

大韓熔接學會誌
 第11卷第1號 1993年3月
 Journal of the Korean
 Welding Society
 Vol. 11. No. 1, Mar., 1993

계장화 충격시험법에 의한 구조용강 용접부의 동적 파괴인성에 관한 연구

—용접부의 2단 취화부를 중심으로—

김현주* · 김경민** · 윤의박***

A Study on the Dynamic Fracture Toughness of Welding Structural Steels by Instrumented Impact Testing (A Study on the the brittle zone of welding heat affected)

H. J. Kim*, K. M. Kim**, E. P. Yoon***

Key Words : Instrumented Charpy Impact Test(계장화 샬피 충격시험), Dynamic Fracture Toughness
 (동적파괴인성), HAZ(열 영향부), SZW_c(한계 스트레치 존 폭)

Abstract

In this study, investigations were conducted in calculating parameters of elastic and elastic-plastic fracture mechanics using single specimen. The validity of these testing methods was judged by the confirmation of multiple specimen method of stop block test. The results were as follows :

In order to measure a fracture toughness using the instrumented impact test, two general requirements must be considered :

* 비회원, 국립부산공업대학

** 학생회원, 한양대학교 공대 재료공학과

*** 정회원, 한양대학교 공대 금속공학과

One, setting up proper impact velocity considered the effect of inert loading and the other, the necessity of low blow test for obtaining true energy by the compliance correction.

It was possible to detect a crack initiation point by calculating the compliance changing rate from a load-deflection curve.

Criterion of a stable crack growth, T_{max} could be estimated by using key-curve method for a base metal, and combining Kaiser's rebound compliance with Paris-Hutchinson's T_{appl} equation for the brittle zone of welding heat affected.

1. 서 론

일반적으로 재료의 파괴인성을 측정하는 방법은 선형파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics)과 탄·소성 파괴역학(Elastic-Plastic Fracture Mechanics)에 근거하는 것으로 대별할 수 있다.

간편성과 경제성을 겸비한 샤피충격시험은 상대적인 흡수에너지량을 비교하는 수단으로만 사용되어 왔으나, 전자계측의 발달로 계장화된 충격시험기는 충격하중을 받는 재료의 하중-변위곡선으로부터 파괴인성을 측정할 수 있다. 이 시험법의 절차와 데이터의 신뢰성에 대해서는 여러 학자들에 의하여 연구되고 있으며¹⁾ 선형파괴역학을 사용하여 평면 변형율 상태의 인성 측정은 시험편의 크기 때문에 문제점이 있다.

최근 합금개발의 영향으로 고인성재료의 사용증대와, 고강도재료에 의한 구조물의 두께감소, 그리고 적정 안전계수에 의한 경제적인 설계를 행하고자 할 때는 탄·소성파괴역학에 근거한 인성값이 타당할 것으로 생각된다.

이러한 추이로 미루어 볼 때 탄·소성파괴거동에 있어서 시험편의 크기와 형상에 영향을 받지 않으며, 임계안정균열전파에 대한 기준으로 사용되는 tearing modulus²⁾를 계장화충격시험법으로 측정하는 것은 유용한 방법이 될 수 있다. 그러나 현재까지 계장화 충격시험법으로 균열전파현상에 대하여 조사한 문헌이 전혀 없는 실정이므로 본 실험은 구조용강 용접부의 임계안정균열전파에 대한 기준인 tearing modulus를 단일시험편을 사용한 계장화충격시험법으로 산출하고, 그 타당성을 stop block장치³⁾를 이용한 시험으로 비교검토하였다.

2. 실험방법

본 연구에 사용한 재료는 32mm두께의 일반구조용 강판으로 널리 쓰이는 Al-killed ASTM A.36 강재이다.

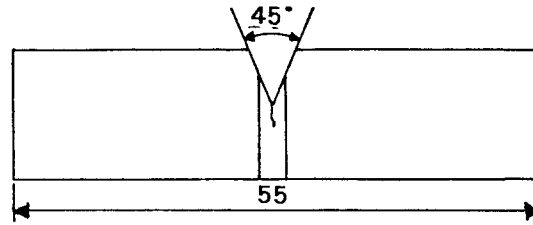
시험편은 모재와 용접부에서 각각 채취하여 사용하였다. 용접은 두께 32mm의 시험재에 총 8패스의 다층 서브머지드 아아크 용접을 Table 1의 조건으로 실시하였다. 용접후 시험재의 양끝단을 150mm씩 제거하고, 판두께 중심을 기준으로 Fig. 1과 같이 시험편을 채취하였다. COD용 시험편은 Fig. 1의 (a)와 같이 응력비 0.1, 최대하중 1.8ton으로 약 5mm의 피로균열을 부여하였다.

