

〈論 文〉

원공을 가진 Glass/Epoxy 복합재료의 노치강도 및 파괴조건

김정규* · 김도식**

(1992년 2월 22일 접수)

Notched Strength and Fracture Criterion of Glass/Epoxy Plain Woven Composites Containing Circular Holes

Jung-Kyu Kim and Do-Sig Kim

Key Words : Notched Strength(노치강도), Circular Hole(원공), Point Stress Criterion(점응력 조건), Characteristic Length(특성길이), Critical Crack Length(최대균열길이), Energy Release Rate(에너지해방률)

Abstract

The fracture behavior of glass/epoxy plain woven composite plates containing circular holes is experimentally investigated to examine the effects of hole size and specimen width on notched tensile strength. It is shown in this paper that the characteristic length according to the point stress criterion depends on the hole size and specimen width. For predicting the notched tensile strength, a modified failure criterion is developed. An excellent agreement is found between the experimental results and the analytical prediction of modified failure criterion. The notched strength and the characteristic length have an increase and decrease relations. When the unstable fracture occurred, the critical crack length equivalent for the damage zone size at the edge of hole is about twice the characteristic length. The critical energy release rate G_c is independent of hole size ($0.03 \leq 2R/W \leq 0.5$) under the same specimen width. However G_c increases with an increase in specimen width which can be explained by stress relaxation due to the notch insensitivity.

1. 서 론

복합재료는 볼트(bolt) 등의 기계적 방법에 의하여 체결되는 경우가 많다. 이러한 경우, 원공등의 불연속부를 가진 노치재의 강도평가는 응력집중계수만으로는 불가능하고 선형탄성파괴역학에 의한 Waddoups등⁽¹⁾의 결함모델이나 불연속부 선단의 수직응력분포에 기본을 둔 Whitney등^(2,3)의 모델등에 의하여 행하여지고 있다. 특히 후자의 경우는 불연속부 선단으로부터의 거리, 즉 특성길이

(characteristic length)에 있어서의 응력이 평활재의 파괴응력과 같을 때 파손이 일어난다는 모델(point stress criterion)로서, 파손조건을 결정짓는 특성길이와 재료의 상수라는 가정하에서 강도평가를 하는 것이다. 그러나 graphite/epoxy 또는 glass/epoxy 등의 적층판을 이용한 연구결과에 의하면 특성길이는 재료의 구성, 노치민감성에 미치는 온도, 적층구조, 시험편의 형상등의 영향이 있음이 보고되고 있다.⁽⁴⁻⁶⁾ 이의 예로서 Karlak⁽⁷⁾과 Pipes등^(8,9)은 특성길이가 원공크기의 함수임을 고려하여 Whitney의 모델을 수정하였다. 한편 복합재료의 파손양상은 대단히 복잡할 뿐만 아니라 노치선단에서의 응력조건의 복잡성때문에 이들 모델

*정회원, 한양대학교 기계설계학과

**정회원, 한양대학교 기계설계학과 대학원

이 모든 복합재료의 강도평가 및 파괴조건에 적용된다고 할 수 없으며, 특히 직조(woven)된 복합재료의 경우에 대해서는 이에 관한 연구가 미흡한 상태이다.

본 연구에서는 glass/epoxy 직조된 복합재료에 있어서 원공 및 판폭의 크기가 노치강도에 미치는 영향을 명확히 하고, 또한 노치강도 및 파괴조건과 위에서 언급한 특성길이의와의 관계를 검토하였다.

2. 점응력파손이론

Whitney와 Nuismer^(2,3)는 불연속부 선단의 수직 응력 σ_y 의 분포에 기본을 둔 점응력조건(point stress criterion) 및 평균응력조건(average stress criterion)의 파손모델을 제안하였다. 즉 불연속부 선단으로부터 일정한 거리만큼 떨어진 곳에서의 수직응력 또는 그 거리에 걸친 평균수직응력이 평활재의 파괴강도 σ_0 와 같아질 때 파손이 일어난다고 가정하는 것으로 각각의 파손조건식은 식 (1) 및 (2)와 같다.

$$\sigma_y(R + d_0, 0) = \sigma_0 \tag{1}$$

$$\frac{1}{d_0} \int_R^{R+a_0} \sigma_y(x, 0) dx = \sigma_0 \tag{2}$$

여기에서 R 은 원공의 반경, 그리고 d_0 및 a_0 는 각각의 응력조건에서 원공선단으로부터의 특성길이이다.

