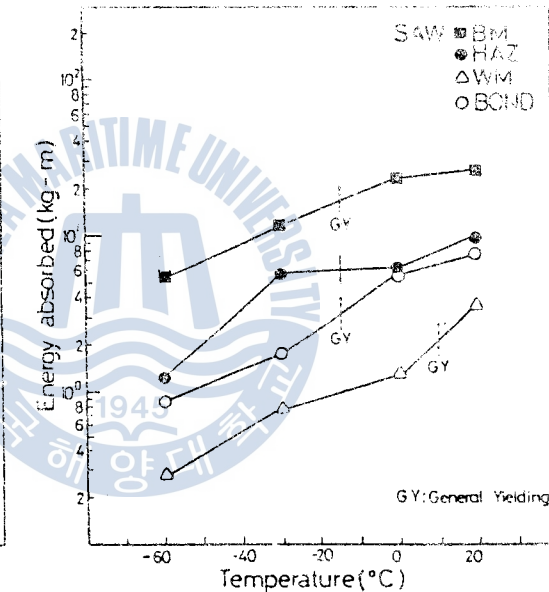


Fig. 9 Relationships between absorbed energy vs. temperature in various welded parts of Submerged Arc Welding

Fig. 8, 9, 10 은 手動被覆 아아크熔接, 서브머이지드 아아크熔接 및 일렉트로 가스熔接한 境遇에 있어서 熔着金屬, 본드部, 熱影響部와 母材에서 V-Charpy 衝擊吸收에너지와 溫度의 關係를 나타낸 것이다.

이 結果에 依하면 熔接部보다 母材部에서의 衝擊吸收에너지 값이

比較的 높게 나타났으며, 延性 - 脆性 遷移現象의 基準이 되는 全面降伏 (General Yielding)의 觀點에서 보아 母材, 手動被覆 아아크熔接時 全部位, 서브머어지드 아아크熔接時 본드部와 熱影響部 그리고 일렉트로 가스熔接時의 熔着金屬과 본드部에서는 -30°C 와 0°C 사이에서 에너지 遷移現象을 나타내고

있다. 또한, 서브머어지드 아아크熔接時 熔着金屬과 일렉트로 가스熔接時 熱影響部는 0°C 와 室溫사이에서 에너지 遷移現象을 나타내고 있다.¹⁶⁾

그리고 手動被覆 아아크熔接한 境遇 試驗溫度가 -60°C 以上の 溫度에서도 各 部位의 衝擊吸收에너지 값이 1 kg-m 以上の 높은 값을 나타내는데 反해, 서브머어지드 아아크熔接과 일렉트로 가스熔接時 各 熔接部는 試驗溫度가 -60°C 以下の 溫度에서는 1 kg-m 以下로 衝擊吸收에너지의 값이 極히 낮아짐을 볼 수 있다. 이러한 事實은 入熱量이 적은 手動被覆 아아크熔接의 境遇는 多層熔接으로 因한 熱處理效果 때문인 것으로 思料되며, 서브머어지드 아아크熔接

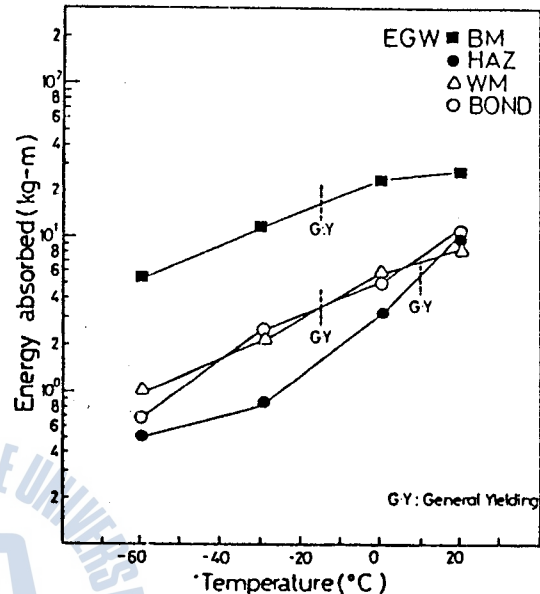


Fig.10 Relationships between absorbed energy vs. temperature in various welded parts of Electro Gas Welding

고 장력강은 용접부의 응력은 외력에 용접으로 인한 응력 증감을 무시할 수 있다고 가정하고,

다음 식을 적용하여 응력 분포를 구한다.

