

# SS41강 용접부의 동적균열개시인성 평가

정 재 강\* · 김 건 호\*\*

## An Evaluation of Dynamic Crack Initiation Toughness in SS41 Steel Welding

Jae Kang Chung\* and Gun Ho Kim\*\*

**Key Words** : Dynamic Fracture Toughness(동적파괴인성), Total Absorbed Energy (전흡수에너지), Ductile-Brittle Transition Temperature(연-취성전이온도), Dynamic Crack Initiation Toughness(동적균열개시인성)

### Abstract

In the present study, the dynamic crack initiation toughness and total absorbed energy behavior of Heat Affected Zone(HAZ) was experimentally evaluated for SS41 steel welding. The materials were submerged arc-welded SS41 steel plate with thickness 19mm. The test temperature range was from 20°C(room temperature) to -70°C. The HAZ of welding were divided into three sub-zones for analysis; H1, H2, H3, according to the distance from the fusion line.

From the experimental studies, the reference value of dynamic crack initiation toughness ( $J_{Ia(R)}$ ) can be use to estimate dynamic fracture toughness characteristics of steel welding.

### 1. 서 론

구조용철강재료는 일반적으로 변형률속도 또는 하중속도에 의존성이 있으며, 고하중속도에서 재료의 파괴저항은 낮은 하중속도에서 보다 일반적으로 낮고

파괴인성치가 저하된다는 것이 여러 연구자들에 의하여 보고된 바 있다<sup>1-3)</sup>. 따라서, 충격과 같은 동적하중을 받는 구조물의 안정성을 확보하기 위하여는 재료의 동적파괴인성을 고려하여야 한다.

특히, 구조용강의 용접부는 급가열과 급냉의 가혹한 열사이클과 용접금속의 용융과 응고과정에서 blow hole, 개재물, 용접크랙등의 결함을 내포하게되며, 용접열의 영향으로 복잡하고 다양한 일련의 조직을

\* 정회원, 조선대 기계공학과

\*\* 비회원, 군산대 기관학과

갖는 열영향부가 생성되어 금속야금학적 또는 기계적 성질이 불균일하다. 따라서 용접부의 각 영역별 동적파괴인성의 정확한 평가는 용접구조물의 건전성을 평가하는데 중요하며, 동적파괴인성의 천이거동은 저온취성에 의한 파괴방지를 위한 설계에서 중요한 자료이다.

그러나, 종래의 샤피 V-notch(CVN) 시험에서 측정되는 샤피에너지는 재료의 개발 또는 구조물의 안정성 확보를 위한 설계요구기준(예로서, 원자로용 압력용기 설계기준<sup>4)</sup>, 교량용 철강 인성기준<sup>5)</sup>)등으로 사용되고 있으나, 이 값은 단지 재료의 노치인성을 나타내는 값으로 파괴역학적 개념의 설계자료로 직접 사용될 수 없다<sup>6)</sup>. 반면, 평면변형을 파괴인성치와 같은 설계에 직접 사용가능한 파괴인성치는 측정을 위한 ASTM E-399의 시험조건이 매우 엄격하고 시험방법도 상대적으로 복잡하다. 예를 들면, 인성이 큰 재료인 구조용강의 평면변형 파괴인성치를 기존의 표준화 되어 있는 실험조건과 부합되는 실험결과를 얻기 위하여는 50mm이상의 시험편두께를 필요로 하게되므로서 시험재료, 시험기기, 노동력등의 소요도 비례해서 커지기 때문에 시간적 또는 경제적으로 많은 어려움이 수반된다. 뿐만 아니라, 정적인 개념의 파괴인성 파라미터를 동적인 경우에 까지 확장적용할 때 정적인 경우에서 고려하지 않았던 응력파의 전파와 반사로 인한 효과, 변형과 파괴모드의 천이(입계 파괴에서 입내파괴로), 기계적성질의 변화와 같은 동적효과가 발생하기 때문에 충격과 같은 동적인 하중을 받는 구조물을 평가하는 자료로는 적합하다고 할 수 없다.

한편, 2.75 MPa(m)<sup>1/2</sup>/sec 이하의 하중조건에서 실험되는 평면변형을 파괴인성치를 얻기 위한 시험편두께 요구조건은 변형률속도(strain rate)의 증가와 함께 측면수축변형에 수반되는 관성저항의 증가로 인하여 구속효과가 발생하며, 통상적으로 하중속도 10<sup>4</sup> MPa(m)<sup>1/2</sup>/sec이상으로 실험되는 경우 시험편두께의 요구조건은 보다 완화될 것으로 생각된다<sup>7~9)</sup>. 그러나, 정적하중하에서의 평면변형을 파괴 인성시험과 같은 동적파괴인성의 표준 시험법은 아직 확립되어 있지 않은 실정이다. 현재로서는 ASTM E-23(1982)에서의 표준 샤피 충격시험에 대한 규정이 제정되어 있으며, 계장화 충격시험에 대한 ASTM STP 563(1974)가 진행되어 있을 뿐이다.

Rolfe<sup>10~12)</sup>등은 전흡수에너지(total absorbed energy)와 평면변형을 파괴인성치 K<sub>Ic</sub> 또는 동적파괴인

성치 K<sub>Id</sub>와의 상관성이 있음을 보여주었다. 그러나, 전흡수에너지는 시편의 최종파단에 이르는 전과정에서 흡수된 에너지이므로, 물론, 크랙개시에너지를 포함하고 있지만, 파괴의 개시와 관계되는 파라미터인 파괴인성치와는 상대적으로 상관성이 적다. 이러한 문제점을 개선하기 위하여, PCVN(Pre-cracked Charpy V-notch) 시험편을 사용하여 단위면적당의 전흡수에너지 E<sub>t</sub>/A를 크랙개시에너지 E<sub>i</sub>/A와 크랙 전파에너지 E<sub>p</sub>/A로 구분하여 K<sub>Id</sub>와의 상관성이 검토된 바 있고<sup>8, 13)</sup>, PCVN 시험편을 사용한 계장화 샤피시험은 상대적인 파괴인성을 효과적으로 결정할 수 있는 방법이며, 개선된 조건에서, 동적파괴인 성치를 측정할 수 있고, 동적파괴인성치 K<sub>Id</sub>는 파괴개시에너지 및 전흡수에너지와 모두 관련된다고 하였다.

