[논 문] 한국재료학회지
Korean Journal of Materials Research
Vol. 10, No. 4 (2000)

샤피 V-노치 충격 하중-변위 곡선의 균열정지하중을 이용한 원자로압력용기강의 파괴인성 예측

박정용 · 김주학 · 이윤규 · 홍준화
한국원자력연구소 원자력재료기술개발팀

Fracture Toughness Prediction of RPV Steels Using Crack Arrest Load of Load-Displacement Curve in Charpy V-Notch Impact Test

Jeong-Yong Park, Joo-Hag Kim, Yun-Kyu Lee and Jun-Hwa Hong
Nuclear Materials Technology Development Team, Korea Atomic Energy Research Institute, Taejon 305-353

(2000년 2월 18일 받음, 2000년 3월 25일 최종수정본 받음)

초 록 샤피 V-노치 충격 하중-변위 곡선으로부터 얻은 균열정지하중을 이용하여 원자로압력용기강의 균열정지파괴인성 (K_{Ia})을 예측할 수 있는 방법을 모색하고 그 타당성을 고찰하였다. 샤피충격 하중-변위 곡선으로부터 얻은 균열정지하중값의 변화는 특성온도로 보정된 지수함수의 형태로 잘 표현될 수 있었다. 특성온도 $T_{Pa=2kN}$은 실험적인 무연성천이온도 (T_{NDT}) 및 T_{41J}과 높은 상관성을 나타내었으며, 원자로압력용기강의 균열정지파괴인성을 표현하는 새로운 특성온도로 사용할 수 있을 것으로 판단되었다. 또한 균열정지하중값의 변화는 파면으로부터 측정된 안정균열길이의 변화와 매우 높은 상관성을 나타내었다. 따라서 무딘 노치를 갖는 시편에 대한 계장화샤피충격시험을 통하여 균열정지하중 및 안정균열길이를 측정하므로써 비교적 정확하게 원자로압력용기강에 대한 하한값의 파괴인성치 (K_{Ia})를 평가하는 것이 가능한 것으로 판단되었다.

Abstract Applicability of crack arrest load measured from the Charpy V-notch impact test has been investigated to predict the fracture toughness of nuclear reactor pressure vessel (RPV) steels (ASME SA508 Cl.3). The temperature dependence of the crack arrest load was well described by the type of exponential function characterized by an index temperature at which the crack arrest load is 2kN. The specific index temperature, which also well correlated with T_{NDT} and T_{41J}, is expected to be a representative index temperature characterizing the crack arrest fracture toughness of RPV steels. Also, the crack arrest load correlated well with the stable crack length measured from the fracture surface. From the measurements of the crack arrest load and the stable crack length, the lower bound fracture toughness, K_{Ia} of RPV steels could be predicted with sufficient accuracy.

Key words : RPV steels, fracture toughness, crack arrest load

1. 서 론

원자로압력용기는 원자력발전소의 수명을 결정짓는 가장 중요한 부품으로서 취성파괴에 대한 건전성확보가 필수적이며, 이를 위하여 천이영역에서의 파괴인성과 조사취화에 의한 파괴인성변화의 정량적인 평가가 필수적으로 요구되고 있다. 원자로압력용기강의 파괴인성은 정적하중하에서의 균열진전에 대한 저항성을 나타내는 정적파괴인성 (crack initiation static fracture toughness, K_{Ic})과 하중속도가 비교적 빠른 동적하중하에서의 균열진전에 대한 저항성을 나타내는 동적파괴인성 (dynamic fracture toughness, K_{Id}) 그리고 이미 생성된 균열의 진전을 정지시킬 수 있는 파괴저항성을 나타내는 균열정지파괴인성 (crack arrest fracture toughness, K_{Ia}) 등이 있으며, 이러한 파괴인성들의 평가를 통하여 원자로압력용기강의 파괴저항성을 예측할 수 있다.

일반적으로 원자로압력용기강의 정적파괴인성 (K_{Ic})은 CT시험편 (compact tension specimen)을 이용하여 구해지고 있으나, 정적파괴인성 (K_{Ic})의 하한값 (lower bound)은 CT시험편과 비교하여 적은 수의 균열정지파괴인성 시험편 (K_{Ia} testing specimen)을 이용하여 구해질 수 있으며, 따라서 중성자조사 후 파괴인성의 하한값이 요구되는 조건에서는 정적파괴인성 (K_{Ic})보다 균열정지파괴인성 (K_{Ia})을 이용하는 것이 유리한 것으로 보고되어 있다.[1] 그러나 이러한 K_{Ia} 평가시험도 매우 복잡한 시험조건과 고비용을 요구하므로, 최근에는 계장화샤피충격시험 (instrumented Charpy impact test)으로부터 얻어진 정보를 이용하여 K_{Ia}를 예측하는 방법이 많은 연구자들로부터 주목받고 있다.[2~5] 원자로압력용기강의 인성평가방법 중 샤피충격시험은 시편제작 및 시험방법이 간편하고, 파괴인성치를 비교적 정확하게 상대평가 할 수 있기 때문에 원자로의 가동 전 및 가동 중의 감시시험에 있어서 필수적인 시험항

Table 1. Chemical composition of ASME SA508 Cl.3 steel.