계장화충격시험용 시험편은 Fig. 1의 (b)와 같이 평면변형을 조건에 가깝도록 4.5mm의 deep 노치와 양측면에 1.25mm의 측면 홈을 가공한 후, 약 1mm의 피로균열을 부여하였다. 또한 균열진전사향을 추정하기 위한 key-curve용 시험편은 Fig. 1의 (c)와 같이 노치 반경 0.25mm의 subsize 시험편으로 가공했다.

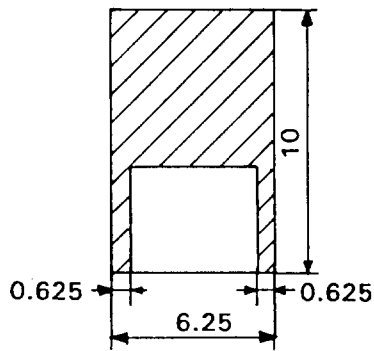
용착금속과 금속열영향부의 조직관찰을 위하여 시험편을 연마 후, 에탄올(C_2H_5OH) 100ml에 피크린산($C_6H_3N_3O_7$) 3g 비율의 부식액에 15초간 부식시켜 광학 현미경으로 미세조직을 관찰하였다.

용접부중 최소 흡수에너지 부위를 확인하기 위하여 용융선(fusion line)과 이로부터 용접열영향부를 향하여 1mm, 2mm, 3mm, 4mm, 6mm, 15mm되는 위치에 노치가공한 시험편들을 30kg-m 계장화충격시험기를 사용하여 동적파괴인성 K_{I0} 를 산출하였다. 이렇게 하여 구해진 최소 흡수에너지를 갖는 용접부와 모재를 선택하여 동적탄소성파괴인성 J_{I0} 와 탄소성파괴의 파라미터인 tearing modulus를 산출하였다.

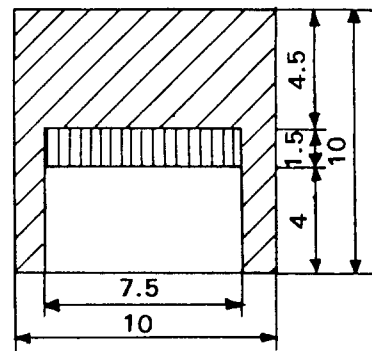
시험편이 소성변형될때 각 하중의 변위에 대응한



(a)



(b)



(c)

Kind of Test	Specimen Location	Specimen Orientation
COD	<p>Diagram showing specimen location for COD test. A dashed box indicates the specimen's position within a larger area. The notch position is marked with a 4 mm offset, and the fusion line is shown. The height of the specimen is 32 mm.</p>	T - L
CHARPY	<p>Diagram showing specimen location for CHARPY test. A dashed box indicates the specimen's position. Labels indicate the Fusion Line, HAZ 1mm, HAZ 2mm, and HAZ 15mm regions. The width of the specimen is 10 mm and the height is 32 mm.</p>	T - L

Fig. 1 Specimen location and geometries (mm)

Table 1. Welding conditions and welding consumables

WELDING CONDITIONS						
Side	No. of Pass	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Interpass Temp.(°C)	Heat Input (KJ/cm)
1st	1	750	30	40	250	33.8
	2, 3	750	34	40		38.3
	4	750	34	50		30.6
2nd	5	950	36	50	250	41.0
	6, 7	750	34	50		30.6
	8	750	34	40		38.3

Welding Process	Welding Position	AWS Classification	Wire Dia. (mm)	Polarity
SAW	PLAT	AWS 5.17 F7 A8-EH14 EH-14	4	DCRP

균열진전량을 예측하기 위한 시험으로 Fig. 1의 key-curve용 시험편을 이용하였다. 모재와 열영향부 4mm에 위치한 노치선단은 반경이 0.25mm이며, 시험편 폭에 대한 균열길이 비(a/W)가 0.55, 0.575, 0.60, 0.625, 0.65, 0.70, 0.75인 blunt 노치의 subsize 시험편이다.

Fig. 1의 COD 시험편은 BS. 5762에서 규정한 Preferred 시험편으로, 0.1mm/min의 변위속도로 상온, -15°C, -35°C, -50°C에서 COD 시험을 행했다.

각 시험편의 균열길이비(a/W)를 측정하기 위해 파단면을 입체현미경으로 관찰하였으며, 균열길이는 시험편 두께(B)의 25%, 50%, 75% 지점에서 측정할 값을 산술평균하였다. 또한 한계 스트레치 존 폭(SZWC)을 측정하기 위하여 SEM을 사용하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 동적파괴인성에 관한 일반적 고찰

동적하중상태에서 파괴인성의 측정은 순간적 충격으로 얻어진 데이터에 의존하므로 올바른 재료평가를 행하기 위해서는 계장화충격시험기의 특성을 고려한 적정충격속도를 실험적으로 결정해야 한다.

