

# Q의 실험적 측정법

김동학\* · 이정현\* · 강기주\*\*

## The Experimental Method of Measuring Q

Dong-Hak Kim, Jeong-Hyun Lee and Ki-Ju Kang

**Key Words :** J-Q Theory(J-Q 이론), Section Necking(함입), CT Specimen(CT 시험편), Finite Element Method(유한요소해석).

### Abstract

An experimental method to measure Q-parameter in-situ is described. The basic idea comes from the fact that the side necking near a crack tip indicates the loss of stress triaxiality, which can be scaled by Q. From the out-of-plane displacement and the in-plane strain near the surface of side necking, stress field averaged through the thickness is calculated and then Q is determined from the difference between the stress field and the HRR field corresponding to the identical J-integral. To prove the validity, three-dimensional finite element analysis has been performed for a CT configuration with side-groove. Q-value which was calculated directly from the near-tip stress field is compared with that determined by simulating the experimental procedure according to the proposed method, that is, the Q-value determined from the lateral displacement and the in-plane strain. Also, the effect of location where the displacement and strain are measured is explored.

### 1. 서 론

연성재료의 파괴 거동을 표현하는 재료물성으로는  $J_{IC}$  와 J-R 곡선이 있으며, 그 측정방법이 ASTM E1737-96 에 규정되어 있다. 이것의 이론적 근거인 탄소성 파괴역학은, 균열선단의 소성영역의 크기가 시편두께 등 다른 크기보다 훨씬 작아 주변의 탄성 영역에 충분히 구속된 상태를 뜻하는 ‘소규모 항복조건’을 만족하는 경우에만 유효하다. 소규모 항복조건을 만족하지 못하는 경우 균열선단의 응력분포는 J-적분 하나로 지배되는 소위 ‘HRR 응력장’ 대신에 J-적분과 함께 선단근처 소성영역의 구속정도를 나타내는 제 2의 매개변수인 T-응력,  $A_2$  또는 Q 를 사용하여 묘사될 수 있다.

제 2 매개 변수들 중 실험적인 측정방법이 보고된 것은  $A_2$  가 유일하다.<sup>(1)</sup> 즉, Chao 와 Lam<sup>(1)</sup>은

† 전남대학교 공과대학 기계시스템공학부  
E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr  
TEL : (062)530-1668 FAX : (062)530-1689

\* 전남대학교 대학원 기계공학과

\*\* 전남대학교 공과대학 기계시스템공학부

균열선단 근처 변위인  $\delta_5$  로부터  $A_2$  를 결정하는 방법을 제안한 바 있다. 본 연구진은 이 방법을 확장하여 디지털 카메라로 시편 측면을 연속적으로 촬영하여 얻어진 화상들로부터 균열 개시뿐 아니라 진전 중에도  $A_2$  를 측정할 수 있다.<sup>(2)</sup> 그러나  $A_2$  의 이론은 평면 변형을 상태와 같은 2 차원 응력 하에서만 유효하여, 대변형을 동반하는 연성 파괴 시편에서와 같이 변형 및 응력의 시편두께 방향 변동이 큰 경우에는 적용할 수 없다. 반면에 Q 는 비록 이론적인 근거가 빈약하지만 위에서 언급한 3 차원 응력, 변형 상태에 적용할 수 있는 유일한 것이다. 문제는, 아직까지 Q 값을 구하기 위한 실험적인 방법이 없어 3 차원 탄소성 유한 요소 해석에만 의존하기 때문에 시간과 비용이 많이 들고 그 정확성도 신뢰할 수 없다는 것이다.

Yuan and Brocks<sup>(3)</sup> 는 Q 값이 균열선단의 정수압적 응력과 비례함을 입증하였다. Heerens et al.<sup>(4)</sup> 과 Pardeon et al.<sup>(5)</sup> 은 시편 측면 균열 선단 근처에서의 함입(Side-Necking)이 시험편의 구속정도를 나타내는 변수인 정수압적 응력과 일정한 관계가 있음을 보였다. 본 연구진은 이 두 가지 사실로부터 재료파괴 시 시편 측면 균열선단부의 함입량으로부터 Q 를 구할 수 있을 것으로 기대하였다. 먼저,

측정된 함입부위의 면의 변위와 면내 변형율로부터 Q 를 구하는 간단한 이론을 소개하고 이 이론의 타당성을 3 차원 유한요소해석으로 검증하였다. 이와 함께 실험으로 함입부의 면의 변위와 면내 변형율을 측정하는 구체적인 방법을 제시하여 이렇게 측정된 결과를 유한요소해석에 의한 것과 비교하였다. 본 연구에서 제안하는 측정방법은, 파괴물성 J<sub>IC</sub> 와 J-R 곡선을 측정하는 통상적인 파괴 실험방법과 병행하여 사용될 수 있다.

