균열선단 부근의 측면함몰로부터 응력삼축성의 결정 방법

김 동 학* · 강 기 주†

(2003년 12월 23일 접수, 2004년 5월 24일 심사완료)

Methods to Evaluate Stress Triaxiality from the Side Necking Near the Crack Tip

Dong-Hak Kim and Ki-Ju Kang

Key Words : Out-of-Plane Displacement (면외변위), Constraint Loss (구속약화), Side Necking (함몰), CT Specimen (CT 시험편), Finite Element Method (유한요소해석)

Abstract

Kim et al. suggested an experimental method to determine the Q parameter *in situ* from the out-of-plane displacement and the in-plane strains on the surface of side necking near the crack tip. In this paper, the procedure to evaluate the stress triaxiality near a crack tip such as the Q parameter is to be polished in the details for simplicity and accuracy. That is, Q and hydrostatic stress are determined only from the out-of-plane displacement, but not using in-plane strain, which is hard to measure. And also, the plastic modulus is determined by an alternative way. Through three-dimensional finite element analyses for a standard CT specimen with 20% side-grooves, the validities of the new procedures are examined in comparison to the old ones. The effect of location where the displacements are measured to determine the stress triaxiality is explored.

1. 서 론

연성재료가 파괴될 때 소규모항복조건을 만족하지 못하는 경우 즉, 균열선단의 소성영역의 크기가 균열길이나 시편 두께 등 시험편의 다른 크기보다 훨씬 작아 주변의 탄성 영역에 충분히 구속되지 못하는 경우에는 ASTM E1737-96[1] 규정에 의한 J_{IC} 와 J-R 곡선은 그 유효성을 상실한다. 대규모 항복상태에서의 균열선단의 응력분포는 J-적분에 의해 지배되는 소위 'HRR 응력장'과 차이를 나타나게 된다.[2] 이러한 현상을 묘사하기 위해서 기존의 J-적분과 함께 제 2 의 매개변수인 T-응력,[3-5] A_2[6,7] 또는 Q[8,9]을 사용하는 소위 2 매개변수법 (two parameter approach)이 제안되었다.

제 2 매개변수 들 중 Q 는 비록 이론적 근거가 미약하지만 3 차원 응력, 변형상태에 적용할 수 있는 유일한 것이다. Kim et al.[10]은 재료파괴 시 시편 측면 균열선단부의 면외변위와 면내변형률로부터 Q 값을 구하는 실험적인 방법을 제안하였고 통상적인 파괴 실험과 병행하여 SDSP (Stereoscopic Digital Speckle Photography) 법을 사용하여 파괴물성, J_{IC} 와 J-R 곡선과 함께 시편측면의 함몰량을 측정함으로써 Q 값을 결정하였다. 하지만 이 방법에서는 표면에서 면내변형률을 측정해야 하는데 그 과정이 다소 번거롭고 그것으로부터 시편 두께 평균 면내변형률을 구하는 방법의 정확성에도 문제가 있는 것으로 보인다.

본 논문에서는 Kim et al.[10]의 Q 측정법을 수정한 2 가지 새로운 방법을 제시하고 기존의 측정법과 비교하였다. 검증을 위하여 대규모 항복상태의 CT 시험편에 대한 3 차원 유한요소해석을 수행하였다. 또한 균열선단의 소성영역의 구속정도를 나타내기 위하여 Q 대신, 보다 직접적인 변수인 σ_m/σ_{eq} 를 사용할 수 있는데 이를 실험적으로 구하기 위한 방법과 그 방법의 정확성에 대하여 조사하였다.

† 책임저자, 회원, 전남대학교 기계시스템공학부
E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr
TEL : (062)530-0304 FAX : (062)530-1689
* 회원, 한국원자력연구소 사용후핵연료기술개발부

2. 균열선단 응력삼축성의 결정

2.1 응력삼축성을 나타내는 매개변수

Q 는, 3 차원 대규모 항복상태 하에서도 사용할 수 있는, 균열선단의 응력삼축성을 나타내는 변수로서 O'Dowd and Shih 에 의해서 다음과 같이 정의된다[8,9].

$$Q=\frac{\sigma_{\theta\theta}-(\sigma_{\theta\theta})_{HRR}}{\sigma_0} \quad \text{at} \quad \theta=0,\ r=\frac{2J}{\sigma_0} \tag{1}$$