첫째, 과도한 충격속도를 시험할 경우 해머의 관성력이 하중-변위곡선에 영향을 주므로 파괴가 일어날 때까지 걸린 시간 t_f 가 진동파의 주기(τ)보다 3배

이상이 될 때 관성하중의 영향이 배제된다는 보고¹⁾에 따라 $t_f \geq 3\tau$ 가 되도록 충격속도를 감소시켰다.

둘째, 시험기 전체의 전기적 응답시간(T_R)보다 충격신호가 빨리 나타나면 이 신호는 실제보다 overfiltering되어 나타나므로 t_f 가 $1.1T_R$ 이상이 되도록 충격속도를 감소시켜야 한다²⁾. 본 시험기의 경우 0.915dB 일때의 주파수가 790Hz로 T_R 값은 0.44 μ s였다.

셋째, 해머에 대한 충격의 영향으로 운동에너지가 감소하게 되어 시험도중 충격속도의 변화가 일어날 수 있으므로 이 변화를 극소화하기 위해서 초기 해머의 운동량을 시험이 최대하중까지 흡수한 에너지보다 3배 이상이 되도록 해줄 필요가 있다.¹⁾

이상의 세가지 사항을 만족하는 충격속도는 본 시험계의 경우 2.3m/s였다.

용접부의 최소 흡수에너지부위를 확인하기 위하여 용융선(fusion line)과 용접열영향부 1mm, 2mm, 3mm, 4mm, 5mm, 6mm, 15mm에서 노치가공하여 상온, -10°C, -30°C, -50°C에서 K_{I0} 값을 비교하였다.

충격하중이 가해질 때 시험편이외의 시험기로 흡수되는 에너지를 결정하기 위하여 0.14m/s의 저충격속도에서 無노치시험편을 사용하여 low-blow 시험을 행하였다. 이때 시험편의 하중과 변위의 관계는 적정하중상태라는 가정하에 측정된 하중-변위 곡선의 기울기 역수인 전 컴플라이언스(C)로부터 (1)식에 의한 시험편의 컴플라이언스 C_s 를 빼서 기계의 컴플라이언스 C_m 을 구하였다.

$$C_s = P\ell^3 / 4EBW^3 [1 + 2.85(W/\ell)^2 - 0.84(W/\ell)^3] \quad (1)$$

본 실험에 사용된 기계화충격시험기는 앤빌(anvil)이 부착된 경우 C_m 은 $1.92 \times 10^{-4} \text{mm/kg}$ 이었으며, stop block을 부착한 경우 C_m 은 $1.567 \times 10^{-4} \text{mm/kg}$ 였다.

실제의 충격속도에서 시험편으로 흡수되는 眞에너지는 (2)식에 의하여 구하였다.

$$E_i = E'_i \times C_s / C_i \quad (2)$$

- E'_i : P_m 까지의 전체에너지(dyne)
- E_i : 시험편이 흡수한 眞에너지(dyne)
- C_s : 시험편의 컴플라이언스(mm/kg)
- C_i : $C_i - C_m$

Witt가 제안한 상당(equivalent) 에너지법⁴⁾을 이용하여, 보정된 P_m^* 를 (3)식⁵⁾에 대입하여 K_{Id} 값을 계산하였다.

$$K_{Id} = (6a^{1/2} \cdot \ell / 4BW^2) \times Y \cdot P_m^* \quad (3)$$

$$Y = 1.93 - 3.07 \left[\frac{a}{W} \right] + 14.53 \left[\frac{a}{W} \right]^2 - 25.11 \left[\frac{a}{W} \right]^3 + 25.8 \left[\frac{a}{W} \right]^4$$

ℓ : span 길이(mm)

Fig. 2에 나타난 바와 같이 상온, -10°C , -30°C , -50°C 의 시험온도에서 측정된 결과 용융선(fusion line)과 열영향부 2mm에 노치가공된 시험편은 -10°C , -30°C , -50°C 에서 다른 시험편에 비해 동적과괴인성값이 크게 나타났다. 이는 용접 재료중의 합금원소와 결정립미세화에 의한 영향으로 생각된다. 그러나 샐피 충격시험에서 널리 알려진 2段 취화영역에 해당하는 열영향부 4mm가 제일 취화했다.

