

論 文

大韓熔接學會誌  
第3卷第2號 1985年11月  
Journal of the Korean  
Welding Society  
Vol. 3, No. 2, Nov., 1985

## 計裝化 살피 시험법에 의한 알루미늄 합금 용접부의 동적파괴 인성

문경철\* · 강락원\*\* · 이준희\*\*\*

### The Dynamic Fracture Toughness of Aluminum Alloy Weld zone by Instrumented Charpy Test

by

K. C. Moon\* · N. W. Kang\*\* · J. H. Lee\*\*\*

#### Abstract

The dynamic fracture toughness, fracture characteristics, impact tension and tensile properties of Al-Mg-Si T5 alloy and Al-Zn-Mg T6 alloy respectively welded with filler metal of Alcan 4043 were investigated. The dynamic fracture toughness values were obtained rapidly and simply for the specimen of small size by using instrumented Charpy impact testing machine. The testing temperatures of the specimen were a range of room temperature and  $-196^{\circ}\text{C}$ .

The results obtained in this experiment are summarized as follows.

With decreasing the testing temperatures, dynamic tensile stress and fracture load were increased, on the other hand the deflection and impact value showed decreasing tendency in order of base metal > HAZ > weld.

Changes of total absorbed energy were more influenced by the crack propagation energy than the crack initiation energy.

At the low temperatures, the unstable rapid fracture representing the crack propagation appeared for the specimens of Charpy press side notched in Al-Zn-Mg alloy, but it was difficult to obtain the unstable rapid fracture in Al-Mg-Si alloy. Because of the development of plastic zone at the notch root, it was difficult to obtain the valid  $K_{Ic}$  value in Al-Mg-Si alloy. Therefore the fatigue cracked specimens were effective in both Al-Mg-Si and Al-Zn-Mg alloys.

With decreasing the impact testing temperatures, specimens underwent a transition from dimple-type transgranular fracture to lamellar surface-type intergranular fracture because of the precipitate at the grain boundaries, impurities and crystal structure of the precipitates.

\* 동아대학교 금속공학과 대학원, 정회원

\*\* 영남공업전문대학 금속공학과, 정회원

\*\*\* 동아대학교 금속공학과(現, 미국 Iowa대학)

1. 서 론

알루미늄 합금은 FCC의 結晶構造를 가지므로 鐵鋼材料(bcc)에서 나타나는 저온취성이 없기 때문에 低溫用 構造材로도 많이 사용되고 있다.<sup>1,2)</sup> 從來의 低溫構造用 알루미늄 합금으로는 5000系列의 Al-Mg系 合金材가 주로 사용되었으나 이 材料는 熔接性, 靱性이 좋은 반면 強度가 낮은 缺點이 있다. 최근 항공기 산업의 발달과 함께 主目を 받고있는 7,000系列의 Al-Zn-Mg系 合金의 強度는 좋으나 靱性, 特히 低溫에서 熔接部의 靱性이 낮은 缺點을 가지며<sup>3,4)</sup> 6,000系列의 Al-Mg-Si系 合金도 構造部材로 사용되고 있다.

그러나 이들 合金에 관한 지금까지의 研究는 破壞靱性에 關해 一部 研究되고 있으나 破壞靱性, 特히 動的 破壞靱性에 關한 研究는 거의 行해져 있지 않는 실정이다.

따라서 本 研究에서는 알루미늄 6063 T<sub>6</sub>材 및 7075 T<sub>6</sub>材 合金을 각각 MIG 熔接後 計裝化 충격시험, 충격인장시험 및 인장시험을 行하여 이들 두 合金의 저온취화저등을 조사함과 同時에 동적파괴인성 및 파괴특성을 高찰하고자 한다.

2. 시료 및 실험방법

2.1 시 료

本 實驗에 사용한 시료는 A材料로 알루미늄 6063 T<sub>6</sub>材와 B材料로 알루미늄 7075 T<sub>6</sub>材를 사용하였으며, 이들은 모두 시판되고 있는 두께 12mm의 工業用 알루미늄 합금판이다. 이들의 化學組成을 spectrometer로 分析한 結果는 Table 1과 같다.

2.2 실험방법

2.2.1 용 접

Table 1의 組成을 가진 試料를 MIG 熔接機(model: Miller MP-65E)로 熔接하였다. 이때 熔加材는 Alcan 4043(φ1.2)를 使用하여 압연방향을 비이드(bead)방향으로 上部 4 pass 熔接後 下部 1 pass 熔接을 行하였다. 이때의 용접조건은 Table 2와 같다.

2.2.2 시편가공

熔接이 끝난 試料를 上下 1mm씩 研削하여 10mm두께로 만든후 비이드 방향에 垂直방향으로 충격시험편 인장시험편 및 충격인장시험편을 base metal, HAZ (center:용착부중심+8mm), weld metal (center:용착부중심)의 세部分으로 채취하여 各各의 시험편으로 가

Table 1. Chemical composition of materials. (Wt. %)

Materials	Cu	Si	Fe	Mn	Mg	Zn	Cr	Ti	Ni	Al
A (6063)	0.001	0.395	0.180	—	0.481	0.020	—	0.171	0.0026	Bal.
B (7075)	1.28	0.066	0.207	0.017	2.240	5.10	0.215	0.0525	0.0054	Bal.

