

研究論文

大韓熔接學會誌
第4卷, 第1號, 1986年 3月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 4, No. 1, Mar., 1986.

SB 41鋼 潛弧熔接部の 平滑 및 側面홈 CT試驗片의 J_{Ic} 評價

吳世旭*·安光珠**·李泰鐘**

J_{Ic} Evaluation of Smooth and Side-grooved CT Specimens in Submerged Arc-welded SB 41

S. W. Oh*, K. J. Ahn**, T. J. Lee***

Abstract

The elastic-plastic fracture toughness J_{Ic} of submerged arc welded structural steel SB41 which has the properties of low strength and high ductility was discussed, especially paying attention to a comparison between two methods recommended by ASTM and JSME. J_{Ic} tests were carried out with compact specimens by means of R-curve, SZW, ultrasonic and electric potential methods.

Based on the investigations in this study, the results obtained are as follows;

- (1) The JSME R-curve method gave the smallest J_{Ic} values which were physically closest to the crack initiation and seemed to be more practical and stable procedure between the two R-curve methods.
- (2) The JSME SZW method tended to slightly overestimate the J_{Ic} values at initiation of ductile tearing.
- (3) The ultrasonic and electric potential methods which also had a tendency to overestimate these J_{Ic} values were confirmed to be applicable and useful in determining these values.
- (4) The J_{Ic} values by the JSME R-curve method were 18.06 kgf/mm and 17.25kgf/mm for the smooth and the side grooved CT specimen respectively.

1. 緒 論

構造物の 熔接部는 熔接時에 발생된 熱의 영향으로 機械的 性質이 변화하며 원래의 構造用鋼材가 가진 強度와 靱性이 低下된다. 특히 熔接欠陥이 존재

하면 破壞에 대한 抵抗은 급격히 감소되므로 熔接部의 靱性과 安定性의 維持는 대단히 중요하다. 따라서 破壞에 대한 抵抗으로서의 靱性에 대한 評價가 필요하게 되었다.

破壞靱性은 小規模降伏의 경우에 線型彈性破壞力

* 동아대학교, 공과대학, 정회원

** 동의대학교, 공과대학, 정회원

*** 동아대학교, 대학원, 정회원

學에 의한 에너지解放率 G값 혹은 應力擴大係數 K 값으로써 표시된다. 應力擴大係數 K를 破壞의 parameter로 하려면 크랙先端의 塑性域이 크랙치수에 비하여 극히 微小한 경우에 한하여 유효하다. 따라서 平面變形率破壞靱性 K_{Ic} 試驗¹⁾에서는 小規模降伏條件을 감안하여, 試驗片의 最小限界치수에 대하여 엄격하게 規定하고 있다.

熔接構造物의 破壞에서 不安定破壞에 先行하여 큰 塑性變形이 일어난 때에는 彈塑性狀態의 破壞靱性值를 評價하여야 한다. 이러한 大規模降伏狀態에서의 破壞靱性評價는 非線型的인 彈塑性破壞力學에 따른 크랙先端開口變位 CTOD 혹은 J積分으로써 表現하게 되었다 Rice²⁾에 의하여 제안된 J積分은 彈性 및 彈塑性變形狀態에서 크랙先端의 特異應力 및 strain 場의 強度에 對한 대표치로서 小規模降伏狀態에서의 K와 같은 意義를 갖게 되었다. Begley와 Landes³⁾는 彈性狀態의 K_{Ic} 評價와 마찬가지로 彈塑性狀態의 平面變形率 破壞靱性值로서 J_{Ic} 를 제안하였고 이러한 J_{Ic} 개념은 많은 연구결과로 그 有効성이 확인되었다. J_{Ic} 評價方法으로서 ASTM E 813-81⁴⁾ 및 JSME S001-1981⁵⁾ 등이 있으며 ASTM의 R-curve法은 실험의 簡便성과 再現성에 중점을 두고 있다. 따라서 크랙길이의 限界를 規定하고 있으며 이 限界를 벗어 나는 實驗點에 대하여 評價에서 除外시키고 있다. 그러나 JSME法에서는 크랙發生點을 가능한 한 精確하게 구하는 문제에 主眼點을 두고 있다.

低·中強度이며 低延性인 鋼材에 대한 연구결과와는 많으나 低強度·高延性鋼에 대한 연구는 僅少하며 이는 低強度·高延性材는 延性引裂에 의한 크랙進展 形態가 明確하지 않으므로 J_{Ic} 評價가 곤란하다고 알

려져 있다.⁶⁾

본 연구에서는 船舶 및 構造物에 사용되는 一般構造用壓延鋼 SB 41을 사용하여 實用狀態의 潛弧熔接을 시행하고 熔接部位에 대한 破壞靱性을 실험하였다.

平滑 및 側面홈CT試驗片을 이용하여 ASTM R-curve 法, JSME R-curve法, SZW法, 超音波 및 電位差法에 따른 破壞靱性值 J_{Ic} 를 구하였고 ASTM法과 JSME法을 比較 考察하였으며 單一試驗片法으로 구한 J_{Ic} 를 複數試驗片法에서의 比較하여 그 效率性和 信賴性에 대하여 考察하였다.

2. 試驗片과 實驗方法

試驗片은 母材板두께 14.5mm의 一般構造用壓延鋼 SB 41을 潛弧熔接하고 T-L方向으로 採取하여 CT試驗片(12.5mm)으로 제작하였다. 試驗片의 母材와 熔着金屬의 化學的成分은 Table 1과 같으며 室溫에서의 試驗片母材와 熔接部의 機械的 性質은 Table 2와 같다. CTS의 形狀과 치수는 Fig. 1과 같으며 (a)는 平滑 CTS이고 (b)는 側面홈 CTS이다. 母材와 熔接 CTS의 機械的 性質은 萬能材料試驗機(Instron model 1137, 15tonf)로 구하였으며 豫크랙插入과 破壞靱性試驗은 電氣油壓서어보式 萬能疲勞試驗機 (Instron model 1331, 10tonf)를 사용하였다. 크랙進展觀察은 移動式 望遠顯微鏡을 이용하였고 dynamic extensometer에 의한 荷重(P) - 荷重線變位(S)를 X-Y 記錄計로 自動計測 하였다. 超音波實驗은 超音波探傷器 (Mitsubishi FD-410MS)를 이용하였고 探觸子는 直徑 10mm, 周波數 5MHz로서 Top-on法으로 試驗片에

