

일체형 보강판의 균열성장거동(Ⅱ) - S I F의 실험해석 -

이 환 우*

Crack Growth Behavior in the Integrally Stiffened Plates (Ⅱ) - Experimental Evaluation of SIF -

Rhee, Hwan-Woo*

ABSTRACT

To assess the validity of the previously computed finite element analysis results, the photoelastic experiment was carried out to determine stress intensity factors for crack originating from thin section of integrally stiffened plates having discontinuous thickness interface. The stress intensity factors were determined by using linear slope method of photoelastic data. Results are presented as variable thickness geometry factor, F_{IV} , for various crack lengths and thickness ratios. The experimental values of F_{IV} are compared with 3-D finite element analysis results. The correlation between experimental values and analysis results is reasonably good.

Key Words : Photoelasticity(광탄성), Linear Slope Method(선형 구배법), Stress Intensity Factor(응력 확대 계수), Variable Thickness Model(변후모델), Geometry Factor (형상계수)

1. 서 론

본연구의 제1보⁽¹⁾에서는 항공기나 선박 구조물에서 흔히 볼수 있는 일체형 보강판을 두께가 달라지는 변후모델(Variable Thickness Model)로 이상화한 다음, 등모델의 응력확대계수(Stress Intensity Factor : SIF)를 수치해석하고, 변후형상계수를 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 형으로 근사식화 하였으나 그 유용성 검증에 관한 문제를 후속 연구로 유 보하였다. 따라서 본 연구에서는 이 문제를 해결할 수 있

는 방법론을 모색해 보고자 한다.

일반적으로 유한요소해석 결과의 정확도를 판단하는 데는 탄성학적인 기준해와 직접 비교하는 방법을 우선 생각 할 수 있겠다. 즉, 탄성학적인 해석에서 엄밀해는 1) 변위의 적합조건 2) 평형 미분 방정식 3) 응력과 변형율의 관계를 만족해야 하며, 역으로 위와 같은 세가지 조건을 공히 만족시키는 결과가 있다면, 이는 곧 수학적인 모델에 대한 엄밀해가 될 수 있을 것이다. 변위를 기초로 한(Displacement-based) 유한요소법의 경우, 상기 1),3)의 조건은

적합한 요소(Compatible Element)와 적절한 응력-변형을 관계식을 사용함으로써 항상 만족될 수 있으나, 평형조건은 보통 전체적인(적분적인) 관점에서만 만족하게 된다. 다시 말해서 평형 미분방정식은 해석영역 내의 임의의 점에서는 일반적으로 만족되지 않으나, 절점들에 대한 평형 방정식은 항상 만족하게 되며, 모든 유한요소는 절점에 작용하는 힘(Nodal Point Forces)에 의하여 평형상태를 이루게 된다. 평형방정식이 해석영역 내에서 국부적으로 만족되지 않는다는 사실은, 각 요소간의 경계에서 응력이 불연속적이고 응력경계조건(Stress Boundary Condition) 또한 만족되지 않는다는 것을 의미하며, 이러한 사실을 근거로 하여 유한요소 해석결과의 정확도를 쉽게 판단할 수 있는 후처리 프로그램(Post-processor)으로 1) 유한요소망에서 특정 선(Line of Stress Output)을 따라 응력분포를 도시해 보는 방법⁽²⁾ 2) 정수압 응력(Hydrostatic Stress)이나 Von Mises의 등가응력(Equivalent Stress)을 매개변수로 하여, 해석대상영역상에 설정된 유한요소망에 대한 응력띠 선도(Stress Band Plots)를 도시해 보는 방법⁽³⁾등을 들 수 있겠다. 이중 후자의 응력띠 선도는 해석대상영역 전체에 걸친 인접 요소간의 응력의 불연속 정도를 가시화해 주므로, 해석결과가 평형방정식을 만족시키지 않는 정도를 직접 확인할 수 있는 장점이 있으며, 특히 응력집중이 예상되는 부위에서는 응력띠 선도가 가늘고 조밀할 뿐만 아니라, 균일한 응력이 작용하는 부위에서는 응력띠 선도가 굵고 넓게 퍼져 있어서, 마치 광탄성 해석결과에서 얻어지는 등색 폴린지 루프(Isochromatic Fringe Loop)와 흡사한 특성을 갖는다. 따라서 본 연구에서는 위와 같은 응력띠 선도와 광탄성 폴린지 형상의 상사성에 착안하여 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 의 검증방법으로 광탄성 실험 해석을 계획하고, $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 의 모체가 되는 유한요소해석 결과와 광탄성 실험해석 결과를 상호 비교하여 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 의 유용성을 검토해 보기로 하였다.