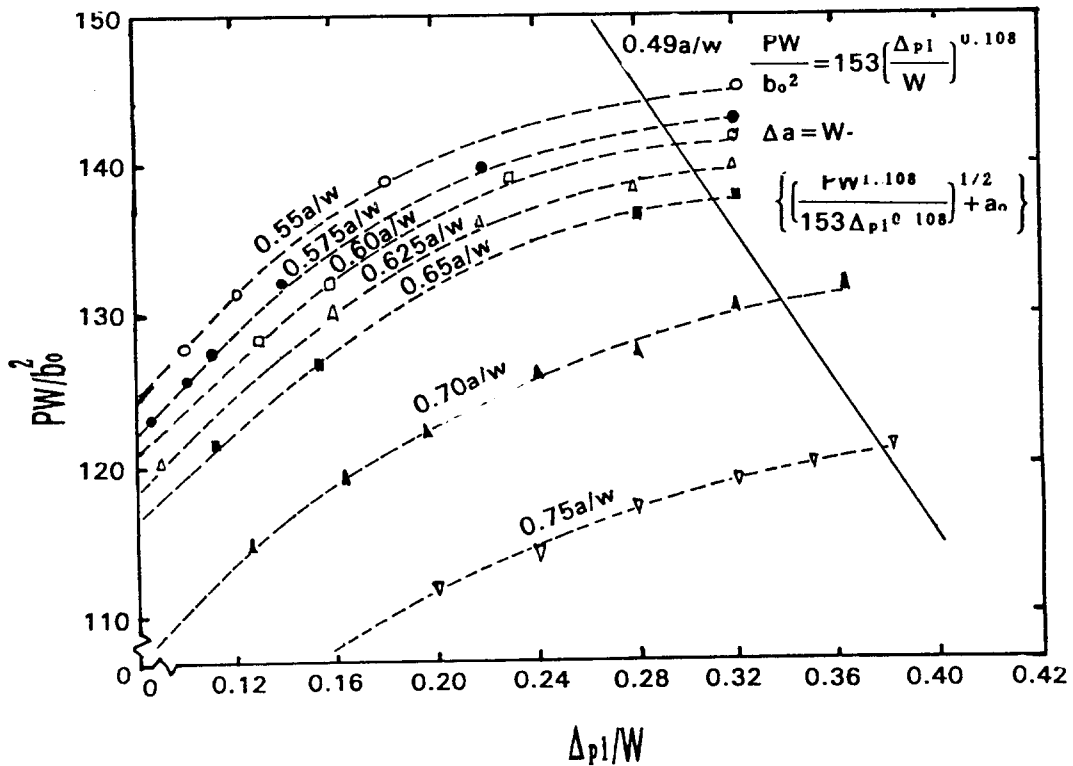


Fig. 2 Dynamic fracture toughness change with notch location

3.2 현미경 조직관찰

Fig. 3는 서브머지드 아아크 용접부의 현미경조직과 부위별로 파이크온도계산식에 의한 각각의 온도를 병기한 것이다. 용착급속은 용접진행방향으로 적층성장(epitaxial growth)한 섬유상(cellular) 조직으로, 입계에 초첨 페라이트가 나타나 있다. 용융선(fusion line)으로부터 1.6mm까지는 용접입열로 인한 결정립 성장구간으로 초석 페라이트와 입내로 향한 침상의 페라이트로써 결정립을 구분할 수 있다. 용융선(fusion line)에 인접하여 급냉된 부분에는 약간의 베이나이트가 형성되어 있으나, 대부분의 입내는 퍼얼라이트로 구성되어 있음을 알 수 있다. 이로부터 열영향부 2.5mm까지는 peak온도가 하부 오스테나이트 영역에 도달된 것으로 결정립이 침상의 퍼얼라이트와 함께 존재하고 있다. 열영향부 2.5mm에서 3.0mm 사이의 최고 peak 온도가 A_1 변태점 이상, $\alpha + \gamma$ 영역에 도달된 것으로 퍼얼라이트 band가 침상으로 와해되는 과정을 보여주고 있다. 열영향부 3.0mm는 계산에 의한 peak온도가 약 750°C 로써 퍼얼라이트 밴드가 와해되는 현미경조직 관찰결과와 잘 일치됨을 알 수 있다. 열영향부 3.8mm이하는 모재조직과 일치하였다.

Fig. 2로부터 알 수 있듯이 용융선(fusion line)에서

3, 4, 6mm 떨어진 열영향부에서 낮은 파괴인성값을 나타내고 있다. 이것은 이 온도범위에서 형성되는 AIN의 석출에 기인된 것으로 사료된다.

3.3 파면관찰에 의한 파괴인성 추정

스트레치 존 폭(Stretched Zone Width)은 피로균열선단에서 균열성장개시 이전에 형성되는 것으로, 전자현미경 관찰에 의하면 피로균열과 연성파괴의 천이구간에 해당된다. 조대한 파형의 slip line으로 특징지어지는 SZW는 이때의 COD(Crack Opening Displacement)값을 반영하므로 파괴인성과 연관될 수 있다. SZW는 파괴인성과의 상관관계가 인정되어 J_{IC} 의 평가법으로 JSME S001⁶⁾에 규정되어 있다.