Table 1. Chemical composition of base metal and welding rod. (wt.%)

class- ification	element	C	Si	Mn	P	S	Cu
base metal		0.14	0.25	0.55	0.014	0.007	0.10
welding rod φ4.8 wire		0.08	0.02	0.50	—	—	—

Table 2. Mechanical properties of base metal and welded metal.

class- fication	properties	tensile strength (Kgf/mm ²)	elongation (%)	yield strength (Kgf/mm ²)	young's modulus E (Kgf/mm ²)	hardness Hv (200gf)
base metal		42.94	25	27.47	19,350	145
welded metal		45.39	30	30.42	12,450	—

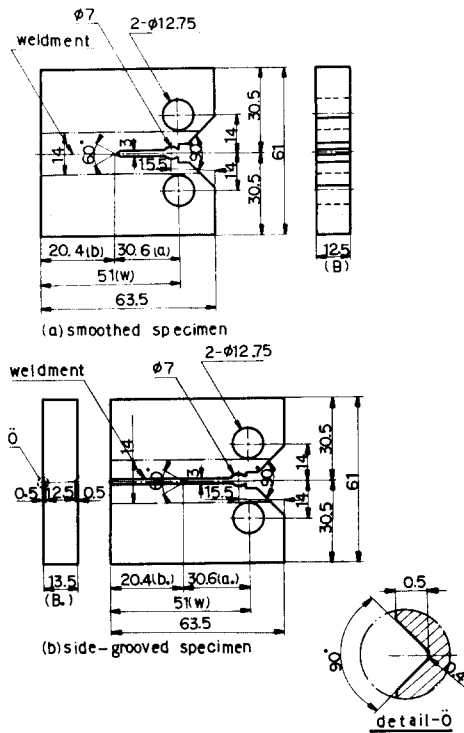


Fig. 1. Configuration and dimension of CT specimen.

부착하였다.

電位差實驗에는 電位差測定器(Instron ACPD crack measurement system model L2675-003)를 이용하여 電位差(ΔE_p)—荷重線變位(δ)를 計測하였다. SZW와 크랙增分(Δa)의 測定 및 破面觀察은 走査型 電子顯微鏡(JEOL JSM-35CF)을 이용하였다.

試驗片노치先端의 疲勞豫크랙의 插入은 電氣油壓 서어보式 疲勞試驗機를 사용하여 應力比 $R=0.05$ 로 하였으며 充分히 작은 應力擴大係數幅 ΔK 로 되게 하였다.

疲勞豫크랙은 1차와 2차로 나누어 1차豫크랙荷重은 $P_1=0.6 \cdot P_2=800\text{kgf}$, 2차 豫크랙荷重은 $P_2=0.4 \cdot P_2=580\text{kgf}$ 로 하였다. 疲勞豫크랙의 길이比는 $a_0/w=0.6$ 으로 하였다. 크랙增分(Δa)의 marking은 疲勞크랙으로 하였다.

J 値는 Merkle-corten의 簡便式⁷⁾⁽¹⁾

$$J = A/B \cdot b f(a_0/w) \quad (1)$$

을 이용하여 計算하였다. 여기서 $f(a_0/w) = 2[1 + \alpha]/(1 + \alpha^2)$, $\alpha = [(2a_0/b)^2 + 2(2a_0/b) + 2]^{\frac{1}{2}} - [(2a_0/b) + 1]$ 이며 A 는 荷重—荷重線變位曲線下의 面積($\text{kgf} \cdot \text{mm}$), B 는 試驗片의 板厚계(mm), b 는 ligament의 幅(mm), W 는 試驗片의 幅(mm) 그리고 a_0 는 豫크랙의 길이 (mm)이다.

Δa 의 測定은 ASTM E 813-81 및 JSME S001-1981의 規定에 따랐으며 前者는 試驗片板厚계를 8等分하여 各々の 크랙길이를, 表面을 포함하여 9點을 測定한 후에 算術平均値 $\Delta a = [(\Delta a_1 + \Delta a_9)/2 + \sum_{i=2}^8 \Delta a_i] / 8$ 로 하였고 後者는 3點의 크랙길이를 算術平均値 $\Delta a = [\Delta a(3/8)B + \Delta a(4/8)B + \Delta a(5/8)B] / 3$ 로 하였다. ASTM R-curve法의 鈍化直線은 $J = 2\sigma_y \Delta a_{ASTM}$ 로 하였고 鈍化直線을 基準으로 0.15mm 및 1.5mm offset line 내의 實測點을 이용하여 最小自乘法으로 直線近似시켜 R-curve를 구하였다. JSME S001-1981의 鈍化直線은 2點의 實測點으로 구하였고 R-curve는 Δa 의 1.0mm이내의 點으로써 最小自乘法에 의하여 直線近似시켜 구하였다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1. 熔接部 斷面 및 破面解析

潛弧熔接部 斷面의 微視組織에서 2개의 Pass部分, 熱影響部 및 母材의 境界는 明確히 區分되었고 各々の 金屬顯微鏡組織은 Fig.2와 같다. 熔着金屬部의 組織은 그 위치에 따라서 各々の 차이는 있으나 母材의 安定組織에 비하여 不安定한 層狀 band 및 針狀組織을 보였다. 이와 같은 不安定組織은 熱處理를 통하여 安定組織으로 變換할 수 있으나 大型構造物의 熔接에서는 熱處理가 困難한 경우가 많으므로 同一條件으로 實驗하기 위하여 熱處理를 생략하였다. 金屬 bond部의 組織은 proeutectoid ferrite의 band狀과 ferrite로 되었고 熱影響部는 中間크기의 lath ferrite 및 再結晶으로 微細화된 炭素가 擴散되어 나타났으며 가장 낮은 硬度値를 보였다.