2. 변후모델의 광탄성 해석

변후모델의 광탄성 해석에 관한 연구는 그 사례를 찾아보기가 어려울 뿐만 아니라, 변후모델의 균열 선단 응력장에 대한 정의가 명확하게 확립되어 있지 않은 듯 하다. 따라서 본 연구에서는 균후재의 모드 I 균열에 대한 기존해를 이용하여 다음과 같은 과정으로 변후모델의 광탄성 해석을 시도해 보았으며, 변후형상계수 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 의 계산에는 Phang과 Ruiz⁽⁴⁾에 의해 제안된 선형 구배법

(Linear Slope Method : LSM)를 이용하였다.

원방응력(Far Field Stress) σ_{ox} 가 고려된 균열선단 근방에서의 응력장은 수정된 Westergaard의 해로부터 다음과 같이 표시할 수 있으며⁽⁵⁾,

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2}\right) - \sigma_{ox} \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2}\right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \end{aligned} \quad (1)$$

(1)식으로 부터 평면내 최대전단응력(Maximum In-plane Shear Stress) τ_m 은 (2)식과 같이 표시할 수 있겠다.

$$(2\tau_m)^2 = \left(\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} + \sigma_{ox} \cdot \sin \frac{3\theta}{2}\right)^2 + (\sigma_{ox} \cdot \cos \frac{3\theta}{2})^2 \quad (2)$$

한편 Fig. 1에 예시된 바와 같이, 폴린지 루프의 정점(r_m, θ_m)에서는 $\partial \tau_m / \partial \theta = 0$ 이 되므로, 식(2)를 θ 에 대하여 미분한 다음, $\partial \tau_m / \partial \theta = 0$ 를 취하면 σ_{ox} 는 (3)식과 같이 표시할 수 있으며,

$$\sigma_{ox} = \frac{-K_I}{\sqrt{2\pi r_m}} \cdot \frac{\sin \theta_m \cdot \cos \theta_m}{(\cos \theta_m \cdot \sin \frac{3\theta_m}{2} + \frac{3}{2} \sin \theta_m \cdot \cos \frac{3\theta_m}{2})} \quad (3)$$

(2)식과 (3)식으로부터 σ_{ox} 는 측정 파라메타 r_m 및 θ_m 의 함수로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\sigma_{ox} = \frac{-2 \cdot \tau_m \cdot \cos \theta_m}{\cos \frac{3\theta_m}{2} \cdot [\cos^2 \theta_m + (9/4) \sin^2 \theta_m]^{1/2}} \quad (4)$$

또한, (2)식에 $\theta = 90^\circ$ 를 대입하여, K_I 에 대해 정리하면 (5)식을 얻을 수 있겠다.

$$[(2 \cdot \tau_m)^2 - \frac{\sigma_{ox}^2}{2}]^{1/2} - \frac{\sigma_{ox}}{\sqrt{2}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (5)$$