Table 2. Welding condition.

Materials	A, B	Equipments	Miller MP-65E
Filler(φ)	4043 (1.2φ)	Wire Feeder	Spool Matic I
Posture	F.	Polarity	DCRP
Currens	200—220 Amp.	Voltage	26—28 Volt
Travel Speed	60 cpm	Stick Out	23—25mm
Shield Gas	Ar	Gas Flow Rate	30 l/min
Joint preparation			
(unit:mm)			

공하였다.

2.2.3 인장시험

인장시험편은 ASTM-A 370 規格의 45°Vnotch 시험편 및 smooth 시험편으로 加工하여 독일SCHENCK社 (model: UPM 120)의 인장시험기를 使用하여 室温 Dry Ice분위기(-70°C) 및 액체질소 분위기(-196°C)에서 cross head speed를 1.5mm/min으로 定한 後 Extensometer를 부착하여 시험하였다.

2.2.4 충격인장시험

충격인장시험편은 Fig. 1과 같이 加工한 다음 計裝化 살피 시험기(torse type CIEM-10, capacity: 10kg f·m)를 使用하여 각 시험편을 室温, -70°C 및 -196°C에서 10分間 유지 後 시험했다.

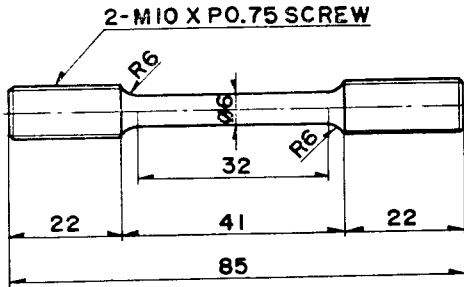


Fig. 1. Impact tension test specimen. (mm)

2.2.5 계장화충격시험

충격시험편은 Fig. 2와 같이 두께 1mm의 45°V notch cutter로 깊이 4mm까지 加工 後 兩側面에 1mm의 side groove를 준 다음 約 1mm정도의 fatigue crack을 形成시킨 CFSN시험편(Charpy Fatigue Side Notched Specimen)과 3.5mm까지 deep press한 後 兩側面에도 0.5mm의 knife edge를 삽입한 press boundary notch를 가진 CFSN시험편(Charpy Press Boundary Side Notched Specimen)으로 각각 加工하였다. CFSN 시험

편은 側面도 취화시켜 shear lip의 發生을 防止한 시험편으로서 완전히 plane strain상태로 파단하게하여 시험편 특유의 에너지값을 가지지 않고(예를들면 시험편 크기 효과에 의해 파괴기동이 변하는 것도 있다) 순전히 단위파면에 흡수된 에너지값을 알기 위한 의도를 갖고 있다.<sup>5)</sup>

fatigue crack은 피로시험기를 使用하여 約 1mm정도로 넣은 後, 破斷한 시험편에 대하여 破面을 5배로 확대한 사진에서 3등분하여 측정한 평균값으로 定하였다. 試驗은 3溫度(室温, -70°C, -196°C)에서 10分間 유지 後 5秒內로 파단시켰다.

2.3 열처리

加工이 끝난 試驗片은 低溫鹽<sup>6)</sup>을 使用한 鹽浴爐中 400°C에서 1時間 어닐링을 하고 465°C에서 1時間 溶體化處理한 다음 0°C의 鹽水中에 quenching한 後 T<sub>6</sub>處理를 行하였는데, 알루미늄 7075合金 등은 時効硬化性合金이고 溶體化處理 後의 自然時効에서는 G.P zone, 人工時効에서는 GP zone과 η'(中間相: MgZn<sub>2</sub>)의 析出에 의해 硬化가 進行된다.<sup>7)</sup> 이러한 시효거동은 熔接金屬에서도 확인되며 熔接後의 自然時効 또는 人工時効에 의해 強度의 현저한 회복과 증가를 나타내고 있는 것은 잘 알려져 있다.<sup>8,9)</sup> 그러나 熔接後 時効가 進行됨에 따라 強度의 증가와는 반대로 靱性은 매우 낮아질 염려가 있기 때문에<sup>10,11)</sup> 本 研究에서는 長期間 時効를 시키지 않고 120°C silicon oil (KF-96) 浴中에서 24時間 時効시켰다.

2.4 파면관찰

균열의 진전거동을 알기 위하여 각 시험편의 破面에 대해서 단면깊이의 中央部分을 notch 자입면에 平行하게 절단하였으며 부식액은 micro-etching Al ml<sup>12)</sup>을 使用하여 광학현미경 및 주사형전자현미경(Jeol, model: JSM-35F)에 의해 파면을 관찰하였고, 아울러 마크로 조적관찰도 병행하였다.