점응력조건은 원공선단에서의 수직응력분포⁽¹⁰⁾와 식 (1)의 관계로부터 아래의 식으로 나타내어진다.

$$\frac{\sigma_{N^*}}{\sigma_0} = \frac{2}{[2 + \xi_1^2 + 3\xi_1^4 - (K_{T^*} - 3)(5\xi_1^6 - 7\xi_1^8)]} \tag{3}$$

$$\xi_1 = \frac{R}{R + d_0}$$

여기서 K_{T^*} 는 무한판의 응력집중계수로서 식 (4)와 같으며⁽¹¹⁾, A_{ij} 는 직교이방성 강성텐서(orthotropic stiffness tensor)로서 첨자 1과 2는 하중의 부하방향에 평행 및 수직한 방향을 나타낸다.

$$K_{T^*} = 1 + \left[\frac{2}{A_{22}} \left(\sqrt{A_{11}A_{22}} - A_{22} + \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{2A_{66}} \right) \right]^{1/2} \tag{4}$$

식 (3)에서 노치강도의 저하는 원공반경 R 과 K_{T^*} 및 특성길이 d_0 의 함수임을 알 수 있으며, Whitney와 Nuismer는 특성길이를 불연속부의 크

기에 무관한 재료상수로 가정하여 원공이나 균열(slit)을 가진 glass/epoxy 및 graphite/epoxy재의 노치강도를 평가하였다.^(2,3)

한편 Karlak⁽⁷⁾은 특성길이와 원공반경사이에 아래의 관계를 가정하여 Whitney등의 모델을 수정하였다.

$$d_0 \propto R^{1/2} \tag{5}$$

이 모델은 식 (3)에서 식 (5)를 적용함으로써 복합재의 노치강도를 예측할 수 있지만, 주어진 적층판의 특성길이가 일정하거나 식 (5)의 관계를 갖지 않는 경우는 좋은 예측결과를 보이지 않는다.

또한 Pipes등^(8,9)은 d_0 와 R 사이에 식 (6)의 지수 관계를 적용하여 수정된 점응력조건을 제안하였다.

$$d_0 = C^{-1} (R/R_0)^m \tag{6}$$

여기서 C 는 노치감도계수, m 은 특성길이 변화의 기울기 ($0 < m < 1$) 그리고 R_0 는 기준반경을 나타낸다.

식 (3)과 식 (6)에 의한 Pipes 등의 파손조건은 여러가지 복합적층재의 노치강도의 예측에 있어서 좋은 결과를 보이고 있다. 그러나 이 모델에서 C 값은 기준 반경에 따라서 변화하므로 주어진 재료의 고유한 노치감도를 나타내지 못하며, m 도 원공의 크기가 작은 경우에서 음(-)의 값을 나타내는 문제점을 가지고 있다.

3. 실험방법

사용한 재료는 glass/epoxy plain woven 복합재료($\nu_r \approx 60\%$, 두께 2 mm)로서, 한층의 두께가 약 0.18~0.20 mm인 플라이를 10매 적층하여 가압(온도 180~190°C, 압력 9.8 MPa, 시간 2hr)한 것이다. 이 재료의 기계적 특성은 Table 1과 같다. 시험편의 형상은 ASTM D3039-76⁽¹²⁾의 규정에 의거

Table 1 Mechanical properties

E_{XX} (GPa)	E_{YY} (GPa)	ν_{XY}	G_{XY} (GPa)
23.6	23.6	0.11	4.03

E_{XX} : longitudinal Young's modulus

E_{YY} : transverse Young's modulus

ν_{XY} : poisson's ratio

G_{XY} : shear modulus

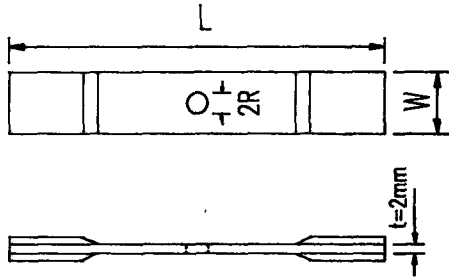


Fig. 1 Configuration of test specimens

하여 Fig. 1과 같이 가공하였다. 원공은 판의 중앙에 직경이 0.3~20 mm로 기계가공하였으며, 각 판폭(10, 20 및 40 mm)에 대한 원공직경 2R의 비 2R/W는 0.03~0.5의 8종류를 준비하였다.

인장시험은 동일한 2R/W에 대하여 2개의 시험편을 준비하고, cross-head 속도 0.5 mm/min 그리고 실험온도 23±3°C에서 행하였다. 또한 인장시험중의 원공선단 관찰은 초음파현미경(scanning acoustic microscope, SAM)을 사용하였으며, 파괴후의 미시파면은 주사전자현미경(SEM)을 이용하여 관찰하였다.