피로균열선단에 형성된 많은 이동 전위(mobile dislocation)들에 의해 석출물, 재재물 혹은 2相사이의 계면에 변형율이 국부적으로 집중되어 소성역에서 공동이 생성되고, 이들 공동의 합체에 의하여 입계값 $J_{IC(d)}$ 에 해당하는 균열이 발생한다. 공동의 균열선단 둔화과정으로부터 이동전위(mobile dislocation)의 수가 둔화에 중요한 영향을 미친다는 것을 알 수 있다.

이와같이 균열선단의 둔화를 이동 전위(mobile dislocation)의 이동으로 해석하면 이때의 COD는 둔화를 일으키는 전체 전위의 수, N과 이들의 버거스벡터

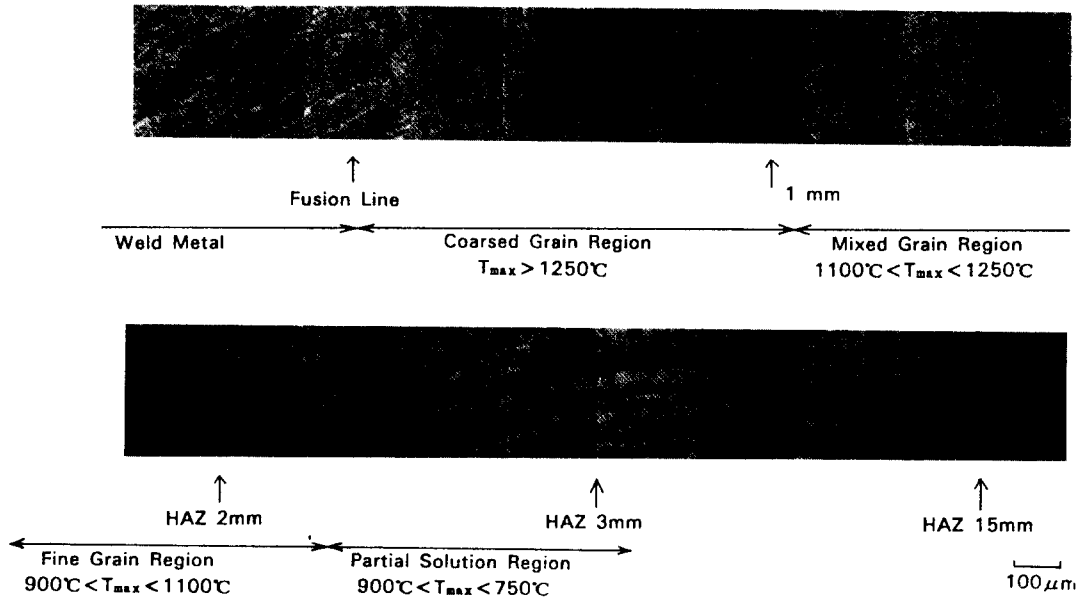


Fig. 3 Microstructural change of weldment

Table 2. Variation of critical SZW with testing conditions

Test	Test Temp.	Room Temp.	-15°C	-35°C	-50°C
	COD	Base Metal.	166	168	123
HAZ 4		158	133	150	150
J _{ic}	Base Metal.	155	120	160	130
	HAZ 4	130	110	126	142

(Burgers Vector) b와 직접적인 연관성을 갖는다.

한계 SZW_c와 안정균열 발생시의 COD, δ_s는 다음의 식(4)로 나타낼 수 있다.

$$\text{COD} = 2\text{SZW}_c \cdot \sin\theta \quad (4)$$

θ : 피로균열면과 stretching된 면이 이루는 각도

한계 SZW_c는 재료의 파괴인성 정도를 나타내는 안정균열발생 COD 값과 연관성이 있으므로 파면의 미세적 관찰로부터 파괴인성의 정도를 알 수 있다. 본 실험에서 사용된 시험편의 크기와 시험온도변화에 대한 SZW를 SEM으로 관찰한 결과를 Table 2에 나타냈다. 이들의 변화에 대하여 일정한 경향이 없이 비슷한 값을 나타내었으나 모재가 열영향부보다 조금 크게 나타났다.

또한 변형률 속도비의 영향을 조사하기 위하여 샬피크기의 모재 시험편을 0.1mm/min와 2.4m/s로 하중속도를 달리했을 때 SZW는 각각 138μm와 155μm이며, 열영향부 4mm 시험편은 131μm와 130μm로 거의 일치하였다. 이상의 결과는 Harrison과 Kobayashi⁷⁾ 등이 제안한 SZW가 시험편의 크기와 형상에 영향을 받지 않는다는 결과와 일치하였다. 따라서 본 실험에서 제안하고자 하는 간단한 충격시험편법에 의한 파면의 미세관찰로부터 실험방법에 영향을 받지않는 재료고유의 인성을 평가할 수 있다.