## 2. 기초 아이디어

O'Dowd and Shih<sup>(6,7)</sup> 는 소규모 항복조건을 만족하지 않는 경우 균열선단 응력장은 다음과 같이 표현할 수 있음을 보였다.

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + Q\sigma_0\delta_{ij} \text{ for } 1 \leq \frac{r}{(J/\sigma_0)} \leq 5, \theta = 0 \quad (1)$$

여기서  $(\sigma_{ij})_{HRR}$  는 HRR 응력장을 나타내며  $\sigma_0$  는 항복응력을 나타낸다. 제 2 매개변수인 Q 는 통상 다음 식으로 결정된다.

$$Q = \frac{\sigma_{\theta\theta} - (\sigma_{\theta\theta})_{HRR}}{\sigma_0} \text{ at } \frac{r}{(J/\sigma_0)} = 2, \theta = 0 \quad (2)$$

Fig. 1 의 3 차원 시편과 같이 두께 방향으로 응력 변동이 존재하는 경우, Q 는 두께 평균값으로 정의될 수 있다. 본 연구에서는 식 (2)를 수정하여 3 차원 시편의 Q 를 다음식으로 결정하였다.

$$Q = \frac{(\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}) - (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})_{HRR \text{ for } \bar{J}}}{2\sigma_0} \quad (3)$$

$$\text{for } |\theta| \leq \frac{\pi}{2}, 1 \leq \frac{r}{J/\sigma_0} \leq 5$$

여기서 ‘~’는 두께 평균을 의미한다. 만일 파괴 실험에서 J 적분과 함께  $\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}$  를 동시에 측정할 수 있다면 식 (3)에 의하여 Q 를 결정할 수 있을 것이다. 본 연구의 주요점은 ‘어떻게  $\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}$  를 결정할 것이냐’ 이다

변형 소성 이론(deformation theory of plasticity)에 의하면 탄소성 재료에 대한 응력 변형율 관계식은 다음과 같이 표현된다.

$$\epsilon_{xx} = \frac{1}{E}[\sigma_{xx} - \nu(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})] + \frac{1}{E_p}[\sigma_{xx} - \frac{1}{2}(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})]$$

$$\epsilon_{yy} = \frac{1}{E}[\sigma_{yy} - \nu(\sigma_{zz} + \sigma_{xx})] + \frac{1}{E_p}[\sigma_{yy} - \frac{1}{2}(\sigma_{zz} + \sigma_{xx})]$$

$$\epsilon_{zz} = \frac{1}{E}[\sigma_{zz} - \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})] + \frac{1}{E_p}[\sigma_{zz} - \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})] \quad (4)$$

여기서 E 는 Young 윌, ν 는 푸아송 비, E<sub>p</sub> 는 소성계수로서

$$E_p = \frac{\sigma_{eq}}{\epsilon_{eq}^p}$$

와 같이 등가 응력  $\sigma_{eq}$  와 등가 소성 변형률  $\epsilon_{eq}^p$  의 함수로 정의 된다. 식 (4)로부터 면내 응력의 두께 평균  $\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}$  는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy} = \frac{1}{\alpha - \frac{2\beta^2}{\gamma}} \left[ (\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}) + \frac{2\beta}{\gamma} \tilde{\epsilon}_{zz} \right] \quad (5)$$

여기서

$$\alpha = \frac{1-\nu}{E} + \frac{1}{2\tilde{E}_p}, \beta = \frac{\nu}{E} + \frac{1}{2\tilde{E}_p}, \gamma = \frac{1}{E} + \frac{1}{\tilde{E}_p} \quad (6)$$

이다. 식 (5)로부터  $\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}$  를 구하기 위해서는  $\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}$ ,  $\tilde{\epsilon}_{zz}$  와 함께  $\tilde{E}_p$  즉,  $\tilde{\sigma}_{eq}/\tilde{\epsilon}_{eq}^p$  를 결정하여야 한다. 먼저 표면의 함입량  $u_z$  를 측정한다면 Fig. 1 의 가상의 원통형 시편의 두께평균 면의 변형율  $\tilde{\epsilon}_{zz}$  는

$$\tilde{\epsilon}_{zz} = \frac{u_z}{B} \quad (7)$$

와 같이 구할 수 있다. 여기서 B 는 시험편의 두께를 나타낸다.  $\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}$  는 소성 부피 변형률,  $(\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} + \tilde{\epsilon}_{zz})_{pl} = 0$  이라는 것을 감안하여

$$\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} = (\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} + \tilde{\epsilon}_{zz})_{elastic} - \tilde{\epsilon}_{zz} \quad (7)$$

와 같이 표현된다. 식(7)로부터 탄성 부피 변화율  $(\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} + \tilde{\epsilon}_{zz})_{elastic}$  을 알고 있다면  $\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}$  을 간단히 계산할 수 있다.