4. 실험 결과 및 고찰

4.1 노치강도의 예측

Table 2는 시험편의 폭 W 및 원공직경 2R의 변화에 따른 실험결과를 정리한 것이다. 이 표에서 σ_{N^*} 는 유한판 노치재의 파괴강도(이하 노치강도라고 함) σ_N 을 무한판에 대하여 환산한 $Y\sigma_N$ 이며, 이때 유한판 보정계수 Y는 이방성 효과를 고려한 Tan의 제안식(7)⁽¹³⁾을 이용하였다.

$$Y = \left[\frac{3(1-2R/W)}{2+(1-2R/W)^3} + \frac{1}{2} \left[\frac{2R}{W} M \right]^6 (K_{T^*} - 3) \right]^{-1} \left[1 - \left(\frac{2R}{W} M \right) \right]^{-1} \quad (7)$$

여기서

$$M^2 = \frac{\sqrt{1 - 8 \left[\frac{3(1-2R/W)}{2+(1-2R/W)^3} - 1 \right]} - 1}{2(2R/W)^2}$$

이 표로부터 노치강도 σ_N 과 2R과의 관계를 W에 대해서 나타낸 것이 Fig. 2이다. σ_N 은 원공의 직경 2R이 커짐에 따라 저하하지만, 이의 저하정도는 W가 클수록 둔감한 경향을 나타내고 있다.

한편 Fig. 3은 σ_N 을 평활재의 파괴강도 σ_0 로써 규격화한 값, 즉 노치강도 감소를 σ_N/σ_0 과 2R과의 관계를 나타낸 $W=20$ mm의 결과로서, 실선은 Whitney 등의 점응력조건(point stress criterion) 식(3)에 의하여 예측한 값이다. 이 그림에서 $(d_0)_1$ 및 $(d_0)_2$ 는 최소 및 최대원공직경에 있어서 노치강도의 실험치와 이론치가 일치하는 특성길이를 식(3)의 점응력파괴조건으로부터 산출한 것이며, $(d_0)_{ave}$ 는 각 원공직경의 크기에 따라 얻어진 특성길이를 평균한 것이다. 특성길이는 2R이 클수록

Table 2 Experimental results*

W	2R	2R/W	σ_N	σ_{N^*}	σ_{N^*}/σ_0
10 ($\sigma_0=351.4$)	0.3	0.03	309.6	309.9	0.882
	0.4	0.04	299.4	299.7	0.853
	0.5	0.05	295.2	295.9	0.842
	0.8	0.08	268.1	269.9	0.768
	1.0	0.10	247.0	249.8	0.711
	2.0	0.20	208.5	218.2	0.621
	4.0	0.40	148.5	181.7	0.517
	5.0	0.50	126.4	175.3	0.499
20 ($\sigma_0=318.6$)	0.6	0.03	280.4	280.7	0.882
	0.8	0.04	275.6	275.9	0.866
	1.0	0.05	262.0	262.6	0.824
	1.6	0.08	240.9	242.5	0.761
	2.0	0.10	233.0	235.4	0.739
	4.0	0.20	192.9	201.7	0.633
	8.0	0.40	138.0	168.5	0.529
	10.0	0.50	116.9	162.2	0.509
40 ($\sigma_0=275.3$)	1.2	0.03	246.7	246.9	0.897
	1.6	0.04	236.8	237.0	0.861
	2.0	0.05	229.3	231.3	0.840
	3.2	0.08	209.0	211.7	0.769
	4.0	0.10	199.4	202.9	0.737
	8.0	0.20	167.5	176.2	0.640
	16.0	0.40	121.6	148.7	0.540
	20.0	0.50	102.9	142.6	0.518

W : plate width(mm), 2R : hole diameter(mm)

σ_0 : unnotched strength(MPa)

σ_N : notched strength(MPa)

$\sigma_{N^*} = Y \sigma_N$ (MPa)

Y : finite width correction factor, Eq.(7)