$$\sigma = \frac{W}{Y \cdot Z} \cdot \frac{E \cdot \delta}{L} \cdot \frac{1}{\cos \theta}$$

$$\sigma = \frac{W}{Y \cdot Z} \cdot \frac{E \cdot \delta}{L} \cdot \frac{1}{\cos \theta} \quad (1)$$

여기서

模式圖에 의하면, 負荷應力은 增加와 더불어 우선 노치先端 0點

에서 最初로 局部 降伏이 일어나 이것이 ON과 같이 傳播하여 2點

의 支點에서는 支點處 極限荷重에 依하여 廢棄에서 最初로 降伏

이 발생하고 3點에서 4點으로 傳播하여 4點에서 2點과 같은 應力

상태가 되고 5點에서 6點으로 傳播하여 6點에서 2點과 같은 應力

상태가 되고 7點에서 8點으로 傳播하여 8點에서 2點과 같은 應力

상태가 되고 9點에서 10點으로 傳播하여 10點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 11點에서 12點으로 傳播하여 12點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 13點에서 14點으로 傳播하여 14點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 15點에서 16點으로 傳播하여 16點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 17點에서 18點으로 傳播하여 18點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 19點에서 20點으로 傳播하여 20點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 21點에서 22點으로 傳播하여 22點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 23點에서 24點으로 傳播하여 24點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 25點에서 26點으로 傳播하여 26點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 27點에서 28點으로 傳播하여 28點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 29點에서 30點으로 傳播하여 30點에서 2點과 같은 應

力 상태가 되고 31點에서 32點으로 傳播하여 32點에서 2點과 같은 應



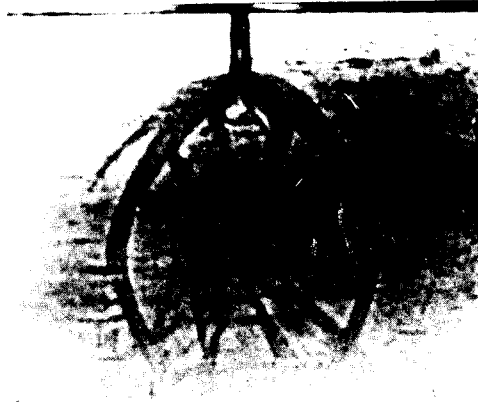
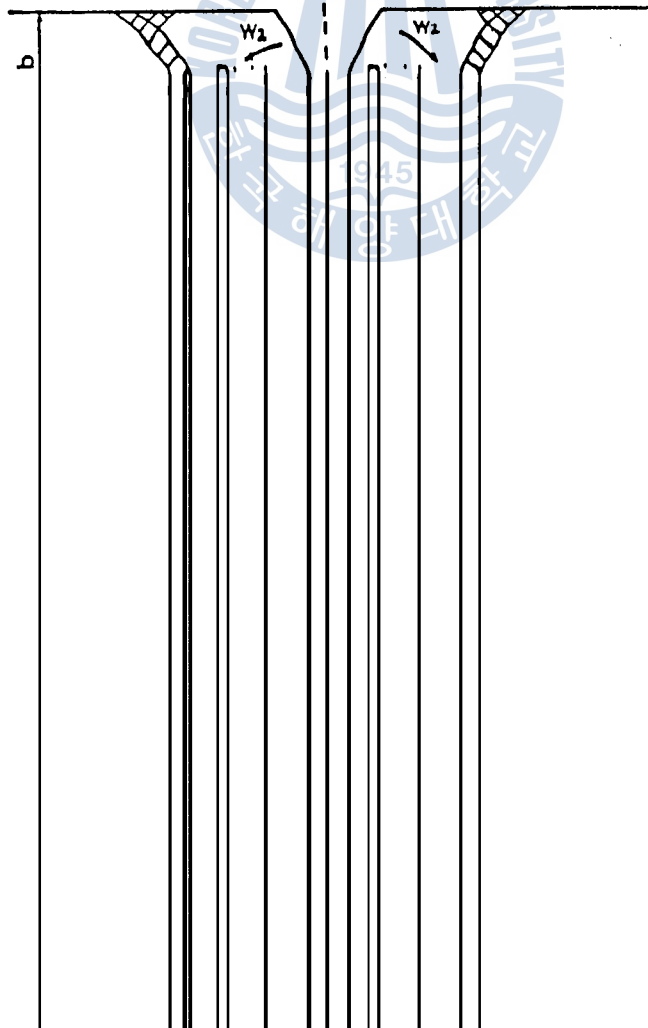


Fig. 11 (a) Plastic flow behaviours observed by optical interference technique



이 研究 目的에 依해서 熔接部의 變形은 一次熱 熔接 後로 因한 變形과 二次熱 熔接 後로 因한 變形으로 分類할 수 있다.