본 논문에서는 이러한 상관성을 전제로 재료의 동적파괴인성을 평가하기 위하여 측면흡을 갖는 피로예크랙 subsize 샤피시험편에 의하여 얻어지는 균열개시전까지의 흡수된에너지를 하중-변형곡선으로부터 구하여 동적균열개시인성 J<sub>Id(R)</sub>을 제안하고 이값을 정량적으로 측정하여, 구조용 강용접부의 열영향부 각 영역별 동적파괴인성을 평가하는데 적용하므로써 용접부의 인성을 나타낼때, 샤피에너지가 균열이 주변영역을 통과할 때 흡수되는 에너지까지를 포함하므로써 특정한 관심영역의 인성을 잘 나타내 주지 못하는 단점을 보완하는, 균열개시점에서의 동적 파괴인성치를 얻고자 하였다.

## 2. 실험방법

### 2.1 시험편

본 실험에 사용된 재료는 판두께 19 mm인 기계 구조용 탄소강 SS41 상당의 국산 판재이며 시중에서 구한 것으로 화학적 성분 및 기계적 성질은 Table 1과 같다.

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties.

(a) Chemical compositions(wt %).

C	Si	Mn	P	S
0.15	0.25	0.63	0.018	0.019

(b) Mechanical properties.

Yield Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Young's Modulus (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)
28.84	40.76	$2.1 \times 10^4$	38.26

Table 2. Welding condition(Submerged arc welding)

Current (A)	Voltage (V)	Weld Speed (cm/min)	Dia. of Wire (mm)	Heat Input (KJ/cm)
600	33	35	4.0	34

시험편의 제작은 압연방향과 직각으로 용접된 판재를 적당한 가공여유를 두고 압연방향과 평행하게 절단하여 밀링가공과 평면연삭가공을 하였다. 용접부는 모두 잘 연마한 후 약 3% 나이탈 용액으로 부식처리하여 열영향부의 형상이 잘 나타나도록 하여, 예크랙을 삽입할 위치를 표시하고 이 위치가 시험편의 중앙에 오도록 하였다. 시험편의 측면은 평면변형상태에 가깝도록 하기 위해 폭 0.5 mm, 깊이 1 mm의 측면홈을 가공하였으며, 피로예크랙의 삽입을 용이하게 하고 시험하고자 하는 미시조직의 위치에 크랙선단이 정확히 위치하도록 하기 위하여 두께 0.14 mm, 깊이 4 mm의 slit를 가공한 후 시험편의 노치효과를 제거하기 위하여 약 1 mm의 피로예크랙을 삽입하였다. 피로예크랙은 전기유압식 피로시험기(15ton, Shimadzu)에서 정현파 20-25 Hz의 주파수로 삽입하였고, 이때의 하중조건은 ASTM E-813의 기준을 만족하도록 하였다. 피로크랙의 길이는 약 1 mm 내외가 되도록 이동현미경(50X)으로 수시로 관찰하며, 시험하고자 하는 조직부위에 크랙선단이 정확히 위치하도록 세심한 주의를 하였으며, 기준에 맞는 시험편만을 시험에 사용하였다. 시험편의 크기와 형상은 Fig. 1과 같다.

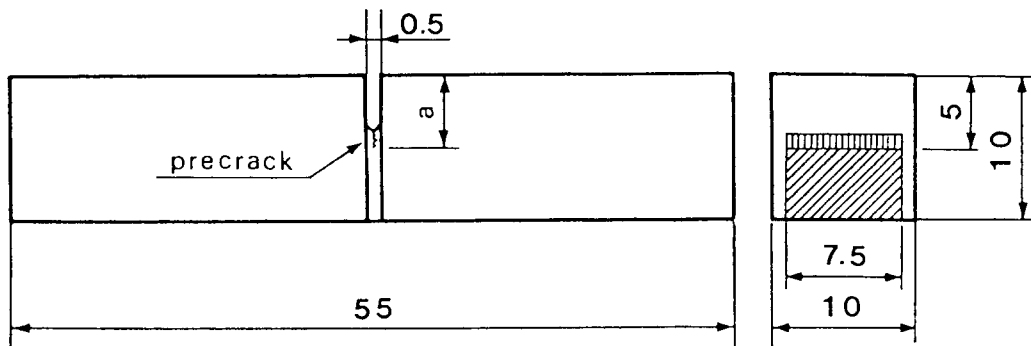


Fig. 1 Dimension of specimen.

노치와 예크랙의 위치는 Fig. 2에서 보여주는 바와 같이 열영향부를 미시조직학적 특성의 차이에 따라 각각 (A) HAZ부의 용융선측 가장자리(이하 H1), (B) HAZ부의 중심(이하 H2), (C) HAZ부의 모재부측 가장자리(이하 H3)로 각각 구분하였으며, 비교를 위하여 (D) 용접하지않은 모재(이하 BM)도 같은방법으로 제작하였다. Fig. 2(A)는 용융선 가장자리의 결정립이 조대화되어 매우 거친 미시조직을 보여주며, (B)와 (C)는 용융선에서 멀어질수록 점차 (D)에 비하여 결정립크기가 점점 미세화된 것을 보여준다.