Fig. 3은 試驗片의 熔接部中心線에서 母材方向으로 0.5mm 간격으로 測定한 마이크로 비커스硬度分布를 표시하였다. 硬度測定에서 試驗荷重은 200gf, 作動時間은 30秒로 하였다. 1차 pass部의 硬度는 試驗片의 中心에서 5.5mm 되는 熔着 bond部에서 가장 높게 나타났으며 $H_V 175$ 였다. 中心에서, 2mm 및 10mm에서 硬度가 낮게 나타났으며 이는 2차 pass에 의

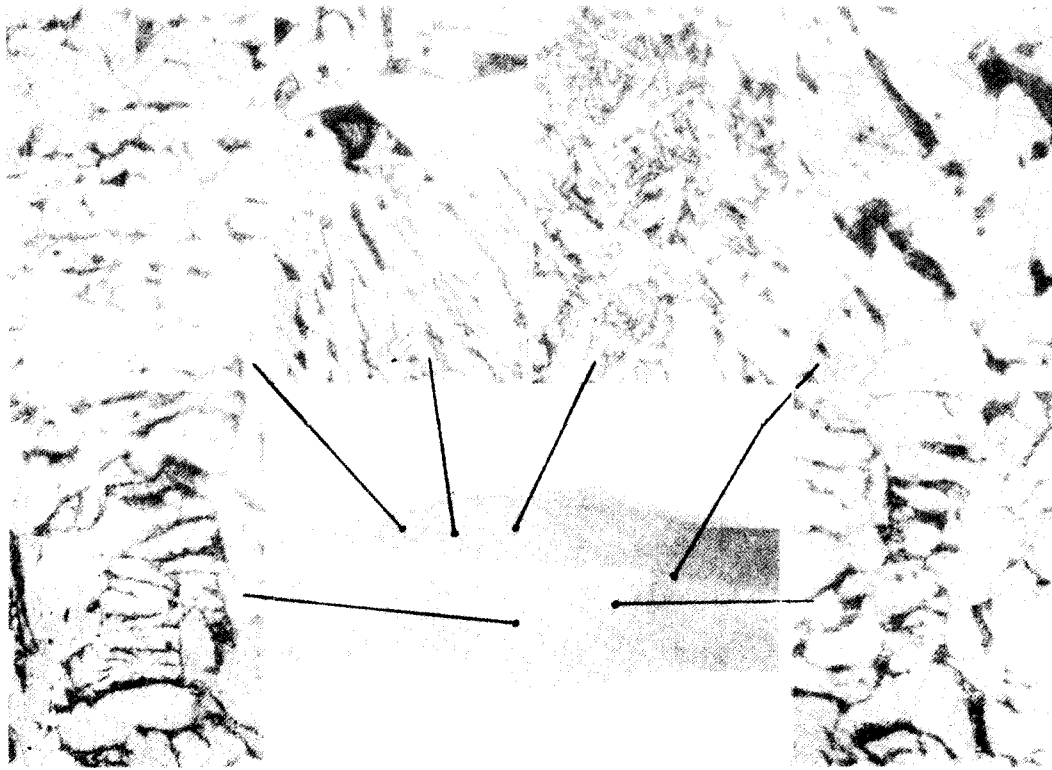


Fig. 2. Microstructure of weldment and HAZ (etchant: picric acid).

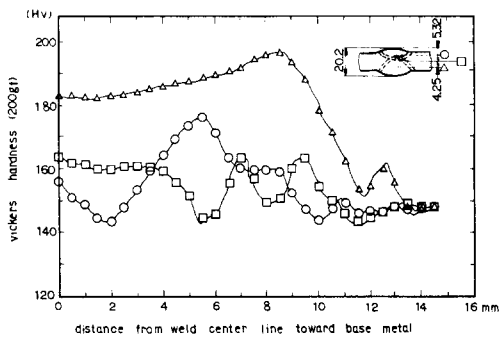


Fig. 3. Microhardness variation across the weld interface in SB41.

한 熱의 영향이라고 생각된다. 2차 pass部の 硬度는 試驗片의 中心에서, 8~12mm 部分에서 急激히 減小하였다. 硬度가 가장 높게 나타난 8mm부분은 1차 pass에서와 마찬가지로 熔着 bond部로서 H_V194 였다.

이는 急冷에 의한 영향과 異質金屬間의 不均衡熔融 및 不安定組織의 [影響]임을 알 수 있었다. 1차 pass와 2차 pass가 중첩된 部分의 硬度分布는 熱 cycle의 영향으로 熱的不均衡現象이 가장 심하게 나타났다. 1차 및 2차 pass部에서 最高硬度는 2.5mm程度位置의 偏差를 보였으며 1차 및 2차 pass部の 硬度値는 金屬 bond部, 熔着金屬部, 熱影響部의 順으로 減小하였다.

Fig. 4는 走査電子顯微鏡에 의한 破斷面의 形狀을 나타내었다. (A)는 疲勞豫크랙領域으로서 應力比 0.05의 낮은 反覆荷重 및 낮은 應力擴大係數幅에 의하여 微細한 striation을 보였다. (B)는 stretched zone으로서 鈍化先端의 傾斜角이 대단히 적은 것으로 觀察되었다. 이는 低強度鋼의 鈍化先端角에 관한 Cao⁹⁾ 등의 研究結果와도 잘 一致하고 있다. (C)는 dimple 破壞領域으로서 限界 stretched zone과 큰 dimple 사이에 微細한 dimple이 散在되어 있는 破面

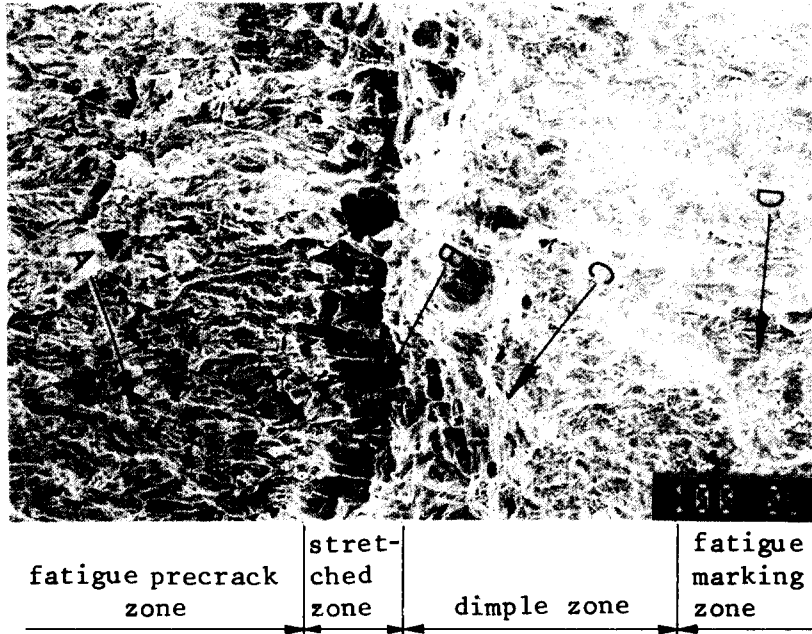
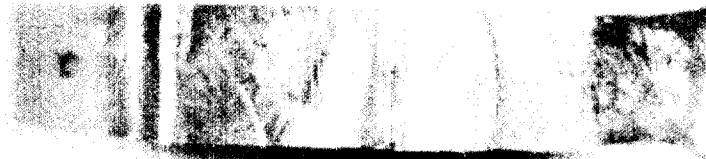


Fig. 4. Fractographs of stretched zone, fatigue precrack and dimple zone on SB41 weldment.