여기서 σ_0 는 재료의 항복응력, 하첨자 HRR 은 같은 $\tilde{J}$ 적분에 대응하는 HRR 응력장에 의한 값이다. 이 이론에 따르면 균열선단 전방 $|\theta|\le\frac{\pi}{2}$, $1\le\frac{r}{J/\sigma_0}\le 5$ 의 범위에서는 $\sigma_{\theta\theta}$ 뿐만 아니라 σ_{rr} 및 σ_{zz} 등 모든 수직응력에도 같은 양 만큼 감소하며 그 정도를 Q 로 나타낸다. Nevalainen and Dodds[11]는 CT 시험편과 SE(B) 시험편에 측면홈이 있는 경우와 없는 경우에 대한 3 차원 유한요소해석을 통하여 각 단면에서 수직응력, $\sigma_{\theta\theta}$ 을 이용하여 Q 값을 구하였다. 또한 Faleskog[12]는 3 차원 시험편에 대한 응력삼축성을 수직응력, $\sigma_{\theta\theta}$ 와 정수압적응력, σ_m 을 이용하여 정의된 Q 의 두께평균값을 이용하여 표현한 바 있다. 본 연구에서는 Q 는 다음의 식 (2) 또는 식 (3)으로도 나타낼 수 있다.

$$Q_p=\frac{(\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy})-(\sigma_{xx}+\sigma_{yy})_{HRR}}{2\sigma_0}. \tag{2}$$

$$Q_m=\frac{\tilde{\sigma}_m-(\sigma_m)_{HRR}}{\sigma_0} \tag{3}$$

여기서 기호 "~"는 시편의 두께평균을 나타낸다. 식 (3)은 재료파괴가 기공성장과 병합(void growth and coalescence)과 같이 정수압적 응력, σ_m 의 지배를 받는 경우 더욱 의미있을 것이다. 같은 이유로 인하여 균열선단의 특정 위치에서 응력삼축성을 나타내는 변수로서 Q 대신 정수압적응력/유효응력 $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 를 직접 측정하는 것도 시도되고 있다.[13,14]

2.2 면내응력으로부터 Q 의 결정

Kim et al.[10]은 Q 를 결정하기 위해서 식 (2)를 사용하였다. 여기서 두께평균 면내응력, $\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy}$ 는 시편측면부에서 측정된 면외변위 u_z 와 면내변형률 ε_{xx}, ε_{yy}, ε_{xy} 로부터 다음과 같은 과정을 통하여 결정되었다. Fig. 1 과 같이 시편의 소성영역 내에 가늘고 긴 원통은 균일한 변형을 한다고 가정하여 두께평균 면외변형률, $\tilde{\varepsilon}_{zz}$ 는 식 (4)로 계산된다.

$$\tilde{\varepsilon}_{zz}=\frac{u_z}{B}. \tag{4}$$

여기서 B 는 시험편의 두께를 나타낸다. $\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}$ 는 소성 부피 변형률, $(\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}+\tilde{\varepsilon}_{zz})_{pl}$ 가 0 이라는 것과 변형률를 탄성변형률과 소성변형률로 나눌 수 있다는 것을 감안하여 다음과 같이 표현된다.

$$\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}=(\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}+\tilde{\varepsilon}_{zz})_{elastic}-\tilde{\varepsilon}_{zz} \tag{5}$$

여기서 $(\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}+\tilde{\varepsilon}_{zz})_{elastic}$ 는 같은 형태를 가지나 완전탄성체인 시험편이 동일하중 하에서 발생하는 탄성 부피변형율로서 별도의 3 차원 유한요소해석을 통하여 계산된다.

Fig. 1 안의 가상 원통의 표면 변형률과 두께평균 변형률 성분 사이에 다음과 같은 관계가 성립한다고 가정하였다.

$$\tilde{\varepsilon}_{xx}=(\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy})\frac{\varepsilon_{xx}}{\varepsilon_{xx}+\varepsilon_{yy}}\bigg|_{surface},$$

$$\tilde{\varepsilon}_{yy}=(\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy})\frac{\varepsilon_{yy}}{\varepsilon_{xx}+\varepsilon_{yy}}\bigg|_{surface}, \tag{6}$$

$$\tilde{\varepsilon}_{xy}=\varepsilon_{xy}\big|_{surface}.$$

또한 시험편의 x-y 평면을 중심으로 z 축에 대해서 대칭이므로 $\tilde{\varepsilon}_{yz}=\tilde{\varepsilon}_{zx}=0$ 이다. 이와 같이 가상시편의 두께평균 변형률을 계산하여 등가변형률 $\tilde{\varepsilon}_{eq}$ 을 구하고 다시 Ramberg Osgood 식에 대입하여 등가응력 $\tilde{\sigma}_{eq}$ 과 소성 등가변형률 $\tilde{\varepsilon}^p_{eq}$ 을 구하여 소성계수 $\tilde{E}_p=\frac{\tilde{\varepsilon}^p_{eq}}{\tilde{\sigma}_{eq}}$ 를 결정한다.