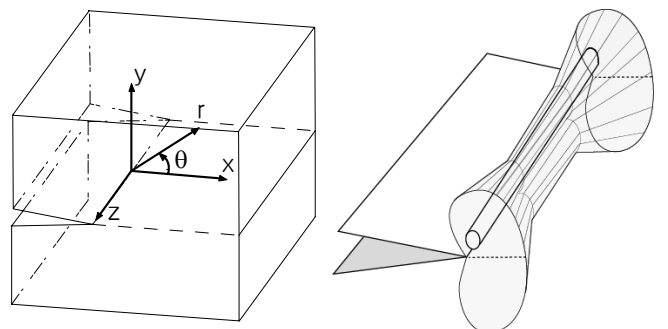


Fig. 1 Three-dimensional crack tip

마지막으로 소성계수  $\tilde{E}_p$  를 구하기 위해서는 등가 변형을  $\tilde{\epsilon}_{eq}$  과 등가 소성 응력  $\tilde{\sigma}_{eq}$  을 구해야 한다. 이를 위하여 Fig. 1 안의 가상 원통형 시편의 표면 변형율과 두께 평균 변형율 성분 사이에 다음과 같은 관계가 성립한다고 가정하였다.

$$\begin{aligned} \tilde{\epsilon}_{xx} &= (\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}) \frac{\epsilon_{xx}}{\epsilon_{xx} + \epsilon_{yy}} \Big|_{\text{surface}} \\ \tilde{\epsilon}_{yy} &= (\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}) \frac{\epsilon_{yy}}{\epsilon_{xx} + \epsilon_{yy}} \Big|_{\text{surface}} \\ \tilde{\epsilon}_{xy} &= \epsilon_{xy} \Big|_{\text{surface}} \end{aligned} \quad (8)$$

또한 시험편의 x-y 평면을 중심으로 z 축에 대해서 대칭이므로  $\tilde{\epsilon}_{yz} = \tilde{\epsilon}_{zx} = 0$  이다. 즉, 함입부의 면외 변위  $u_z$  와 함께 표면 변형율  $\epsilon_{xx}, \epsilon_{yy}, \epsilon_{xy}$  를 측정하여 식 (6)~(8)로부터 가상 시편의 모든 변형율 성분의 두께 평균을 계산하다. 이 결과를 식 (9)와 같이 등가 변형율  $\tilde{\epsilon}_{eq}$  을 구하고 다시 Ramberg Osgood 식에 대입하여 등가 응력  $\tilde{\sigma}_{eq}$  과 소성 등가 변형율  $\tilde{\epsilon}_{eq}^p$  를 구하여 소성 계수  $\tilde{E}_p$  를 결정한다.

$$\tilde{\epsilon}_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[ (\tilde{\epsilon}_{xx} - \tilde{\epsilon}_{yy})^2 + (\tilde{\epsilon}_{yy} - \tilde{\epsilon}_{zz})^2 + (\tilde{\epsilon}_{zz} - \tilde{\epsilon}_{xx})^2 + 6(\epsilon_{xy}^2 + \epsilon_{yz}^2 + \epsilon_{zx}^2) \right]^{1/2} \quad (9)$$

$$\tilde{\epsilon}_{eq} = \frac{\tilde{\sigma}_{eq}}{E} + \alpha \left( \frac{\tilde{\sigma}_{eq}}{\sigma_0} \right)^{n-1} \frac{\tilde{\sigma}_{eq}}{E} = \frac{\tilde{\sigma}_{eq}}{E} + \tilde{\epsilon}_{eq}^p \quad (10)$$

Q 를 구하는 과정을 흐름도로 나타내면 Fig. 2 와 같다. 함입부에서의 면외 변위와 표면 변형율로부터 측정하고 별도로 시편이 탄성 변형할 때의 부피 변화율을 구하여 시편 두께 평균 변형율 성분과 등가 응력, 변형율을 결정한다. 그 다음 두께 평균 면내 응력을 구하여 최종적으로 Q 를 결정한다. 이 아이디어의 타당성은 소규모항복조건을 만족하지 못하는 시편에 대한 변형소성 이론의 적용 가능성과 식 (8)의 가정의 합리성 여부에 달려있다. 이를 검증하기 위해서 3 차원 유한요소해석을 수행하였다.