윗식의 K_I 에 본 연구의 제1보⁽¹⁾에서 (6)식과 같이 정의된 변후모델의 응력확대계수 K_{IV} 를 대입하여 정리하면,

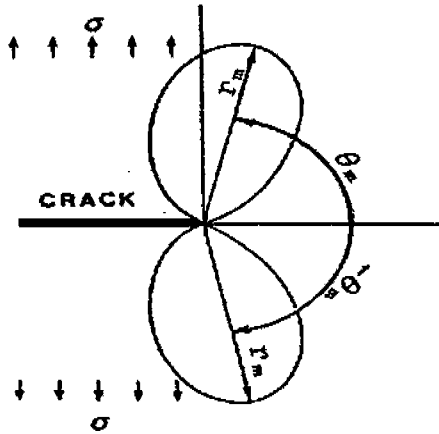


Fig. 1 Isochromatic fringe loop at the crack-tip

$$K_{IV} = \frac{P}{t_1 \sqrt{W}} \cdot F_I(a) \cdot F_{IV}(\lambda, \beta) \quad (6)$$

여기서

$$F_I(a) = \frac{(2+a)}{(1-a)^{3/2}} \cdot (0.886 + 4.64a - 13.32a^2 + 14.72a^3 - 5.6a^4)$$

$$F_{IV}(\lambda, \beta) = 1 - 1.2065 \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\beta}}\right) \cdot \lambda^3$$

$$a = \lambda / (1 + \omega)$$

λ : 무차원 균열길이

β : 두께비

ω : 판폭비

다음과 같은 관계 식을 얻을 수 있겠다.

$$C^* \cdot \frac{t_1 \cdot \sqrt{W}}{P \cdot F_I(a)} = F_{IV}(\lambda, \beta) \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \quad (7)$$

$$C^* = \left[(2 \cdot \tau_m)^2 - \frac{\sigma_{ax}^2}{2} \right]^{1/2} - \frac{\sigma_{ax}}{\sqrt{2}}$$

(7)식에서, 변후형상계수 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 는 $C^* \cdot t_1 \cdot \sqrt{W} / P \cdot F_I(a) - 1/\sqrt{2\pi r}$ 관계 선도의 선형구간내 기울기(Slope)로 정의되며,⁽⁴⁾ (4)식과 (7)식에 (8)식과 같은 광응력 법칙(Stress-Optic Law)을 각각 고려하면, 원방응력 σ_{ox} 와 변후형상계수 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 를 (4)식 및 (7)식에 의해 광탄성 실험 데이터로 결정할 수 있게 된다.

$$2\tau_m = \frac{N}{S_r \cdot t_1} \quad (8)$$

여기서

N : 플린지 차수

S_r : 광탄성 감도

3. 실험

3.1 시험편

본 실험에 사용된 시험편은 1) 광탄성 재료의 성형 2) 시험편 가공 3) 기계가공 후 열처리 순으로 제작되었다.

먼저 광탄성 재료의 성형은, 130℃로 예열된 응력 동결로 내에서 Biphenol Epoxy Resin(Araldite CT 200)을 액상으로 용해시킨 다음, 용해된 Araldite에 Phthalic Anhydride Flake (Hardener HT 901)를 10:3의 중량비로 혼합하여 경화제가 완전히 용해될 때까지 재가열하고, 그 혼합액을 주형틀에 기포가 생기지 않도록 천천히 주입한 후, 최대 120mm(W) × 250 mm(L) × 35 mm(t) 크기의 판재로 성형하였다. 이와 같이 성형된 에폭시 판재는 Fig.2와 같이 판폭비가 $\omega (= W_2 / W_1) = 1$ 인 박·후판 결합형(Thin-to-Thick Type) 변후형상으로 밀링 가공하였으며, 변후모델의 두께비는 앞쪽 박판부의 두께를 $t_1 = 5\text{mm}$ 로 하고, 후판부의 두께를 각각

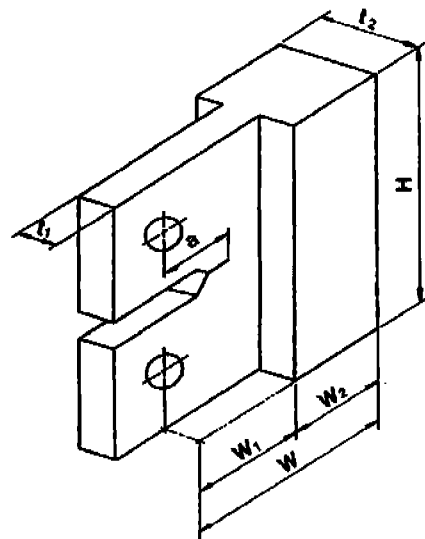


Fig. 2 CT type model with variable thickness.