변형 소성 이론(deformation theory of plasticity)에 의한 탄소성 재료에 대한 응력-변형률 관계식으로

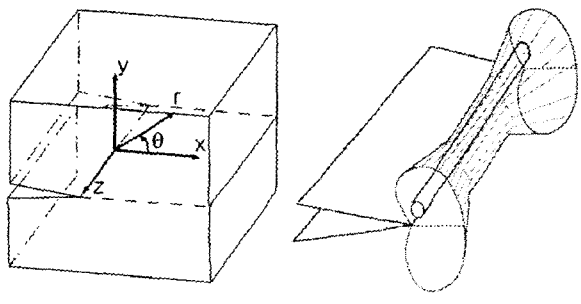

Fig. 1 Three-dimensional crack tip

부터 두께평균 면내응력, $\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy}$ 는 식 (7)과 같이 쓸 수 있다.

$$\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy}=\frac{1}{\alpha-\frac{2\beta^2}{\gamma}}\left[\left(\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}\right)+\frac{2\beta}{\gamma}\tilde{\varepsilon}_{zz}\right] \tag{7}$$

여기서 E는 Young 율, ν는 푸아송 비이며

$\alpha=\frac{1-\nu}{E}+\frac{1}{2\tilde{E}_p}$, $\beta=\frac{\nu}{E}+\frac{1}{2\tilde{E}_p}$, $\gamma=\frac{1}{E}+\frac{1}{\tilde{E}_p}$ 이다.

식 (4)~(7)로부터 $\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy}$ 를 구하여 식 (2)를 이용하여 Q 를 결정한다. 본 연구에서는 이렇게 구한 Q를 $(Q_p)_1$으로 표기하였다.

위 방법으로 면내응력, $\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy}$ 를 구하기 위해서는 $\tilde{\varepsilon}_{zz}$, $\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}$ 와 함께 $\tilde{E}_p$ 를 결정하여야 한다. 이때 필요한 두께평균 변형률들은 함몰부 표면에서 측정된 ε_{xx}, ε_{yy}, ε_{xy} 와 식 (6)에 의하여 계산된다. 그러나 함몰부 변위에서 변형률을 구하는 과정에서 수치적 미분이 포함되어 오차가 커지기 쉬우며 식 (6)의 정확성도 확신하기 어렵다.

본 연구에서는 $\tilde{E}_p$의 계산을 위하여 필요한 모든 변형률 성분을 구하지 않고 등가변형률 $\tilde{\varepsilon}_{eq}$를 구하는 새로운 방법을 고안하였다. 소성변형역에 대한 구속의 약화에 기인된 응력삼축성의 감소는 면내 편차변형률에는 전혀 영향을 미치지 않는다고 보고 면내 최대전단변형률, $\tilde{\varepsilon}_{xy}^{max}$ 이 HRR 응력장에 의한 것과 완전히 같다고 가정하였다. 따라서 등가변형률 $\tilde{\varepsilon}_{eq}$ 은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\tilde{\varepsilon}_{eq}=\frac{\sqrt{2}}{3}\left[\frac{1}{4}\left(\frac{\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}}{2}+\tilde{\varepsilon}_{xy}^{max}\Big|_{HRR}-\tilde{\varepsilon}_{zz}\right)^2+\frac{1}{4}\left(\frac{\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}}{2}-\tilde{\varepsilon}_{xy}^{max}\Big|_{HRR}-\tilde{\varepsilon}_{zz}\right)^2+\tilde{\varepsilon}_{xy}^{max}\Big|_{HRR}{}^2\right] \tag{8}$$

$\tilde{\varepsilon}_{eq}$ 로부터 위에서와 같은 방법으로 소성계수, $\tilde{E}_p$ 를 결정하여 식 (2)와 (7)에 의하여 Q 를 결정할 수 있다. 이렇게 구한 Q를 $(Q_p)_2$로 표기하였다.

2.3 정수압적 응력으로부터 Q의 결정

Henry and Luxmoore[15]는 식 (3)에 의하여 Q 를 결정한 바 있다. 여기에 필요한 정수압적 응력, σ_m은 2.2 절에서 기술한 방법에 따라 구해진 $\tilde{\varepsilon}_{zz}$, $\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}$ 로부터 다음 식으로 결정된다

$$\tilde{\sigma}_m=\frac{E}{3(1-\nu)}\left[\tilde{\varepsilon}_{xx}+\tilde{\varepsilon}_{yy}+\tilde{\varepsilon}_{zz}\right] \tag{9}$$

이렇게 구해진 Q 를 Q_m 으로 표기하였다. 한편 균열선단의 응력삼축성을 나타내는 또 하나의 변수인 $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 는 2.2 절에서 소개된 $(Q_p)_1$, $(Q_p)_2$ 를 결정하는 과정에서 $\tilde{\sigma}_{eq}$ 를 구하는 방법에 따라 각각 $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_1$, $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_2$라 표기하였다. Fig. 2 는 이제까지 제시된 응력삼축성을 나타내는 변수들인 $(Q_p)_1$, $(Q_p)_2$, Q_m, $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_1$, $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_2$를 구하는 방법을 보여주는 흐름도이다. 이 방법들의 타당성 및 정확성을 검증하기 위하여 표준형 CT 시험편을 대상으로 3 차원 유한요소해석을 수행하였다.