### 3. 아이디어의 검증 - 유한요소해석

#### 3.1 모델링

연성 금속 CT 시험편의 파괴 실험 과정을 유한요소해석으로 모사하였다. 시험편의 형상 및 크기는 ASTM 표준 E1737-96 의 규정을 준수하였다. 시험편의 두께 B=25.4mm, 폭 W=50.8mm 이며 시

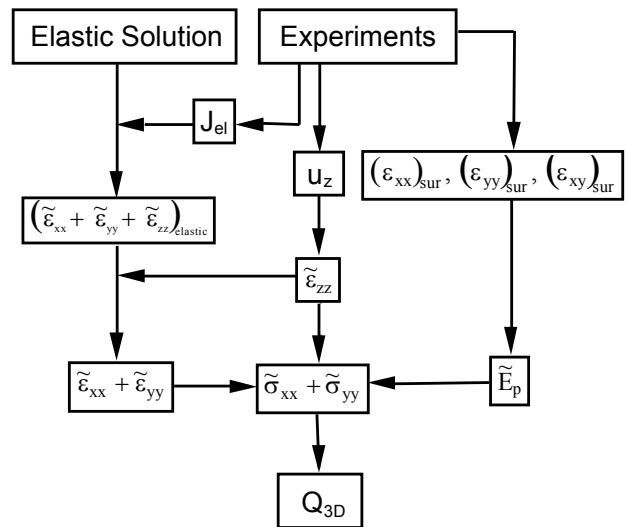


Fig. 2 The schematic diagram of measurement of Q

험편의 양면에 각각 두께의 10%깊이(합계 20%)만큼 홈(side groove)이 있다. 시험편 재질은 원자력 발전소의 주증기 배관재로 사용되는 저합금페라이트강인 SA106 Grade C 이다. 이 재료의 파괴인성/항복응력 비  $J_i/\sigma_0$  는 0.81875mm 로서 파괴시 소규모항복조건인

$$B, b_0 \geq 200 \frac{J_i}{\sigma_y}$$

을 전혀 만족시키지 못하는 전형적인 연성금속이다.<sup>(8)</sup>

재료의 물성은 Table 1 에 나열되어있다. 항복점 이후의 탄소성 변형은 다음과 같은 Ramberg Osgood 관계식에 의하여 표현하였고, 균열선단 근처의 대변형을 정확히 모사하기 위해서 증분소성이론(incremental theory of plasticity)를 적용하였다.

$$E\epsilon = \sigma + \alpha \left( \frac{|\sigma|}{\sigma_0} \right)^{n-1} \sigma$$

시험편의 대칭성에 의하여 전체의 1/4 만을 모델링하였으며 Fig. 3 은 이러한 유한요소 모델을 보여준다. 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 를 사용하여 해석을 수행하였으며 사용된 요소는 20-node quadratic brick, reduced integration 요소

Table 1 Mechanical properties of SA106 Grade C ferritic steel<sup>(9)</sup>

E (GPa)	$\sigma_0$ (MPa)	$\nu$	$\alpha$	n	$J_i$ (KJ/m <sup>2</sup> )
219	320	0.29	6.68	3.80	260 ± 30

(C3D20R)로 요소 수는 3990 개, 절점의 수는 19141 개이며 두께에 대하여 10 개의 요소로 이루어져 있다.

3.2 해석결과

이 시험편에서 J-Q 이론이 타당한 것인지를 확인하기 위하여 균열선단으로부터의 위치( $r, \theta$ )에 따라 두께 평균 Q가 어떻게 변하는지 조사하였다. Fig. 4는 유한요소해석을 통하여 직접 계산된 두께 평균 응력  $\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}$ 를 이용하여  $Q_{direct}$ 를 보여준다. 동일 재료의 실제 파괴 인성은  $J_c \approx 260 \pm 30 KJ/m^2$ 이지만  $J_c = 702 KJ/m^2$ 을 최대값으로 하여 하중이  $\tilde{J}/\sigma_0 B = 0.034 \sim 0.086$  범위에서  $Q_{direct}$ 를 식 (3)에 의하여 계산하였다. 그림 내의 r 변화범위  $0.07 < r/B < 0.16$ 은 위와 같은  $\tilde{J}$  변화 시 J-Q 이론의 적용 범위인  $1 \leq \frac{r}{J/\sigma_0} \leq 5$ 내에 포함된다.  $\theta = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$  5 가지로 변환에 따라  $Q_{direct}$ 의 변화양상도 함께 도시되었다. 또한 하중의 영향을 살펴보기 위해 3 가지 크기의  $\tilde{J}$ 에 대하여 각각 도시되었다(Fig. 4(a)~4(c)). 먼저  $\theta$ 의 r에 대한 변동이 상대적으로 크다. 이것은 측면홈(side groove)에 의한 것으로 보인다. 또한  $\theta = 75^\circ, 90^\circ$ 에서는 다른  $\theta$ 와는 다르게 Q의 크기가 작다. 이것은 J-Q 이론 자체가  $|\theta| \leq \frac{\pi}{2}$ 에서만 유효하기 때문이다. 그 밖의  $\theta = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 에 대해서는 Q가 거의 일치하며 r에 대한 변동도 작아서 본 시험편이 J-Q 이론에 충실히 따르고 있음을 알 수 있다. 이후에 Q는  $30^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$ 인 범위에서 계산 또는 측정되었다.

