

균열선단 응력삼축성의 측정방법; 여러 형상 시험편에의 적용성 검토

김동학[†] · 김도형^{*} · 강기주^{**}

Experimental Method to Evaluate Stress Triaxiality near the Crack Tip; Applicability to Various Specimen Configurations

Dong-Hak Kim, Do-Hyung Kim and Ki-Ju Kang

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

Abstract

Kim et al. described and compared other methods of measuring stress triaxiality using the displacements near the side necking, proved the validities of these models and explored the effect of location where the displacements are measured using three-dimensional finite element analysis for a standard CT specimen with 20% side-grooves. In this paper, the applicability of these models to various specimen and materials are examined in detail. To consider the effects of side groove, thickness of specimen, crack length, specimen geometry and strain hardening exponents, three-dimensional finite element simulation has been performed for various specimen geometries. For a case without a side groove, in the whole the difference between the stress triaxiality analytically evaluated and directly determined is similar. For a case with a 20% side groove the stress triaxiality is measured at the area where θ is smaller than 60° , which excludes a side grooved area.

1. 서 론

연성재료의 파괴거동을 해석하기 위하여 ASTM E1737-96⁽¹⁾에 규정되어있는 측정방법에 의하여 결정된 J_{IC} 와 $J-R$ 곡선을 사용하고 있다. 이는 소규모 항복조건을 만족하는 경우에만 유효하다. 소성영역이 점차 증가하여 어떤 임계값이상이 되면, 균열선단의 응력분포가 J -적분에 의해 지배되는 HRR 응력장과 차이를 보인다. 이러한 현상을 구속의 약화(constraint loss)라고 한다⁽²⁾. 균열선단부의 큰 응력이 발생하는 영역의 크기를 나타내는 J -적분과 함께 이러한 소성영역의 구속정도를 나타내는 제 2 매개변수인 T -응력⁽³⁻⁵⁾, A_2 ^(6,7) 또는 Q ^(8,9)를

사용하는 2 개 매개변수법(two parameter approach)이 대규모항복조건에서의 파괴거동의 해석에 이용되고 있다.

제 2 매개변수 중 Q 는 3 차원응력상태에서도 유용한 매개변수이다. Kim et al.⁽¹⁰⁾은 시험편 측면 균열선단부의 면외변위와 면내변형률로부터 Q 값을 구하는 실험적인 방법을 제안하였고 통상적인 파괴실험과 병행하여 SDSP (Stereoscopic Digital Speckle Photography) 법을 사용하여 파괴물성, J_{IC} 와 $J-R$ 곡선과 함께 시험편측면의 함입량을 측정함으로써 Q 값을 결정하였다. Kim and Kang⁽¹¹⁾은 이를 수정하여 면외변위만을 이용함으로써 보다 간편하면서 정밀도가 향상된 모델을 제안하였다. 하지만 이에 대한 증명은 20%의 측면 함(side necking)을 가진 표준 CT 시험편에 대한 3 차원 유한요소해석의 결과만을 이용하였다. 본 논문에서는 측면 함, 시험편의 두께나 균열길이 시험편의 형상과 소성경화지수의 영향을 고려한 다양한 조건들의 3 차원 유한요소해석을 통하여 Kim and Kang⁽¹¹⁾이 제안한 모델들에 대한 검증을 하였다.

[†] 전남대학교 대학원 기계공학과
E-mail : donghagi@hanmir.com
TEL : (062)530-0304 FAX : (062)530-1689

^{*} 전남대학교 대학원 기계공학과

^{**} 전남대학교 공과대학 기계시스템공학부

2. 균열선단 응력삼축성의 결정 모델

Kim and Kang⁽¹¹⁾은 응력삼축성을 나타내는 변수인 Q 를 식 (1)과 (2)로 표현되는 두 가지 방법으로 정의하였다.

$$Q_{3D} = \frac{(\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}) - (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})_{HRR}}{2\sigma_0}, \quad (1)$$

$$Q_m = \frac{\tilde{\sigma}_m - (\sigma_m)_{HRR}}{\sigma_0}. \quad (2)$$

식 (1)은 면내응력 σ_{xx} , σ_{yy} 또는 $\sigma_{\theta\theta}$, σ_{rr} 이 재료의 파괴거동에 지배적인 영향을 미친다고 간주될 수 있을 때 유용할 것이며, 식 (2)는 재료파괴가 기공성장과 병합(void growth and coalescence)과 같은 정수압적응력, σ_m 의 지배를 받는 경우 유용할 것이다. 또한 균열선단의 특정 위치에서 응력삼축성을 나타내는 변수로서 Q 대신 $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 를 직접 측정하는 것도 의미가 있을 것이다.