3. 유한요소해석

3.1 모델링

시험편의 형상 및 크기는 ASTM 표준 E1737-96의 규정을 준수하였다. 시험편의 두께 B=25.4mm, 폭 W=50.8mm 이며 시험편의 양면에 각각 두께의 10%깊이(합계 20%)만큼 측면홈(side groove)이 있다. 시험편 재질은 원자력 발전소의 주증기 배관재로 사용되는 저합금 페라이트강인 SA106 Grade C 이다. 재료의 물성은 Table 1 에 나열되어있다. 해석의 자세한 사항은 Kim et al.[10]에 기술되어 있다.

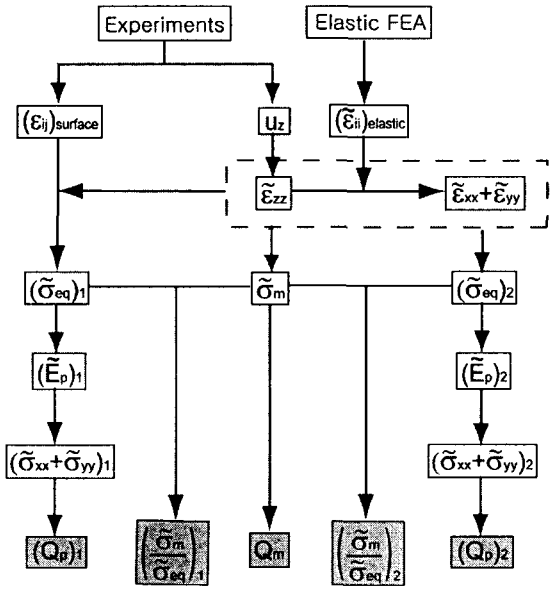

Fig. 2 Three-dimensional crack tip Schematic diagram for determining stress triaxiality near a crack tip

Table 1 Mechanical properties of SA106 Grade C ferritic steel[16]

E (GPa)	σ_0 (MPa)	ν	α	n	J_i (KJ/m^2)
219	320	0.29	6.68	3.80	260 ± 30

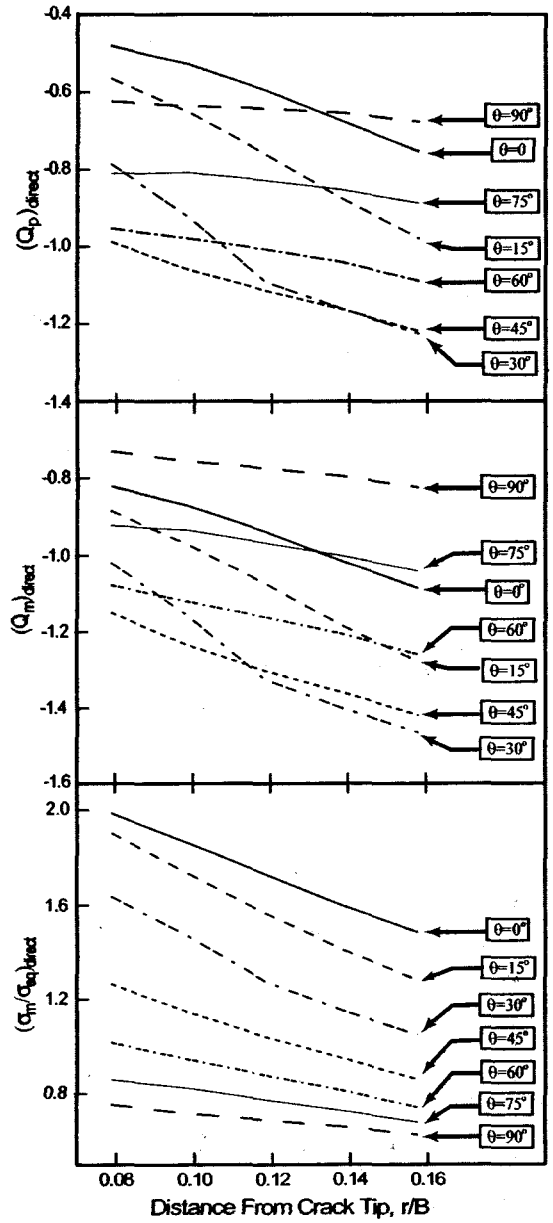

Fig. 3 Finite element results for parameters of the constraint loss, $(Q_p)_{direct}$, $(Q_m)_{direct}$ and $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ with crack distance at $J/\sigma_0 B = 0.0812$