3. 高張力鋼 鋼板의 變形

高張力鋼 鋼板의 變形은 荷重의 增加와 同時에 發生한다. 荷重의 增加와 同時에 發生하는 變形은 荷重의 增加와 同時에 發生한다. 荷重의 增加와 同時에 發生하는 變形은 荷重의 增加와 同時에 發生한다.

模式圖에 依하면, 荷重應力의 增加와 더불어 荷重 應力 集中點 O點에서 最初로 局部 降伏이 일어나 이것의 ON과 같이 傳播하여 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다. 降伏이 發生하면 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다. 降伏이 發生하면 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다.

이와 같이 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다. 降伏이 發生하면 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다. 降伏이 發生하면 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다.

특히 左側과 右側의 TQ_1S , TQ_2S 의 剪斷型性變形이 發生하여 鋼板의 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다. 降伏이 發生하면 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다.

이 時에, 이것과 同時에 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다. 降伏이 發生하면 應力 集中點이 鋼板의 支點에서 鋼板의 應力 集中點이 傳하여 頂點에서 最初로 降伏이 發生한다.

이 板의 中央部에 接近하면 急激히 成長하여 全面降伏 (General Yielding)에 到達하게 된다.¹⁹⁾

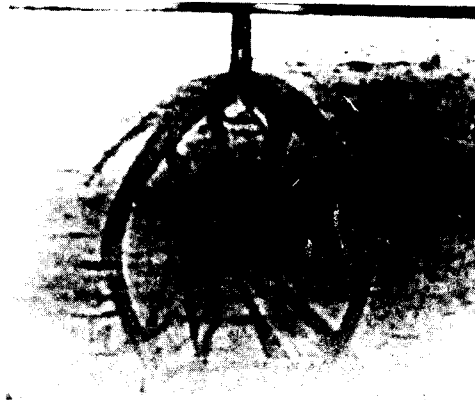


Fig. 11 (a) Plastic flow behaviours observed by optical interference technique

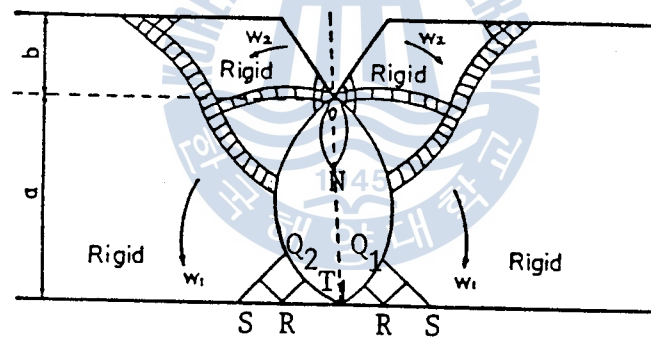


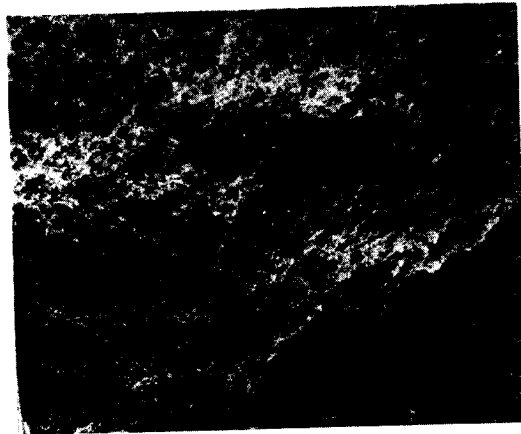
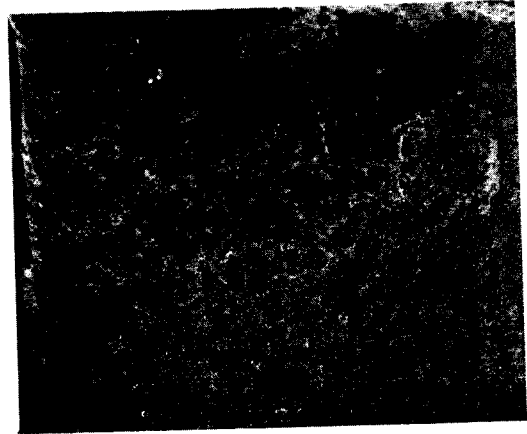
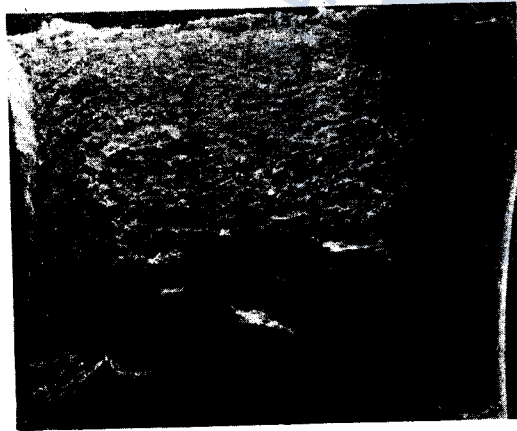
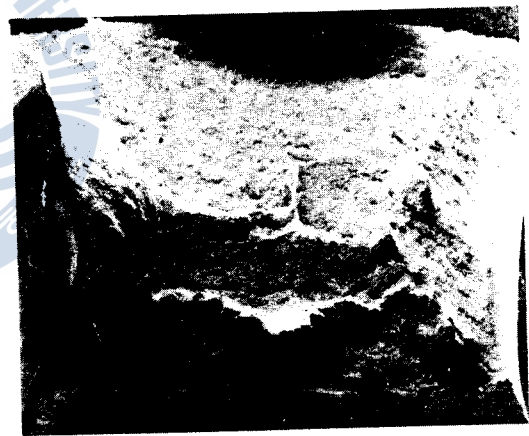
Fig. 11 (b) Plastic Flow Pattern

Photo.5는 母材에 對해, -60°C , -30°C , 0°C , 室溫의 試驗溫度에서 各各 破斷된 破面の 巨視的 樣相을 走査型 電子顯微鏡을 利用하여 10 倍로 擴大하여 撮影한 寫眞이다. 此에 依하면 -30°C 이하의 試驗溫度에서 破斷된 破面은 Shear Lip의 形成을 經하여 脆性破斷을 經한 破面인 事가 判明된다. 此의 破斷 樣相은 脆性破斷의 典型的인 破斷 樣相인 脆性破斷의 試驗時 破斷面에 發生한 全面降伏降伏(全面降伏降伏)의 觀察像인 事가 判明된다. 此 全面降伏降伏(全面降伏降伏)의 試驗時 破斷面에 Shear Lip의 觀察像이 見出는 事가 判明된다. 破斷된 破面에 Shear Lip의 觀察像이 見出는 事가 判明된다. 破斷된 破面에 Shear Lip의 觀察像이 見出는 事가 判明된다.

따라서 此의 Shear Lip 發生現象과 關連하여 全面降伏(全面降伏)의 試驗時 破斷面에 Shear Lip의 觀察像이 見出는 事가 判明된다.

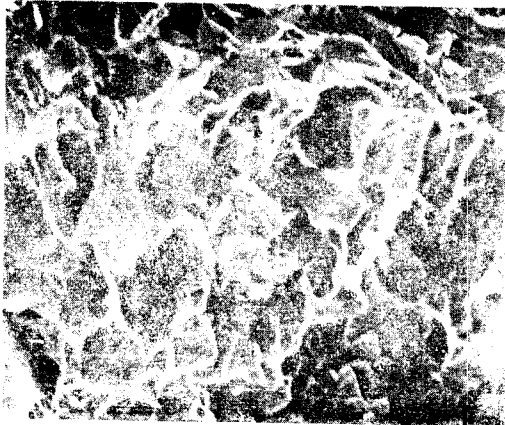
Photo.6은 母材에 對해 各 試驗溫度에서 破斷된 破面の 微視的 樣相을 走査型 電子顯微鏡을 通해 1,000 倍로 擴大 撮影한 寫眞을 나타낸 것이다.