Q를 식 (6)~(10)을 통하여 계산하기 위해서는 시험편 측면 함입부의 변형을 측정해야 할 뿐 아니라, 탄성 부피 변형율 ( $\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} + \tilde{\epsilon}_{zz}$ )<sub>elastic</sub>을 알아야 한다. Fig. 5는 탄성 부피 변형율의  $\theta$  및 r에 따른

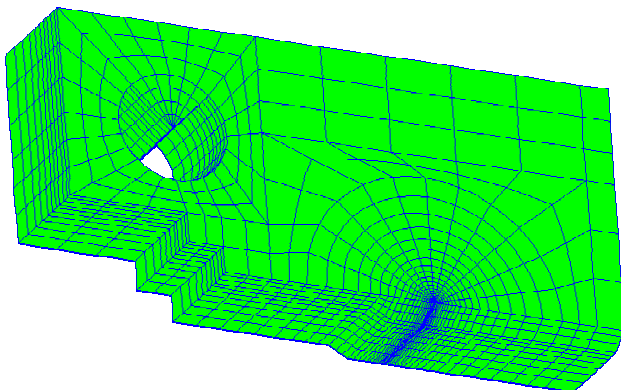


Fig. 3 Finite element mesh

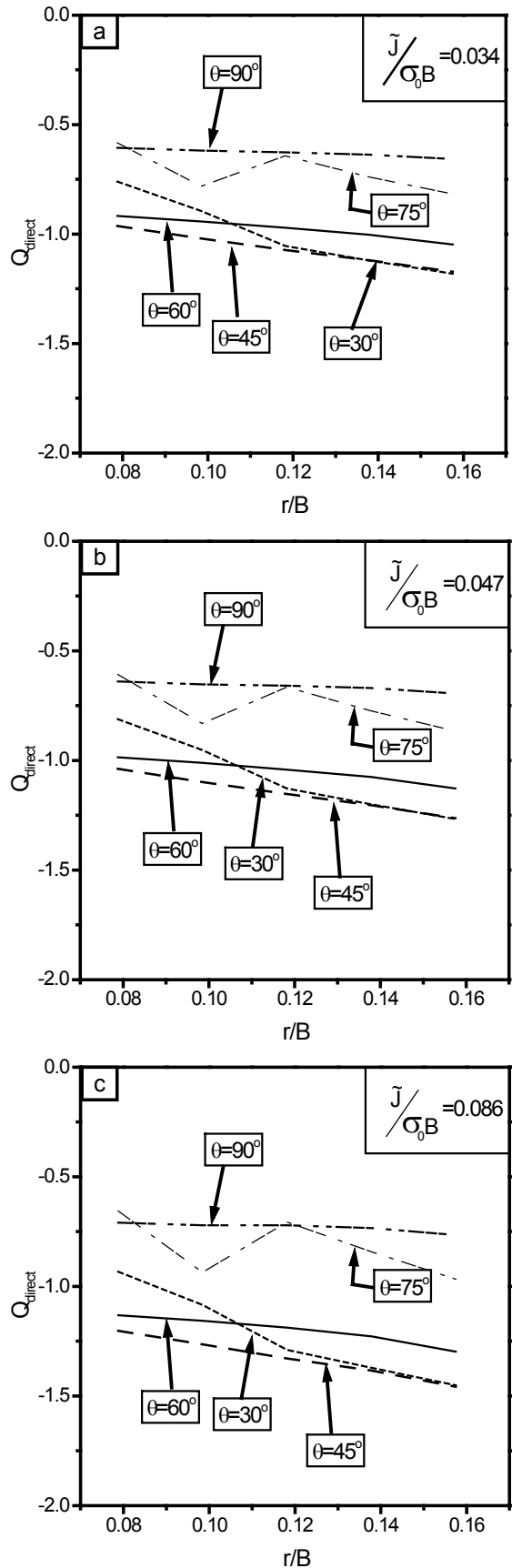


Fig. 4 Finite element results for  $Q_{FEA}$  with crack distance and load.