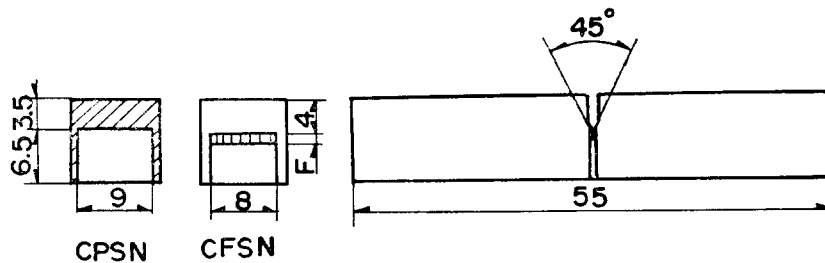


Fig. 2. Notch shapes of various Charpy specimens. (mm)

3. 실험결과 및 고찰

3.1 용접입열

용접입열은 단위길이당의 용접입열을 사용하였으며 다음식<sup>13-16)</sup>에 의해 계산하였다.

$$q = \frac{I \cdot E}{4.18\nu} \eta$$

여기서

$q$  = 단위길이당의 용접입열 (cal/cm)

$I$  = 용접전류 (A)

$E$  = 아크 전압 (V)

$\eta$  = 아크효율 (%)

$\nu$  = 용접속도 (cps)

그 결과 용접입열은 136.84~147.36kcal/cm였다.

Photo. 1은 용접後의 Tucker's액을 사용하여 約 20秒 동안 부식시킨 後 溫水로 세척 한다음 관찰한 용접부의 마크로 조직사진으로 A·B材料 모두 上部 4페스 용접한 것을 확인할 수 있다.

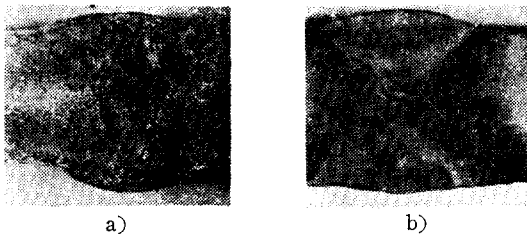


Photo 1. Cross-sections of Aluminum 6063 and 7075 alloy welds  
a) 6063 alloy b) 7075 alloy

용접부는 급냉응고 되었지만, 移動熱源이라는 점에서 주조시의 응고와 다르다. 그리고 용접부에는 母材와의 계면에서 同一 결정축을 갖고 발생한 미세한 주상정과 열흐름 방향의 조대한 주상정이 生成되고 최후에 등축정이 形成되지만 용접부의 組成은 母材 및 용접材의 조성과 용접조건에 따라 변한다.<sup>17)</sup>

Photo. 1에서 용접된 中央윗부분에 등축정이 形成되었고 母材와 가까운 下部 및 側面部에는 주상정이 나타난 것을 볼 수 있으며, 이것은 表面에서 등축정핵이 生成되어 中央 윗부분으로 浮上하는 결정유리질<sup>18)</sup>을 잘 따르는 것으로 보여지나 이에 대해서는 以後 좀더 많은 研究가 必要하다고 본다.

3.2 인장시험

용접금속의 인장강도에 영향을 미치는 인자로는 응고 조직, 결정립도, 결정결함, 화학 조성, 석출물의 量과 그 分布형태 등을 들 수 있으나 本 實驗에서는 두 材料 모두 용접조건을 같이하여 시험편 형상과 온도의 영향에 대해 고찰하였다.

Table 3은 3溫度에서 행한 인장시험결과이다. A材料의 경우 smooth시험편에서 용접部位에 따른 인장강도값의 차이는 별로 없으며 低溫으로 갈수록 그 값은 상승하고있고 notched 시험편에서도 거의 비슷한 경향을 나타내고 있다. 또한 強度比( $\sigma'_B/\sigma_B$ )는 모두 1이상인 것으로 보아 A材料의 인장강도 값은 notch의 영향이 크다는 것을 알 수 있다. 반면에 B材料의 경우는 notch의 영향이 크지 않음을 알 수 있다.

Table 3. Tensile properties at various temperatures.