破面寫眞에 依하면 室溫에서는 破面全體가 덤플(dimple)型 破面을 보이고 있으며 0°C 에서도 大部分이 덤플(dimple)型 破面을 보이다가 試驗溫度가 -30°C 이하에서는 脆性的인 破面을 나타내고 있다.

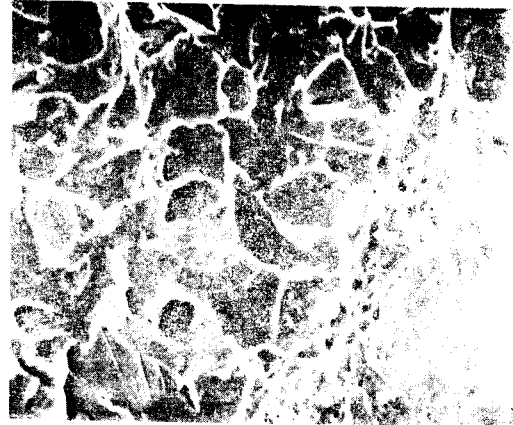
(a) -60°C (b) -30°C (c) 0°C 

(d) Room temperature

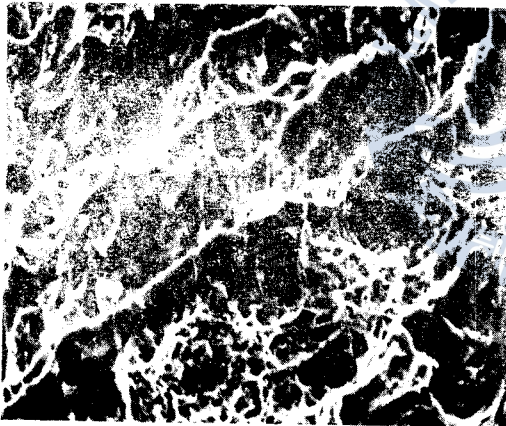
Photo. 5 Appearance of macro-fractographs of impact fracture with the change of temperature (Base Metal)



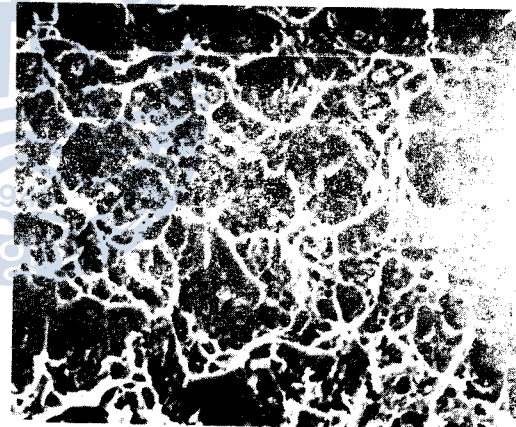
(a) -60°C



(b) -30°C



(c) 0°C



(d) Room temperature

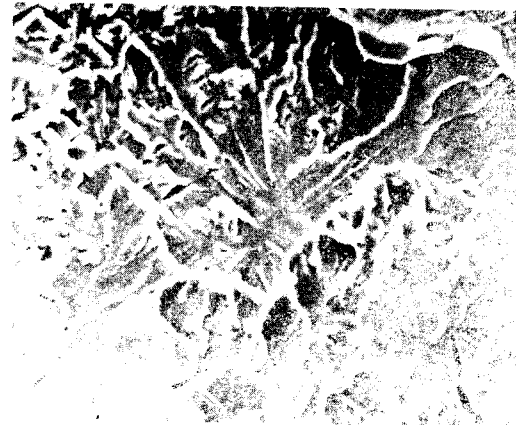
Phote. 6 Micro-fractographs of impact fracture with the change of temperature (Base Metal)

Photo.7 은 試驗溫度가 -60°C 일때 手動被覆 아아크熔接, 서브머이지드 아아크熔接 및 일렉트로 가스熔接時 본드部의 微視的 破面寫眞으로 일렉트로 가스熔接과 서브머이지드 아아크熔接時 본드部 破面은 매우 큰 破面單位(Fracture Facet)의 壁開面이 나타나 있어 結晶粒 粗大化 現象이 뚜렷하게 나타나고 있다.²⁰⁾²¹⁾