$t_2 = 15, 20$ 및 30mm 로 하여, $\beta (= t_2 / t_1) = 3, 4, 6$ 이 되도록 하였다.

시험편 표면은 에머리 페이퍼(Emery Paper)와 연마제 (Al_2O_3) 를 사용하여 적당한 투과성(Transparency)를 갖도록 연마하였고, 균열 가공에는 0.6mm 두께의 소 컷터(Saw Cutter)와 면도날을 이용하여, $\lambda (= a / W_1) = 0.6, 0.7, 0.8, 0.9$ 및 0.95 가 되도록 가공하였다.

제작된 시험편은 기계가공 과정에서 발생될 수 있는 잔류응력을 제거하기 위하여, 에폭시 재료의 유리 천이온도 이상에서 풀림처리 하였으며, 필요한 경우, 2회 이상 반복하여 잔류응력의 영향을 배제 시키는데 유의하였다.

3.2 실험방법 및 실험장치

실험은 예비실험과 본실험으로 구분하여 수행되었다. 예비실험 과정에서는 변후모델의 광탄성 무늬형상을 전혀 예측할 수 없는 상태이었던 관계로, 플린지 루프(Fringe Loop)가 변후경계를 넘어 박 후판부에 걸쳐서 형성되거나, 변후경계상에서 불연속성을 나타낼 수도 있다는 전제하에 3차원 응력 동결법(Stress Freezing Method)을 계획하였으나, 막상 동결된 무늬 형상을 관찰해 본 결과, 균열 선단이 거의 변후경계에 인접된 상태에서도 고 저차 플린지 루프가 모두 균열선단 후방으로 경사되어 박판부내에만 형성됨을 알 수 있었다. 따라서 플린지 루프가 위와 같이 박판부내에만 형성 될 경우, 구태여 시간 소모가 많고, 실험과정이 복잡한 응력 동결법을 사용할 필요가 없었으므로, 본실험과정에서는 평면 광학계를 이용한 일반적인 투과형 광탄성 실험방법으로 선회하였다.

실험은 Riken PA 300 광학계내에 설치된 하중기구를 이용하여, 판폭비가 일정 ($\omega = 1$)한 반면에 두께비가 $\beta = 3, 4, 6$ 이고, 균열길이가 각각 $\lambda = 0.6, 0.7, 0.8, 0.9$ 및 0.95 인 변후모델에 하중을 $P = 160\text{N}, 200\text{N}, 240\text{N}, 280\text{N}$ 및 320N 과 같이 5 단계로 조정하면서 등색선을 사진 촬영하였다. 등색선의 사진 촬영시에는 시험편의 표면 조도에 따른 플린지 형상의 굴곡을 최소화하고, 선명한 무늬 형상을 얻기 위하여 α -Bromnaphthalene 과 액체 파라핀(Liquid Paraffin)이 중량비 1:0.344 로 혼합된 용액을 시험편 표면에 도포하였으며, 실험결과의 측정에는 디지털 마이크로메터가 장착된 콤파레이터 (Comparator:Leitz Type 060)를 이용하였다.

관련 본실험에 사용된 광탄성 재료의 상온 광탄성 감도는 폭 10mm 에 길이 40mm 의 CD(Compressed Dia-

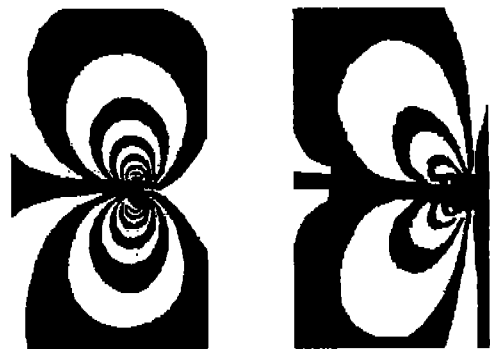
mond)형 시험편을 이용하여 실측해 본 결과 $S_e = 76 \times 10^{-6} \text{m/N}$ 임을 알 수 있었다.