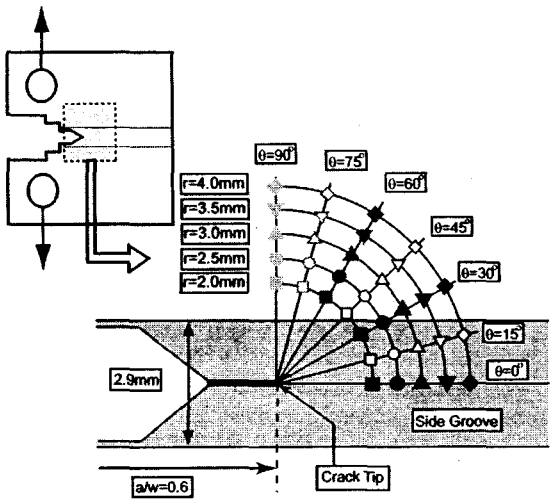

Fig. 4 Locations where the variables are calculated

3.2 해석결과

Fig. 3 은 유한요소해석을 통하여 직접 계산된 두께평균 면내응력과 두께평균 정수압적 응력을 이용하여 구한 Q 값과 두께평균 응력삼축성을 보여준다. 두께평균 정수압적 응력을 이용하여 구한 Q_m 은 두께평균 면내응력으로부터 구한 Q_p 에 비하여 절대값이 크며, θ 에 영향이 더 크지만 유사한 양상을 보여준다. 즉, Q_m 은 $\theta = 0°, 15°$ 에서는 측면홈의 영향이 있으며 $\theta = 75°$, $90°$ 에서는 다른 값보다 작다. 다시 말해서 측면홈이 없는 영역 중에서도 $\theta \le 60°$ 인 영역에서는 거의 일정하다. 평면변형률 상태에서는 Q_m 과 Q_p 는 10%이내의 차이를 보인다.[8,9] 본 연구의 3 차원 응력상태에서는 약 15%의 차이를 나타낸다. $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 은 측정점의 위치에 따라 매우 달라 θ 가 작을수록 크며 균열선단에 가까울수록 크다. 이는 Henry and Luxmoore[12]의 결과와 유사하다.

Fig. 5 은 Fig. 4 의 여러 위치에서 변수 들의 변화 양상을 보여주고 있다. 하첨자 'direct'는 유한요소해석을 통하여 직접 계산된 값을 나타내며 하첨자 'analytic'은 실험과정을 모사하여 함몰부에서의 변형을 계산한 후 앞의 2.2 와 2.3 절에 설명한 방법으로 계산된 값을 나타낸다. 두께평균 면외변형률, $\tilde{\varepsilon}_{zz}$ 과 두께평균 면내변형률, $\tilde{\varepsilon}_{xx} + \tilde{\varepsilon}_{yy}$ 는 $\theta = 0°, 15°$ 에서 최대 5~7%의 오차를 보이며 그외의 대부분 영역에서 1~2% 내외의 오차를 보인다. $(\tilde{E}_p/E)_{analytic,1}$ 의 경우 큰 오차를 보이지만 $\theta = 45°, 60°$ 에서 20% 내외의 오차를 보인다. 이와