## 2.2 실험장치 및 실험방법

본 연구에서 사용된 계장화 샐피충격시험기는 충격해머의 인선내에 전기저항식 스트레인지지를 장착한 것으로, Tokyo Testing Machinery Co.(Model : CIEM-No.30)제를 사용하였다. 충격이 가해지고 있는 동안 시험편과 충격해머 사이에 가해지는 하중은 해머내에 장착된 스트레인지지에 의해서 감지되고, 감지된 시계열신호는 다시 로드셀 암프에서 증폭되어 디지털 싱크로스코프에 저장된다. 이 신호를 CRT 모니터에서 확인하며, X-Y 플로터에서 하중-시간 곡선으로 도화하였다. 온도 의존성시험을 위하여는 특별히 제작된 저온조를 사용하였으며, 이 저온조는 단열된 용기안에 iso-pentane 용액을 채우고 그안으로 동관을 통하여 액체질소를 통과시키는 방법으로 상온에서  $-70^{\circ}\text{C}$ 까지의 범위의 제어된 온도에서 15분이상 시험편을 유지후 꺼내어 5초 이내에 파괴시켰다. 이때 저온조 내의 온도를 균일하게 하기

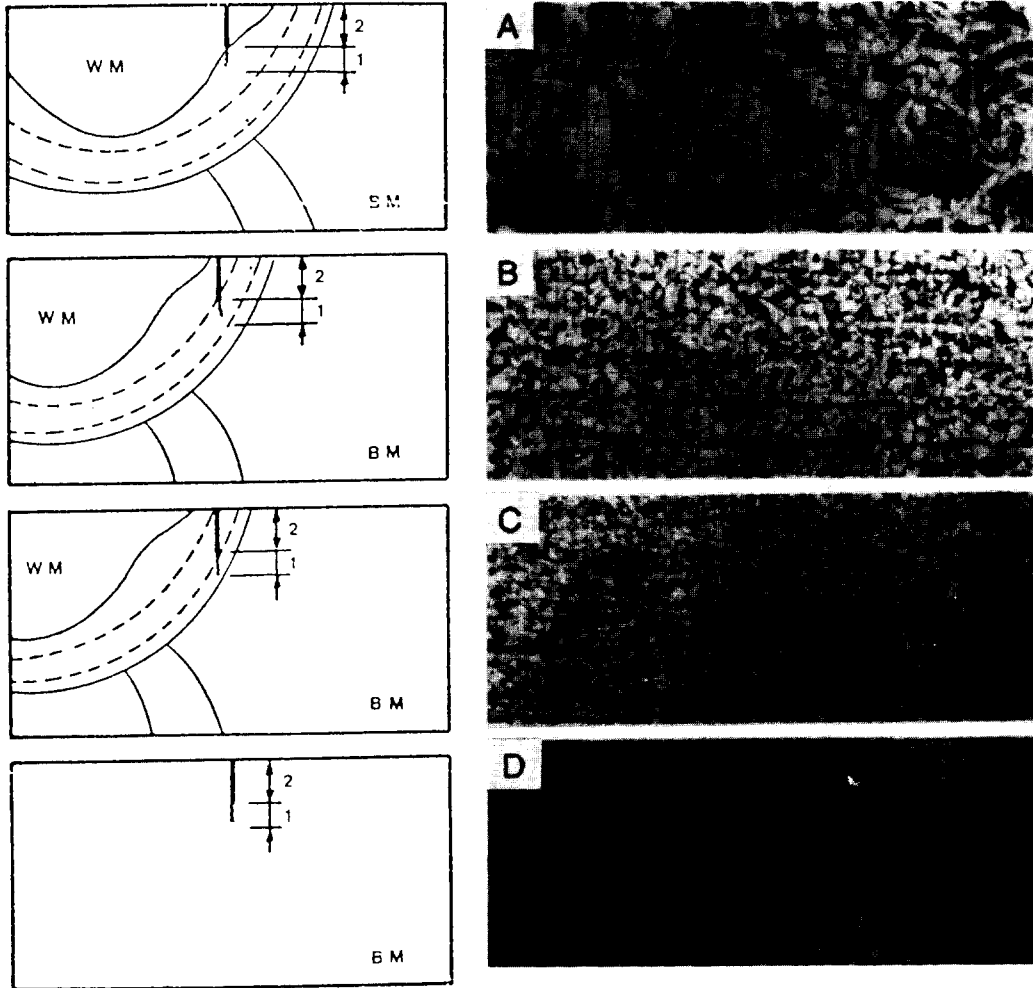


Fig. 2 Pre-crack positions and corresponding microstructures at the crack tip. (A) HAZ 1, (B) HAZ 2, (C) HAZ 3, (D) Base Metal.

위하여 전기식 교반기로 계속 교반하였다. 그리고, 충격해머에 장착된 스트레인게이지의 출력전압은 만능재료시험기에서 압축하중을 가하면서 보정하였다. Fig.3과 Fig.4는 각각 계장화 샤피충격시험장치 및 저온조의 계통도를 나타낸 것이다.

### 2.3 균열개시에너지의 계산

계장화 샤피충격시험에서 얻어지는 하중-시간곡선은 파괴가 최대하중에서 개시 된다고 가정하면 (일반적으로 벽개파괴일 때는 최대하중에서 개시된

다.) 최대하중에 이룰때 까지에 흡수된 에너지를 크랙개시에너지로 볼 수 있으며, 전흡수에너지중 크랙개시에너지를 제외한 나머지를 크랙의 전파에 소요된 에너지로 볼 수 있다. 하중-시간곡선의 밀면적은 디지털 면적계에 의해서 정밀하게 측정되었고, 다음식에 의하여 에너지로 환산하였다.