Fig. 1 은 응력삼축성을 나타내는 세가지 매개변수를 결정하는 모델에 대한 개략도이다. 실험을 통하여 시편 측면 균열선단부의 함몰량과 단성해로부터 구한 탄성체적변형량으로부터 Fig. 2 와 같이 시편의 소성영역내의 가늘고 긴 원통이 균일한 변형을 한다고 가정하여 두께평균 면외변형률과 두께평균 면내변형률의 합을 식 (3)과 (4)로부터 결정할 수 있다.

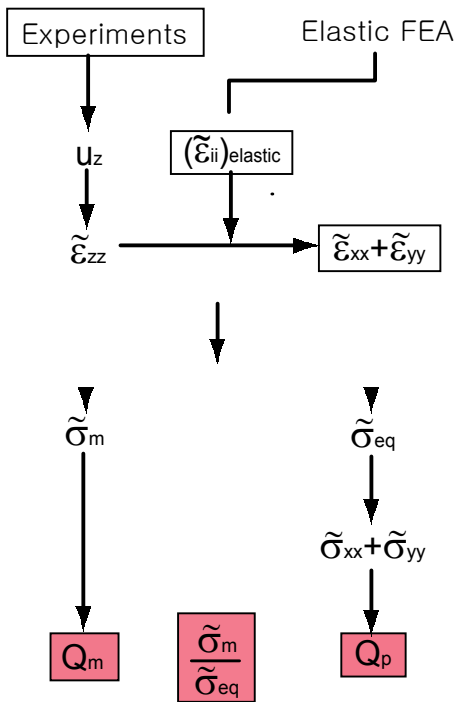


Fig. 1 Schematic diagram of measuring stress triaxiality

$$\tilde{\epsilon}_{zz} = \frac{u_z}{B} \quad (3)$$

$$\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} = (\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} + \tilde{\epsilon}_{zz})_{elastic} - \tilde{\epsilon}_{zz} \quad (4)$$

소성영역에 대한 구속의 약화에 기인된 응력삼축성의 감소는 면내 편차변형률에는 전혀 영향을 미치지 않는다고 보고 면내 최대전단변형률, $\tilde{\epsilon}_{xy}^{max}$ 이 HRR 응력장에 의한 것과 완전히 같다고 가정하면 등가변형률 $\tilde{\epsilon}_{eq}$ 은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\tilde{\epsilon}_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[\frac{1}{4} \left(\frac{\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}}{2} + \tilde{\epsilon}_{xy}^{max} \Big|_{HRR} - \tilde{\epsilon}_{zz} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}}{2} - \tilde{\epsilon}_{xy}^{max} \Big|_{HRR} - \tilde{\epsilon}_{zz} \right)^2 + \tilde{\epsilon}_{xy}^{max} \Big|_{HRR}^2 \right] \quad (5)$$

이와 같이 가상시편의 등가변형률, $\tilde{\epsilon}_{eq}$ 을 구하고 다시 Ramberg Osgood 식에 대입하여 등가응력, $\tilde{\sigma}_{eq}$ 과 소성 등가변형률, $\tilde{\epsilon}_{eq}^p$ 을 구하여 소성계수

$$\tilde{E}_p = \frac{\tilde{\epsilon}_{eq}^p}{\tilde{\sigma}_{eq}}$$

를 결정한다.

변형 소성 이론(deformation theory of plasticity)에 의한 탄소성 재료에 대한 응력-변형률 관계식으로부터 두께평균 면내응력, $\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}$ 과 정수압적응력, $\tilde{\sigma}_m$ 은 식 (6)과 (7)과 같이 각각 쓸 수 있다.

$$\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy} = \frac{1}{\alpha - \frac{2\beta}{\gamma}} \left[(\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy}) + \frac{2\beta}{\gamma} \tilde{\epsilon}_{zz} \right] \quad (6)$$

$$\tilde{\sigma}_m = \frac{E}{3(1-\nu)} [\tilde{\epsilon}_{xx} + \tilde{\epsilon}_{yy} + \tilde{\epsilon}_{zz}] \quad (7)$$

여기서 E 는 Young 윌, ν 는 푸아송 비, $\alpha = \frac{1-\nu}{E} + \frac{1}{2\tilde{E}_p}$, $\beta = \frac{\nu}{E} + \frac{1}{2\tilde{E}_p}$, $\gamma = \frac{1}{E} + \frac{1}{\tilde{E}_p}$ 이다.