Materials	Location	Test Temperature	UTS(kg f/mm <sup>2</sup> )		Ratio $\sigma'_B/\sigma_B$	Elongation(%)	
			Smooth( $\sigma_B$ )	Notched ( $\sigma'_B$ )		Smooth	Notched
A	Base	R. T.	13.7	22.2	1.62	26.0	5.5
	HAZ	R. T.	13.7	22.6	1.64	23.2	6.9
	Weld	R. T.	13.2	23.1	1.75	26.9	6.6
	Base	-70°C	15.5	25.9	1.67	29.8	8.7
	HAZ	-70°C	15.4	27.9	1.81	16.9	8.7
	Weld	-70°C	15.2	27.3	1.79	19.0	9.0
	Base	-196°C	15.2	34.9	2.29	13.0	10.8
	HAZ	-196°C	22.1	34.6	1.56	18.8	12.2
	Weld	-196°C	22.6	33.5	1.48	31.0	7.9
B	HAZ	R. T.	34.8	35.6	0.99	2.0	2.4
	Weld	R. T.	34.3	46.7	1.36	3.0	0.3
	HAZ	-196°C	42.4	42.0	0.99	3.8	2.0
	Weld	-196°C	42.9	46.3	1.07	2.2	0.4

3.3 충격인장시험

Fig. 3은 A材料에 대한 충격인장시험 결과로서 base metal의 경우 低溫으로 갈수록  $\sigma_{av}$ 값은 증가하지만 HAZ 및 weld部에서는 어느정도 증가하다가 감소함을 나타내고 있다. 이는 低溫에서 다소 취화가 일어난 것을 알 수 있으나  $-196^{\circ}\text{C}$ 에서 그 값이 감소하는 것에 대해서는 以後 보다 많은 研究를 要한다.

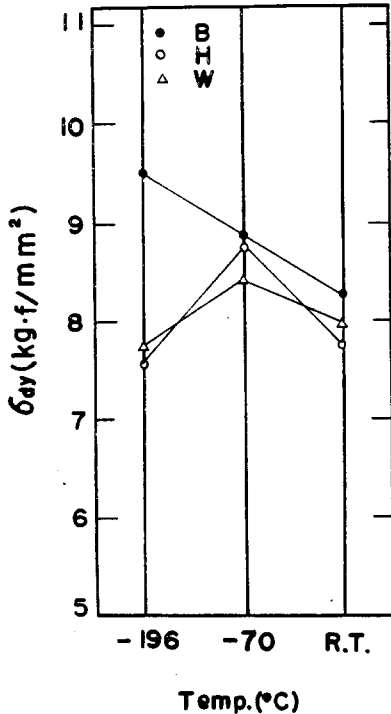


Fig. 3. Impact tension test results of Ama-terial at low temperature  
B: Base metal  
H: H. A. Z  
W: Weld metal

3.4 충격시험

제장화충격시험은 hammer tup을 計裝化하는 方法을 使用하였다. 이 方法은 신속성과 경제성이 뛰어나고 感應性이 좋으며<sup>19)</sup> 시험 進行중 試驗기로 흡수되는 에너지를 적절히 보정하여 준다면 정밀도 또한 우수하기 때문이다.

Fig. 4는 A材料의 CPSN 및 CFSN 試驗片을 以上과 같은 試驗法으로 計裝化 살피 충격시험한 결과를 나타낸 것이다.

CPSN試驗片은 低溫으로 갈수록 충격치가 감소하는

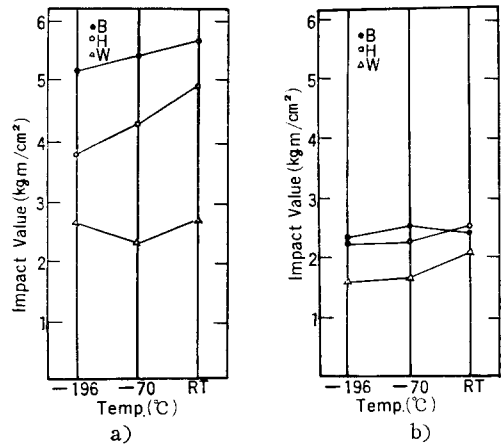


Fig. 4. Charpy impact test results of A material at low temperature.  
B: Base metal H:H. A. Z. W:Weld metal  
a) CFSN specimen b) CpSN specimen

경향을 나타내고 있으나 CFSN試驗片에서는 그 감소가 적거나 거의 비슷한 양상을 나타내고 있다. 이것은 CFSN試驗片에서는 다소 취화거동을 나타내지만 溫度에 의해 CPSN試驗片에서처럼 크게는 영향받지 않음을 알 수 있다.

Photo. 2와 Photo. 3은 A材料의 CFSN試驗片에 대한 대표적인 load-deflection curve로서 각각  $-70^{\circ}\text{C}$ 와  $-196^{\circ}\text{C}$ 에서 측정된 것이다. 사진에서 보는 바와같이 그래프는 최초의 가공경화현상을 나타내지 않고 직접 최대하중에 도달한 후 균열이 Notch처로부터 전파하는 양상을 나타내며, 이때 최대하중은 그대로 파괴인성값 ( $K_{Ia}$ )을 구하는데 있어서 매우 중요하다. 또한 HAZ부의 파괴하중 및 흡수에너지값이 weld부의 값보다 크며 저온에서는 다소 취화거동을 나타내고 있는 것으로써 Fig. 4의 취화현상과 잘 일치하고 있다.