σ_{N^*}/σ_0 : notched strength reduction ratio

* : average values of two specimens

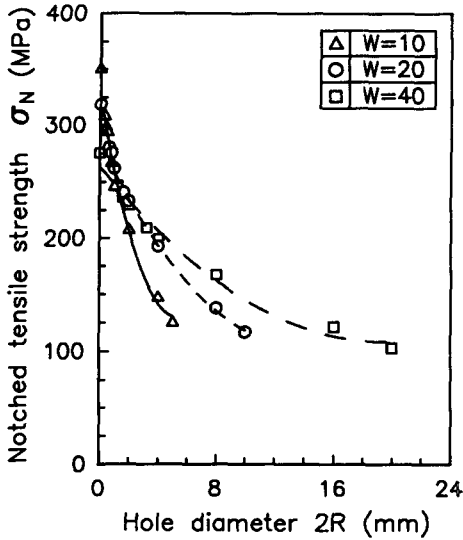


Fig. 2 Reduction of notched strength according to hole diameter

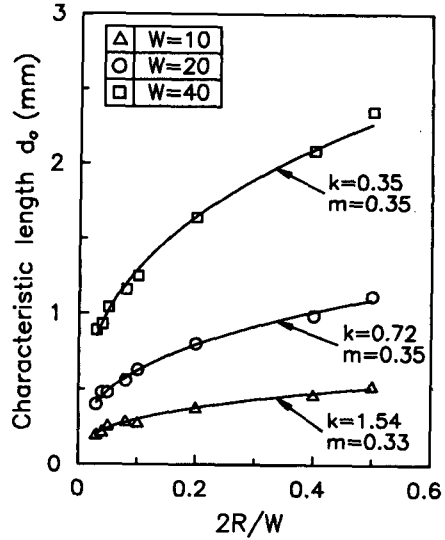


Fig. 4 Values of characteristic length according to 2R/W

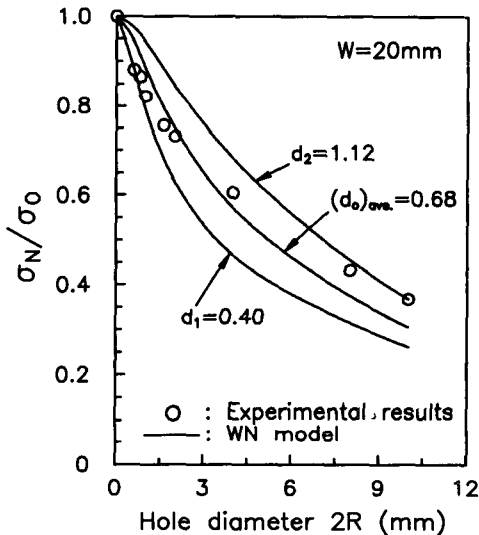


Fig. 3 Variation of characteristic length according to hole diameter

그리고 동일한 2R에 있어서는 W가 클수록 증가하므로 일정한 값의 특성길이에 의하여 노치강도를 예측한 Whitney 등의 모델을 사용하는 것은 부적당하다. 그래서 각 시험편의 2R 및 W에 따른 특성길이의 변화에 대하여 검토하였다. Fig. 4는 특성길이 d_0 와 $2R/W$ 의 관계로서 식 (8)과 같이 표현되어진다.

$$d_0 = k^{-1} \left[\frac{2R}{W} \right]^m \quad (8)$$

여기서 k 는 2R 및 W에 대한 노치의 감도계수 그리고 m 은 특성길이의 변화를 나타내는 계수이다. 이 그림으로부터 W가 작을수록 k 는 상승하며 또한 d_0 는 일정치가 될 가능성을 보여주고 있다. 식 (8)은 Pipes 등이 일정한 W에 대하여 제안한 식 (6)과 같은 형태로 되어있다. 그러나 앞에서 언급한 바와같이 식 (6)의 노치감도계수 C는 적층순서 및 적층판의 형상등에 의존하며 특히 기준반경 R_0 의 선택에 의하여 서로 다른 값을 나타내므로, 얻어진 노치감도계수는 반드시 재료의 고유값이라고 할 수 없다. 따라서 특성길이는 시험편의 형상을 나타내는 2R 및 W의 함수로서 나타낸 식 (8)을 사용하여 평가함이 타당하다고 할 수 있다.

이상에서 검토한 바와같이 특성길이는 재료의 상수가 아니므로, 식 (3)의 점응력조건식에 식 (8)를 고려하여 다음식과 같이 수정하였다.

$$\frac{\sigma_{N^*}}{\sigma_0} = \frac{2}{[2 + \eta^2 + 3\eta^4 - (K_{T^*} - 3)(5\eta^6 - 7\eta^8)]} \quad (9)$$

$$\eta = 1 / (1 + 2^m R^{m-1} W^{-m} k^{-1})$$

Fig. 5(a~c)는 수정된 파손조건, 즉 식 (9)에 의한 예측의 정확성을 검토하기 위하여 식 (3)의 점응력조건식의 결과와 비교한 것이다. 이 그림에서