(A) welded smooth CTS.



(B) welded side-grooved CTS.

- (1) machine notch (2) precrack zone (3) crack extension (Δa)
- (4) fatigue mark (5) subsequent fracture

Fig. 5. Fracture surface of CTS.

形態를 보였다. 이는 크랙先端의 前面에서 비교적 큰 介左物을 核으로 하여 void가 發生하고 이것이 成長함에 따라 작은 介左物을 核으로 한 dimple과 連結되어 剪斷破壞가 일어나는 破壞模型으로 생각되었다.

Fig. 5는 平滑 및 側面홈CT試驗片의 全體破斷面形狀을 나타내었다. 平滑CT試驗片의 크랙先端은 터널形狀을 나타내었으나 側面홈CT試驗片에서는 側面홈의 影響으로 크랙先端破面이 거의 直線狀을 나타내었다.

3.2. R曲線法에 의한 J_{ic} 評價

Fig. 6은 平滑 및 側面홈CT試驗片의 $J-\Delta a_{JSME}$ 關係를 JSME R-curve法에 따라 나타내었다. 平滑 및 側面홈CT試驗片에 있어서 鈍化直線은 2個의 實測點으로 구하였으며 $J=100.921 \Delta a_{JSME}$ 였다. 이를 鈍化直線의 一般式으로 바꾸면 $J=2.66\sigma_{fs} \Delta a_{JSME}$ 로 되었다. flow stress σ_{fs} 는 Tabel 2에서 구하여 $\sigma_{fs}=37.9 \text{ kgf/mm}^2$ 였다. JSME R-curve 法에서 Δa_{JSME} 가 1.0mm 이내인 實驗點만이 有效하고 $b.B > 15J/\sigma_{fs}$ 의 附帶條件을 만족시켜야 하므로 J 값이 31.58 kgf/mm^2 이상 되는 實驗點은 除外되었다.

Fig. 6(a)는 平滑CT試驗片의 $J-\Delta a_{JSME}$ 關係로서 유

효한 5개의 實驗點으로 最小自乘法에 의하여 直線近似시켜 R-curve를 구하면 다음식(2)

$$J = 9,592 + 47,316 \Delta a_{JSME} \quad (2)$$

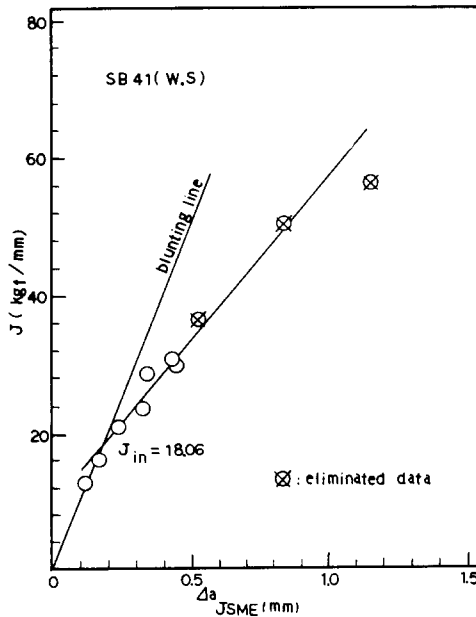
로 되었다. 鈍化直線과 R-curve의 交點에서 J_{in} 을 구하여 $J_{in}=18.06 \text{ kgf/mm}$ 였다.

Fig. 6(b)는 側面홈CT試驗片에 대한 $J-\Delta a_{JSME}$ 關係로서 6개의 有效點으로 R-curve를 구하여 다음식(3)

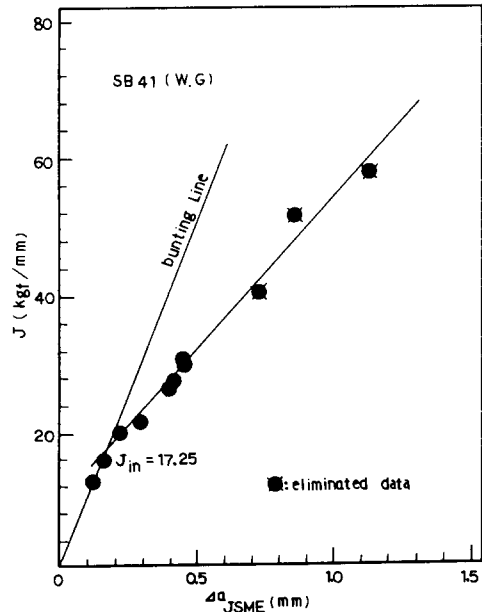
$$J = 9,607 + 44,703 \Delta a_{JSME} \quad (3)$$

로 되었고 J_{in} 은 17.25 kgf/mm 였다. JSME法에 따라 平滑 및 側面홈CT試驗片에서의 J_{in} 은 附帶條件 $b.B > 15J/\sigma_{fs}$, $b.B \geq 25 J_{in}/\sigma_{fs}$, $(dJ/da)B > 2 (dJ/da)_R$ 및 $(\Delta a_{max} - \Delta a_{in}) > 3(\Delta a_{min} - \Delta a_{in})$ 을 만족하므로 $J_{in}=J_{ic}$ 로 評價되었다.