식 (1)과 식 (2)를 이용하여 Q_p 과 Q_m 를 각각 결정할 수 있다. 한편 균열선단 응력삼축성을 나타내는 또 하나의 변수인 $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 는 식 (5)과 식 (7)로

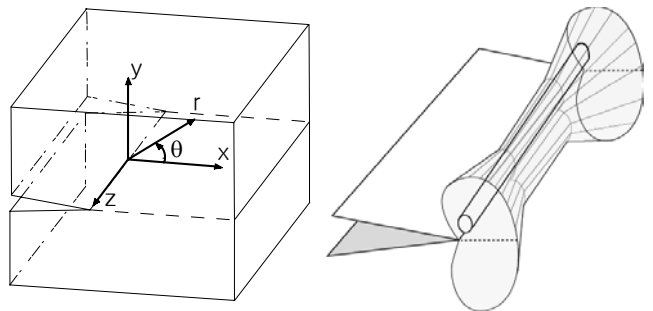


Fig. 2 Three-dimensional crack tip

부터 얻어진 $\tilde{\sigma}_{eq}$ 와 $\tilde{\sigma}_m$ 로부터 결정된다.

3. 유한요소해석을 통한 검증

Kim and Kang⁽¹¹⁾에서의 해석조건을 기본 해석 조건으로 하고 다양한 조건에 대한 영향을 조사하기 위하여 기본 해석 조건을 수정하여 해석하였다. 측면 홈의 영향을 조사하기 위해 10% 측면 홈이 있는 경우와 측면 홈이 없는 경우로 기본 해석 조건을 수정하여 해석하였고, 시험편 두께의 영향을 조사하기 위해 평면응력조건에 접근하는 12.7mm, 6.35mm 인 경우와 평면변형률 조건에 가까운 두께인, 50.8mm 와 101.6mm 인 경우를 해석하였다. 균열길이, a/W 가 0.5, 0.6 그리고 0.7 인 CT 시험편과 균열길이, a/W 가 0.2, 0.4 와 0.7 인 CCT 시험편, TPB 시험편, SECT 시험편, DECT 시험편에 대한 해석을 통하여 균열길이와 시험편 형상에 대한 영향을 알아보았다. 균열면과 시험편의 가운데 평면에 대한 대칭성, 그리고 형상의 대칭성에 기인하여 CCT 시험편, TPB 시험편, SECT 시험편, DECT 시험편에 대하여 Fig. 3 의 색칠된 부분에 대하여 해석을 수행하였고, CT 시험편과 동일하게 W 를 사용하였다. 형상의 동일성에 기인하여 하나의 모델을 사용하여 해석을 하였다. 마지막으로 변형률 경화지수, n 에 대한 영향을 $n=6, 10, 13$ 인 경우에 대한 해석을 통하여 조사하였다. 자세한 해석 방법 및 재료물성치 등은 Kim and Kang⁽¹²⁾에 자세히 언급되어있다.

3.1 측면 홈의 영향

먼저 측면 홈의 영향을 알아보기 위하여 Table 1 과 같은 조건에 대한 결과를 비교하였다. 다른 조건은 기본 해석 조건과 동일하며 단지 측면 홈의 양이 10%인 경우와 측면 홈이 없는 경우로 달리 하여 해석하였다. Table 2 는 Q_p , Q_m , $\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$ 을 측정하기 적당한 영역과 그러한 영역에서 직접 결정된 응력삼축성과 이론적으로 결정된 결과와의 차이를 보여준다. 20%의 측면 홈이 있는 경우, 오차는 비교적 적지만 측정을 위한 영역이 작아진다. 하지만 측면 홈이 없는 경우, 오차는 증가하지만 보다 넓은 영역($\theta = 0^\circ \sim 90^\circ$)에서 측정이 가능하다.