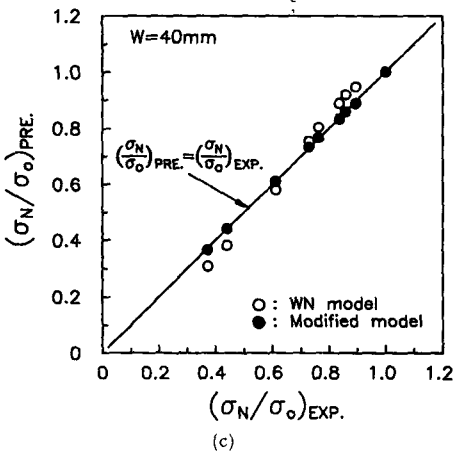
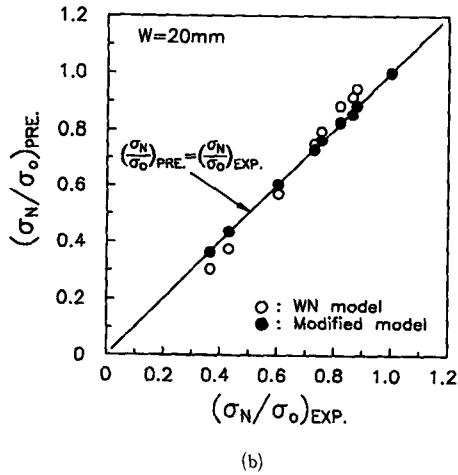
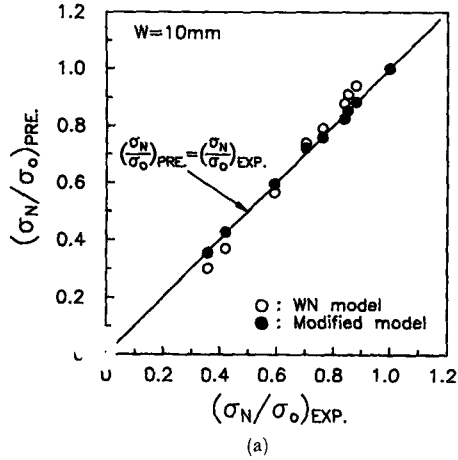


Fig. 5 (a),(b),(c) Comparisons of test results with point stress criterion and modified point stress criterion

실선은 실험과 예측결과가 일치함을 나타내는 것으로서, 식 (9)에 의한 이론값은 식 (3)의 결과보다 실험값에 더 잘 일치함을 알 수 있다. 따라서 수정된 점응력조건은 원공의 크기와 판폭에 따라 서로 다른 노치강도를 갖는 복합적층재의 노치강도를 예측하는데 있어서 유용하다고 할 수 있다.

4.2 노치강도와 특성길이의 관계

원공을 갖는 복합적층재에 있어서, 시험편에 하중이 작용하면 원공주위의 응력점중부에서 손상이 형성되고, 더욱 하중을 가하면 손상영역의 크기가 확장되어 불안정파괴가 일어남이 지적되고 있다. 이의 대표적인 예가 Aronsson등^(14,15)에 의한 손상 모델이다. 이 모델은 손상영역을 인장하중방향에 대한 투영길이로서 2개의 인접하는 균열면에 작용하는 결합응력과 균열개구와의 해석에 의하여 노치강도를 평가하고 있다.

Fig. 6은 노치강도의 약 90%에 있어서 SAM으로 관찰한 원공주위에서의 손상(균열)의 일예이다. 이 손상은 하중의 증가와 함께 성장하여 불안정파괴조건에서 Fig. 7과 같은 복잡한 미시적 파괴에 의하여 최종파단이 일어난다고 할 수 있다. 따라서 불안정파괴시의 최대손상의 크기는 점응력조건 특성거리 d_0 에 상당한다고 가정할 수 있으므로, 먼저 파괴조건을 정해주는 특성길이의 노치강도의 관계에 대하여 주목하였다. Fig. 8은 노치강도와 특성길이의 관계를 나타낸 일례로서, $W=20$ mm의 시험편에 대한 결과이다. 식 (10)은 노치강도 감소

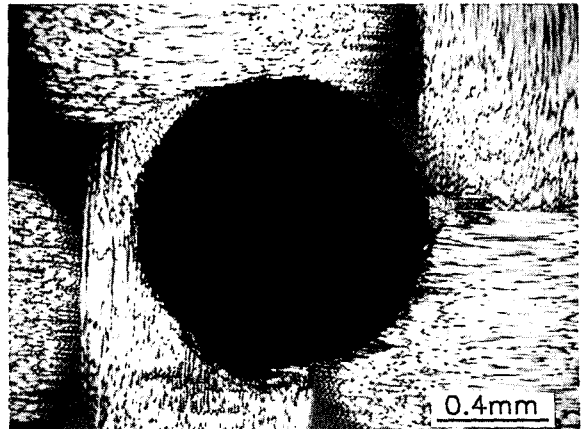


Fig. 6 Cracks emanating from a circular hole in a composite plate ($W=20$ mm, $2R=1$ mm)