Fig. 7은 ASTM R-curve 法에 따라 $J-\Delta a_{ASTM}$ 關係를 나타내었다. 平滑 및 側面홈CT試驗片의 鈍化直線은 $J=2\sigma_Y \Delta a_{ASTM}$ 로 표시되므로 $J=75.8 \Delta a_{ASTM}$ 로 되었다. 이 鈍化直線을 基準으로 0.15mm offset line 과 1.5mm offset line 範圍 內에 속하는 有效한 實驗點과 또한 $b.B > 15J/\sigma_Y$ 의 條件을 만족시키는 $J=31.59 \text{ kgf/mm}$ 이하의 實驗點으로 R-curve를 구하여야 한다. Fig. 7(a), (b)에서 처럼 0.15 mm offset line과 1.5mm offset line 內에 속하는 實

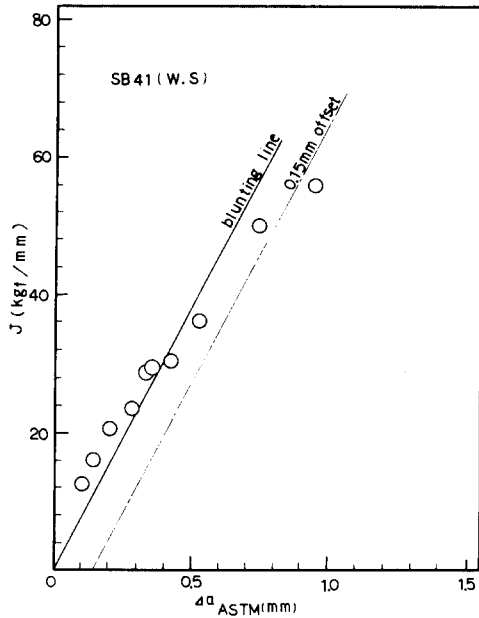


(a) smooth

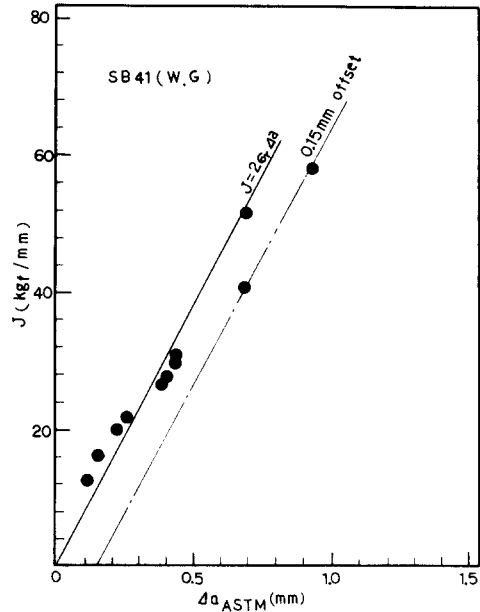


(b) side-grooved

Fig. 6. J_{in} determination by the JSME R-curve method.



(a) smooth



(b) side-grooved

Fig. 7. J_Q determination by the ASTM R-curve method.

驗點은 1개밖에 존재하지 않았고 이것 또한 $b.B > 15J/\sigma_Y$ 의 조건은 만족시키지 못하였다. 따라서 R-curve를 구성할 수 있는 有効한 實驗點은 存在할 수 없었다. 결과적으로 ASTM R-curve法은 SB 41鋼과 같은 低強度 高延性材의 J_{1c} 評價에는 不適合하다고 할 수 있다. J. Carlsson⁹⁾ 등이 OX 540 構造用鋼(0.2% C)에 대하여 ASTM R-curve法으로 J_{1c}를 評價하는 것은 困難하였다는 結果와도 잘 一致하고 있다.

본 실험에서 試驗片의 板厚계는 12.5mm이므로 $b.B > 15J/\sigma_Y$ 의 條件을 適用함에 있어서 板厚계 B를 12.5mm에서 25mm로 增加시켜 標準板厚계의 試驗片을 사용하면 J值의 限界는 $J = 63.175 \text{ kgf/mm}$ 로 되어 有効範圍는 增加되고 R-curve의 勾配(dR/da)_R도 減小되어 R-curve는 구할 수 있으나 實用母材의 板厚계가 이보다 작을 경우에는 試驗片厚계를 增加시켜 試驗하는 것은 그만큼 効用性이 減小되는 면도 있다.

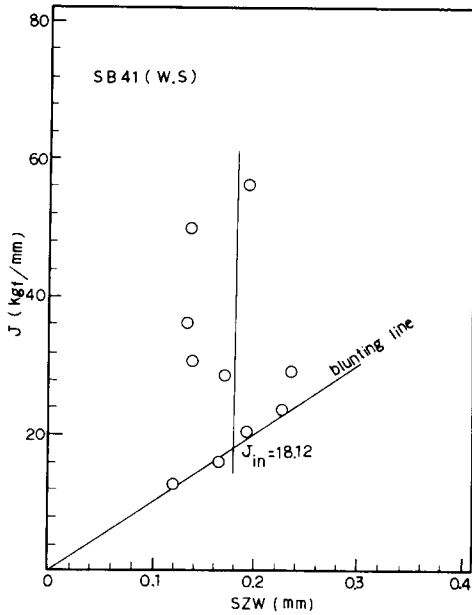
ASTM R-curve 法에 따라 J_{1c}를 評價할 수 없었던 이유는 ASTM法은 crack의 有効範圍에 대한 제약이 크고 특히 SB41 鋼과 같은 高延性材는 塑性域이 크게 되어 crack增量이 相對的으로 적게 나타나며⁹⁾ 基準鈍化直線 $J = 2\sigma_Y \Delta a_{ASTM}$ 은 實測鈍化直線 $J =$

$2.66\sigma_f, \Delta a_{JSME}$ 와 많은 差異가 있기 때문이다.

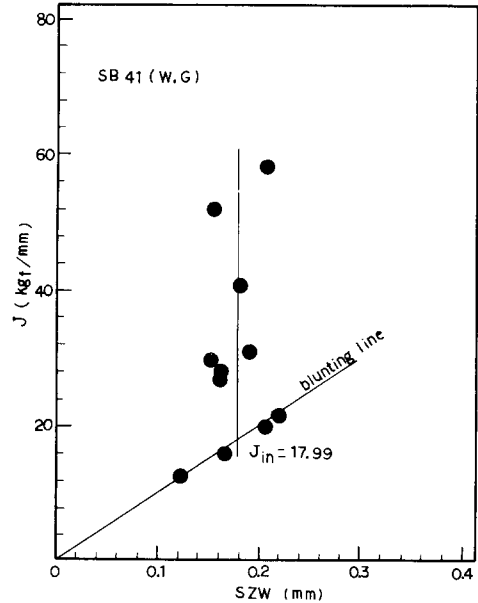
3.3. SZW法에 의한 J_{1c}評價

SZW는 板厚계의 3/8, 4/8, 및 5/8點에서 測定하고 이들 3點의 平均値로 하였다. Fig. 8(a), (b)는 平滑 및 側面홈CT試驗片에 대한 J-SZW關係를 각각 나타내었다.