3.2 시험편 두께의 영향

Table 3 과 같이 기본 해석 조건과 동일하게 20%의 측면 홈을 가진 CT 시험편($a/W=0.58$)에 대하여 두께를 12.7mm(1/2T), 6.35mm(1/4T)로 줄이면서 그 결과를 비교하였다. Table 4 에서 보는 바와 같이 20%의 측면 홈이 있으면서 시험편의 두께가 감소하는 경우 오차는 비슷한 수준에서 비슷하다. 하지만 시험편의 두께가 작아짐에 따라서 측면 홈의 영역이 작아지고 그에 따라서 측면 함몰량을

측정 가능한 위치가 넓어진다. 측면 홈 영역에서 벗어나기 시작한 위치에서의 오차가 더 작은 값을 보이므로 시험편의 두께가 작을수록 더 넓은 영역에서 함몰량을 측정할 수 있다. 특히 1/4T 로 매우 얇은 시험편의 경우 15° 까지 응력삼축성을 결정할 수 있다.

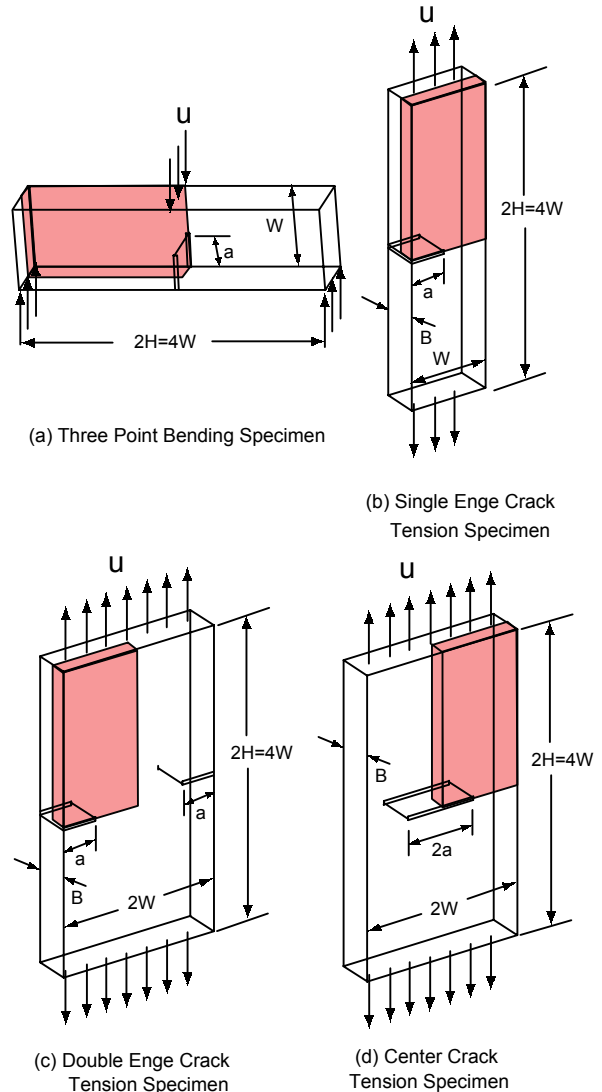


Fig. 3 Specimen geometries: (a) three point bending (TPB); (b) single edge crack tension (SECT); (c) double edge crack tension (DECT); (d) center crack tension (CCT).

Table 1 Cases for considering effects of side groove.

Material	SA106 Grade C ferritic steel		
Specimen Type	CT Specimen		
Specimen Thickness	1T(25.4mm)		
Crack Length(a/W)	0.58		
Side Groove	20%	10%	no

또한 Table 5 와 같이 시험편의 두께가 증가하여 평면 변형률 상태에 가까운 경우에 대한 모델에 대하여 고려하여 보았다. 시험편의 두께가 증가하면 20%의 측면 홈이 있는 경우, 측면 홈의 영역이 넓어져서 고려하고자 하는 하중에 대하여 측면 함몰량을 측정하고자 하는 위치가 측면 홈 영역에 존재하게 된다. 그러므로 측면 홈이 없는 경우에 대하여 해석을 수행하여 영향을 알아보았다. 그

Table 2 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for CT specimen with various side grooves(20%, 10% and no).

		20%	10%	No
Q_p	Diff.	-10~6%	-25~0%	-20~0%
	Range	45~60°	30~60°	0~90°
Q_m	Diff.	-14~2%	-30~0%	-25~0%
	Range	45~60°	15~60°	0~90°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-8~10%	-6~12%	-2~19%
	Range	45~60°	30~60°	0~90°

Table 3 Cases for considering effect of thickness of specimen with 20% side groove.