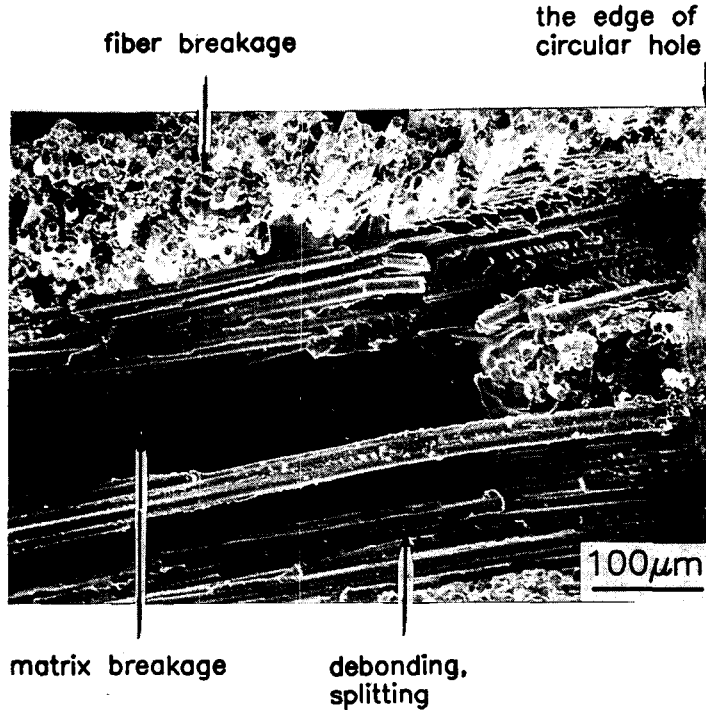


Fig. 7 Fracture surface feature developed at the edge of circular hole ($W=20\text{mm}$, $2R=1\text{mm}$)

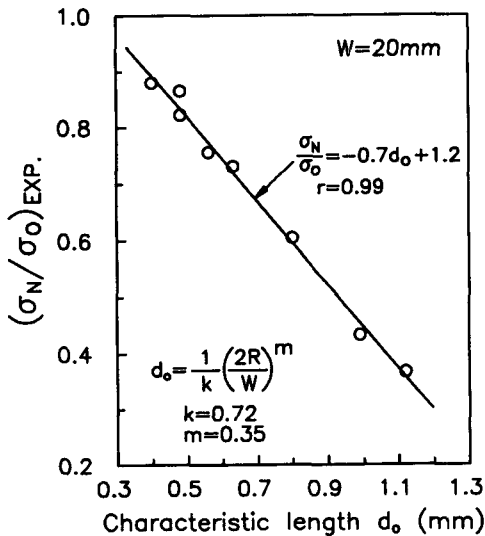


Fig. 8 Reduction of notched strength according to characteristic length

울과 특성길이와의 관계식이다.

$$W=10 \text{ mm}, \sigma_N/\sigma_0 = -1.6d_0 + 1.2 (r=0.99)$$

$$W=20 \text{ mm}, \sigma_N/\sigma_0 = -0.7d_0 + 1.2 (r=0.99)$$

$$W=40 \text{ mm}, \sigma_N/\sigma_0 = -0.4d_0 + 1.2 (r=0.99)$$

r : correlation coefficient

(10)

이 그림에서 실선의 일부는 하중의 증가에 따라 손상영역의 크기가 증가하는 부분으로 이 손상영역의 크기가 실선과 만나는 곳이 불안정파괴조건을 만족시키는 특성길이 d_0 임을 알 수 있다. 또한 노치강도와 특성길이 사이에는 중감의 관계가 있고, 동일한 노치강도에서는 판의 폭이 클수록 d_0 가 증가하고 있다.

따라서 노치강도와 특성길이에 의하여 결정되는 곡선은 불안정파괴가 일어나는 파괴인성에 해당되며, 동일한 폭을 가진 시험편에서는 이 값이 일정하다고 할 수 있다.

4.3 불안정파괴조건과 노치강도

불안정파괴조건은 Fig. 6에서와 같이 원공의 선단에서 대칭으로 발생하는 균열의 양상에 주목하여 이에 대한 응력확대계수⁽¹⁶⁾ 식 (11)로부터 검토하였다.

$$K_c = \sigma_N \sqrt{\pi a_c} F(a_c/R) \quad (11)$$

여기서 K_c 는 불안정파괴시의 한계응력확대계수, a_c 는 이때 원공의 선단에서 발생한 결함(크랙)길이이다. 또한 무한판에서의 $F(a_c/R)$ 는 원공크기의 함수로서 Sih의 응력해⁽¹⁶⁾로부터 구해지며, 원공이 존재하지 않는 경우에는 $F(a_c/R)=1.0$ 이다. 따라서

$$F(a_c/R) = \sigma_0 / Y \sigma_N \quad (12)$$

이 식은 엄밀한 의미에서 등방성재료에 대한 것이지만 준등방성재료에도 적용되고 있으며,^(17,18) K_c 와 에너지해방률 G_c 사이에는 아래의 관계가 적용된다.^(16,19)

$$K_c^2 = C G_c \quad (13)$$

여기서

$$\frac{1}{C} = \sqrt{\frac{A_{11}A_{22}}{2}} \left[\sqrt{\frac{A_{22}}{A_{11}} + \frac{2A_{12} + A_{66}}{2A_{11}}} \right]^{1/2}$$