測定된 SZW가 crack길이 Δa 보다 작거나 또는 각 測定位置에서 SZW와 이에 隣接된 境界길이의 總合이 dimple 發生領域의 即 $\sum_{i=1}^n l_i$ 의 20% 이상인 것은 SZW_c로 하였다. 본 試驗材에서는 疲勞豫크랙과 stretched zone 및 dimple領域의 境界가 不明確한 部分도 觀察되었으나 대체적으로는 區分이 가능하였다. SZW_c의 平均値는 平滑 및 側面홈CT試驗片에서 각각 SZW_c = 0.180mm, SZW_c = 0.178mm였다. 이때 變動係數는 ±25%範圍內였다. 鈍化直線은 $J = 2.66\sigma_f, \Delta a_{JSME} = 100.921 \Delta a_{JSME}$ 였고 이 鈍化直線과 SZW_c의 平均한 直線과의 交點으로 J_{in}을 구하여 平滑 및 側面홈CT試驗片에서 각각 J_{in} = 18.12kgf/mm, J_{in} = 17.99kgf/mm였다. 이들 J_{in}은 J_{1c}의 評價條件을 만족하였고 J_{in} = J_{1c}로 評價되었다.



(a) smooth



(b) side-grooved

Fig. 8. J_{in} determination by the JSME SZW method

Ohzi⁹⁾ 등은 中強度鋼 및 低強度·高靱性 鋼材에서 延性크랙의 進展에 따라 stretched zone이 變形되고 微細하게 分斷되며 이런 傾向은 특히 低強度·高靱性 鋼材에서 顯著하다고 하였다. 이러한 鋼材는 J 積分値가 增大함에 따라 stretched zone의 變形과 分斷에 의하여 SZW_c는 실제보다 크게 觀察되고 J_{in} 의 過大評價原因이 된다. JSME R-curve法에서 구한 Δa_{in} 은 平滑 및 側面홈CT試驗片에서 각각 $\Delta a_{in} = 0.1789\text{mm}$, $\Delta a_{in} = 0.1709\text{mm}$ 였다. SZW_c는 Δa_{in} 에 비하여 僅少한 差異지만 큰 값으로 나타났다. 이러한 SZW_c와 Δa_{in} 의 差異는 JSME R-curve法에서 보다 SZW法에서 구한 J_{in} 의 값이 다소 크게 評價된 要因이라고 하겠으나 J_{in} 또는 J_{Ic} 의 過大評價傾向은 無視할 만큼 僅少하였다.

3.4. 超音波 및 電位差法에 의한 J_{Ic} 評價

平滑 및 側面홈CT試驗片에서 超音波法에 의한 荷重-荷重線變位曲線과 echo 出力特性과의 關係를 Fig. 9(a), (b)에 각각 나타내었다. 荷重이 增大하여 荷重線變位가 增加함에 따라 疲勞豫크랙은 彈性的으로 開口되고 echo 出力電壓 ΔE 는 急増하는 現象을 보였다. 豫크랙先端이 塑性鈍化함에 따라 echo 出力

電壓 ΔE 의 增加速度는 漸次 鈍化되었다. 塑性鈍化의 進展에 따라 形成된 stretched zone과 void의 發生成長에 의한 合體에 의하여 延性引裂이 일어나고 安定破壞가 開始되는 點에서 ΔE 는 漸次的으로 增加하였다. 크랙進展을 나타내는 echo 出力 ΔE 에서 不連續的인 增加는 觀察되지 않았고 이로 미루어 크랙은 斷續的으로 進展되지 않고 連續的으로 成長된다는 것을 알 수 있었다. ΔE 가 2次로 增加하는 特性曲線의 部位에서 接線을 그어 接點에 대응하는 荷重線變位 δ_{in} 과 荷重 P_{in} 을 구하였다. 探觸子を Top-on法으로 設置하고 End-on法은 생략하였으나 δ_{in} 과 P_{in} 을 구할 수 있었으며 J_{Ic} 評價도 가능하였다. 荷重-荷重線變位曲線에서 $P_{in}-\delta_{in}$ 點까지의 曲線下의 面積을 測定하고 Merkle-corten의 簡便式(1)에 의하여 구하였으며 J_{in} 이 J_{Ic} 로서 有効한가를 관련된 附帶條件으로 判定하였다. J_{Ic} 는 平滑 및 側面홈CT試驗片에서 각각 $J_{Ic} = 18.25\text{ kgf/mm}$, $J_{Ic} = 18.03\text{ kgf/mm}$ 였다. 側面홈CT試驗片의 J_{Ic} 值가 平滑 CT試驗片에 비하여 적은 이유는 R-curve法 및 SZW法에서와 같이 크랙先端에서의 平面變形狀態의 差異때문이라고 생각된다.