Fig. 5는 저온에서의 B材料에 대한 CPSN 및 CFSN 試驗片의 충격시험 결과를 나타내는 것으로서, CPSN

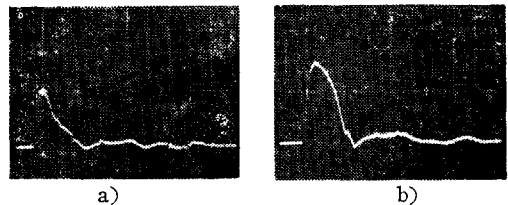


Photo 2. Typical load-deflection curves obtained in Charpy impact test at  $-70^{\circ}\text{C}$ . (A-CFSN)  
a) H. A. Z. b) Weld metal

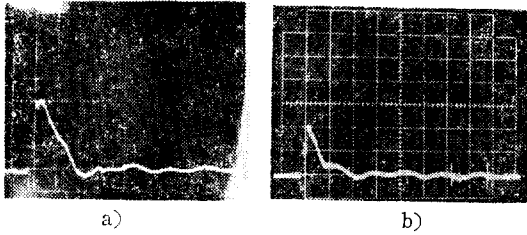


Photo. 3. Typical load-deflection curves obtained in Charpy impact test at -196°C. (A-CFSN)

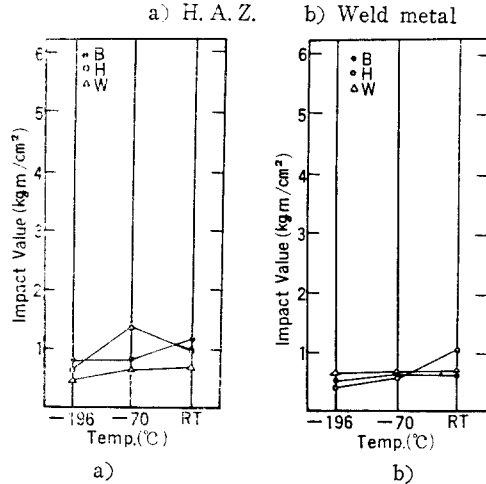


Fig. 5. Charpy impact test results of B material at low temperature  
B: Base metal H: H. A. Z. W: Weld metal  
a) CPSN specimen b) CFSN specimen

시험편일 경우에는 온도감소와 함께 충격값이 대체로 감소하지만 CFSN 시험편에서는 거의 비슷한 경향으로 감소하고 있음을 알 수 있다.

이상으로 미루어보아 Server와 Tetelman<sup>20)</sup>이 주장하고 있는 동적파괴인성은 온도, 스트레인 속도, 시험편의 두께, 균열의 날카로운 정도 등의 함수와 본 실험의 결과는 일치 한다. 즉, CPSN 시험편에서는 온도에 의한 영향을 많이 받고 있으나 예리한 fatigue crack 을 가진 CFSN 시험편에 대해서는 온도에 의한 영향을 별로 받고 있지 않음을 분명히 알 수 있다. 즉, CFSN 시험편에서는 온도보다도 crack의 날카로움에 더 큰 영향을 받는다는 사실이 확인되었다.

Fig. 6은 A材料 CPSN 시험편의 load-deflection curve로부터 얻은 충격시험 결과이다.

이 그림에서 base metal의 경우 total absorbed energy는 crack initiation energy와 crack propagation energy를 합한 것으로써( $E_t = E_i + E_p$ ), total absorbed energy의 변화는 crack initiation energy의 변화보다도

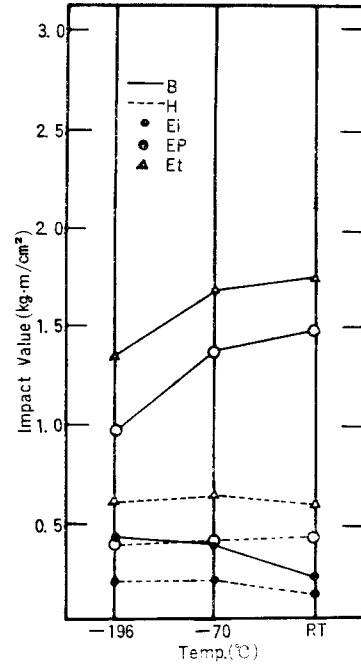
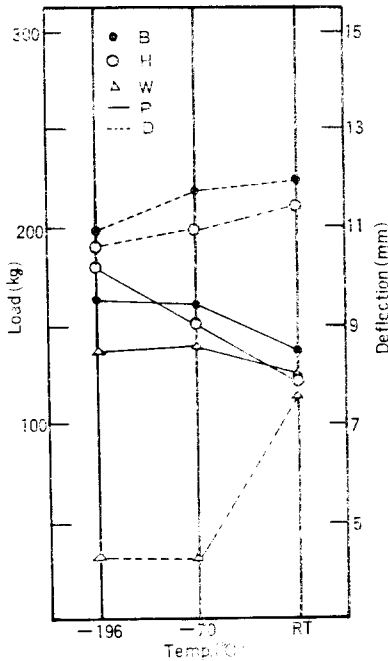


Fig. 6. Analysis of impact energy from the load-deflection curve. (A-CPSN)  
Ei: Crack initiation energy  
Ep: Crack propagation energy  
Et: Total absorbed energy  
B: Base metal  
H: H. A. Z.

crack propagation energy의 변화에 더 좌우 된다는 것을 명확하게 알 수 있다.