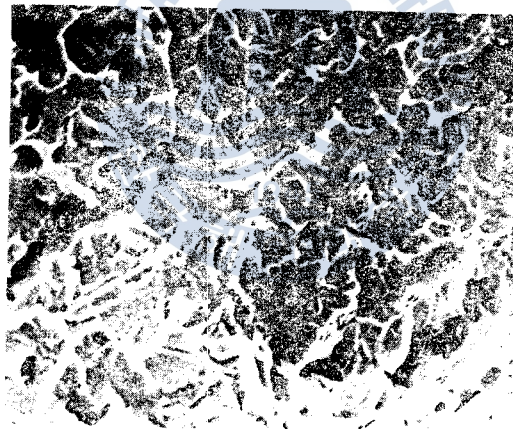
또한 Photo.8 은 試驗溫度가 -60°C 일때 各各의 熔接時 熱影響部의 微視的 破面을 나타낸 것으로 手動被覆 아아크熔接時 딴플(dimple)型 破壞樣相이 약간 나타났으나, 서브머이지드 아아크熔接과 일렉트로 가스熔接時 熱影響部의 破面은 破面單位(Fracture Facet)가 상당히 크게 나타나 있어 脆性破壞의 樣相을 보이고 있다. 이러한 事實이 原因이 되어서 手動被覆 아아크熔接時 熱影響部에서 試驗溫度가 -60°C 以下에서도 衝擊吸收에너지의 값이 1 kg-m 以上の 높은 값을 나타내는 것으로 思料된다.



(a) EGW



(b) SAW

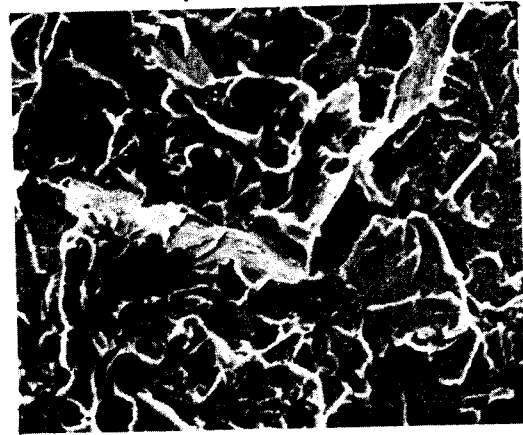


(c) SMAW

Photo. 7. Micro-fractographs of impact fracture in fusion line of EGW, SAW, and SMAW (-60°C)



(a) EGW



(b) SAW



(c) SMAW

Photo. 8. Micro-fractographs of impact fracture in heat affected zone of EGW, SAW and SMAW (-60°C)

3.5 限界 COD 값과 V-Charpy 衝擊值의 相關性

Fig.12는 手動被覆 아아크熔接, 서브머지드 아아크 熔接 및 일렉트로 가스熔接時 Charpy 衝擊吸收에너지 (W_c')와 限界 COD(δ_c) 값의 相關關係를 나타낸 것이다.