3.4 단일 시험편을 이용한 탄성 및 탄·소성 파괴인성

3.4.1 J-integral과 Tearing Modulus에 관한 고찰

ASTM E813-87 규정에 의한 J적분값은 Griffith항과 Rice, Merkle-Corten의 3개항으로 유도되지만 굽힘시험의 경우 Merkle-Corten항은 무시해도 오차가 적으므로⁸⁾ 본 실험에서는 Rice⁹⁾의 적분식 (5)식을

사용했다.

$$\text{즉, } J = 2A/Bb \quad (5)$$

A : 하중-하중선 변곡선 이하의 면적(mm²)

B : 시험편 편폭(mm)

b : 시험편의 리가먼트(mm)

J적분값은 균열선단에 있어 응력-변형률장의 세기로 해석되므로, 균열이 존재하는 경우에 J적분값을 증가시키면 균열진전의 결과를 가져온다.

J-R 곡선에서 설명되는 것처럼, 초기의 균열진전은 균열선단의 둔화에 의존하다가 tearing에 의한 단계로 이어진다. 따라서 불안정한 cleavage파괴는 재료와 시험온도의 조건에 따라서 어느 단계에서나 일어날 수 있다.

안정균열 성장의 여부는 가해진 하중의 증가에 따른 재료의 균열성장저항사이의 균형에 좌우되며, 이에 대한 척도로서 tearing modulus는 (6)식으로 정의된다.⁵⁾

$$T = E/\sigma_0^2 \times DJ/da \quad (6)$$

여기서 E : 탄성계수(dyne/cm²)

σ₀ : 유동응력(dyne/cm²)

재료의 J-R곡선의 기울기로서 계산된 것은 tearing modulus, T_{mat}이며 실제로 가해진 J값에 대한 균열선장의 비로써 계산되는 것은 applied tearing modulus, T_{app}이다. Paris등에 의하면 불안정균열전파는 T_{app} ≥ T_{mat}일때 발생된다¹⁰⁾.

실제의 하중-변위 곡선으로부터 최대하중점 이후 하중-변위 곡선의 rebound compliance, C_r이 직선적인 모양을 나타낼때 C_r은 소성변형과 균열성장이 내포된 것으로 나타나며, 직선적이지 못한 경우 C_r은 변위만의 함수로 된다.

시험편이 스프링에 연결된 불안정 테스트의 경우,

전체변위는

$$\Delta_{tot} = C_{ext} \cdot P + \Delta \quad (7)$$

여기서 C_{ext} : 스프링의 컴플라이언스

D: 시험편의 변위로서 탄성부분과 소성부분으로 이루어져 있다.

$$\begin{aligned} d\Delta &= -Cr dp \\ d\Delta_{tot} &= (C_{ext} - C_r)dp = -C_m dp \end{aligned} \quad (8)$$

여기서 C_m 는 $-C_{ext} + C_r$ 으로 측정된 rebound 컴플라이언스

불안정 균열성장이 일어날때 시험편의 변위는 스프링의 변위로 상쇄되어 Δ_{tot} 이 일정하게 유지된다. 즉, 불안정 균열전파는 $d\Delta_{tot} = 0, dp = 0$ 이므로 $C_{ext} \geq C_r = dD/dp$ 인 경우에 일어난다.

이 관계는 $C_{ext} = 0$ 인 변위제어형의 안정 테스트의 경우에도 유효하므로¹¹⁾, 3점 굽힘시험의 T_{app} 을 산출하기 위해 Paris와 Hutchinson에 의해 제안된 간편식에서 C 대신 $C_r + C_m$ 를 대입하면 T_{max} 를 구할 수 있다¹²⁾.

$$T_{app} = 8^2 b E b / \ell \times C - \Delta_c E / W \sigma_0 \quad (9)$$

여기서 B: 시험편의 리가먼트크기(mm)

ℓ : 지점간 거리(mm)

Δ_c : 균열에 의한 변위(mm)

σ_0 : 유동응력(dyne/cm²)

위의 식으로부터 일정한 길이의 blunt 노치시험편 P- Δ 관계를 이용하는 key-curve방법¹³⁾을 이용하여 b값을 구하면 T_{mat} 를 산출할 수 있다. 급수형태의 (10)식

$$PW/b_0^2 = k(\Delta_{pl}/W)^n \quad (10)$$

으로부터 blunt 노치시험편 P- Δ_p 에 알맞은 k와 n 값을 구하면 리가먼트크기 b를 알 수 있다.

$$\text{즉, } b = (P \cdot W^{n+1} / k \cdot \Delta_{pl}^n)^{1/2} \quad (11)$$

3.4.2 Key-Curve 방법에 의한 Tearing Modulus의 결정

key-curve이론¹⁴⁾은 실제 시험편의 크기와 비례적인

치수를 유지하며 blunt 노치인 subsize 시험편의 하중과 소성변형량의 관계로부터 실제시험편의 균열진전량을 예측하기 위한 방법이다. 식(12)를 만족하는 k와 n 값을 subsize 시험편을 이용하여 실험적으로 결정하였다. 모재와 열영향부 4mm에 대한 값은 각각 Fig. 4와 Fig. 5에 나타내었다.