Elements (wt.%)	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al	N	Fe
Base Metal	0.18	1.43	0.008	0.003	0.08	0.78	0.04	0.52	0.006	0.06	0.005	-	Bal.
Weld Metal	0.06	1.82	0.012	0.005	0.40	0.02	0.07	0.52	0.006	0.02	0.007	0.004	Bal.

Table 2. Mechanical properties of base metal and weld metal at room temperature (20℃).

Materials	Yield strength (MPa)	Ultimate tensile strength (MPa)	Elongation (%)
Base Metal (L)	410.4	548.7	23.7
Base Metal (T)	413.1	553.3	24.0
Weld Metal	478.5	568.5	25.0

목이다. 특히, 충격시의 하중과 변위를 기록할 수 있도록 고안된 계장화샤피충격시험은 하나의 시험편으로부터 보다 많은 정보를 얻을 수 있고, 더욱이 예비균열을 내지 않은 무딘 노치 샤피시편을 이용하여 파괴인성을 예측할 수 있기 때문에 매우 유용한 시험방법으로 알려져 있다.

본 연구에서는 무딘 노치만을 갖는 샤피시편의 계장화충격시험으로부터 얻어진 샤피충격 하중-변위 곡선의 해석을 통하여 원자로압력용기강의 균열정지파괴인성을 평가할 수 있는 새로운 방법을 모색하고 그 타당성을 고찰하고자 하였다. 샤피충격 하중-변위 곡선으로부터 균열정지하중(crack arrest load)을 결정하고, 균열정지하중의 온도에 따른 변화로부터 원자로압력용기강의 파괴특성을 나타낼 수 새로운 특성온도를 도출하고자 하였으며, 균열정지하중과 파면으로부터 측정된 균열길이를 이용하여 원자로압력용기강의 하한값의 균열정지파괴인성치, K_{Ia}를 평가하고자 하였다.

2. 실 험 방 법

본 연구에 사용된 재료는 원자로압력용기로 사용되는 Mn-Mo-Ni계 저합금강인 ASME SA508 Cl.3 단조강이며, 충격시험편은 동합금이 원자로압력용기로 사용될 때의 모재(Base Metal, L/T방향), 용접부(Weld Metal) 및 용접열영향부(Heat-Affected Zone, HAZ)로부터 채취하였다. 모재와 용접부의 화학조성 및 각 소재에 대한 상온 기계적 성질은 표 1 및 표 2에 나타내었다. 그림 1은 샤피충격 하중-변위 곡선을 얻기 위한 계장화샤피충격시험의 모식도를 나타낸 것이다. 계장화샤피충격시험은 일반적인 샤피충격시험기에 시간에 따른 충격하중 및 변위의 변화를 기록할 수 있도록 dynamic load cell과 광센서를 장착하여 수행되었다. 충격하중은 충격텁(tup)에 내장된 로드셀(load cell)에 의해서 계측되고, 충격순간으로부터의 변위는 햄머(hammer)에 부착된 나이프에지(knife edge)가 광센서를 통과하게 되어 계측되며, 이러한 계측데이터는 컴퓨터프로그램으로 이동되어 처리 및 저장된다. 충격시험은 표준형 샤피 V-노치 시험편($10\times10\times55mm^3$)을 이용하였으며, 시험편의 형상 및 크기는 그림 2에 도시하였다. 동적파괴인성값을 얻기 위한 피로균열시험편의 경우 균열선

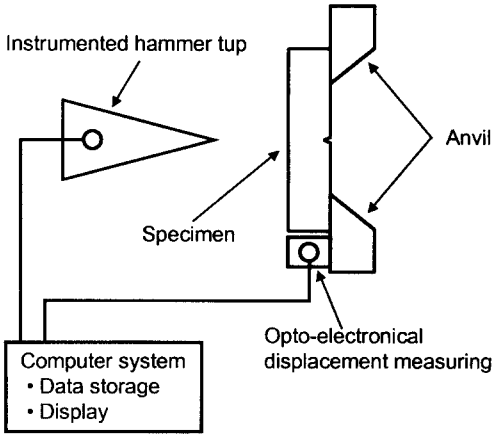

Fig. 1. Schematic diagram of instrumented Charpy impact test system.

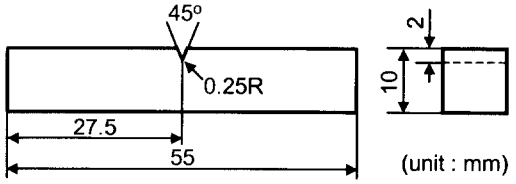

Fig. 2. Dimensions of the Charpy V-notch impact test specimen.

단의 응력집중계수(K_t)는 $26.6kg/mm^{3/2}$($P_{max}=180kg$)으로, 균열길이와 시험편 두께의 비(a/W)는 0.45~0.55로 제어하였다.