4. 실험 결과 및 고찰

4.1 변후모델의 균열선단 플린지 형상

Fig.3은 CT(Compact Tension)형 균후모델과 변후모델의 광탄성 실험 결과에서 얻어진 균열선단 플린지 형상을 예시한 것이다. Fig.3(a)는 $\lambda = 0.91$ 일 때, $P = 280\text{N}$ 의 인장하중하에서 얻어진 균후모델의 균열선단 플린지 형상으로서, 모드 I 균열문제에서 흔히 관찰할 수 있는 바와 같이, 균열면에 수평·수직인 두축에 대하여 거의 대칭적인 형상을 보이고 있다. 반면에 동일한 인장 하중하에서 얻어진 박·후판 결합형 변후모델(Fig.3(b) : $\omega = 1, \beta = 3$ 및 $\lambda = 0.92$ 일 때)의 경우, 플린지 루프가 전반적으로 균열선단 후방으로 경사되어 있는 형상을 보이고 있다. 이러한 변후모델의 플린지 형상은 마치 인장 원방응력(Far Field Stress)의 영향을 강하게 받은 균후모델내 모드 I 균열 선단 플린지 루프에서 나타나는 경사 현상과도 유사한 양상을 보이고 있으나, 변후모델의 균열선단 플린지 형상에서 나타나는 경사 현상은 원방응력의 영향 이전에 불연속 변후경계의 특성에 의한 것으로 볼 수 있으며, 이와 같은 추론을 가능하게 하는 배경을 예거하면 다음과 같다.

첫째, Dally와 Sanford⁽⁶⁾의 연구결과에서 잘 알려져 있는 바와 같이, 원방응력의 영향을 받은 균열선단 플린지 형상에서는 $r \rightarrow 0$ 이 될 때, 플린지 루프의 경사각이 $\theta_m > 90^\circ$ 상태에서 $\theta_m \rightarrow 90^\circ$ 가 되는 특성을 보이고



a) $\beta = 1.0, \omega = 1.0, \lambda = 0.91$ b) $\beta = 3.0, \omega = 1.0, \lambda = 0.92$
 Fig. 3 Isochromatic fringe patterns obtained from CT type uniform and variable thickness model with crack

있으나, 변후 모델의 경우, 저 고차 플린지 루프가 공히 균열선단 후방으로 경사 되어 있는 형상을 보이고 있다.

둘째, 선형 구배법을 이용하여 CT형 변후모델과 균후 모델의 형상계수(무차원 SIF)를 (7)식과 수정된 (7)식 (즉, (7)식에서 $F_{IV}(\lambda, \beta) = 1$ 인 경우)으로 부터 각각 결정한 다음, 두 모델의 형상계수에 대한 원방응력 σ_{ox} 의 영향을 비교해 보면, Table 1에서 알 수 있는 바와 같이 σ_{ox} 의 영향은 거의 무시할 수 있는 정도이다.

셋째, 변후모델에서 관찰된 플린지 루프의 경사현상은 균열길이 λ 와 두께비 β 에 의존하는 양상을 보이고 있다. 즉, Table 2에서 알 수 있듯이, 균열선단이 변후경계에 근접할수록, 그리고 두께비가 클수록 플린지 루프의 경사각 θ_m 또한 증대되는 특성을 보이고 있다.

Table 1 Effect of far field stress on the geometry factor.