$$E_i = A C_x C_y P_d V_m / C_a \quad (1)$$

이 식에 샤피충격시험기의 지시다이얼로 부터 측정된 전흡수에너지  $E_{total}$ 을 A에 대입하고  $P_d$ 에 관하여

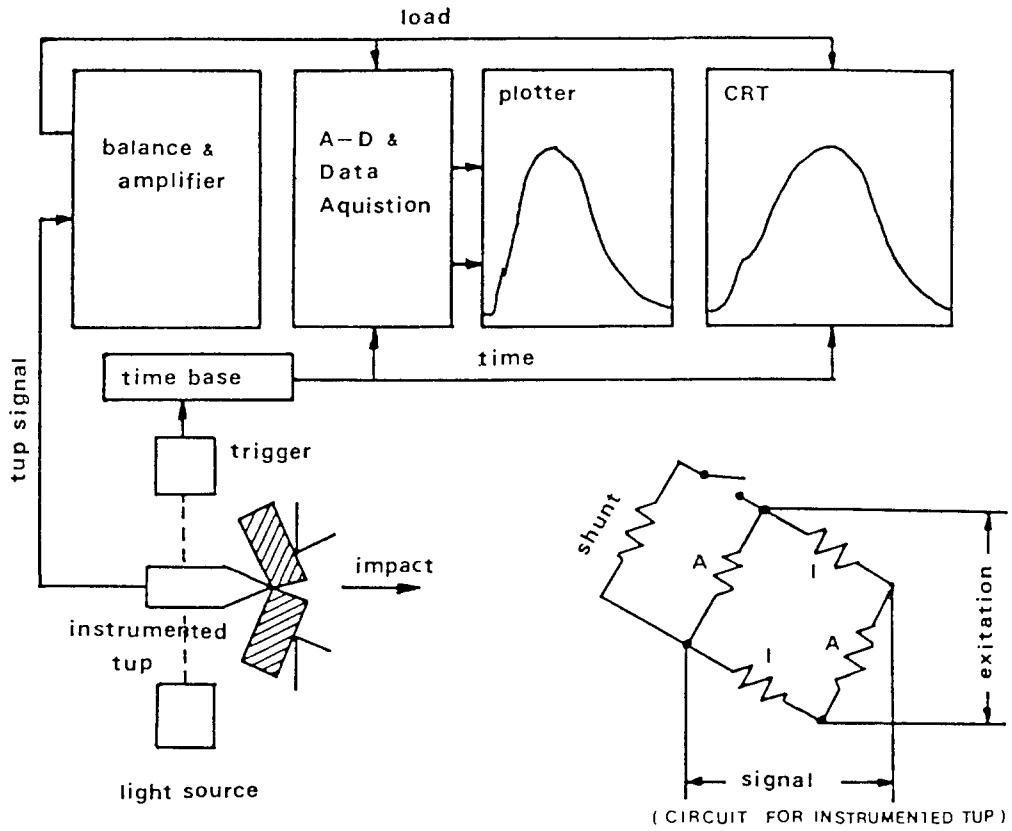


Fig. 3 Schematic diagram of instrumented impact test system.

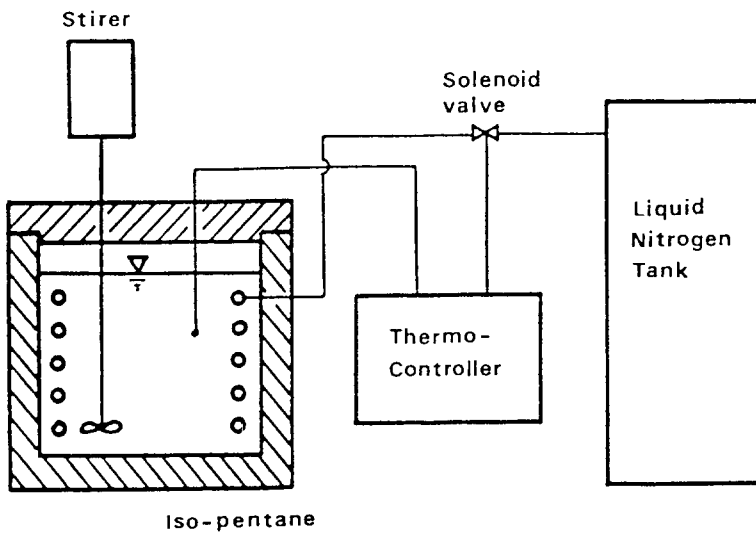


Fig. 4 Schematic diagram of low temperature chamber.

정리하면

$$P_d = E_{dial} C_a / C_x C_y V_m E \quad (2)$$

여기서,  $E_i$ 는 전흡수 에너지 (kgf-m),  $A$ 는 하중-시간 곡선의 밀면적( $Cm^2$ ),  $C_x$ 는 time sweep rate / div (sec/div),  $C_y$ 는 vertical sensitivity (volt/div),  $P_d$ 는 하중계수(kgf/volt),  $V_m$ 는 tub의 평균 속도(m/sec),  $E_{dial}$ 은 전 다이얼 에너지 (kgf-m)이다.

유효 tub의 속도는 시편의 변형으로 인해 흡수되는 에너지의 연속적인 변화로 인하여 결정하기 어려우나 30kgf-m 용량의 시험기에서 얻어지는 5kgf-m 이내의 전흡수 에너지  $E_i$  값에 대하여는 초기속도와 최종속도의 차이가 상대적으로 작으므로 이러한 경우  $V_m$ 은 두 속도의 평균으로 하였다.

하중-변위곡선에서 얻어지는 에너지  $E_i$ 는 충격해머의 다이얼 지지계상에서 측정된 값  $E_{dial}$ 과 등가여야 한다. 그러므로, 본 실험에서는  $P_d$ 와  $V_m$ 에 의해서 계산된 에너지  $E_i$ 는 다시  $E_{dial}$ 에 의해 검증하고 일정한 값 이상의 오차가 있는 데이터는 제외하였다. Fig.5는 이상화한 하중-변위선도로서  $W_i$ 는 불안정 크랙이 진전되는  $P_i$ 점까지의 밀면적으로서 그때까지에 소요된 에너지를 나타낸다.

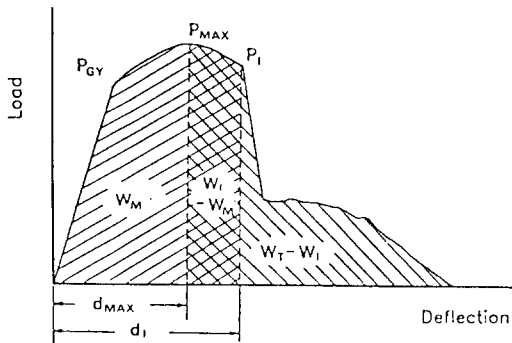


Fig. 5 Idealized load-deflection curve obtained from the test.

영연성천이온도(Nil-Ductility Transition Temperature ; NDTT)는 낙하하중시험에서 표준시편이 취성적으로 파단되는 최고온도로서 정의되며, ASTM E 208에 시험방법이 기술되어 있다. 본 논문에서는 전흡수에너지 연-취성천이곡선에서 천이영역의 곡선과 lower-shelf와의 교차점에 해당되는 온도를 NDTT로 보는 간편법에 의하여 결정하였다.