Fig. 7과 Fig. 8은 각각 A材料의 CPSN 시험편과 CFSN 시험편의 load-deflection curve를 나타낸 것으로서, 온도감소와 함께 파괴하중은 증가하는 반면 변위는 감소하는 경향을 나타내고 있으며 그 절대값은 base metal > HAZ > weld metal의 순이다. 또한 저온이 될수록 load-deflection curve가 명확하게 취화하는 경향을 나타내고 있으며 이것은 앞에서 언급한 Photo. 2와 Photo. 3에서도 잘 나타나 있다. Fig. 7의 CPSN 시험편에 있어서 이러한 저온취화 거동은 용접부에서 더욱 현저한 경향을 나타낸다고하는 小林 俊郎・石田 末重의 보고<sup>21)</sup>와 일치하고 있다.

또한, 小林俊郎・高井 耕一 에 의하면 표준 V notch 시험편보다도 press boundary notch 시험편인 경우가 파단양식은 현저하게 취화하는 양상을 나타내고, 거의 소성변형없이 직접 최대하중에 도달하여 균열이 전파하는 형식으로 되며, 불안정 파괴가 생겨서 균열전파 속



Z. Fig. 7. Fracture load and deflection curve determined in Charpy impact tests. (A-CPSN)  
 B: Base metal H: H. A. Z.  
 W: Weld metal P: Fracture load  
 D: Deflection

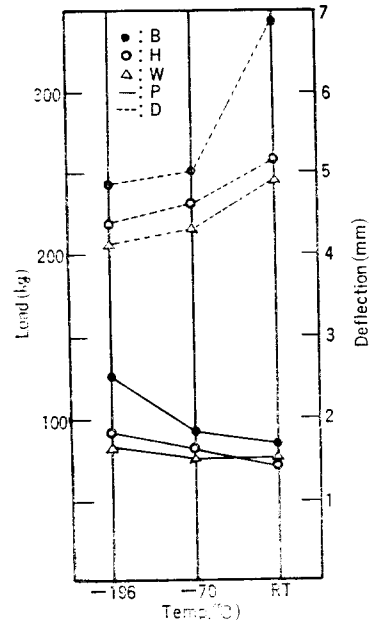


Fig. 8. Fracture load and deflection curve determined in Charpy impact test. (A-CFSN)  
 B: Base metal H: H. A. Z.  
 W: Weld metal P: Fracture load  
 D: Deflection

도도 高速化한다는 보고<sup>22)</sup>와도 잘 일치한다.

Photo. 4는 A材料 CPSN試驗片 各 部分의 대표적인 파단면을 나타낸다.

Photo. 4에서 base metal은 -196°C가 되더라도 소성변형이 일어나 shear lip이 나타나지만 HAZ부는 그 경향이 적음을 알수 있으며 weld metal에서는 균열전파형의 파괴가 일어나지 않고 약간의 가공경화 현상을

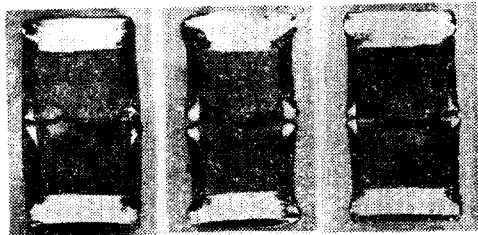


Photo 4. Fracture appearance of Charpy specimens at -196°C. (A-CPSN)  
 a) Base metal b) H. A. Z.  
 c) Weld metal

나타내는 것을 알 수 있다. 이러한 이유는 主析出相인 Mg<sub>2</sub>Si가 fcc구조를 가지기 때문에 저온취성을 나타내지 않기 때문으로 믿어진다.

또한 Photo. 5의 B材料 CPSN試驗片 파면외과 사진

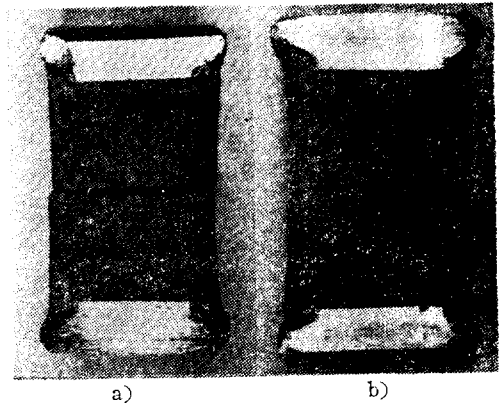


Photo 5. Fracture appearance of Charpy specimens. (B-CPSN)  
 a) room temperature b) -196°C

에서도 A材料의 CPSN試驗片과는 그 양상이 다르다. 특히 -196°C에서는 특이한 층상파면을 볼수가 있으며 거의 소성변형을 일으키지 않은 균열전과정의 고속파괴를 나타내고 있다. 이러한 층상파면으로 인하여 저온에서 충격치가 감소되는 것으로 믿어진다.