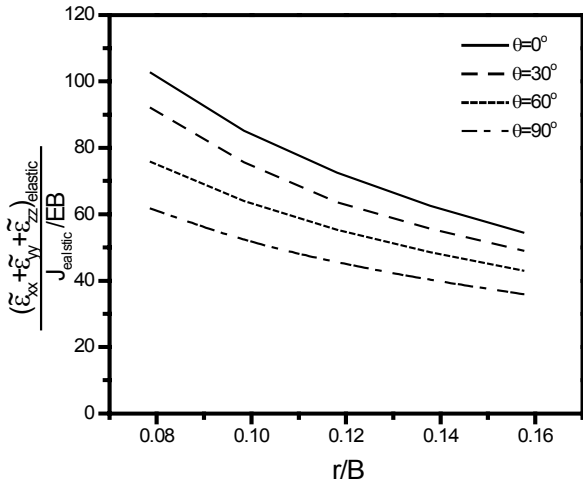


Fig. 5 Elastic volumetric strain

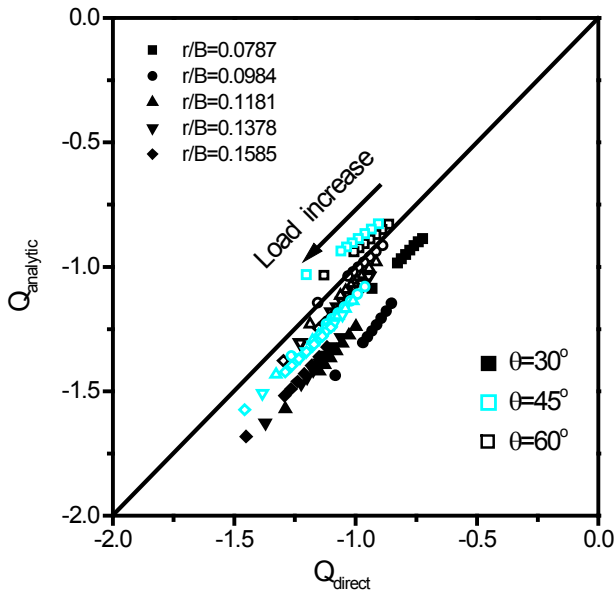


Fig. 6 Difference of  $Q_{direct}$  and  $Q_{analytic}$

변화양상을 나타내고 있다. 재료가 탄성 변형일때는 응력 및 변형율을 단순히 하중에 비례하고, 그림에서 탄성부피 변형율을 하중과 재료의 영향을 포함하는  $\tilde{J}_{elastic}/EB$  로 표준화(normalize)하여 나타내었으므로 이 결과는 같은 형태를 가진 모든 CT 시편에 대하여 적용할 수 있다.

Fig. 6 은 유한요소해석에서 응력  $\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}$  을 직접계산하여 결정한  $Q_{direct}$  와 함입부 표면의 변형으로부터 식 (6)~(10)에 의하여 결정한  $Q_{analytic}$  을 비교하여 보여주고 있다. 하중 크기의 영향과 함입 변형 측정점의 위치  $r, \theta$  의 영향을 함께 묘사한 것이다.  $\theta = 45^\circ, 60^\circ$  이고,  $0.0787 < r/B < 0.1585$ ,  $\tilde{J}/\sigma_0 B = 0.034 \sim 0.087$  범위에서  $Q_{analytic}$  는  $Q_{direct}$  와 최대  $\pm 12\%$  범위에서 잘 일치한다.