신뢰성있는 하중-시간곡선을 얻기 위하여 계장화 충격시험에서 요구되는 신호처리의 유효기준을 만족하는 data만을 사용하였다. 이때의 해머 속도는 2.0 - 2.5 m/sec였으며, 시험기의 컴프라이언스는 low blow 시험을 통하여 측정하였고, 이에 따라 데이터를 보정하였다.

탄소성파괴인성치  $J_{IC}$ 의 계산은 하중-시간곡선 상에서 파괴개시점을 알고 있는 것을 전제로 하며 벽개파괴개시의 경우 일반적으로 최대하중에 상당한다. 그러나, 연성파괴(섬유상)개시의 경우 최대하중점을 파괴개시로 보는데는 어려움이 있으므로 컴프라인스 변화율법 또는 Key-curve 법, 전위차법, 등가 에너지법 등과 같은 실험적 방법을 사용하여 파괴개시점을 결정하여야 한다<sup>45~48)</sup>. 그러나, 본 실험에서 사용된 균열개시에너지를 기준으로한 방법은 이러한 탄소성파괴시의 최대 하중을 계산하는 문제와는 무관하므로 하중-변위선도의 최대하중점을 균열개시로 보았다.

J 적분치는 Rice의 간편식에 의하여

$$J_{IC}(t) = \frac{2E_i}{Bb} \quad (3)$$

여기서,  $E_i$ 는 파괴개시까지의 흡수에너지(J),  $B$ 는 시편의 유효폭(mm),  $b$ 는 시편의 리가먼트(mm)를 나타내며  $E_i$ 는 파괴개시 까지의 흡수에너지이다. 그리고  $a/w \geq 0.5$  인 경우 크랙개시전 에너지 흡수가 상대적으로 작으므로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$J_{IC}(t) = \frac{2E_m}{Bb} \quad (4)$$

여기서,  $E_m$ 은 최대하중까지의 흡수에너지(J)이다. 본 논문에서는 정적인 조건하에서의 상기식으로 얻어지는 값을 동적인 조건으로 확장적용하는 일반적인 방법을 사용하여 다음과 같이 나타내었으며, 동적균열개시인성  $J_{Id(R)}$ 로 정의하였다.

즉,

$$J_{Id(R)} = J_{IC}(t) \quad (5)$$

이 동적 균열개시인성  $J_{Id(R)}$ 은 동적 탄소성파괴인성  $J_{IC}$ 와 물리적 의미가 같으며 동일한 파라미터를 사용하고 있으나 측정방법상 살피충격시험에서 얻어지는 하중-변위선도로부터 얻어지는 전흡수에너지( $E_i$ )를

균열개시때까지의 에너지( $E_i$ )와 균열전파에너지( $E_p$ )로 구분하여  $E_i$ 를 시험편의 단위면적당 에너지로 환산한 것이다. 그리고 동적시험의 경우 정적인 경우에 비하여 시험편규격에 대하여 덜 엄격하다고 할 수 있으나, 시험편규격에 대한 동적시험 요구조건이 정해져 있지않은 관계로 정적인 경우의 시험편규격을 고수해야 한다고 하는 의견이 있기 때문에 본 논문에서는 참고치로 하였다.

### 3. 결과 및 고찰

#### 3.1 전흡수에너지의 연-취성 천이거동

본 연구에서는 용접부의 동적파괴인성을 정량적으로 평가하기 위하여 온도범위 +20°C(상온)부터 약 -70°C까지에서 수정된 샬피 시험을 사용하여 계장화 샬피 충격시험을 하였으며, 하중-시간곡선에 의한 샬피 흡수에너지를 측정하였다. Fig. 6은 용접부의 미소경도분포를 측정한 결과이다. Fig. 7은 용접부의 각 영역중에서 특히 조직의 변화가 심한 열영향부를 위치에 따라 HAZ의 용융선측 가장자리(H1), HAZ 중심(H2), HAZ의 모재부측의 가장자리(H3)로 세분하여 각각 위치에서 흡수에너지 천이거동을 비교하여 보았다. 모재(BM)는 상온까지의 구간에서 upper-shelf와 lower-shelf는 명확하게 나타나지 않고, 연-취성천이 거동만을 보여준다. 전흡수에너지( $E/A$ )는 20°C에서 3.5KJ/cm<sup>2</sup>, -70°C에서 1.0KJ/cm<sup>2</sup>정도의 값을 나타내었다. Fig. 7에서 H3재와 BM재는 거의 일치하나, H1과 H2에서 -30°C와 -10°C사이에서 곡선의 반대현상을 나타내는 이유로서는 H1재가 용융선에 가장 인접한 영역으로 열영향부중 가장 극심한 열사이클을 받아 결정립의 조대화가 일어난 영역으로서 경도가 매우 높고 상온에서는 큰 전흡수에너지를 나타내나 연취성천이온도가 높기 때문에 -10°C 부근의 온도에서 급작한 연성의 감소로 저온 취성을 나타내는데 반하여, H2재는 결정립 미세화영역으로서 연취성천이온도가 전영역중 가장 낮은 관계로 온도가 저하 하더라도 흡수에너지가 저하하지는 않기 때문에 H1과 H2의 곡선이 그구간에서 반대로 나타나게 된다고 할 수 있다.

용착금속과 열영향부의 경계인 용융선에 노치선단이 위치한 H1시험편의 온도에 따른 전흡수에너지의 천이거동은 시험된 온도 범위내에서 역시 BM시험에

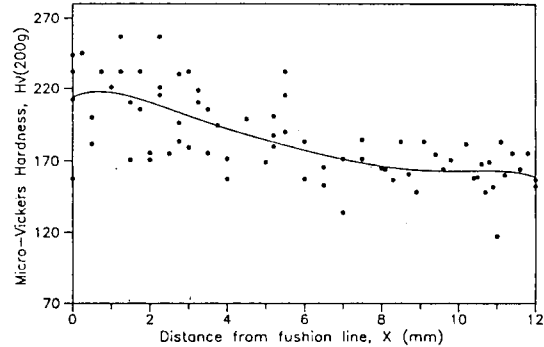


Fig. 6 Distribution of micro-Vickers hardness.