이들 그림에서 점선은 노치길이가 다른 subsize 시험편에서 실측된 하중-변위 곡선을 X, Y축에 대하여 나타낸 것이며, 실선은 실제 시험편의 경우를 나타낸 것이다.

key-curve 방법에 의하면 실선과 각 점선에 교차할 때의 하중과 소성변위량에서 실제시험편의 균열길이는 교차되는 subsize 시험편의 노치 깊이와 같다는 것으로 구해진 k, n값과 하중, 소성변위량을 (12)식에 대입하면 균열진전량 Δa 를 계산할 수 있다.

$$\Delta a = W - [(PW^{n+1}/k \cdot \Delta_{pl}^n)^{1/2} + a_0] \quad (12)$$

Fig. 4와 Fig. 5를 비교하면 용접열영향부 4mm에 대한 것은 그림에서 subsize 시험편을 나타내는 점선의 곡선간격이 조밀할 뿐 아니라 실제시험편이 나타내는 곡선의 기울기가 급격하여 균열진전에 대한 저항이 적응을 알 수 있다.

변위에 대응되는 균열진전량 Δa 는 key-curve방법

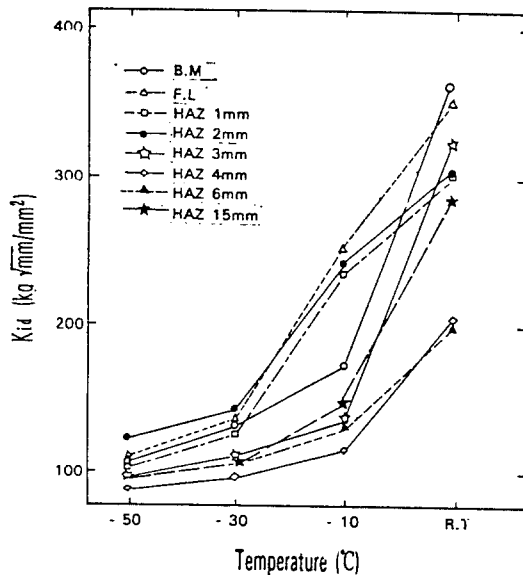


Fig. 4 Normalized load-displacement records for base metal

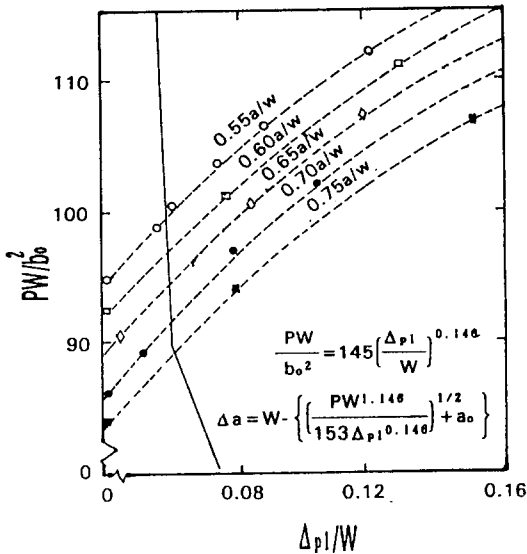


Fig. 5 Normalized load-displacement records for HAZ 4mm

으로부터 예측할 수 있으며, X축의 각 변위까지 흡수된 에너지를 Rice J식으로 계산하여 Y축으로 플로터한 것과 stop block시험에서 구한 것을 Fig. 6에 동시에 표시했다. 이들의 기울기값은 거의 일치하고 있다. 이 그림의 기울기값으로부터 tearing modulus값을 구한 결과 모재의 경우 200.6으로 stop block에 의한 201.7과 비교될 수 있다. 용접 열영향부 4mm의 경우 P_m 이전에 상당량의 균열이 진전되어 유효한 값을 얻을 수 없었다.