충격시험은 -100℃~288℃의 온도범위에서 수행되었고, 시험온도의 정밀한 조절을 위하여 항온조(bath)는 고온용과 저온용으로 구분하여 사용하였다. 고온용 항온조는 내장된 전열체를 이용하여 시험온도를 조절하였고, 저온용 항온조는 액체질소를 주입하여 시험온도를 조절하였다. 이때 사용된 열 유지매체로는 상온이상에서는 물(상온~98℃) 또는 실리콘오일(silicon oil)(98℃ 이상)을 사용하였고, 상온이하에서는 알코올(상온~-60℃) 또는 아이소펜탄(isopentane)(-60℃ 이하)을 사용하였다. 시험방법과 관련된 제반 사항 및 동적파괴인성값을 얻기 위한 해석절차는 모두 ASTM 규격[6~8]을 준수하여 수행되었으며, 충격시

험 후 파면분석은 주사전자현미경(SEM)을 이용하여 수행되었다.

3. 결과 및 고찰

그림 3(a)는 본 연구에서 사용된 무딘 V-노치 시편의 계장화샤피충격시험으로부터 얻어진 전형적인 샤피충격 하중-변위 곡선을 나타낸 것이다. 여기서 P_y는 충격하중하에서의 항복하중(yield point load), P_m은 최대하중(maxium load), P_u는 불안정균열전파하중(unstable crack growth load) 그리고 P_a는 균열정지하중(crack arrest load) 등 특성화된 하중값들을 나타낸다. 저자 등은 이전의 연구결과[9,10]를 통하여, 이러한 특성화된 하중값들을 이용하여 원자로압력용기강에 대한 충격시험시의 shear fraction 및 lateral expansion 등 파괴인성과 관련된 인자들을 비교적 정확하게 예측할 수 있었으며, 기존의 ASTM 등에서 제안된 방법에 의한 결과들[1]과도 잘 일치하고 있음을 보임으로써 원자로압력용기강의 인성평가에 있어서 계장화샤피충격시험의 유용성을 입증한 바 있다.

그림 3(b)는 그림 3(a)의 샤피충격 하중-변위 곡선으로부터 얻어진 각각의 특성화된 하중값들의 온도에 따른 변화를 나타낸 것이다. 각각의 특성화된 하중값들은 서로 다른 온도의존성을 나타내며, 이는 재료의 파괴특성이 온도에 따라 변화하기 때문이다. 항복하중(P_y) 및 최대하중(P_m)은 모든 온도구간에 걸쳐서 온도가 감소할수록 증가하다가 0℃ 부근에서는 급격히 감소하는 경향을 나타내었다. 한편, 불안전균열전파하중(P_u) 및 균열정지하중(P_a)은 각각 균열전파 및 정지시의 하중이므로 100% 벽개파괴가 일어나는 lower shelf 영역 및 100% 연성파괴가 일어나는 upper shelf 영역에서는 나타나지 않고 천이온도영역에서만 나타나는 하중값이다. 이러한 특성으로부터, 그림 3(b)에 나타낸 것과 같이, 천이영역이 시작되는 온도(T_I) 및 upper shelf 영역이 시작되는 온도(T_O) 등을 예측할 수 있다.

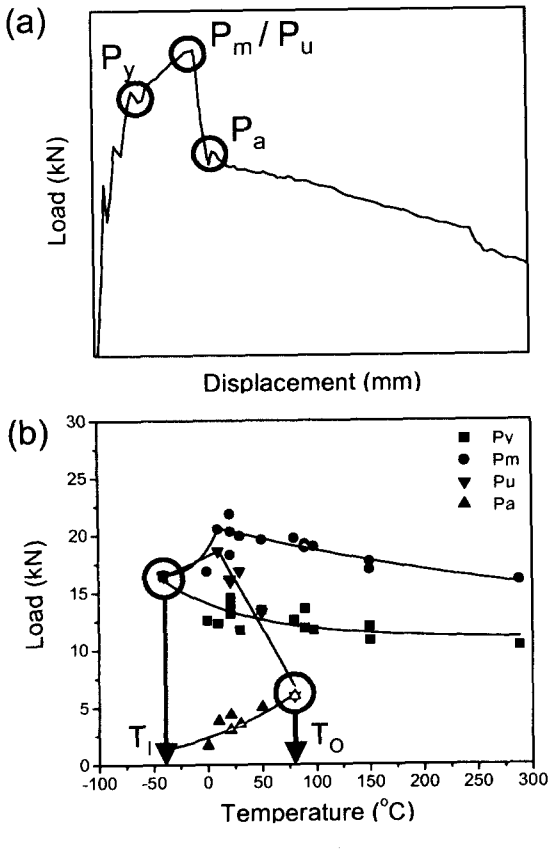

Fig. 3. (a) Load-displacement diagram and (b) Charpy V-notch impact load diagram for base metal (L) of ASME SA 508 Cl.3 steel.