超音波法에 의한 單一試驗片의 J_{Ic} 値는 R-curve法

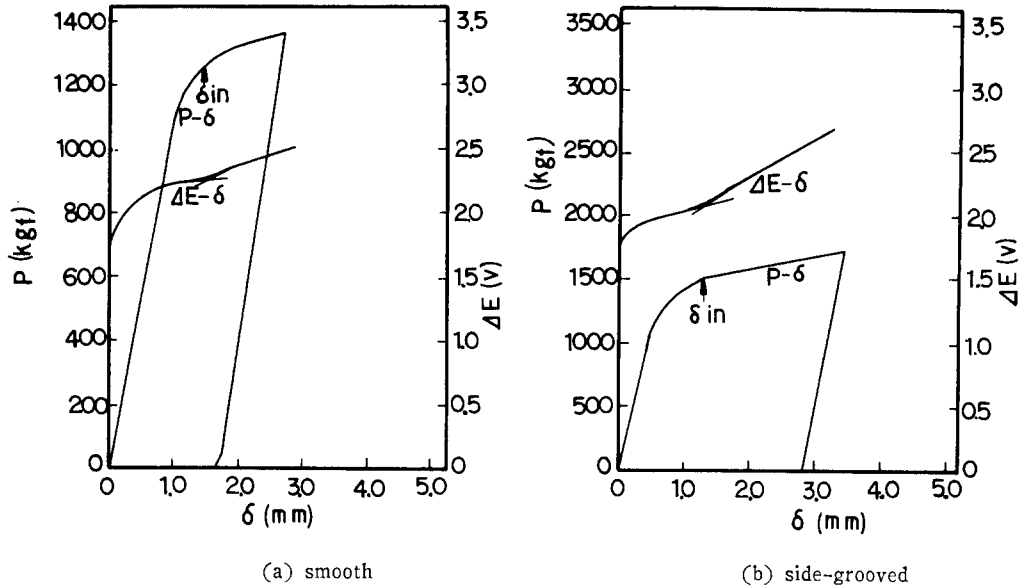


Fig. 9. Echo output and initiation of stable crack growth

에 의한 複數試驗片法에 비하여 平滑 및 側面홈CT試驗片에서 각각 +1.11%, +4.52%의 偏差를 보였고 SZW法에 비하면 +0.7%, +0.2%의 偏差를 나타내었다. 이런 程度의 偏差면 超音波法에 의한 J_{ic} 評價는 충분히 信賴性을 가진다고 할 수 있다.

Fig. 10은 CT試驗片에 있어서의 荷重線變位와 echo出力 및 電位差出力特性과의 關係를 나타내었고 여기서 試驗片은 側面홈CT試驗片을 사용하였다. 電位差法에서 crack의 發生點은 豫크랙의 鈍化 및 crack의 發生·進展에 의한 試驗片의 抵抗變化에 따라 생기는 電位差를 檢出해서 電位差의 變化量 ΔE_p 와 荷重線變位 δ 와의 關係에서 구한다. 延性이 큰 材質에서는 crack發生點을 나타내는 ΔE_p - δ 曲線의 折曲點이 不明確하고 任意性이 크기 때문에 J_{ic} 를 評價하는 것이 困難하다고 알려져 있다.¹⁰⁾

荷重線變位와 電位差出力特性關係에서 보면 荷重이 加해진 初期에는 豫크랙이 彈性的으로 開口되고 이에 따라 抵抗이 急激히 增加하였다. 豫크랙先端이 鈍化되면서 電位差出力은 서서히 減少하였고 安定破壞의 開始點에서 다시 增加하였다. 安定破壞開始點의 荷重線變位 δ_{in} 은 電位差曲線의 最低點에서 구하고 이에 대응되는 荷重 P_{in} 을 구하여 P_{in} - S_{in} 曲線下의 面積을 測定하고 J_{in} 을 評價하였다. 電位差法에서 直流 및 交流法의 方法에 따라 電位差出力特性曲線의 形態는 相異하고 그 이유는 分明치 않으나 crack의 發生點은 明確하게 觀察되었다.

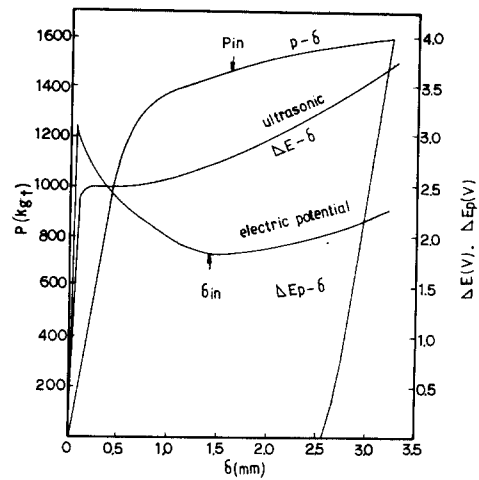


Fig. 10. Load-line displacement vs. echo-output and electric potential output with CT specimen

Fig. 10에서 구한 J_{in} 은 $J_{in} = 18.08 \text{ kgf/mm}$ 였다. 일반적으로 複數試驗片을 사용하는 R-curve法이 crack發生點을 精確하게 評價할 수 있다는 觀點에서, JSME R-curve法에 비하여 電位差法으로 구한 側面홈CT試驗片의 J_{in} 値는 +4.81%의 偏差를 보였으나 충분히 信賴性있는 評價方法으로 생각되었다. 여기서 구한 J_{in} 値는 側面홈CT試驗片의 B_N 을 基準으로 구한 J 積分値이다. Ohji¹⁰⁾에 의하면 電位差法試驗에

서 側面翫CT試驗片의 有效板두께 B_N , $B_E = \sqrt{B_o \cdot B_N}$ 및 $B_{eff} = B_o - (B_o - B_N)^2 / B_o$ 의 각 경우에 대하여 J_{in} 을 評價할 때 $B_E = \sqrt{B_o \cdot B_N}$ 를 기준한 J_{in} 이 11.6 크랙發生點을 가장 正確하게 나타낼 수 있다고 하였다. 따라서 側面翫CT試驗片의 有效板두께에 대한 각 基準에 따라 J_{in} 을 評價하였을 때 $J_{in}(B_N) = 18.08 \text{ kgf/mm}$, $J_{in}(B_E) = 17.40 \text{ kgf/mm}$, 및 $J_{in}(B_{eff}) = 16.84 \text{ kgf/mm}$ 였다. 여기서 JSME R-curve法에 따른 側面翫 CT試驗片의 $J_{in} = 17.25 \text{ kgf/mm}$ 와 비교하면 $B_E = \sqrt{B_o \cdot B_N}$ 의 基準에서 구한 $J_{in}(B_E) = 17.40 \text{ kgf/mm}$ 가 가장 近似值로 되었다. 따라서 電位差法으로 J_{in} 을 評價할 때에는 有效板두께로써 $B_E = \sqrt{B_o \cdot B_N}$ 의 基準을 適用하는 것이 가장 合當한 것으로 생각된다.

電位差法으로 SM 50A 및 A 533B와 같은 延性이 큰 鋼材에 대하여 J_{in} 을 구하는 것은 困難하다는 報告¹⁾이 있으나 본 實驗에서는 延性이 큰 鋼材의 熔接CT試驗片에 대한 J_{in} 을 電位差法에 의해서 明確하게 評價할 수 있었다.

4. 結 論

潛弧熔接한 一般構造用壓延鋼 SB41에 대하여 板두께 1/2T의 平滑 및 側面翫CT試驗片으로 ASTM R-curve法, JSME R-curve法, JSME SZW法, 超音波法 및 電位差法에 따라 J_{Ic} 를 評價하고 다음과 같은 結果를 얻었다.