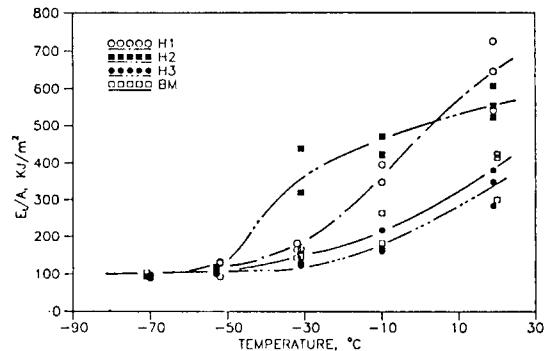


Fig. 7 E/A versus Temperature curves.

서와 같이 upper-shelf는 나타나지 않고, 천이구간과 lower-shelf천이곡선을 보여준다. 상온에서 약 -30°C의 구간은 연취성천이 구간이며, -40°C이하의 구간은 연성성거동을 하는 구간으로 생각된다. 이때, 상온에서의 단위면적당 전흡수에너지는 6.5KJ/cm<sup>2</sup>정도의 값을 나타냈으며, -40°C에서 1.5KJ/cm<sup>2</sup>, -70°C에서는 1.0KJ/cm<sup>2</sup>의 값을 나타내었다. Fig.8은 SS41재의 온도에 따른 파면사진을 나타낸 예로서 상온에서는 연성파면의 특징인 찢김딴플(tear dimple)상을 보여주는 반면, -50°C이하의 온도에서는 연성파면이 거의 없어지는 의벽개(quasi-cleavage)파면형상을 나타내고 있다.

H2재는 HAZ부의 중앙에 노치선단이 위치한 시험편으로서, upper-shelf는 나타나지 않으나, lower-shelf만이 나타나고 있다. 상온에서 흡수에너지 값은 5.6KJ/cm<sup>2</sup>을 나타내었고, 상온에서 -50°C까지는 연취성천이 구간이며, -50°C이하에서는 1.0KJ/cm<sup>2</sup>의 값을 나타내었다.

HAZ부와 모재(BM)부의 경계에 노치선단이 위치한

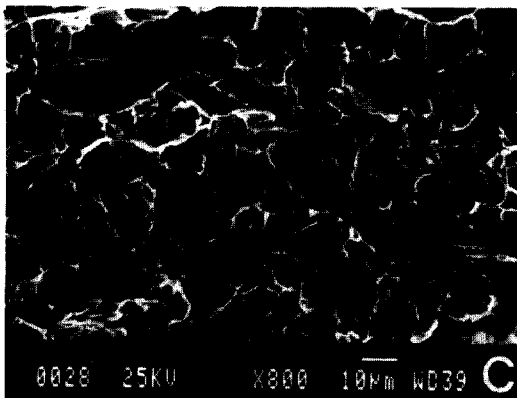
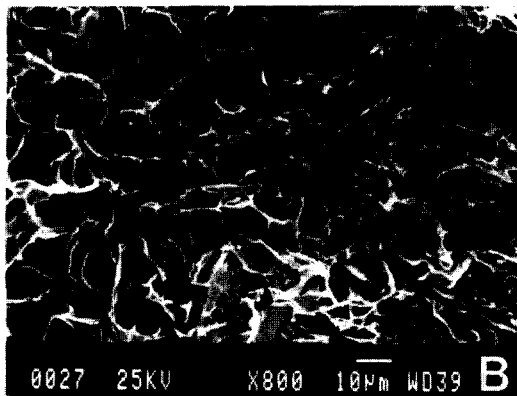
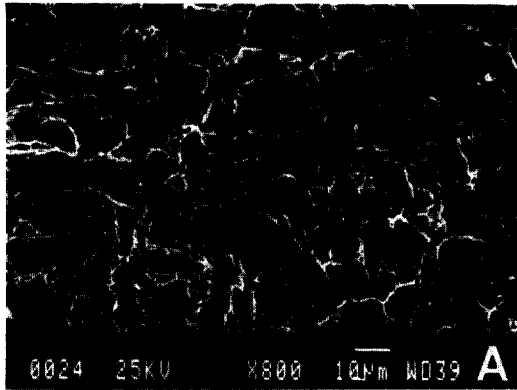


Fig. 8 SEM fractographies of HAZ 3 specimens at various temperature. (A) +20°C, (B) -30°C, (C) -70°C

H3시험편의 경우, 상온에서의 단위면적당 전흡수에너지는 3.4KJ/cm<sup>2</sup>의 값을 갖고, 온도가 내려갈수록 점차 낮은 값을 나타내며, 약 -40°C이하에서는 역시 다른 영역과 마찬가지로 1.0KJ/cm<sup>2</sup>의 값을 보인다.

전체적으로 상온에서는 H1시험편이 가장 높은 값을 나타내며, H2, BM, H3의 순으로 점차 낮은 값을 나타낸다. 반면에 온도가 낮아지면서, -0°C부터 -50°C까지의 연취성전이 구간에서는 그 순서가 바뀌어 H2, H1, BM, H3의 순으로 낮은 값을 나타내었다. 따라서, H2는 다른 영역에 비하여 가장 낮은 연연성전이온도를 가짐을 알 수 있다. 그리고, -50°C미만의 온도에서는 모두 동일한 거동을 나타내었다.

### 3.2 J<sub>Id(R)</sub>의 연-취성 전이거동

재료와 시험온도에 따라 전흡수에너지 중 크랙개시에 소요된 에너지의 비는 달라진다<sup>12)</sup>. 따라서, 크랙의 개시와 관계되는 파괴인성치를 고려할때 전흡수에너지 보다는, 크랙이 개시되기 까지에 소요된 에너지만을 고려하는 것이 타당하다고 생각된다. 이러한 관점에서 동적균열개시인성참고치 J<sub>Id(R)</sub>는 재료의 동적파괴인성을 나타내는 자료로서 유용하다고 생각된다.