Material	SA106 Grade C ferritic steel		
Specimen Type	CT Specimen		
Specimen Thickness	1T (25.4mm)	1/2T (12.7mm)	1/4T (6.35mm)
Crack Length(a/W)	0.58		
Side Groove	20%		

Table 4 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for CT specimen with various specimen thickness(1T, 1/2T and 1/4T).

		1T	1/2T	1/4T
Q_p	Diff.	-10~6%	-5~10%	0~19%
	Range	45~60°	30~60°	15~60°
Q_m	Diff.	-14~2%	-8~4%	-2~11%
	Range	45~60°	30~60°	15~60°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-8~10%	-13~9%	-20~0%
	Range	45~60°	30~60°	15~60°

결과 Table 6 에서 보는 바와 같이 시험편의 두께가 증가할수록 그 오차가 증가한다. 시험편의 두께가 증가하면 고려하는 위치에서 시험편의 내부는 평면변형률 상태에 가까우며 시험편의 표면은 평면응력 상태에 가깝다. 평면변형률 상태에서는 면외변위, u_z 가 0 이다. 시험편의 두께가 증가하여 평면변형률 상태에 가까우면 시험편 측면 함몰량은 시험편 표면부근에서의 응력장에만 영향을 받는다. 그러므로 시험편 두께평균에 지배적인 시험편 가운데의 평면변형률 상태의 응력장을 시험편 측면 함몰량이 표현을 못하므로 이론적 모델에 의한 응력삼축성의 결과가 직접 구한 응력삼축성과 큰 차이를 보인다.

3.3 균열길이와 시험편 형상의 영향

균열의 길이와 시험편의 형상에 따라서 같은 두께에 대하여서도 시험편의 구속 조건이 달라진다. 소규모 항복조건하에서 각 시험편에 대하여 T-응력 값의 차이에 의하여 면내구속의 변화로 인하여 Q 값, 즉 응력삼축성이 달라진다. 기본 해석 조건에서 균열길이를, a/W 를 0.5, 0.6, 0.7 로 수정하였고, 또한 균열길이를, a/W 가 0.2, 0.4 그리고 0.7 인 CCT 시험편, TPB 시험편, SECT 시험편, DECT 시험편에 대한 해석을 통하여 균열길이와 시험편의

Table 5 Cases for considering effect of thickness of specimen without side groove.

Material	SA106 Grade C ferritic steel		
Specimen Type	CT Specimen		
Specimen Thickness	1T (25.4mm)	2T (50.8mm)	4T (101.6mm)
Crack Length(a/W)	0.58		
Side Groove	no		

Table 6 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for CT specimen with various specimen thickness(1T, 2T and 4T).

		1T	2T	4T
Q_p	Diff.	-20~0%	-36~0%	-43~0%
	Range	0~90°	0~90°	0~90°
Q_m	Diff.	-25~0%	-33~0%	-40~0%
	Range	0~90°	0~90°	0~90°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-2~19%	0~25%	0~24%
	Range	0~90°	0~90°	0~90°

형상의 영향을 조사하였다. Table 7~11 은 이러한 조건에 대하여 이론적으로 응력삼축성을 결정하기 적당한 범위와 이론적 모델에 대한 오차를 나타낸다. 응력삼축성을 결정하기에 적당한 위치는 동일하며 오차 또한 유사하다. CT 시험편의 경우 균열 길이가 증가함에 따라서 오차가 약간 증가한다. CCT 시험편의 경우 a/W 에 대한 영향이 거의 없다. TPB 시험편과 SECT 시험편의 경우 $a/W=0.7$ 에서 오차가 제일 크지만, DECT 시험편에서는 $a/W=0.7$ 에서 가장 작은 오차를 보인다.

3.4 변형률 경화지수의 영향

변형률경화지수의 영향을 알아보기 위하여 기본 해석 조건과 동일한 요소에 대하여 변형률경화지수, n 를 6, 10, 13 로 변화를 주면서 해석을 수행하였다. 변형률경화지수가 변하여도 응력삼축성을 측정하기에 적합한 영역은 $45^\circ \sim 60^\circ$ 로 동일하지만 모델의 정확성은 떨어져서 $n=13$ 일 경우에는

Table 7 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for CT specimen with various crack length($a/w=0.5, 0.6$ and 0.7).

		a/W=0.5	a/W=0.6	a/W=0.7
Q_p	Diff.	-20~2%	-26~0%	-35~0%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
Q_m	Diff.	-20~-2%	-24~0%	-30~0%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-5~15%	0~22%	0~28%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°

Table 8 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for TPB specimen with various crack length(0.2, 0.4 and 0.7).

		a/W=0.2	a/W=0.4	a/W=0.7
Q_p	Diff.	-10~0%	-19~0%	-29~0%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
Q_m	Diff.	-14~0%	-23~0%	-27~0%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-4~10%	0~17%	0~25%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°

더 큰 오차를 보인다.