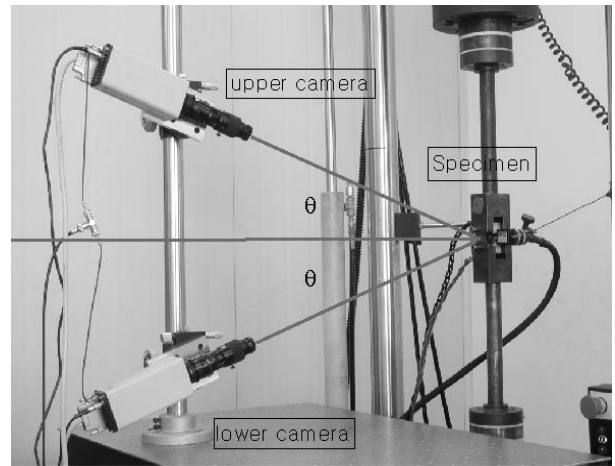


Fig. 7 Experimental set-up

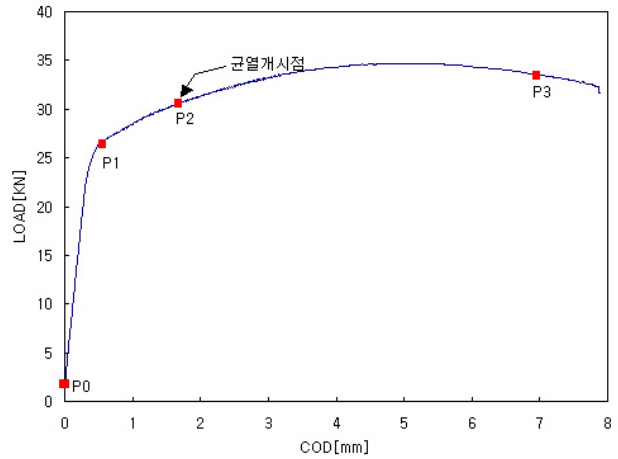


Fig. 8 Load- COD curve

#### 4. 실험결과

통상적인 파괴실험과 병행하여 균열진전 시 측면 함입량을 측정하기 위해서 두 대의 디지털 CCD 카메라를 이용한 SDP(Stereoscopic Digital Photography)가 사용되었다. Fig. 7 은 사용된 카메라 장치를 보여주고 있다. 시편으로부터 각각  $\pm\theta$  ( $=20^\circ$ ) 만큼 기울어진 두 대의 카메라로 파괴실험 과정의 시편 측면을 촬영하고, 각 화상으로부터 변위  $A_x, A_y$  를 측정하여, 시편 측면부의 면내 변위  $u_x, u_y$  와 면외 변위  $u_z$  를 측정한다. 다음은 화상 변위와 실제 물체의 변위사이의 관계식이다.

$$\begin{aligned} A_x(\theta) &= A_x(-\theta) = \frac{u_x}{M} \\ A_y(\theta) - A_y(-\theta) &= -\frac{2u_x \sin\theta}{M} \\ A_y(\theta) + A_y(-\theta) &= \frac{2u_x \cos\theta}{M} \end{aligned} \quad (11)$$

여기서  $M$  은 카메라 렌즈와 시편과의 거리에 의해 결정되는 배율이다. 디지털 화상에서의 변위

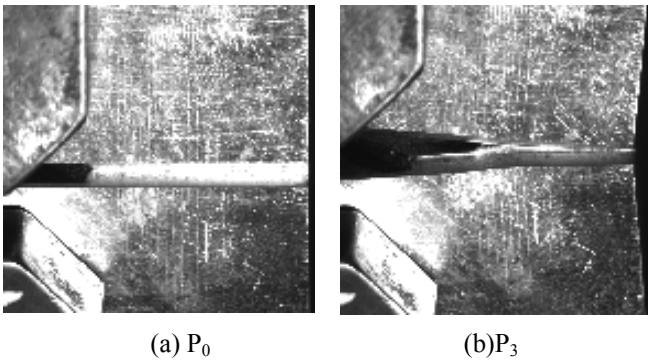


Fig. 9 The photography of specimen

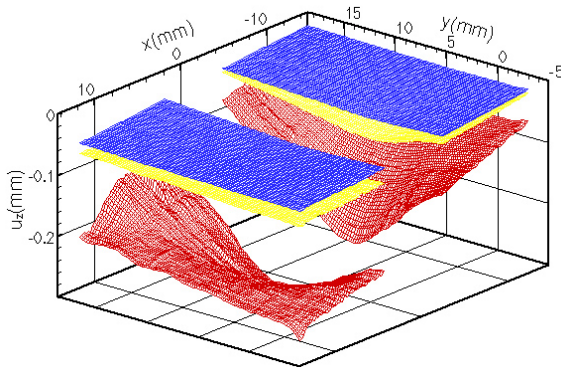


Fig. 10 The out-of-plane displacement for P<sub>1</sub>, P<sub>2</sub> and P<sub>3</sub>

$A_x$ ,  $A_y$  를 높은 해상도로 측정하기 위해서 디지털 화상 관련법(DIC; Digital Image Correlation)을 사용하였다. 상용 DIC 소프트웨어인 VIC-2D를 사용하여 최고 해상도 1/100 픽셀을 얻을 수 있다. 변위 측정 방법에 대한 자세한 사항은 Lee et. al<sup>(10)</sup>에 기술되어 있다.

유한요소해석에서와 동일한 재료인 원자력 발전소 주증기 배관재 SA106 Grade C를 ASTM 표준 E1737-96에 의거하여 파괴실험하였다. Fig. 8은 시험에서 얻어진 하중-변위(COD) 곡선이다. Fig. 9의 (a), (b)는 각각 위 하중-변위 곡선상의 P<sub>0</sub>, P<sub>3</sub> 점에서 상부( $\theta = +20^\circ$ ) 카메라로 촬영된 시험편 측면 사진이다. P<sub>0</sub>, P<sub>1</sub>, P<sub>2</sub>, P<sub>3</sub> 점에 대하여 이와 같이 촬영된 디지털 화상을 VIC-2D 프로그램으로 해석하고 식 (11)에 대입하여 변위  $u_x$ ,  $u_y$ ,  $u_z$ 를 측정하였다. Fig. 10은 P<sub>1</sub>, P<sub>2</sub>, P<sub>3</sub> 점에서 측정된 면외 변위  $u_z$ 를 보여주고 있다. 균열선단에 가까운 지점에서 가장 큰 함입이 나타남을 알 수 있다.