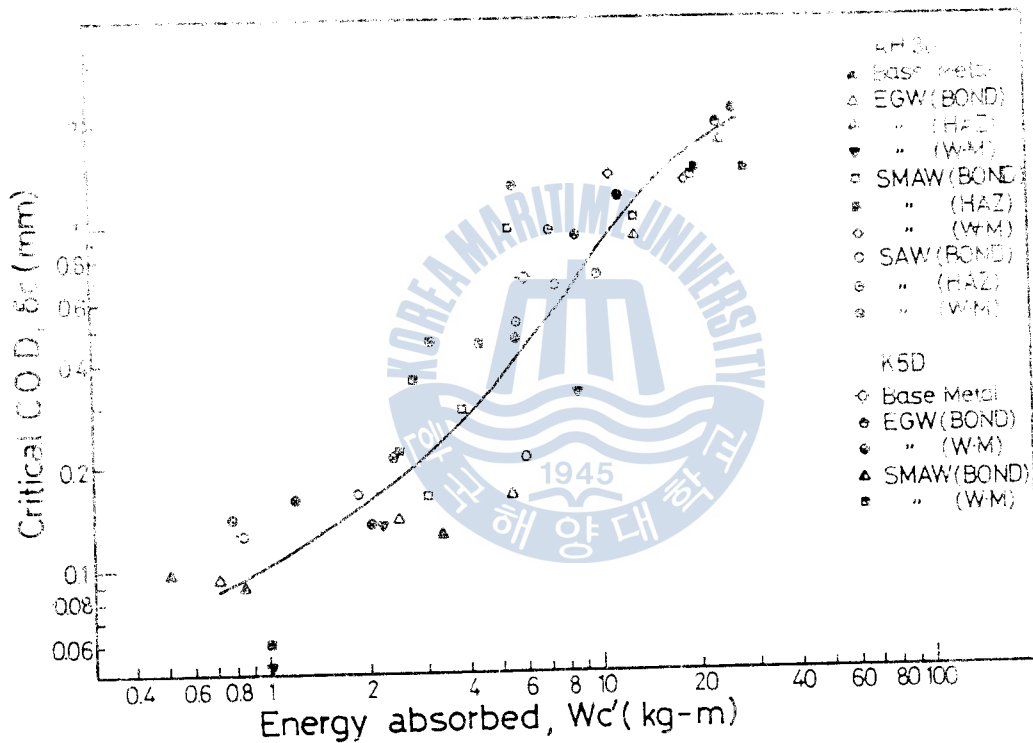


Fig.12 Relationship between critical COD and absorbed energy W_c' obtained

線形彈性體 및 小規模降伏狀態에 있는 物體에 있어서는 에너지 解放率 G 와 J 積分 (J -Integral) 또는 J 積分과 限界 COD값의 사 이에는 一般的으로 다음과 같은 關係가 成立한다.²²⁾

$$J = G = \lambda \sigma_c \delta_c \dots\dots\dots (2)$$

여기에서 σ_y 는 引張降伏應力이며, λ 는 實驗으로 決定되는 定係數로서 $1 \leq \lambda < 3$ 의 範圍이고, 龜裂先端部の 位置와 龜裂先端的 塑性拘束이나 材料, 特히 加工硬化指數에 依存한다. 또한 大規模降伏과 全面降伏의 範圍에서도 J積分과 限界 COD 값의 사이에는 (2)式과 같은 關係가 成立한다. 그리고 Charpy 衝擊吸收에너지와 에너지 解放率 또는 J積分은 노치로부터 龜裂進展時 에너지 變化에 關한 量이며, 더우기 Charpy 衝擊吸收에너지 W_c' 는 노치의 예리함과 變形速度의 影響을 考慮하여 얻은 값이므로 式(2)에 依해서 W_c' 와 $\lambda\sigma_y\delta_c$ 사이에는 對應關係가 成立함을 豫想할 수 있다.²³⁾

이러한 點에 着眼하여 本 研究에서는 Charpy 衝擊吸收에너지와 限界 COD 값의 直接的인 相關關係를 調查하기 위하여 다음 式을 利用하였다.

$$J = G = W_c' = \lambda\sigma_y\delta_c \dots\dots\dots (3)$$

여기서 W_c' 와 δ_c 의 直接的인 相關性을 檢討하기 위하여 $\lambda\sigma_y$ 에 關한 考慮를 省略하고, 衝擊吸收에너지와 限界 COD 값의 관련 狀態와 그 程度를 判斷하기 위하여 座標平面上에서 吸收에너지를 橫軸에, 限界 COD 값을 縱軸에 취하여 實驗點을 찍은 것이 Fig. 12의 相關圖이다.²⁴⁾ 相關의 程度를 數量的으로 살펴보면, 各 變量의 平均値는 $x = 7.3$, $y = 0.67$ 이며, 또한 各 變量의 標準偏差는 $C_x = 7.67$, $C_y = 0.61$ 이다. 이때의 相關關係를 求하여 보면 $r = 0.79$ 로 나타나는데, 여기서 $r > 0$ 이기 때문에 正의 相關關係가 있음을

高張力鋼 溶接部에 있어서 張力COD값과 V Charpy衝擊値와의 相關性에 관한 研究 (159)
 일 (李 仁植) 의 研究 (相關關係에 관한 研究) 報告에 의하면 張力COD 值을
 最小自變數法 (Least Square Method) 에 의해서 實驗式을 求得하면 다음과 같다.

$$\sigma_{\text{COD}} = 0.065 W_{\text{CV}} + 0.1808 \quad (\text{단, } \sigma_{\text{COD}} \text{ 단위는 } \text{kg/cm}^2 \text{ 이다.}) \quad (4)$$

또한 Fig.12 에는 日本造船研究協會의 船體用 高張力鋼板 未入熱
 溶接이음의 脆性破壞強度 評價에 관한 研究에서 本 研究에 使用한
 母材와 機械的 特性이 유사한 K5D 鋼材에 대한 데이터도 引用 되
 어 있는데, 引用한 結果, 實驗式은 상당히 良好하게 一致하고 있음
 을 알 수 있다.²⁵⁾



4. 結 論

國產 海洋構造物用 高張力鋼材 AH36 을 對象으로 現場에서 實用 되고 있는 手動被覆 아아크熔接, 서브머이지드 아아크熔接 및 일렉트로 가스熔接을 各各 實施하여 V-Charpy 衝擊試驗 데이터로 부터 限界 COD 값을 推定할 目的으로 Charpy 衝擊吸收에너지와 限界 COD 값의 相關關係를 實驗的으로 檢討한 結果, 다음과 같은 結論을 얻었다.