Far Filed Stress	Parameters : $\omega (=W_2/W_1)=1$			Geometry Factor	
	β (t_2/t_1)	α (a/W)	λ (a/W_1)	$F_I(a)^*$ % [*]	$F_{IV}(\lambda, \beta)^{**}$ % ^{**}
$\sigma_{ox} \neq 0$	1	0.72	-	6.525	-
$\sigma_{ox} = 0$	1	0.72	-	6.675	2.29
$\sigma_{ox} \neq 0$	3	-	0.69	-	0.783
$\sigma_{ox} = 0$	3	-	0.69	-	0.800 2.17

* Geometry factor for CT type uniform thickness model

** Geometry factor for CT type variable thickness model

+ Error based on the value of $\sigma_{ox} \neq 0$

Table 2 Effect of non-dimensional crack length(λ) and thickness ratio(β) on the tilt angle of isochromatic fringe loops

$(\omega=1, P=320N)$							
β	λ	Fringe order	Tilt Angle	Fringe order	Tilt Angle	Fringe order	Tilt Angle
		N	θ_m	N	θ_m	N	θ_m
3	0.58	2	92.5	3	91.8	4	91.0
	0.69	2	100.5	3	98.0	4	93.0
	0.82	3	117.5	4	113.0	5	105.0
	0.92	3	124.5	4	120.0	5	117.0
	0.96	3	127.5	4	122.5	5	109.5
4	0.60	2	97.5	3	92.0	-	-
	0.71	2	116.9	3	113.8	4	111.2
	0.80	2	115.0	3	118.2	4	112.0
	0.89	3	131.5	4	122.5	5	117.8
	0.96	3	132.5	4	131.2	-	-
6	0.69	2	113.7	3	107.8	-	-
	0.82	3	124.2	4	113.3	5	102.5
	0.92	3	136.5	4	132.5	-	-
	0.96	3	133.3	-	-	-	-

4.2 『 $F_{IV} - \lambda$ 』관계의 비교

CT형 변후모델의 형상은 판코비와 두께비가 각각 $\omega=1, \beta=1$ 이 되면 두께가 일정한 균후재 (표준 CT시험편)의 형상이 되므로, 응력확대계수의 해석은, 먼저 기존해와 비교할 수 있는 CT 시험편을 이용하여 LSM(Linear Slope Method)의 신뢰도를 평가해 본 다음, 동일수법을 변후모델에 적용하였다. Table 3은 CT 시험편의 광탄성 해석결과를 ASTM E-647에 수록된 SIF의 형상계수와 비교한 것으로서, 두 결과는 최대 4% 미만의 오차범위 내에서 정량적으로 거의 일치함을 알 수 있다.

Table 3 Comparison of photoelastic analysis results with ASTM equation for CT specimen.

$\alpha = a/W$	$F_I(a)$		Error %
	Photoelastic Results	ASTM SIF Equation	
0.51	5.439	5.444	-0.09
0.60	6.055	5.835	3.77
0.72	6.675	6.610	0.98
0.80	7.181	7.348	-2.27
0.91	8.559	8.425	1.59
0.97	9.547	9.227	3.46

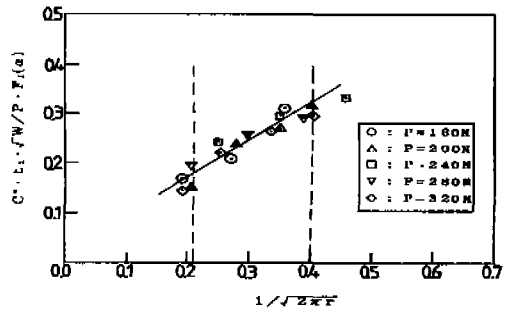


Fig. 4 Determination of geometry factor F_{IV} by linear slope method

따라서 변후모델의 광탄성 실험 데이터를 (7)식이 뜻하는 바와 같이 『 $C \cdot t_1 \cdot \sqrt{W}/P \cdot F_I(a) - 1/\sqrt{2\alpha}$ 』관계로 도시한다음, 변후형상계수 F_{IV} 를 각각의 $\lambda (= 0.6 \sim 0.95)$ 에 대하여 Fig.4와 같이 선형 회귀선(Linear Regression Line)의 기울기로 계산하고, 그 결과를 『 $F_{IV} - \lambda$ 』관계로 정리하였다.