### 5. 토론

제안된 Q의 측정방법에 대한 검증을 한 개의 시험편에 대한 유한요소해석과 실험을 통하여 수행하였다. Q의 측정방법을 일반화하기 위하여 적용할 수 있는 한계에 대한 검증이 필요하다. 즉,

시험편의 균열길이, 두께 또는 형상 등에 대한 영향 등을 검증하여야 하며 J-R 곡선과 함께 사용하기 위하여 균열진전에 따른 영향을 검증하여야 한다. 이를 위한 유한요소해석을 수행 중에 있다.

### 6. 결론

대규모 항복조건 하에서의 파괴거동을 표현하기 위한 Q값을 실험을 통하여 측정할 수 있는 방법을 제안하였다. 제안된 방법을 연성금속인 SA 106 Grade C에 대한 20%의 측면홈이 있는 CT 시험편의 3차원 유한요소해석을 수행하여 검증하였고 Q를 측정하기 위한 위치에 대한 영향을 알아 보았다. 또한 실험으로부터 측정된 Q값과 유한요소해석 결과와 비교하였다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 측면홈이 있는 연성금속의 CT 시험편에 대한 J-Q 이론의 적용이 타당하다.
- (2) 홈이 없는 영역 중에서도  $\theta \leq 60^\circ$ 에서의 Q값을 사용해야 한다.
- (3) 제안된 방법에 의하여 Q를 측정할 수 있었으며  $\theta = 45^\circ, 60^\circ$ 에서 시험편 두께 평균 응력으로부터 결정된 Q값과 최대  $\pm 12\%$ 의 오차범위에서 잘 일치한다.
- (4) 파괴물성,  $J_{IC}$ 와 J-R 곡선을 측정하는 통상적인 파괴 실험과 병행하여 Q를 실험적으로 측정할 수 있었다.

### 후기

본 연구는 2002년 과학기술부의 원자력 기초연구 사업의 일환으로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사의 뜻을 표합니다.

### 참고문헌

- (1) Chao, Y. J. and Lam, P. S., 1998, "On the use of constraint parameter A2 determined from  $\delta_5$  Technique in predicting fracture event," *Fatigue, Fracture, and Residual Stress ASME*, pp. 197~205.
- (2) Kim, H.J. Kim, D.H., Yang, K.J. and Kang K.J., 2003, "Variation of A2 with Crack Propagation in a Ductile Metal; Experimental Evaluation," *Transaction of the KSME*, Vol. 27, pp. 119~125.
- (3) Yuan H. and Broocks, W., 1998, "Quantification of Constraint Effects in Elastic-Plastic Crack Front Fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 46, pp. 219~241

- (4) Heerens, J., Hellmann, D. and Zerbst, U., 1996, "Probendicken- und Ligamenteinschnürung, zwei Größen zur Erfassung der Constraintabhängigkeit von R-Kurven," *Proceedings for 28. Vortragsveranstaltung, des DVM-Arbeitskrieses Bruchvorgänge*, ed. W. Brocks, pp.389~400. Deutscher Verband für Material Prüfung, Feb. 1996 in Bermen.
- (5) Pardoën, T., Marchal, Y. and Delannay, F., 1999, "Thickness Dependence of Cracking Resistance in Thin Aluminium Plates," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 47, pp. 2093~2123.
- (6) O'Dowd, N.P and Shih, C.F., 1991, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter- I. Structure of Field," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, pp. 989~1015.
- (7) O'Dowd, N.P and Shih, C.F., 1992, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-II. Fracture Application," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, pp. 939~963.
- (8) Kang, Ki-Ju, Kim, Si-Young, Kim, Heon-Joong and Jeung Dae-Yeul, 2003, "Effect of loading rate upon fracture behavior of ferritic steel under large scaled yielding", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 219, pp. 11~18
- (9) Earmme, Y.Y. and Lee, Y.B., 1996, "Study of Effect of Dynamic Strain Aging on Fracture Toughness for Main Stream Line Piping of Nuclear Power Plant", Korea Electric Power Corporation.
- (10) Lee, Jeong-Hyun, Jeon, Moon-Chang. and Kang, Ki-Ju, 2003, "Evaluation of Displacement Measurement Technique Using Laser Speckle and Digital Image Correlation Method", *Journal of the Korean Society of Precision Engineering*, submitted.
- (11) Nakamura, T and Parks, D.M., 1988, "Three-Dimensional Stress Field Near the Crack Front of a Thin Elastic Plate" *Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME*, Vol. 55, pp. 805~813.