Fig.9는 모재에 대한 J<sub>Id(R)</sub>를 온도의 함수로 도시한 것으로서 상온 및 -10°C에서 상당한 데이터의 산포를 보이나 전반적으로 경향은 Fig.7과 유사하나, 전흡수에너지거동에서는 나타나지 않았던 lower-shelf가 명확히 나타남을 알 수 있고, 이때의 연연성전이온도는 -30°C에서 J<sub>Id(R)</sub>는 1.0J/cm<sup>2</sup>로 나타났다.

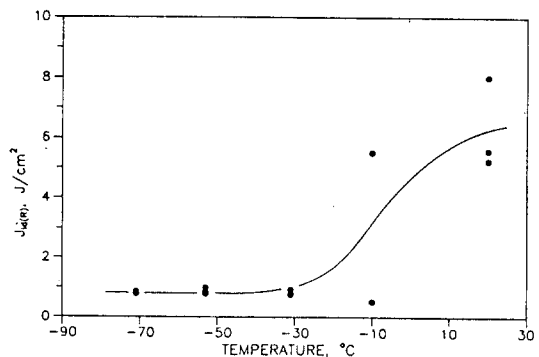


Fig. 9 J<sub>Id(R)</sub> versus temperature curve for BM specimen.

Fig.10은 H1시험편에 대한 것으로서 시험편 온도 범위 내에서 upper-shelf의 경향이 나타나며, 연취성전이 온도구간이 -10°C에서 -50°C까지로 좁혀지는 것을 알 수 있다. -50°C이하에서는 연연성거동을 하는 것으로 생각된다. upper-shelf는 -10°C이상에서 가



9.5J/cm<sup>2</sup>로 나타났으며, lower-shelf는 -50℃에서 1.0 J/cm<sup>2</sup>로 나타났다.

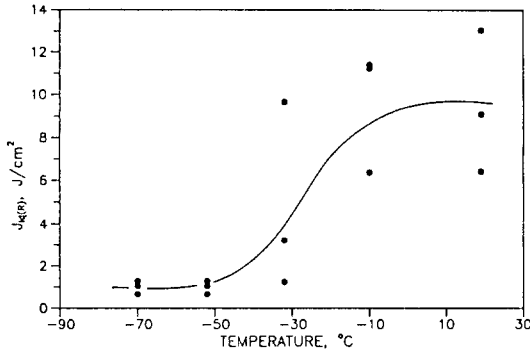


Fig. 10  $J_{id(R)}$  versus temperature curve for H1 specimen.

Fig.11은 H2시험편에 대한 것으로서, -10℃에서 최대치를 보이나 상온에서 감소하는 특이한 현상을 나타내었다. 이것은 Fig. 7에서 H2곡선이 나타낸 거동과 같은 현상으로서 설명될 수 있으며, 전흡수에너지가 전반적으로 가장 높은 값을 나타내는 영역으로 lower-shelf에서의 값은 약 1.5J/cm<sup>2</sup>로 나타났다.

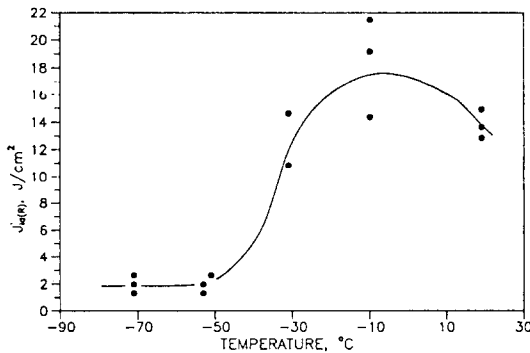


Fig. 11  $J_{id(R)}$  versus temperature curve for H2 specimen.

Fig.12는 H3시험편에 대한 것으로서, Fig.7에서 표시된 BM시험편과 거의 동일한 경향을 나타내었다. lower-shelf가 다른 영역에 비하여 가장 높은 온도인 -20℃에서 나타났다. 시험된 온도구간에서 H3와 BM시험편은 가장 낮은 값을 나타내었다.

Fig.13은 각 영역을 종합하여 나타낸 것이다. 각 영역별  $J_{id(R)}$  거동은 전흡수에너지( $E_t/A$ )의 거동과 상당한 차이를 나타내고 있으며, 특히, H1과 H2시험편에서  $E_t/A$ 천이곡선에서는 나타나지 않았던 upper-

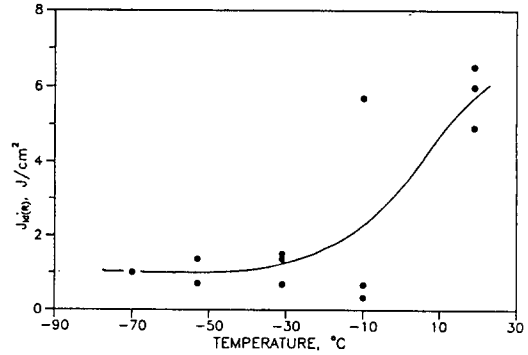


Fig. 12  $J_{id(R)}$  versus temperature curve for H3 specimen.

shelf가  $J_{id(R)}$ 곡선에서는 명확하게 나타남으로서 연취 성천이 온도구간이 좁게 나타남을 알 수 있다. 또한, 상온부근에서 H1과 H2의 값이 상온 이하의 온도에서와 일치하는 거동을 보여주므로써 각 영역의 파괴에 대한 감수성을 보다 명확하게 나타내어 준다고 할 수 있다. 각 영역을 비교해 볼 때 실험된 온도구간에서 항상 H2, H1, H3, BM의 순으로 값이 낮아짐을 보여준다.

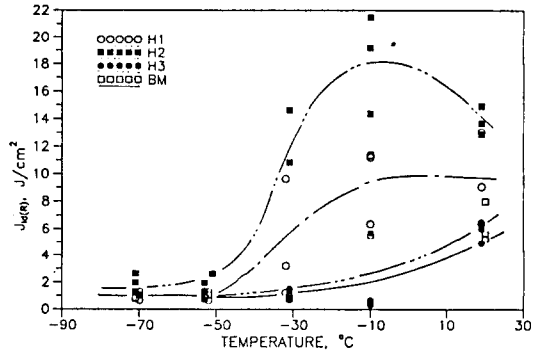


Fig. 13  $J_{id(R)}$  versus temperature curve for all specimens.