Fig. 9는 각 시험편의 특성길이와 최대균열길이와의 관계이다. Waddoups등⁽¹⁾, Aronsson등⁽¹⁵⁾ 및 Owen등⁽²⁰⁾은 a_c =일정의 가정하에서 노치강도의 예측을 행하고 있지만, 본 연구에서는 Prabhakaran⁽¹⁸⁾이 보고한 바와같이 $a_c \approx 2d_0$ 의 관계가 얻어지고 있다. Fig. 10은 K_c 로부터 산출한 G_c 와 σ_N/σ_0 의 관계로서, 이 그림으로부터 불안정파괴조건은 $2R/W$ 가 작아짐에 따라 σ_N/σ_0 가 증가함에도 불구하고 거의 일정한 값을 나타내고 있으며, 또한 동일한 σ_N/σ_0 에 있어서도 시험편의 폭 W 가 클수록 높은 G_c 값을 나타내고 있다. 따라서 점응력파괴조건에서의 특성길이는 불안정파괴가 발생할 때의 최

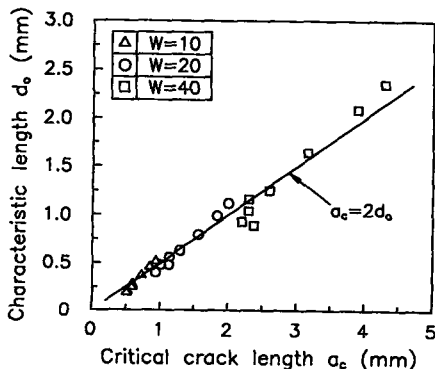


Fig. 9 Relation between characteristic length and critical crack length

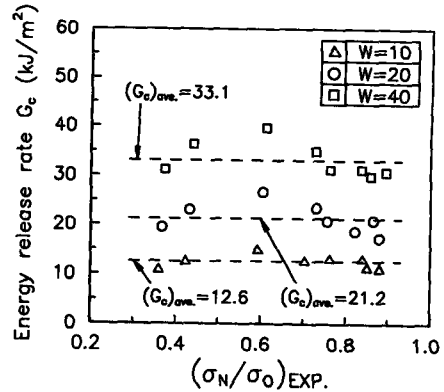


Fig. 10 Variation of energy release rate according to $(\sigma_N/\sigma_0)_{EXP}$

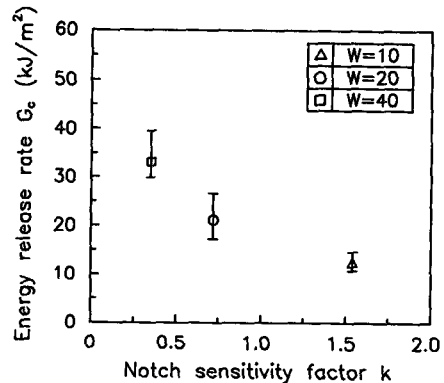


Fig. 11 Relation between energy release rate and notch sensitivity factor

대균열길이 a_c 에 상당하며, 이 파괴조건을 정하는 G_c 는 동일한 W 를 가진 시험편에 대하여 $2R$ 의 크기($0.03 \leq 2R/W \leq 0.5$)에 관계없이 일정하다고 할 수 있다. 또한 W 가 클수록 G_c 가 향상되는 것은 Fig. 11에서 보는바와 같이 노치민감성의 저하에 의해 손상영역이 증가하고 이에 의하여 원공선단의 응력완화가 일어나기 때문이라고 생각된다.

5. 결론

Glass/Epoxy plain woven 복합재료에 있어서 노치강도에 미치는 원공직경 $2R$ 및 판폭 W 의 영향을 고려한 새로운 파손조건식을 제안하였으며, 노치강도 및 파괴조건과 특성길이의 관계를 검토하였다. 얻어진 결과는 다음과 같다.

- (1) 점응력파괴조건에서의 특성길이 d_0 는 $2R$ 및

W 의 함수로서 다음의 관계식으로 표현된다.

$$d_0 = \frac{1}{k} \left[\frac{2R}{W} \right]^m$$

여기서 k 는 노치의 감도계수, m 은 지수계수이다. 또한 노치민감성은 W 가 클수록 저하하며, 노치강도의 실험값은 Whitney-Nuismer의 점응력파괴조건식을 수정한 식 (9)에 의한 이론값과 일치한다.

(2) 하중의 증가에 따라 원공선단에서 손상영역이 생성되고 성장하여 최종 불안정파괴를 일으키며, 이 때의 최대균열길이는 특성길이 d_0 에 상당한다고 할 수 있다. 이 특성길이와 노치강도사이에는 증감의 관계가 있고, 동일한 노치강도에 있어서는 W 가 클수록 d_0 도 증가한다.