특히, 위에서 서술한 4종류의 하중값들 중 균열정지하중(P_a)은 높은 응력장의 조건에서 균열전파를 정지시킬 수 있는 재료의 능력을 나타내는 값으로서, ASTM규격 E 208에 의해 결정되는 무연성천이온도(T_{NDT})와 같은 의미에서 재료의 특성을 나타내는 인자로 보고되어 있다.[1] 또한, 균열정지하중은 천이영역에서만 나타나는 하중값으로서 원자로압력용기강의 천이특성을 잘 나타내며, 충격시험편의 노치형상에 관계없이 파괴인성과 밀접한 관련을 가진 인자로 보고되어 있다.[2] 따라서 계장화샤피충격시험결과 얻어지는 균열정지하중값은 원자로압력용기강의 균열정지 파괴인성을 예측할 수 있는 매우 유용한 하중값으로 판단된다.

그림 4는 각각의 시험편에 대한 샤피충격 하중-변위 곡선으로부터 얻어진 균열정지하중의 온도에 따른 변화를 나타낸 것이다. 균열정지하중은 시험편의 종류에 따라 서로 다른 값을 나타내었고 일반적인 샤피충격시험결과에서 나타나는 정도의 편차를 보였으나, 온도의존성은 모든 시험편에서 유사한 경향을 나타내었다. 균열정지하중은 천이온도영역에서만 나타나는 하중값으로서 충격시험편의 노치형상에 관계없이 재료의 천이특성을 잘 나타내는 것으로 보고되어 있다.[2] 한편, 천이온도영역에서 K_{Ic} 및 K_{Ia} 등의 온도의존성은 다음의 식 (1)과 식 (2)에서와 같이 특성온도(index temperature)로 보정된 지수함수의 형태로 표현된다.[2]

$$K_{Ic} = 30 + 70\exp[0.019(T - T_0)] \ (MPa\sqrt{m}) \quad (1)$$

$$K_{Ia} = 30 + 70\exp[0.019(T - TK_{Ia})] \ (MPa\sqrt{m}) \quad (2)$$

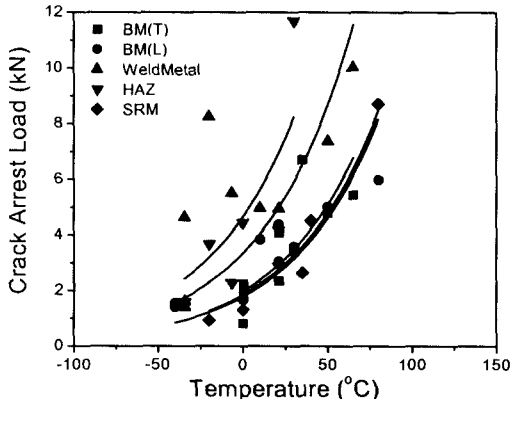

Fig. 4. Crack arrest load vs. temperature diagram.

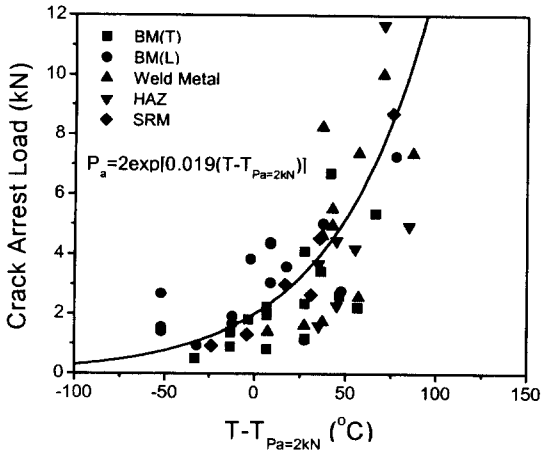

Fig. 5. Crack arrest load as a function of temperature for ASME SA508 Cl.3 steel.

여기서 T_0 및 TK_{Ia}는 K_{Ic} 및 K_{Ia}가 각각 100MPa$\sqrt{m}$일 때의 특성온도이다. 따라서 온도에 따른 균열정지하중의 변화도 위의 식들과 유사하게 특성온도로 보정된 지수함수의 형태인 다음의 식 (3)과 같이 표현될 수 있을 것으로 판단된다.

$$P_a = A\exp[0.019(T - T_{Pa=A})] \quad (kN) \qquad (3)$$

여기서 A는 특정한 균열정지하중값, $T_{Pa=A}$는 균열정지하중값이 AkN일 때의 특성온도이다. 따라서 특정한 균열정지하중값(A)과 그에 따른 특성온도($T_{Pa=A}$)를 변화시킴으로써 균열정지하중의 온도에 따른 변화를 가장 적절히 표현할 수 있는 함수를 결정할 수 있을 것으로 판단된다. 그림 5는 균열정지하중의 온도에 따른 변화를 식 (3)을 이용하여 나타낸 것으로서, 여기서 특정한 균열정지하중값 A는 2(kN)이며, 특성온도는 균열정지하중이 2kN일 때의 온도($T_{Pa=2kN}$)이다. 그림에서 나타낸 것과 같이 본 연구에서 사용된 원자로압력용기강에 대한 균열정지하중의 온도에 따른 변화는 특성온도로 보정된 지수함수의 형태로 잘 표현될 수 있는 것으로 확인되었다.