(1) 低強度 · 高延性인 SB 41鋼에 대하여 R-curve法으로 J_{Ic} 를 評價할때 ASTM 基準보다 JSME 基準을 適用하는 것이 妥當하였다. JSME R-curve法에 따라 구한 J_{Ic} 値는 平滑 및 側面翫CT試驗片에서 각각 18.06 kgf/mm, 17.25kgf/mm였다.

(2) ASTM R-curve法の 基準鈍化直線式은 $J = 2\sigma_y \Delta a_{ASTM}$ 이나 實測에 의한 鈍化直線式은 $J = 2.66 \sigma_f \Delta a_{JSME}$ 였으며 基準鈍化直線式과는 큰 差異를 나타내었다. 이는 ASTM R-curve法에 따라 J_{Ic} 를 評價할 수 없는 要因이었다.

(3) SZW法에 의한 J_{Ic} 値는 平滑 및 側面翫CT試驗片에서 각각 18.12 kgf/mm 17.99kgf/mm 로써 R-curve法에 따른 J_{Ic} 評價와 거의 一致하였으며 stretched zone의 變形에 의하여 다소 크게 評價되었다.

(4) 超音波法과 電位差法에 의한 J_{Ic} 値는 R-curve法에 비하여 +5%이내의 僅소한 偏差를 나타내었다. 따라서 單一試驗片法인 超音波 및 電位差法은 有效하고 簡便한 J_{Ic} 評價方法임이 확인되었다.

(5) 平面變形率의 狀態에 따라, 平滑CT試驗片보다 側面翫CT試驗片의 J_{Ic} 가 적게 評價되었고 側面翫에 의하여 크랙은 直線的인 進展形態를 보였으며 비교적 薄板試驗片에서도 有效한 J_{Ic} 評價가 가능하였다.

(6) 側面翫CT試驗片의 有效板두께에 대한 基準은 電位差法에서는 $B_E = \sqrt{B_o \cdot B_N}$ 의 基準을 適用하는 것이 妥當하였다.

(7) stretched zone에서 鈍化先端의 傾斜角은 대단히 적었으며 dimple 領域에서, 큰 dimple 사이에 작은 dimple이 連結된 model의 破面形態를 나타내었다.

謝 辭

본 論文의 試驗片製作에 많은 便宜를 제공해 주신 大韓造船公社 吳龜鎮 常務님과 관계제위께 感謝드립니다.

참 고 문 헌

- 1) ASTM E399, *Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Materials*, ASTM Annual Standards, Vol. 03. 01, (1983), pp. 518-553.
- 2) J.R. Rice, *A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notches and Cracks*, Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, (1968), pp.379-386.
- 3) J.A. Begley and J.D. Landes, *The J-Integral as a Fracture Criterion*, ASTM STP 514, (1972), pp.1-23.
- 4) ASTM E 813-81, *Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness*, ASTM Annual Standards, Vol. 03.01, (1983), pp.762-780.
- 5) JSME S 001-1981, *Standard Method of Test for Elastic-Plastic Fracture Toughness J_{Ic}* , JSME Standard, (1981), pp.1-88.
- 6) J. Carlsson et al., *Experimental Studies of Stable Crack Growth*, ICF 5 Advances, in Fracture Research, Vol. 2, (1981), pp.863-869.
- 7) G.A. Clarke and J. D. Landes, *Evaluation of J for the Compact Specimen*, Journal of Testing and Evaluation, Vol. 7, No. 5,
- 8) W.D. Cao and X.P. La, *The Relationship between the Geometry of Deformed Crack Tip and Crack Parameters*, International Journal of

Fracture, Vol. 25, (1984), pp.33-52.

9) K. Ohji et al., *Relations between Stretched Zone Width and Crack Tip Opening Displacement in J_{1c} Test of Steels*, Transactions of JSME, Vol. 50, (1984), pp.264-269.

10) K. Ohji et al., *Determination of Crack Initiation by Means of Electric Potential Technique in J_{1c} Tests*, Transactions of JSME, Vol. 50, (1984), pp.258-263.

광고 모집 안내

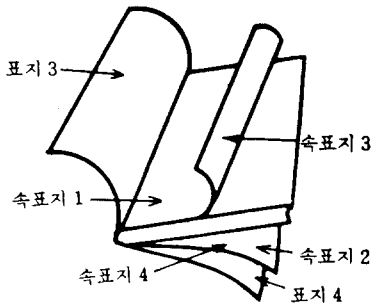
본 학회에서는 년 2회에 걸쳐 대한용접학회지를 매회 1,500부씩 발간하여 전 회원과 정부기관, 전국 관공서, 주요 기업체, 학회 단체, 학교 등에 배포하고 있습니다.

귀 업체를 홍보코자 하시는 각 기업체는 본 학회 광고란을 많이 이용해 주시기 바랍니다. 광고는 수시 접수하며, 접수처 및 상담·문의처는 충남 대덕 연구단지 사서함 6호 (전화: (042) 822-7401 교환 228)입니다.

광고 요금은 광고 제작문과 지면에 따른 광고 게재료의 합이며 아래와 같은 방법으로 계산됩니다.

*게재료 (A)

표지 3	표지 4	속표지 1
400,000 (A ₁)	350,000 (A ₂)	350,000 (A ₃)
속표지 2	속표지 3	속표지 4
300,000 (A ₄)	200,000 (A ₅)	200,000 (A ₆)



- a) 식자 및 도안대/page—10,000원
- b) 사진 재판대/1도—5,000원
- c) 지 대/page—4,000원
- d) 인쇄대/1도—4,000원

*인쇄비 (B)

1 도	a+b+c+d	23,000 (B ₁)
2 도	a+2b+c+2d	32,000 (B ₂)
3 도	a+3b+c+3d	41,000 (B ₃)
원 색	a+4b+c+4d	50,000 (B ₄)

*색 분해비 (C)

1 cut	2 cut	3 cut
20,000 (C ₁)	40,000 (C ₂)	60,000 (C ₃)
4 cut	5 cut	6 cut
80,000 (C ₄)	100,000 (C ₅)	120,000 (C ₆)

20,000원/cut × cut 수 = (C)

Cut 수는 사진 수를 말하며, 1 cut은 0~60cm를 기준으로 한다.

광고요금산출식

광고료 = A + B + C