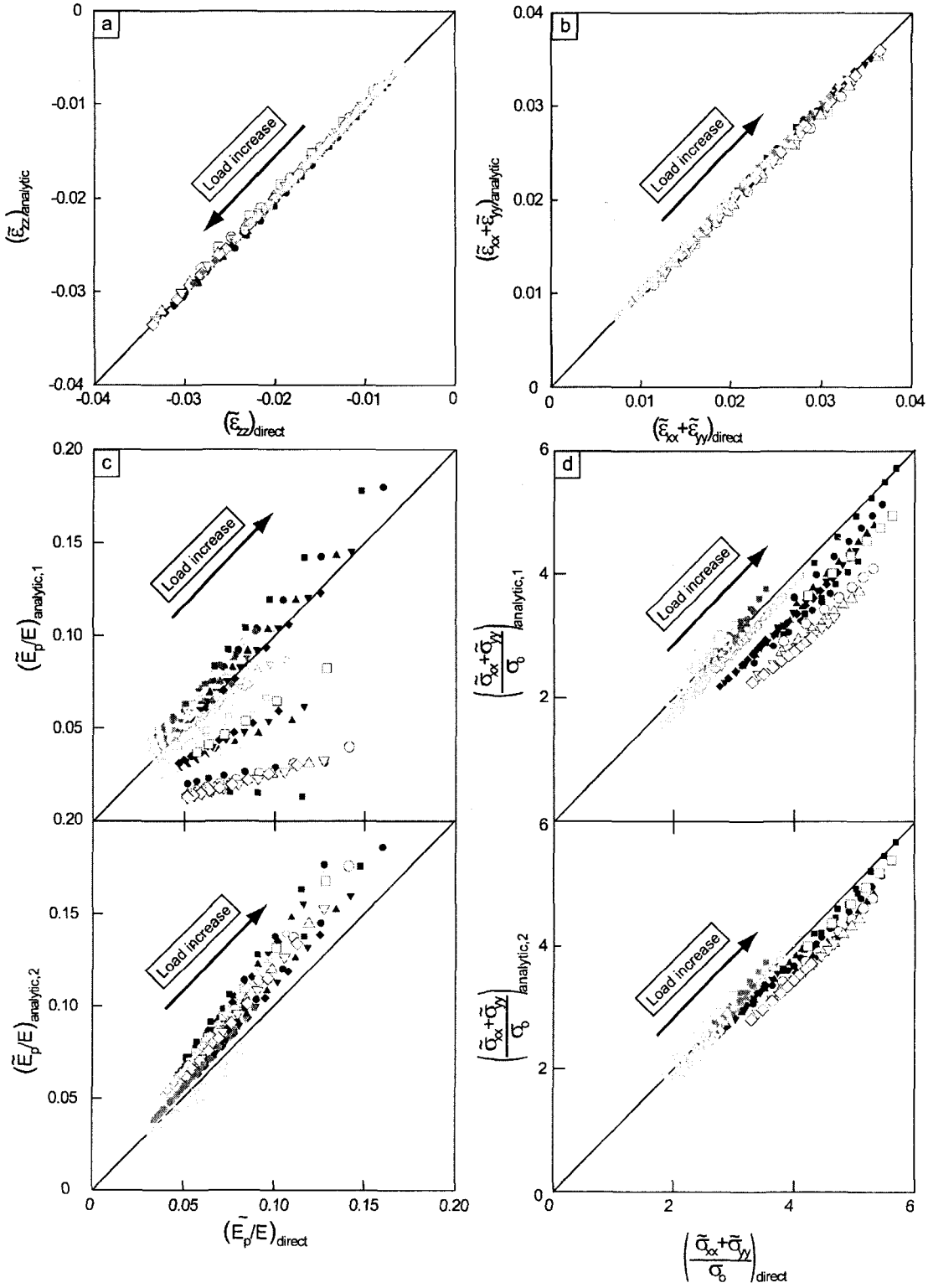

Fig. 5 Comparisons of the values directly determined and analytically evaluate by FEA(Continued)