(3) 파괴시의 최대균열길이 a_c 와 d_0 사이에는 $a_c \approx 2d_0$ 의 관계가 얻어진다. 한계에너지해방률 G_c 는 동일한 W 를 가진 시험편에 대하여 $2R$ 의 크기 ($0.03 \leq 2R/W \leq 0.5$)에 관계없이 거의 일정하며 또한 이 값은 W 가 클수록 증가한다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 목적기초 연구비 지원(과제번호 90-07-00-08)으로 수행된 연구결과의 일부이며 이에 관계자 여러분께 감사드리는 바입니다.

참고문헌

- (1) Waddoups, M.E., Eisenmann, J.R. and Kaminski, B.E., 1971, "Macroscopic Fracture Mechanics of Advanced Composite Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol.5, pp. 446~455.
- (2) Whitney, J.M. and Nuismer, R.J., 1974, "Stress Fracture Criteria for Laminated Composites Containing Stress Concentrations," *Journal of Composite Materials*, Vol. 8, pp. 253~265.
- (3) Nuismer, R.J. and Whitney, J.M., 1975, "Uniaxial Failure of Composite Laminates Containing Stress Concentrations," *ASTM STP 593*, pp. 117~142.
- (4) Agrawal, D.C., Agarwal, B.D. and Banerji, K., 1985, "Fracture Behavior of Glass-Cloth-Reinforced Composites," *Polymer Composites*, Vol.6, No.1, pp. 29~33.
- (5) Lagace, P.A., 1986, "Notch Sensitivity of Graphite/Epoxy Fabric Laminates," *Composites Science and Technology*, Vol.26, pp. 95~117.
- (6) Ghasemi Nejhad, M.N. and Chou, T.W., 1990, "A Model for the Prediction of Compressive Strength Reduction of Composite Laminates with Molded-in Holes," *Journal of Composite Materials*, Vol.24, pp. 236~255.
- (7) Karlak, R.F., 1979, "Hole Effects in a Related Series of Symmetrical Laminates," *Proc. 4th Joint ASM-Metallurgical Society of AIME Symposium. on Failure Modes in Composites*, Chicago 1977, the Metallurgical Society of the American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers, Warrendale, Pennsylvania, pp. 105~117.
- (8) Pipes, R.B. and Gillespie, J.W., 1979, "Superposition of the Notched Strength of Composite Laminates," *Polymer Engineering and Science*, Vol.19, No.16, pp. 1151~1155.
- (9) Pipes, R.B., Wetherhold, R.C. and Gillespie, J.W., 1980, "Macroscopic Fracture of Fibrous Composites," *Materials Science and Engineering*, Vol.45, pp. 247~253.
- (10) Konish, H.J. and Whitney, J.M., 1975, "Approximate Stresses in an Orthotropic Plate Containing a Circular Hole," *Journal of Composite Materials*, Vol.9, pp. 157~166.
- (11) Lekhnitskii, S.G., 1968, *Anisotropic plates*, Translated from the Second Russian Edition by S.W. Tsai and T. Cheron, Gordon and Breach, Science Publishers, Inc., New York.
- (12) ASTM D3039-76, "Standard Test Method for Tensile Properties of Fiber Resin Composite."
- (13) Tan, S.C., 1988, "Finite-Width Correction Factors for Anisotropic Plate Containing a Central Opening," *Journal of Composite Materials*, Vol.22, pp. 1080~1097.
- (14) Eriksson, I. and Aronsson, C-G., 1990, "Strength of Tensile Loaded Graphite/Epoxy Laminates Containing Cracks, Open and Filled Holes," *Journal of Composite Materials*, Vol.24, pp. 456~482.
- (15) Bäcklund, J. and Aronsson, C-G., 1986, "Ten-

- sile Fracture of Laminates with Holes," *Journal of Composite Materials*, Vol. 20, pp. 259~285.
- (16) Paris, P.C. and Sih, G.C., 1964, "Stress Analysis of Cracks," *Fracture Toughness Testing and its Applications*, ASTM STP 381, pp. 30~81.
- (17) Holdsworth, A.W., Owen, M.J. and Morris, S., 1974, "Macroscopic Fracture Mechanics of Glass Reinforced Polyester Resin Laminates," *Journal of Composite Materials*, Vol.8, pp. 117~129.
- (18) Prabhakaran, R., 1979, "Tensile Fracture of Composites with Circular Holes," *Materials Science and Engineering*. Vol.41, pp. 121~125.
- (19) Mandell, J.F., McGarry, F.J., Wang, S.S. and Im, J., 1974, "Stress Intensity Factors for Anisotropic Fracture Test Specimens of Several Geomerics," *Journal of Composite Materials*, Vol.8, pp. 106~116.
- (20) Owen, M.J. and Bishop, P.T., 1973, "Critical Stress Intensity Factors Applied to Glass Reinforced Polyester Resin," *Journal of Composite Materials*, Vol.7, pp. 146~159.