본 연구에서는 식 (3)의 지수함수를 이용하여 균열정지하중의 온도에 따른 변화를 가장 적절히 표현할 수 있는 식과 그 때의 특성온도를 결정하고자 하였다. 표 3은 각각의 재료들에 대하여 식 (3)을 이용하여 특정한 균열정지하중값(A)을 변화시키면서 특성온도($T_{Pa=A}$)를 구하고, 이를 기존의 무연성천이온도(T_{NDT}) 및 샤피충격흡수에너지가 41J일 때의 온도(T_{41J})와 비교하여 나타낸 것이다. 특정한 균열정지하중값(A)이 높을수록 특성온도($T_{Pa=A}$)도 높은 값을 나타내며, 기존의 T_{NDT} 및 T_{41J}이 높은 재료일수록 식 (3)을 이용하여 새롭게 구한 특성온도($T_{Pa=A}$)도 높은 값을 나타내었다. 그림 6은 표 3에 나타낸 특성온도($T_{Pa=A}$)들과

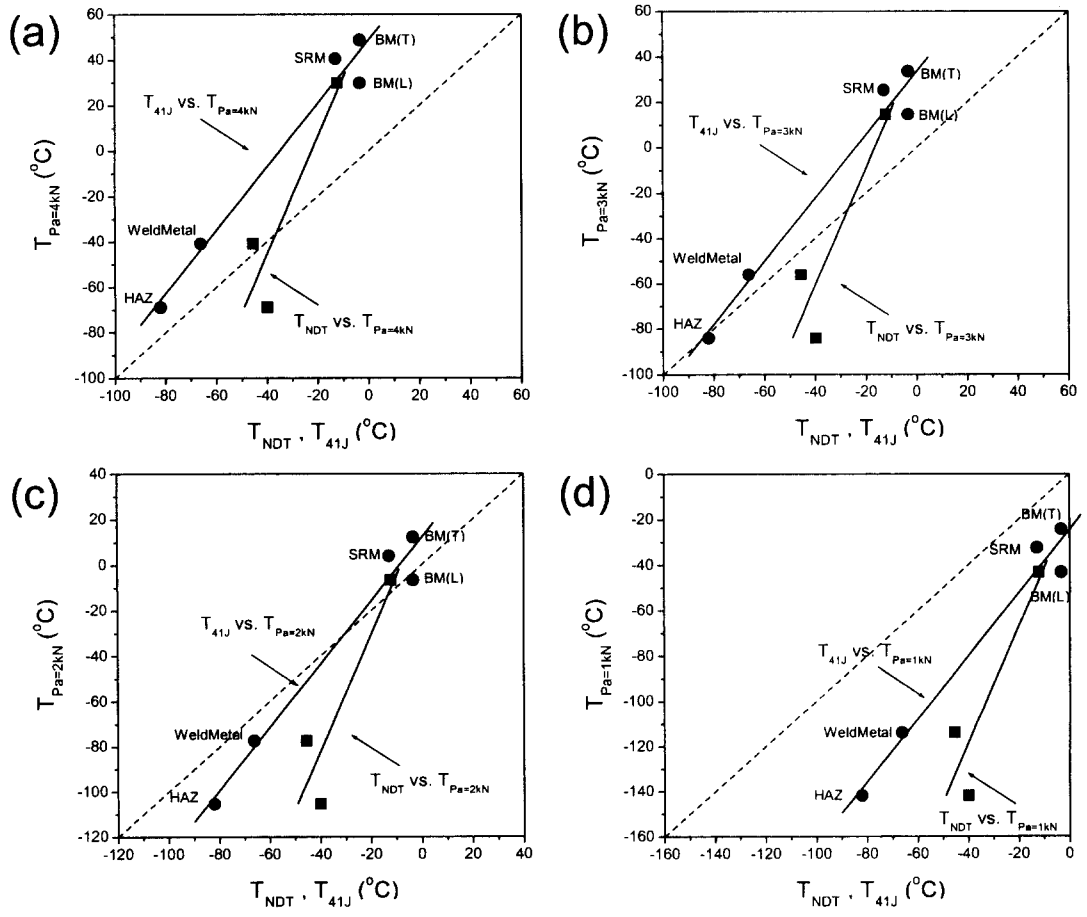

Fig. 6. Correlation of (a) $T_{Pa=4kN}$, (b) $T_{Pa=3kN}$, (c) $T_{Pa=2kN}$ and (d) $T_{Pa=1kN}$ to T_{NDT} and T_{41J}.