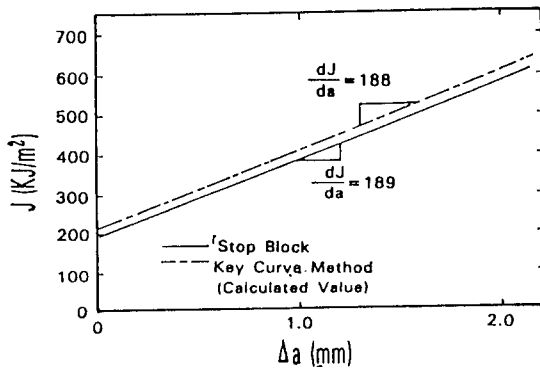


Fig. 6 Comparison of J-R curve by key-curve method and multiple specimen method

3.4.4 Rebound 컴플라이언스법에 의한 Tearing Modulus의 결정

Tearing modulus를 구하는 방법으로 rebound 컴플라이언스법을 Paris와 Hutchinson이 3점 굽힘시험법에 대하여 제안된 식(9)를 이용하여 계산하였다. 계산한 결과, 모재의 경우 188, 열영향부 4mm는 52.2이며 stop block에 의한 것은 201.7과 52.2이었다. 이것을 비교하면 모재에서 오차가 있다. 하중-변위 곡선이 탄·소성적 거동을 나타내는 모재의 경우는 최대하중 이후의 직선적 rebound 컴플라이언스를 정확하게 규명하기 어려우므로 오차가 생긴 것으로 생각된다. 그러나 열영향부 4mm재에서 거의 같으므로 이 방법에 의한 것은 매우 정도가 좋다.

4. 결 론

본 실험에서는 탄성과파괴인성의 측정을 위하여 종래에 사용되던 계장화충격시험법이, 단일시험편을 이용한 탄·소성파괴 파라미터의 산출에도 유용한 시험법이 될 수 있는가를 stop block시험을 통해 확인해본 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 계장화충격시험법을 이용하여 파괴인성을 측정하고자할 때 일반적인 중요 고찰사항으로, 관성하중의 영향을 고려한 충격속도를 설정해야 하며, 시험편이 흡수한 진에너지를 구하기 위하여 low blow시험에 의한 컴플라이언스보정이 반드시 필요하였다.

2) 단일시험편을 이용한 계장화충격시험법에서 균열개시점을 컴플라이언스 변화율법으로 검출 가능하였다.

3) 각 실험온도에서는 용융선(fusion line)과 열영향부 2mm재의 동적파괴인성치 K_{Id}가 가장 우수하였으며, 2단 취화영역에 해당하는 열영향부 4mm재가 가장 취화했다. 이것은 AIN의 석출에 기인된 것이다.

4) 계장화충격시험법에 의한 재료의 탄소성거동의 안정균열저항치인 tearing modulus측정은 모재의 경우, key-curve법으로 정확하게 구할 수 있으며, 용접 열영향포화부의 경우 rebound 컴플라이언스법에 의하여 정확하게 구할 수 있었다.

후 기

본 연구는 90년도 교육비 학술연구 조성비에 의해 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. W. L. Server : On the Use of Side-Grooves in Estimating J_{IC} Fracture Toughness with Charpy-Size Specimens, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.102, (1980), pp.192~199
2. P. C. Parise, H. Tada, a. Zahoor and H. A. Ernst : The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth, ASTM STP668 (1979), pp.5~36
3. D. R. Ireland : Procedures and Poblems Associated with Reliable Control of the Instrumented Impact Test, ASTM STP563 (1974), pp.3~29
4. T. J. Koppenall : Dynamic Fracture Toghness Measurement of High Strength Steels Using Precracked Charpy Specimens, ASTM STP563 (1974), pp.92~117
5. W. L. Server, D. R. Irland : Nonstandard Test Techniques Utilizing the Instrumented Charpy and Izod Tests, ASTM STP563 (1974), pp.74~91
6. JSME S001-81, 日本 機械學會基準 : 彈塑性 破壞靱性 J_{IC} 試驗法.
7. H. Kobayashi et. al. : Correlation of Plane-Strain and Plane-Stress Fracture Toughness with Fractographically Derived Stretched Zone Wtdth in High Strength Steel, Joint Japan-US Seminar, Strength and Structure of Solids Materials, (1976), pp.115~128
8. H. Ernst, P. C. Parice and M. Rosson : Analysis of Load-Displacement Relationship to Determine J-R Curve and Tearing Instability Material Properties, ASTM STP 677, (1978), pp.581~599
9. J. R. Rice : A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, ASTM, (1968), pp.279~386
10. P. C. Parise, H. Tada, A. Zahoor and H. A. Ernst : Initial Experimental Investigation of Tearing Instability Theory, ASTM STP 668 (1979), pp. 251~265
11. S. Kaiser and A. J. Carlsson : Studies of Different Criteria for Crack Growth Instability in Ductile Materials, ASTM STP 803 (1983), pp.58~79
12. J. W. Hutchinson and P. C. Paris : Stability Analysis of J-controlled Crack Growth, ASTM STP 668 (1979), pp.37~64
13. M. K. Tseng and H. I. Marcus : A Single specimen determination of J For Aluminum Alloys, Engineering Fracture Mechanics, Vol.16, No.6 (1982), pp. 895~903
14. J. A. Joyce, H. Ernst and P. C. Paris : Direct Evaluation of J-Resistance Curves from Load Displacement Records, ASTM STP 700, (1979), pp.222~236