4. 결 론

측면 흠, 시험편의 두께나 균열길이, 시험편의 형상과 소성경화지수의 영향을 고려하여 균열선단 응력삼축성을 결정하기 위한 모델에 대한 검증을 3 차원 유한요소해석을 통하여 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 측면 흠이 없는 경우 전반적인 영역 ($\theta=0^\circ \sim 75^\circ$)에서 이론적으로 결정된 응력삼축성과 직접 계산된 값의 오차가 유사하다. 측면 흠이 있는 경우, 그 크기가 증가(시험편 두께의 10%→ 20%)함에 따라서 측면 함몰량을 측정하여 응력삼축성을 결정하기에 적당한 영역은 감소하지만 이론적으로 결정된 응력삼축성과 직접 계산된 값과의 차이가 작다.

Table 9 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for SECT specimen with various crack length(0.2, 0.4 and 0.7).

		a/W=0.2	a/W=0.4	a/W=0.7
Q_p	Diff.	-14~0%	-1~10%	0~27%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
Q_m	Diff.	-20~0%	-9~4%	0~26%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	0~10%	-18~0%	-68~0%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°

Table 10 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for DECT specimen with various crack length(0.2, 0.4 and 0.7).

		a/W=0.2	a/W=0.4	a/W=0.7
Q_p	Diff.	-12~2%	-25~0%	-3~1%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
Q_m	Diff.	-20~0%	-25~0%	-11~0%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-4~9%	-6~12%	-5~4%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°

Table 11 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for CCT specimen with various crack length(0.2, 0.4 and 0.7).

		a/W=0.2	a/W=0.4	a/W=0.7
Q_p	Diff.	-4~0%	0~10%	0~12%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
Q_m	Diff.	-13~0%	-7~5%	-7~7%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-19~0%	-45~0%	-40~0%
	Range	30~60°	30~60°	30~60°

Table 12 Appropriate range to determine stress triaxilities and differences between stress triaxiality directly determined and analytically evaluated for CT specimen with various strain hardening exponent(6, 10, 13).

		n=6	n=10	n=13
Q_p	Diff.	-10~6%	-16~0%	-18~0%
	Range	45~60°	45~60°	45~60°
Q_m	Diff.	-14~2%	-23~0%	-23~0%
	Range	45~60°	45~60°	45~60°
$\tilde{\sigma}_m/\tilde{\sigma}_{eq}$	Diff.	-8~10%	0~41%	0~46%
	Range	45~60°	45~60°	45~60°

- 시험편의 두께가 감소함에 따라서 측면 홈의 영역이 작아지므로 응력삼축성을 결정하기 적당한 영역이 증가하며 오차는 유사한 결과를 보여준다. 하지만 시험편의 두께가 증가하여 평면변형을 상태에 가까워지면 시험편의 측면 함몰량이 시험편 두께방향으로 지배적인 평면 변형을 상태보다는 시험편 표면의 평면응력 상태에 대한 응력장에 지배를 받으므로 이론적으로 결정된 값이 상당한 오차를 갖는다.
- 시험편의 형상이나 균열길이에 의한 이론적으로 응력삼축성을 결정하는 영역과 이러한 영역에서 직접 계산된 응력삼축성의 차이에 대한 영향은 비교적 작다. 특히 측면 함몰량을 측정하기 적당한 위치는 영향을 거의 받지 않는다.

본 연구는 2003 년 과학기술부의 원자력 기초연구 사업의 일환으로 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., 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 and Kang, Ki-Ju, 2003, "An Experimental Method for Measuring Q," *Transaction of the KSME*, Vol. 29, No. 9, pp.1607~1613.
- (11) Kim, Dong-Hak and Kang, Ki-Ju, 2004, "Methods to Evaluate Stress Triaxiality from the Side Necking near the Crack Tip," submitted to *Transaction of the KSME*.
- (12) Kim, Dong-Hak and Kang, Ki-Ju, 2004, "Applicability of Experimental Method to Evaluate Stress Triaxiality near the Crack Tip," in preparation.