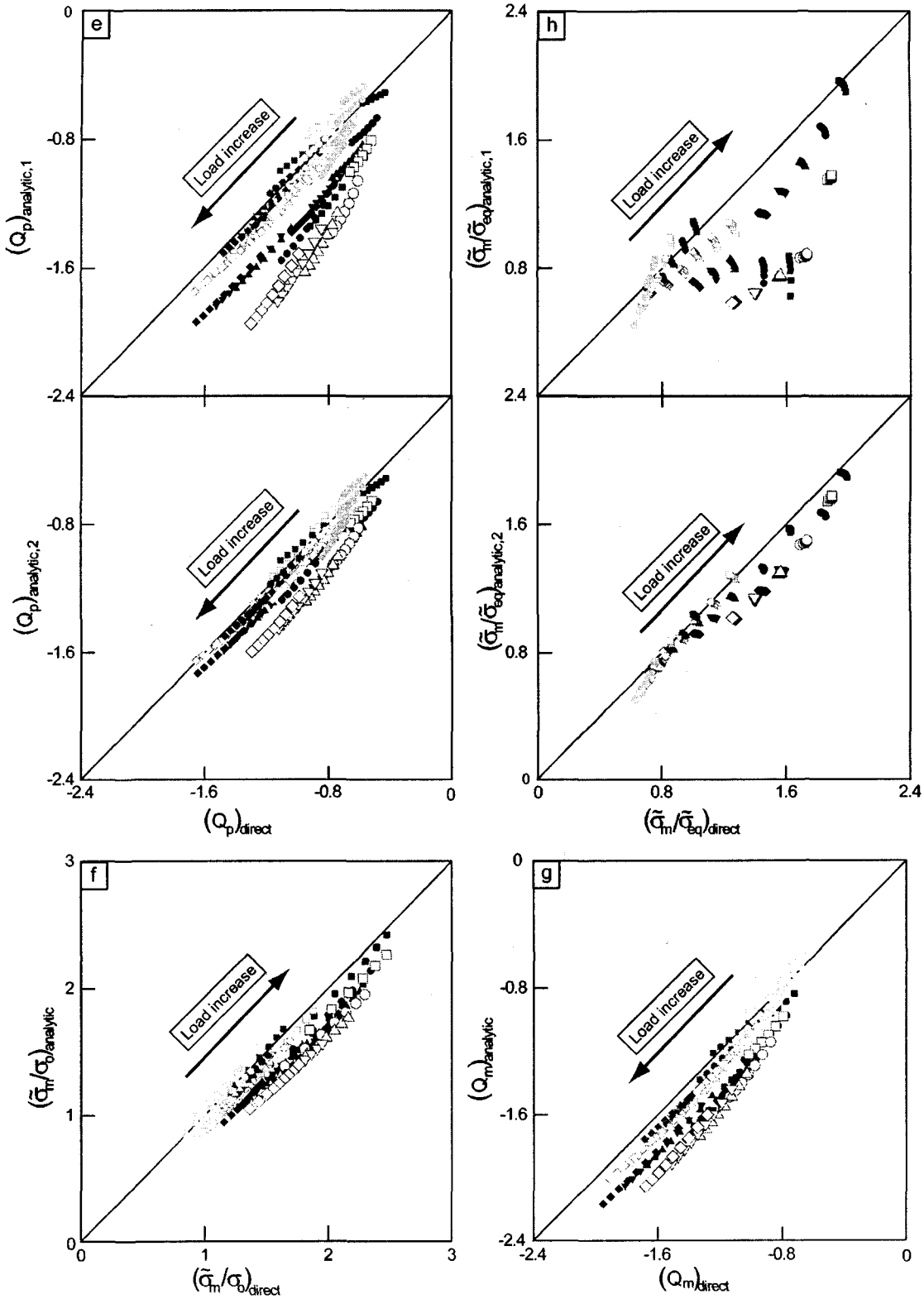

Fig. 6 Comparisons of the values directly determined and analytically evaluate by FEA

달리 $(\tilde{E}_p/E)_{analytic,2}$ 의 경우 오차가 비교적 적다. 이러한 소성계수의 오차로 인하여 $(\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy})/\sigma_0$ 또한 오차가 발생한다. 하지만, 그 영향은 비교적 작아서 $30° \le \theta \le 60°$ 에서 $((\tilde{\sigma}_{xx}+\tilde{\sigma}_{yy})/\sigma_0)_{analytic,2}$ 의 경우 8% 이내의 오차를 보인다.

$\theta = 45° \sim 90°$ 에서 면외변위만을 이용하여 계산된 $(Q_p)_{analytic,2}$ 의 오차는 최대 10%로써 면외변위와 면내변형률을 이용하여 계산된 $(Q_p)_{anlytic,1}$ 의 오차 17%보다 더 적다. 면외변위만을 이용하여 Q_p를 계산하는 것이 더 정확한 결과를 보이며, 면외변위만을 실험적으로 측정하기 때문에 데이터 취득의 복잡함을 개선할 수 있을 것이다.

식 (9)으로부터 구한 두께평균 정수압적 응력은 유한요소해석으로부터 직접 계산된 것과 비교하여 무난히 잘 일치하며 $\theta = 45°, 60°$ 에서 15%이내의 오차를 보인다. 이로부터 구한 Q_m 은 최대 32%의 오차를 보이며 $\theta = 45°, 60°$ 에서는 14%이내의 오차를 보인다. $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 의 경우 $\tilde{\sigma}_{eq}$ 의 계산에서 발생된 오차와 $\tilde{\sigma}_m$ 의 계산에서 발생된 오차에 의하여 $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_{analytic,1}$ 은 큰 오차를 보이고, $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_{analytic,2}$ 는 최대 21%의 오차를 보이며 $\theta = 45°, 60°$ 에서 10%이내의 오차를 보인다. 또한 Fig. 5(h)에서 보는 바와 같이 고려중인 하중에 대하여 하중에 따른 $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 의 값과 오차의 변화가 비교적 적다. 위에서 언급된 Q 값과 응력삼축성을 결정하기 위해 제안된 다섯 가지 방법은 $\theta = 45°$, $60°$ 에서 10%~17%의 오차를 보인다.

4. 결 론

탄소성변형을 하는 균열선단의 구속조건을 묘사하기 위한 Q 값과 $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 을 균열선단부근의 측면함몰로부터 계산하는 다섯가지 방법을 제시하고 이러한 모델들에 대한 정당성과 장단점을 3 차원 유한요소해석을 통하여 알아보았다. 또한 변형을 측정하는 위치에 대한 영향을 알아보았다. CT 시험편의 3 차원 탄소성 유한요소해석을 통하여 실험과정을 모사한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) Q 값을 3D-FEA 로부터 응력을 직접 계산하여 구해본 결과 정수압적 평균응력 σ_m 로부터 정의된 Q_m 이 면내평균응력, $\sigma_{xx}+\sigma_{yy}$ 로부터 정의된 Q_p 보다 약 15%정도 크나, 균열선단으로부터의 위치, r, θ 또는 하중크기 $(J/\sigma_0 B)$ 에 대한 의존성이 유사하다.