Fig.5는, 위와 같이 결정된 F_{IV} 의 실험해석결과를 본 연구의 제1보에서 얻어진 3차원 유한요소해석결과와 상호

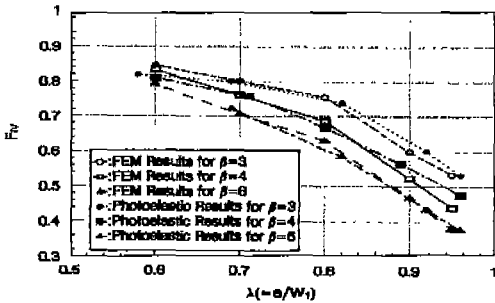


Fig. 5 Comparison of photoelastic analysis results and 3-D finite element analysis results for CT type variable thickness model

비교한 것으로서, 양자의 정성적인 거동은 모두 균열선단이 변후경계 ($\lambda=1$)에 근접할수록 F_{IV} 도 점차 감소하는 경향을 보이고 있으며, 정량적으로도 λ 의 차이 예컨대, 광탄성 해석모델에서 $\lambda=0.58$ 과 FEM 해석모델에서의 $\lambda=0.6$ 등을 감안할 때 - 두 결과는 약 5% 이하의 오차 범위 내에서 거의 일치하는 양상을 보이고 있다. (Table 4 참조)

또한, 본 연구의 제1보에서 (9)식과 같이 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 형으로 제안된 변후형상계수의 유용성을 검토하기 위하여,

$$F_{IV}(\lambda, \beta) = 1 - 1.2065 \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\beta}}\right) \cdot \lambda^3 \quad (9)$$

동일 모델에 대한 광탄성 해석결과와 (9)식의 계산치를 상호 비교하였으며, 그 결과를 Table 5에 요약하였다. 이 결과에 의하면, 균열선단이 변후경계에서 멀리 떨어져 있을 때에는 두 결과간에 약간의 차이를 보이고 있으나, 균열선단이 변후경계에 근접할수록 양자간의 차이가 점차 작아지는 양상을 보이고 있으며, (9)식의 계산치와 광탄성 해석결과 사이의 오차는, 변후경계의 영향이 상대적으로 미소한 $\lambda=0.6$ 근방을 제외할 경우, 0.16%~5.75% 정도이다.

이상과 같은 광탄성 해석결과와 유한요소 해석결과 및 (9)식의 계산치를 종합적으로 검토해 보면,

첫째, 광탄성 해석 결과에서 얻어진 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 가 대체로 유한요소 해석결과나 (9)식의 계산치보다 다소 작게 평가되어 있으나, 균후 CT 시험편의 광탄성 해석결과 (Table 3)에서 보인 LSM의 신뢰도를 전제로 할 때, 본 연구에서 얻어진 광탄성 해석결과는 CT형 변후모델의 유한요소 해석결과에 대한 비교 데이터로 활용 가능할 것으로 생각되며, 둘째, 세 결과를 상호 비교한 Table 4 및 Table 5에 의하면, 세 결과가 모두 10% 이하의 오차 범

Table 4 Comparison of photoelastic analysis results and 3-D finite element analysis results for CT type variable thickness model

β (t_2/t_1)	$\lambda : a / W_1$	$F_{IV}(\lambda, \beta)$		error* %
		FEM	Photo.	
3	0.60	0.58	0.843	-2.84
	0.70	0.69	0.801	-0.12
	0.80	0.82	0.747	-0.93
	0.90	0.92	0.602	0
	0.95	0.96	0.534	-0.37
4	0.60	0.60	0.833	-2.76
	0.70	0.71	0.762	-0.52
	0.80	0.80	0.679	-1.62
	0.90	0.89	0.523	8.03
	0.95	0.96	0.444	7.43
6	0.70	0.69	0.704	2.41
	0.80	0.82	0.630	-7.14
	0.90	0.92	0.458	-4.80
	0.95	0.96	0.371	1.88

* Error based on finite element analysis

Table 5 Comparison of photoelastic analysis results and the values calculated from Eq.(9)