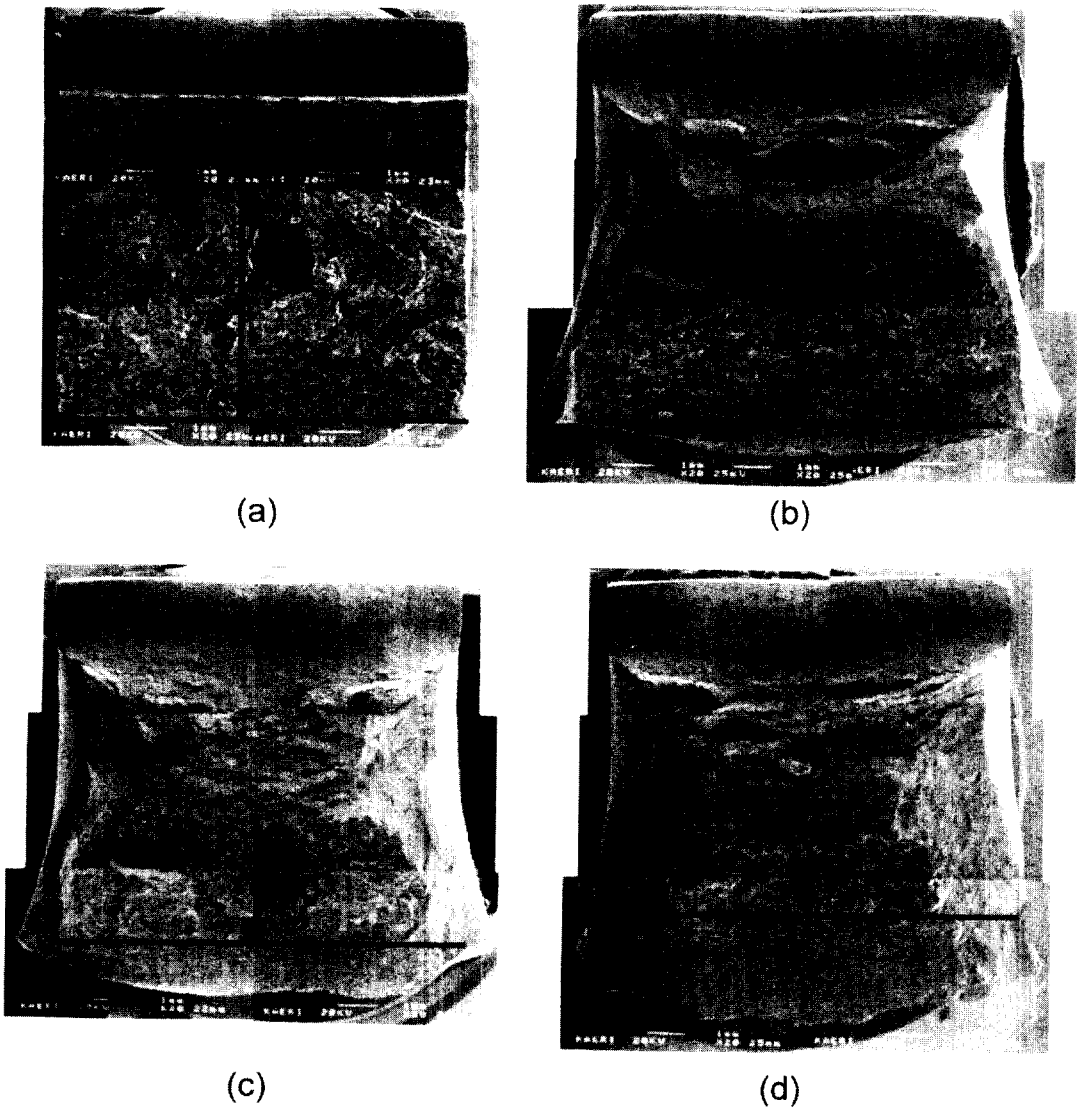

Fig. 7. Fractured surfaces of Charpy V-notch specimens tested at (a) -40℃, (b) 21.2℃, (c) 50℃ and (d) 90℃.

기존의 T_{NDT} 및 T_{41J}과의 상관성을 조사한 것으로서, 그림에 실선으로 표시한 직선이 점선으로 표시한 대각선(기울기 1)에 가까울수록 식 (3)을 이용하여 새롭게 구한 특성온도($T_{Pa=A}$)와 기존의 T_{NDT} 및 T_{41J}과의 상관성이 높은 것으로 판단할 수 있다. T_{41J}과의 상관성은 $T_{Pa=2kN}$이 가장 높은 것으로 확인되었고, T_{NDT}와의 상관성은 $T_{Pa=3kN}$이 가장 높은 것으로 나타났으며, 이상의 결과를 종합하면, 그림 6 (c)에 나타낸 것과 같이, 균열정지하중이 2kN일 때의 온도를 특성온도로 결정할 경우, 기존의 특성온도인 T_{NDT} 및 T_{41J}과의 상관성이 가장 높은 것으로 판단된다. Planman 등의 연구[3]에 의하면, 다양한 페라이트계 강에서 균열정지하중이 4kN일 때의 온도를 특성온도로 결정할 경우 T_{NDT} 및 TK_{Ia}와의 상관성이 가장 높은 것으로 보고되어 있으나, 본 연구에서 사용된 원자로압력용기강의 경우는 균열정지하중이 2kN일 때의 온도($T_{Pa=2kN}$)가 더욱 적절한 특성온도인 것으로 확인되었으며, 이러한 특성온도는 원자로압력용기강의 파괴인성을 표현하는 새로운 특성온도로 사용할 수 있을 것으로 판단되었다.