계장화 샬피 충격시험에 의해 load-deflection curve가 거의 항복을 일으키지 않고 저응력 파괴양식을 나타내는 경우 동적파괴인성값<sup>23-26)</sup>  $K_{Ia}$ 는 직접 최대하중( $P_f$ )으로부터 다음의 식(1)에 의해 계산할 수 있고 식(5)와 같이 load-deflection curve에서 최대하중까지의

$W_m/A$  energy(단위면적당 energy)로부터 구할 수도 있다. 이렇게 파괴가 general yielding前에 發生하였을 경우 動的破壞靱性은 線彈性 파괴역학으로부터 결정될 수도 있다. 즉,

$$K_{Ia} = 6Y \cdot M \cdot a^{1/2} / B \cdot W^2 \dots\dots\dots(1)$$

$$= Z \cdot P_f \dots\dots\dots(2)$$

$$= (G_{Ia} \cdot E / 1 - \nu^2)^{1/2} \dots\dots\dots(3)$$

$$= (J_{Ia} \cdot E / 1 - \nu^2)^{1/2} \dots\dots\dots(4)$$

$$K^2_{Ia} = E / 1 - \nu^2 \cdot W_m / A \dots\dots\dots(5)$$

여기서

Table 4. Evaluated fracture toughness values in Charpy impact test

Materials	Notch Shapes	Specimen	Temp.	$P_+(Kg)$	$K_{Ia}(Kg \sqrt{mm}/m^{3/2})$
A	CPSN	B	R. T.	133.5	43.29
			-196	162.9	56.65
		H	R. T.	120.2	41.70
			-196	181.6	52.95
		W	R. T.	122.8	36.31
			-196	136.2	40.26
	CFSN	B	R. T.	82.8	32.85
			-196	125.5	54.0
		H	R. T.	69.4	36.05
			-196	90.8	59.25
		W	R. T.	74.7	48.79
			-196	83.4	41.49
B	CPSN	B	R. T.	320.5	84.14
			-196	181.6	55.02
		H	R. T.	242	65.26
			-196	320.5	83.19
		W	R. T.	245.7	48.79
			-196	299.14	53.35
	CFSN	B	R. T.	304.4	106.84
			-196	—	—
		H	R. T.	352.5	132.98
			-196	351.6	128.40
		W	R. T.	170.8	61.20
			-196	—	—

B:base, H:HAZ, W:weld



$$Y = 1.93 - 3.07(a/w) + 14 \cdot 53(a/w)^2 - 25.11(a/w)^3 + 25.8(a/w)^4$$

$M$  = applied moment at fracture

$B$  = specimen width

$W$  = thickness

$a$  = total crack length

$Z$  = constant that depends only upon the crack length

$\nu$  = poisson's ratio

$W_m/A$  = energy per unit area to reach maximum load

Table 4는 Srawley등<sup>23)</sup>에 의한 식1)을 사용하여 직접  $P_i$ 로부터 파괴인성값을 구한 결과이다.

온도가 저하함에 따라 충격치는 작아지는데 반해  $K_{Ia}$  값은 대체로 조금 상승함을 볼 수 있다. 이것은 최대 하중에 도달하기까지의 단위면적당 에너지에 의하지 않고 파괴하중으로부터 바로 파괴인성값을 계산함 때문이라고 생각되어진다.

Photo. 6은 A材料 CPSN試驗片 base metal을  $-196^\circ\text{C}$ 에서 측정된 후 광학현미경으로 관찰한 파면조직사진으로써 균열이 석출물 부근으로 진행하고 있는 것을 볼 수 있다. 따라서 파면양상은 석출물대를 통한 층상파면을 나타내며 이것으로부터 材料가 어느정도 취화되어 있음을 알 수 있다.

Photo. 7은 A材料 CPSN試驗片 base metal의 파면을 주사형전자현미경으로 관찰한 것이다. 실온에서는 연성인 Dimple형의 파단면이 지배적이고  $-196^\circ\text{C}$ 에서는 Dimple형의 파단면이 약간 감소 한것을 보여주고



Photo 6. Fracture profile of laminated fracture surface by optical microscope of CPSN specimen at  $-196^\circ\text{C}$ . (A-Base, X400)



Photo 7. Scanning electron micrograph of fracture surface of A material in base metal(CFSN, X2000)  
a) room temperature b)  $-196^\circ\text{C}$

있다.