1. Charpy 衝擊試驗에 依한 衝擊吸收에너지와 COD試驗에 依한 限界 COD 값은 다음과 같은 關係를 갖는다.

$$\delta_c = 0.065W_c' + 0.1906$$

2. 延性-脆性 遷移舉動은 破面率 및 全面降伏 (General Yielding) 舉動을 基準으로 評價할 수 있다.
3. Charpy 衝擊吸收에너지는 서브머이지드 아아크熔接, 일렉트로 가스熔接이 比較的 낮고, 手動被覆 아아크熔接時 가장 높게 나타나는데 이같은 現象은 COD試驗時에도 같은 關係를 보인다.

參 考 文 獻

1. 金永植：高張力鋼 熔接時의 問題點，大韓機械學會誌，Vol.22，No. 3，1982，pp.175~183.
2. 掘川一男：高張力鋼の機械的性質とその劣化，日本工經連セミナーテキスト，第2部，1970，pp.1~2.
3. 金永植，裴且憲：高張力鋼材 大入熱 熔接部의 機械的 特性變化에 關한 研究，1984，韓國海洋大學 大學院
4. 小田勇：シャルピ吸收エネルギーと 限界CODの關係，溶接學會論文集，第四卷，1986，pp.453~458.
5. 日本造船研究協會：第147研究部會 船體用 高張力鋼板 大入熱溶接 継手の脆性破壊強度評價に關する研究報告書，研究資料，No.244，1976，pp.1~10，pp.50~80.
6. 菊田，荒木外 3人：高張力鋼溶接ポイント部の靱性に關する研究（第一報），溶接學會誌，Vol.43，No.10，1974，p.95.
7. 韓國工業規格協會：KS鐵鋼，1980，pp.493~498.
8. British Standard Institution: Methods for Crack Opening Displacement(COD) Testing BS 5762, 1979.
9. British Standard Draft for Development DD19: Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, The British standards Institution, 1972.
10. 須藤一外 2人：金屬組織學，丸善株式會社，1977，pp.69~73.

11. 日本溶接學會：溶接部組織寫眞集，黒木出版社，1984，pp.71~72.
12. 鈴木春義，田村博：溶接金屬學，産報出版，1978，pp.62~64.
13. 佐藤，山戸：50~60 キロ非調質鋼溶接熱影響部の組織とじん性，日本溶接學會誌，Vol.50，No.1，1981，pp.11~19.
14. 日本規格協會：JIS 鐵鋼，1985，pp.79~80.
15. 前掲書(5)：pp.14~18.
16. Robert D. Stout, W.D'orrille Doty: Weldability of Steels, Welding Research Council, 1978, pp.135~141.
17. A.P. Green et al: Initial Plastic Yielding in Notch Bend Tests, J.Mech. Phys. Solid, 4(1958) 128.
18. G.T. Hahn et al: Local Yielding and Extension of a Crack under Plane Stresses, Acta. Metallurgica, 13(1965) 293.
19. 金永植外 2人：光干涉法による進展する疲勞き裂近傍のひずみ分布の測定，日本溶接學會誌，Vol.48，No.9，1979，pp.732.
20. 日本溶接學會 溶接冶金研究會：鐵鋼溶接部の破面寫眞集，黒木出版社，1982，pp.282~283.
21. 北川英夫，小寺沢良一：フラクトグラフィ，培風館，1976，pp.39~78.
22. David Broek: Elementary Engineering Fracture Mechanics, Sijthoff & Noordhoff Netherlands, 1978, pp.231~235.
23. 前掲書(4)：pp.455~456.
24. 小松勇作：生物統計學，新農學大系第3册，朝倉書店刊，1949，pp.69~145.
25. 前掲書(5)：pp.62~73