그림 7은 천이온도영역에서 샤피충격시험 후 시험온도에 따른 파면의 변화를 나타낸 것으로서, 시험온도가 증가할수록 shear fraction이 증가하는 경향을 관찰할 수 있었다. 각각의 파면으로부터 불안정균열전파가 시작된 지점을 확인할 수 있었으며(그림에 표시), 이 지점으로부터 불안정균열전파가 종료된 지점까지의 거리(불안정균열길이, a_0)를 측정하여 표 4에 나타내었다. 또한, 시편의 리가먼트(ligament, b)에서 불안정균열길이를 뺀 길이를 안정균열길이(a_a)로 가정하여 함께 나타내었다. 그림 8은 안정균열길이에 따른 균열정지하중의 변화를 나타낸 것으로서 안정균열길이가 증가할수록 균열정지하중도 함께 증가하는 경향을 나타내었다. 위에서 가정한 안정균열길이는 재료의 파괴인성을 직접적으로 나타내는 인자로서 안정균열길이가 증가할수록 파괴인성도 증가하게 된다. 따라서 파괴인성이 높은 재료에서는 균열정지하중도 높게 나타나며, 이러한 균열정지하중은 파괴인성을 직접적으로 예측할 수 있는 인자로 사용될 수 있을 것으로 판단된다. 이상의 결과를 바탕으로 본 연구에 사용된 원자로압력용기강의 균열정지파괴인

Table 3. Index temperatures of ASME SA508 Cl.3 steel.

Materials	T_{41J}(℃)	T_{NDT}(℃)	$T_{Pa=4kN}$(℃)	$T_{Pa=3kN}$(℃)	$T_{Pa=2kN}$(℃)	$T_{Pa=1kN}$(℃)
BM (L)	-3.3	-12.2	29.86	14.72	-6.62	-43.10
BM (T)	-3.3		48.75	33.61	12.26	-24.21
Weld Metal	-66.1	-45.6	-40.84	-55.99	-77.33	-113.80
HAZ	-82	-40	-68.82	-83.97	-105.31	-141.79
SRM*	-12.8		40.52	25.38	4.04	-32.44

*SRM : Standard Reference Materials (A533 Plates)

Table 4. Stable crack length measured from the fracture surface.

Test temperature (℃)	Crack arrest load, P_a(kN)	Unstable crack length, a_0(mm)	Stable crack length $a_a = b - a_0$(mm)
-40	1.41	7.31	0.69
21.1	3.05	3.92	4.08
50	5.02	2.65	5.35
90	7.28	1.17	6.83

성(K_{Ia})은 균열정지하중 및 안정균열길이를 이용하여 다음과 같은 식으로 표현될 수 있을 것으로 판단된다.[12,13]

$$K_{Ia} = \frac{3P_aS}{2BW^2}\sqrt{\pi a_a} f(a_a/W) \qquad (MPa\sqrt{m}) \qquad (4)$$

$$f(a_a/W) = \frac{1.99-(a_a/W)(1-a_a/W)(2.15-3.93a_a/W+2.7a_a^2/W^2)}{\sqrt{\pi}(1+2a_a/W)(1-a_a/W)^{3/2}}$$

여기서 P_a는 균열정지하중, B는 시편의 두께(thickness), W는 시편의 폭(width), S는 시편의 스팬(span), a_a는 안정균열길이이며, $f(a_a/W)$는 안정균열길이에 따른 형상인자이다.

그림 9는 균열정지하중 및 안정균열길이를 이용하여 식 (4)로부터 구해진 파괴인성치(K_{Ia})와 실험적으로 구한 동적파괴인성치(K_{Id})의 상관성을 나타낸 것이다. 동적파괴인성치 K_{Id}는 동재료에 대한 예비균열샤피충격시편을 이용하여 ASTM규격[8]에 따라 구해진 것으로서, 선형파괴역학으로부터 도출된 K_{Id}와는 동일하지 않으나, 비선형조건에서 가장 근사한 값을 얻을 수 있었다. 두 종류의 파괴인성값은, 그림 9에서 보는 것과 같이 비교적 높은 상관성을 나타내었으며, 따라서 계장화샤피충격시험을 통한 균열정지하중 및 안정균열길이의 측정으로부터 비교적 정확하게 원자로압력용기강의 균열정지파괴인성을 예측하는 것이 가능한 것으로 판단되었다.