β (t_2/t_1)	λ (a / W_1)	$F_{IV}(\lambda, \beta)$		Error* %
		Values of Eq.(9)	Photoelastic Results	
3	0.58	0.901	0.819	-9.10
	0.69	0.832	0.800	-3.84
	0.82	0.719	0.740	2.92
	0.92	0.603	0.602	-0.16
	0.96	0.549	0.532	-3.09
4	0.60	0.870	0.810	-6.89
	0.71	0.784	0.758	-3.31
	0.80	0.691	0.668	-3.32
	0.89	0.575	0.565	-1.73
6	0.96	0.466	0.477	2.36
	0.69	0.765	0.721	-5.75
	0.82	0.606	0.585	-3.46
	0.92	0.444	0.436	-1.80
	0.96	0.368	0.378	2.71

* Error based on the values calculated from Eq.(9)

위내에서 거의 일치하는 것으로 보아, 본 연구의 제1보에서 얻어진 유한요소해석 결과가 타당하고, (9)식이 유용함을 알 수 있다.

5. 결 론

박·후판 결합형 변후재의 응력확대계수를 광탄성 해석하고 그 결과를 본 연구의 제1보에서 얻어진 유한요소 해석결과 및 변후형상계수의 근사식 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 와 함께 상호 비교하였으며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. LSM을 이용한 광탄성 해석으로도 3차원 FEM과 근사한 정밀도를 갖는 해석결과를 얻을 수 있었으며, 본 연구에서 얻어진 광탄성 해석 결과는 CT형 변후모델의 FEM 해석 결과에 대한 비교 데이터로 활용 할 수 있겠다.

2. 변후모델의 균열선단 플린지 형상은 불연속 변후경계의 영향을 받아 저 고차 플린지 루프가 모두 균열선단 후방으로 경사되어 있는 양상을 나타내었으며, 이러한 플린지 루프의 경사현상은 균열길이와 두께비에 의존함을 알 수 있었다.

3. 변후모델의 광탄성 해석결과와 유한요소 해석결과 및 변후형상계수의 근사식 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 의 계산치를 상호 비교해 본 결과, 본 연구의 제1보에서 얻어진 FEM 해석결과와 $F_{IV}(\lambda, \beta)$ 의 유용성을 확인 할 수 있었다.

위와 같은 결론을 전제로 할때, 본 연구의 제1보에서 정의된 CT형 변후모델의 응력확대계수 K_{IV} 의 유용성 문제도 함께 확인된 것이라고 할 수 있으므로, 본 연구에서 제안된 응력확대계수 K_{IV} 는 박 후판 결합형 변후모델의 균열거동 해석 및 예측 등에 활용 가능할 것으로 생각되나, 이 문제는 후속연구에서 검토하기로 한다.

참고문헌

1. 이환우, "일체형 보강판의 균열성장거동(I) - SIF의 수치해석", 한국정밀공학회지, 14권5호, pp150~156, 1997.
2. T. Sussman and K.J.Bathe, "Studies of Finite Element Procedures On Mesh Selection," Computers and Structures, Vol.21, No.1/2, PP.257-264, 1985.
3. T. Sussman and K.J.Bathe, "Studies of Finite Element Procedures Stress Band Plots and the Evaluation of Finite Element Meshes," Engineering Computations, Vol.3, PP.178-191, September, 1986.
4. Y. Phang and C. Ruiz, "Photoelastic Determination of Stress Intensity Factors For Single and Interacting Cracks and Comparison with Calculated Results. Part I : Two-dimensional Problems," J. Strain Analysis, Vol. 19, No. 1, PP. 23-34, 1984.
5. G. C. Sih, "On the Westergaard Method of Crack Analysis," Int. J. Fracture, Vol.2, PP. 628-631, 1966.
6. J.W. Dally and R.J.Sanford, "Classification of Stress Intensity Factors From Isochromatic Fringe Patterns," Experimental Mechanics, Vol.18, PP.441-448, 1978.