#### 4. 결 론

알루미늄합금 6063  $T_6$ 材 및 7075 $T_6$ 材를 Alcan 4043의 용접材로 上部4 pass 및 下部1 pass MIG 용접後 용접부의 파괴 특성에 대한결론은 다음과 같다.

1) 용접부의 동적인장응력과 파괴하중을 저온이 될수록 증가하나 변위와 충격값은 감소하는 경향이 있고 그 절대값은 base metal > HAZ > weld metal의 順이다.

2) 용접부의 전체충격흡수 에너지의 변화는 균열발생 에너지 보다는 균열전파 에너지에 더 좌우된다.

3) B材料의 저온에서는 CPSN시험편으로도 균열전파형인 불안정 고속파괴가 일어날 수 있으나 A材料의 경우는 어렵다. 이는 notch선단부에 소성역이 발달하므로 유효  $K_{Ia}$  값을 얻기가 어려운 것으로서, 어느 경우든 fatigue crack 가공하는 것이 더 효과적이라는 것을 알았다.

4) 저온으로 될에 따라 dimple형의 입내파괴에서 입계파괴 양상을 나타낸다. 이러한 저온취화는 결정입계에 석출한 석출물과 불순물 등이 취화한 원인과 층상파면의 출현 및 석출물의 결정구조에도 관계되는 것으로 사료된다.

#### 후 기

본 실험을 수행함에 있어서 많은 도움을 주신 현대용접기술연구소 김희진 박사님, 김대현 선배님 및 연구원 여러분들께 깊이 감사드리며 성균관대학교 이승이 교수님을 비롯한 많은 분들께도 진심으로 감사 드립니다.

끝으로 국민대학교에서 후진양성에 몸바치시다 금년 2월에 정년을 맞이하신 박희선 교수님께 이 논문을 바칩니다.

참 고 문 헌

1. 秋田, 輕金屬溶接, No. 3 Mar(1963), p. 112.
2. J.G. Kaufman and E.T. Wanderer, *Machine Design*, Nov. (1965) p. 199.
3. A. T. D'Annessa, *Weld. J.*, Vol. 47, (1968) p. 462-s
4. 田中;住友輕金屬技報, Vol. 7, (1966) p. 23
5. 小林・高井・間庭, 日本金屬學會誌, Vol. 32, (1968) p. 213
6. 日本鐵鋼協會編, 鋼의 熱處理, 機電研究社. 改訂 5版, (1979) p. 323
7. 村上, 輕金屬溶接, No. 22, Oct. (1964) p. 1027.
8. P. Brenner, *Aluminum*, Vol. 37, No. 10, (1961) p. 633
9. 杉山・福井, 日本溶接學會誌, Vol. 35, No. 10, (1966) p. 26
10. A. T. D'Annessa, *Weld. Jnl.* Vol. 44, No. 11, (1965) p. 509S
11. A. T. D'Annessa, *Weld. Jnl.*, Vol. 47, No. 10, (1968) p. 462S
12. G. Petzow, *Metallographic etching*, p. 41, ASM
13. D. Rosenthal, *Weld. Jnl.* Vol. 20, No. 5, (1941) p. 220S
14. C. M. J. Adams, *Weld. Jnl.* Vol. 37, No. 5, (1958) p. 210 s
15. N. Christensen, V. de L. Davies and K. Gjermundsen, *British Weld Jnl.* Vol. 12, No. 2, (1965) p. 54
16. M. F. Jordan and M. C. Coleman, *British Weld Jnl.* Vol. 15, No. 11, (1968) p. 553
17. 今泉 重威・麻野 雅三・奥藤勝, 輕金屬, Vol. 30, No. 12, (1980) p. 736,
18. A. Ohno, *The Solidification of Metals*, (1976) p. 54
19. R. C. Lueth, *ASTM STP563*, (1974) p. 170
20. W. L. Server・A. S. Tetelman, U. S. Army Research Office-Durham Technical Report No. 6, July. (1971)
21. 小林俊郎・石田末重, 輕金屬, Vol. 22, No. 9, (1972) p. 555
22. 小林俊郎・高井 耕一, 輕金屬, Vol. 22, No. 9, (1972) p. 541
23. J. Srawley and W. Brown, *Plane Strain Fracture Toughness Testing*, *ASTM STP 410*, (1966)
24. R. A. Wullaert et. al, *Fracture Prevention and Control*, *ASM*, Vol. 3, (1974) p. 256
25. K. R. Iyer, et. al, *ASTM STP 563*, (1974) p. 146
26. A. Ewing, et. al, *ASTM STP 563*, (1974) p. 180.

◁ 회 고 ▷

회원 여러분의 참여의 폭을 넓히고 보다 알찬 학회지를 만들기 위하여, 독자와 투고자 사이의 질문과 답변을 편집・정리하여 지상공개하는誌上討論을 하고자 합니다.

본 지상토론을 통해 상호 이해 및 기술 발전으로 도약하는 계기로 삼고자 하오니 회원 여러분의 적극적인 참여를 바랍니다.

— 편집이사 —