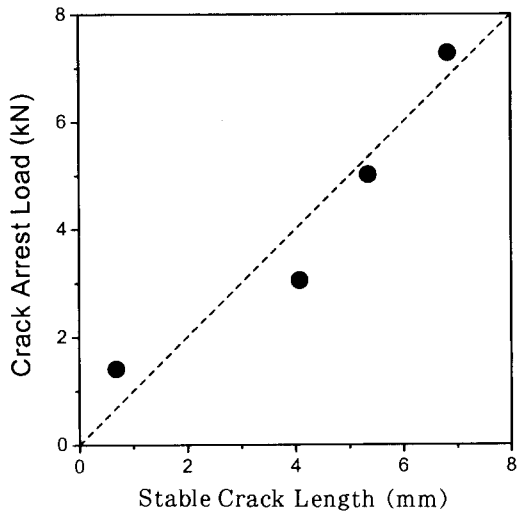

Fig. 8. Correlation of crack arrest load to stable crack length for ASME SA508 Cl.3 steel.

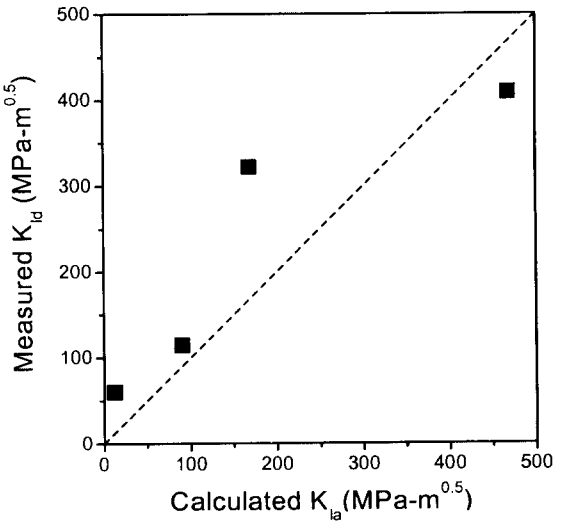

Fig. 9. Correlation of calculated K_{Ia} to measured K_{Id} for ASME SA508 Cl.3 steel.

4. 결 론

샤피충격 하중-변위 곡선으로부터 얻은 균열정지하중을 이용하여 원자로압력용기강의 균열정지파괴인성을 예측할 수 있는 방법을 모색하고 그 타당성을 고찰하였다.

1) 샤피충격 하중-변위 곡선으로부터 얻은 균열정지하중값의 온도에 대한 변화는 특성온도로 보정된 지수함수의 형태로 잘 표현될 수 있었으며, 특성온도 $T_{Pa=2kN}$은 실험적인 무연성천이온도(T_{NDT}) 및 T_{41J}과 높은 상관성을 나타내었다. 따라서 특성온도 $T_{Pa=2kN}$은 원자로압력용기강의 파괴인성을 표현하는 새로운 특성온도로 사용할 수 있을 것으로

판단되었다.

2) 샤피충격 하중-변위 곡선으로부터 얻은 균열정지하중값의 변화는 안정균열길이의 변화와 매우 높은 상관성을 나타내었다. 또한 균열정지하중 및 안정균열길이의 측정으로부터 구해진 균열정지파괴인성치는 피로균열시험편을 이용하여 실험적으로 구한 동적파괴인성치와 비교적 높은 상관성을 나타내었다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발사업 중 원자로 압력경계재료과제의 일환으로 수행되었습니다.

참 고 문 헌

1. S. K. Iskander, R. K. Nanstad, M. A. Sokolov, D. E. McCabe, J. T. Hutton and D. L. Thomas, Effect of Radiation on Materials, ASTM STP 1325, (ed. R. K. Nanstad, M. L. Hamilton, F. A. Garner and A. S. Kumar), p. 204, ASME (1999).
2. A. Fabry, E. van Walle, J. van de Velde, R. Chaouadi, J. L. Puzzolante, Th. van Ransbeeck and A. Verstrepen, Evaluation Material Properties by Dynamic Testing, ESIS 20 (ed. E. van Walle), p. 59, Mechanical Engineering Publication, London, U. K. (1996).
3. T. Planman, K. Wallin and R. Rintamaa, Transaction of the 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, p. 415, Lyon, France (1997).
4. H. J. Schindler, T. Varga, D. H. Njo and G. Prantl, International Symposium on Materials Ageing and Component Life Extension, p. 1367, Milan, Italy (1995).
5. W. Bohme, Evaluation Material Properties by Dynamic Testng, ESIS 20 (ed. E. van Walle), p. 1, Mechanical Engineering Publication, London, U.K. (1996).
6. ASTM Standard E-33 (1994).
7. D. R. Ireland et al., ETI Techmical Report 75-43, EPRI (1975).
8. ASTM Standard E-636 (1983).
9. J. H. Kim, H. Kim, S. H. Chi, J. H. Hong, I. S. Jung and H. S. Hong, Proc. of the 3rd Symp. on Integrity Evaluation Technique of Nuclear Components, p. 1, KINS, Taejon, Korea (1996).
10. H. Kim, J. H. Kim, S. H. Chi and J. H. Hong, Journal of the Korean Society of Mechanical Engineers, **21** (1), 93 (1997).
11. R. K. Nanstad et al., Pendulum Impact Machines, ASTM STP 1248, 111 (1995).
12. ASTM Standard E-399 (1994).
13. J. E. Srawley, International Journal of Fracture Mechanics, **12** (6), 475 (1976).