(2) 식 (4)와 (5)에 의해서 예측된 면외 및 면내 평균변형률은 평균오차 1~2%로 매우 정확하다. 또한 식(6)의 가정을 통하여 예측된 소성계수 E_p 오차는 아주 큰 반면 함몰부 표면의 면내 변형률을 이용하지 않고 직접 식 (8)을 통하여 예측된 E_p 의 오차는 훨씬 작아서 결과적으로 그것으로부터 결정된 $(Q_P)_2$ 의 정밀도를 향상시킬 수 있었다.

(3) 함몰부의 면외변위 u_z 로부터 정수압력을 구하고 이것으로부터 Q_m 를 결정하는 방법에서는 E_p 계산과정이 생략되므로 간편하고 $(Q_P)_2$ 정도의 정밀도를 보인다.

(4) $\tilde{\sigma}_{eq}$ 를 계산하는 과정의 차이에 따라 다르게 결정되는 $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_1$ 과 $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_2$ 는 각각 $(Q_P)_1$, $(Q_P)_2$ 와 비슷한 경향을 보인다. 즉, $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_2$ 의 오차가 최대 21%의 오차를 보여 $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_1$ 보다 양호한 결과를 나타낸다.

(5) $(Q_P)_1$, $(Q_P)_2$, Q_m, $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_1$, $(\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq})_2$ 등 균열선단의 응력삼축성을 나타내는 모든 매개변수들이 $\theta = 45°, 60°$ 에서 가장 적은 오차를 보이므로 실험에서도 이 영역에서 함몰부의 변위 등을 측정하는 것이 바람직하다.

후 기

본 연구는 전남대학교 BK 사업단 연구비지원(BK2003)과 2003 년 과학기술부의 원자력 기초연구 사업의 지원으로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사의 뜻을 표합니다.

참고문헌

(1) ASTM E1737-96, 1998, "Standard Test Method for J-Integral Characterization of Fracture Toughness," *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 03.01.

(2) Shih, C.F. and German, M.D, 1981, "Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by the HRR Singularity," *International Journal of Fracture*, Vol. 17, pp. 27~43.

(3) Al-Ani, A. M. and Hancock, J. W., 1991, "J-Dominance of Short Cracks in Tension and Bending," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, pp. 23~43.

(4) Du, Z.-Z. and Hancock, J. W. , 1991, "The Effect of Non-Singular Stresses on Crack-Tip Constraint," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, pp. 555~567.

(5) Betegon, C. and Hancock, J. W., 1991, "Two-Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack-Tip Fields," *Journal of applied mechanics*, Vol.58, pp. 104~110.

(6) Chao, Y.J., Yang, S., and Sutton, M.A, 1994, "On the Fracture of Solids Characterized by One or Two Parameters: Theory and Practice," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids,* Vol.42, pp.629~647.

(7) Yang, S., Chao, Y. J. and Sutton, M. A., 1993, "Higher order Asymptotic Crack Tip Fields in a Power-Law Hardening Material," *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 45, No. 1, pp1~20.

(8) 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.

(9) 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.

(10) Kim, Dong-Hak, Lee, Jeong-Hyun, Kang, Ki-Ju, 2003, "An Experimental Method for Measuring Q," *Transaction of the KSME*, Vol.27, pp.1607~1613.

(11) Nevalainen, M. and Dodds, Jr., R.H., 1995, "Numerical Investigation of 3-D Constraint Effects on Brittle Fracture in SE(B) and C(T) Specimens," *International Journal of Fracture*, Vol. 74, pp. 131~161.

(12) Faleskog, J., 1995, "Effects of Local Constraint Along Three-Dimensional Crack Fronts – A Numerical and Experimental Investigation," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 43, pp. 447~493.

(13) Hancock, J.W., Reuter, W.G. and Parks, D.M., 1993, "Constraint and toughness Parameterised by T," *Constraint Effects in Fracture*, ASTM STP 1171, E.M. Hackett, K.H. Schwalbe and R.H. Dodds, Eds, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp.21~40.

(14) Brocks, W. and Schmitt, W., 1995, "The Second Parameter in J-R curves: Constraint or Triaxiality," Constraint Effects in Fracture Theory and Applications: Second Volume, ASTM STP 1244, Mark Kirk and Ad Bakker, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp.209~231.

(15) Henry, B.S. and Luxmoore, A.R., 1997, "The Stress Triaxiality Constraint and The Q-Value as a Ductile Fracture Parameter," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 57, pp. 375~390.

(16) 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.