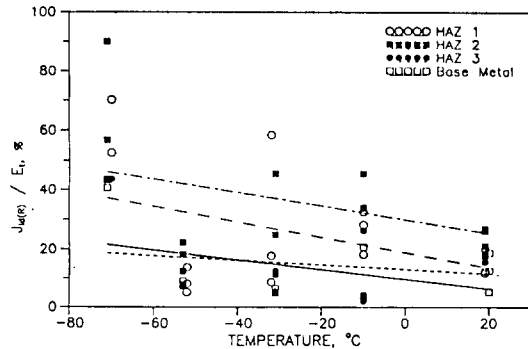


Fig. 14 Ratio of  $J_{id(R)}$  to total absorbed energy( $E_t$ ).

전흡수에너지의 천이거동과  $J_{Id(R)}$ 의 천이거동을 비교할 때, 이러한 차이가 발생하는 가장 큰 이유는 다음과 같은 설명을 할 수 있다. 즉, 용접한 판재를 가공한 샤피 시험편은 노치의 위치에 따라서 크랙이 통과하는 조직들에 대한 진전경로가 달라지며, 크랙이 개시되는 위치의 조직과 크랙이 진전되는 경로상의 조직은 상당한 차이가 있을 수 있고, 두께가 얇은 판일 수록 그 정도가 상대적으로 커진다. 따라서 전흡수에너지는 혼합조직에 대한 값을 나타내게 됨으로서, 각 조직 영역에서의 고유한 단일조직의 인성을 평가하는데 적합하지 않다. 또한, Fig. 14에서 보여주는 바와같이 전흡수에너지중 균열개시인성치의 비에 있어서 H3시험편의 경우 온도에 대한 의존성은 그다지 크지 않으나 다른 영역들에서는 민감한 반응을 나타내고 있으며, 온도의 증가와 함께 일반적으로 감소하는 경향이 나타난다. 이러한 관점에서  $J_{Id(R)}$ 의 천이거동은 용접부와 같은 다층조직분포를 갖는 복잡한 조직의 시험편에 대한 각 영역별 파괴인성치를 평가하는데 있어서 유용한 보다 타당성이 있는 자료라고 생각된다.

#### 4. 결 론

이상과 같은 실험의 고찰을 통하여 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 동적균열개시인성  $J_{Id(R)}$ 는 재료의 동적 탄소성과 파괴인성을 추정하는 자료로서 사용되어질 수 있으며, 특히, 용접부와 같은 복잡한 조직분포를 갖는 시험편의 경우에 대한 특정한 용접영역의 동적파괴인성을 평가하는데 유용하다.
2. 전흡수에너지  $E_d/A$ 와 동적균열개시인성  $J_{Id(R)}$ 의 비는 용접부의 위치에 관계없이 온도의 증가와 함께 일반적으로 감소하는 경향을 나타내었다.
3. 전흡수에너지는 상온에서 H1시험편이 가장 높은 값을 나타내며, H2, BM, H3의 순으로 점차 낮은 값을 나타내었으나,  $-0^{\circ}\text{C}$ 부터  $-50^{\circ}\text{C}$ 까지의 연취성전이 구간에서는 그 순서가 바뀌어 H2, H1, BM, H3의 순으로 낮은 값을 나타내었다. 반면,  $J_{Id(R)}$ 는 항상 H2, H1, H3, BM의 순으로 값이 낮아졌으며,  $E_d/A$ 에 비하여 연취 성전이 구간이 좁게 나타났다.

#### 후 기

이 논문은 1991년도 조선대학교 학술연구비에 의하여 연구되었음.

#### 참 고 문 헌

1. G.R. Irwin, Crack Toughness Testing of Strain-Rate Sensitive Materials, J. of Eng. for Power, Trans. of the ASME, (1964), pp. 444-450
2. G.A. Knorovsky, Strain-Rate Effects on the Ductile/Brittle Transition in Steels, Frac. Mech. Sixteenth Symposium, ASTM STP 868, (1985), pp.569-596
3. L. S. Costin and J. Duffy, The Effect of Loading Rate and Temperature on the Initiation of Fracture in a Mild, Rate-Sensitive Steel, Eng. Mat. and Tech. Vol. 101, (1979), pp.258-263
4. ASME, Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components. Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1- Appendices, Nonmandatory Appendix G, American Society for Mechanical Engineers, New York, 1983
5. J.M. Barsom, The Development of AASHTO Fracture Toughness Requirements for Bridge Steels. Eng. Frac. Mech., Vol.7, No.3, (1975), pp.605-618
6. G.C Sih, The Strain Energy Density Concept and Criterion., J. of Aero. Soc. of India, Vol.37, N0.1, (1985), pp.43-60
7. W.L. Server, A.S.Tetelman, The Use of Pre-Cracked Charpy Specimens to Determine Dynamic Fracture Toughness., Eng. Frac. Mech., Vol. 4, (1972), pp.367-375
8. T.J. Kopenaal, Dynamic Fracture Toughness Measurements of High-Strength Steels using Pre-Cracked Charpy Specimens., ASTM STP. 563, (1974), pp.92-117
9. W.L Server et al, "Verification of EPRI Dynamic Fracture Toughness Testing Procedures", ETI TR 75-42, Effects Technology, Inc. Santa Barbara, CA, 1975

10. S.T. Rolfe and S.R. Novak, Slow-Bend KIC Testing of Medium-Strength High-Toughness Steels, STP 463, ASTM, (1970), pp.124-159
11. R. H. Sailors and H.T. Corten, Relationship between Material Fracture Toughness using Fracture Mechanics and Transition Temperature Tests. ASTM STP 514, (1972), pp.164-191
12. J.M. Barsom and S.T. Rolfe, Correlation between KIC and Charpy V-Notch Test Results in the Transition-Temperature Range., ASTM STP 466, (1970), pp.281-302
13. 송삼홍, 정재강, 용접부의 샤피충격에너지와 동적 파괴인성치의 상관성평가, 대한기계학회논문집, 제15권, 제4호, (1991), pp.1160-1167