

GLASS/UP系 複合材料의 破壞에
미치는 NOTCH半徑의 影響

指導教授 金 貴 植

吳 孟 鍾

이 論文을 工學碩士學位 論文으로 提出함.

1992年 12月

 제주대학교 중앙도서관
吳孟鍾의 工學碩士學位 論文을 認定함.

審査委員長 _____ (인)

委 員 _____ (인)

委 員 _____ (인)

濟州大學校 大學院

1992年 12月 日

**Effect of Notch Root Radius on Fracture
of Glass/Polyester Reinforced
Composite Materials**

Maeng-Jong oh

(Supervised by professor Gui-Sik Kim)

**A THESIS SUBMITTED IN PARTIAL FULFILLMENT
OF THE REQUIREMENTS FOR THE DEGREE OF
MASTER OF ENGINEERING**

**DEPARTMENT OF ENGINE TECHNOLOGY
GRADUATE SCHOOL
CHEJU NATIONAL UNIVERSITY**

1992. 12.

목 차

Summary	1
I. 서론	2
II. 복합재료 유한요소법	4
1. 유한요소	4
2. 요소 변위-절점 변위 관계	5
3. 변형율-변위 관계	6
4. 응력-변형율 관계	7
5. 가상일의 원리	8
III. 재료 및 방법	10
1. 실험 재료 및 실험 방법	10
2. 유한요소의 입력 데이터	12
IV. 결과 및 고찰	15
1. 하중-변위곡선	15
2. 공칭 응력	18
3. 손상의 확대 방향	19
V. 결론	24
참고문헌	25

Summary

This study is to analyze the effect of notch root radius on the fracture of glass/polyester reinforced composite materials.

The following results were obtained by tensile test and FEM simulation on specimens of glass/polyester composite materials.

- 1) The smaller ρ specimen showed the fracture behavior which was mainly caused by the propagation of the stable crack, but the fracture behavior in the larger ρ specimen was mainly caused by the spread of damage.
- 2) According to notch root radius, the experimental value of the nominal stress could be estimated by FEM simulation and the load–displacement curve could also be drawn.
- 3) According to the results simulated the spread of damage zone by FEM, as the ρ specimen got smaller, the damage beginning stress ratio to the fracture stress was low, and when the stress ratio was equal to one, the whole regament was fractured as the damage spread more and more without regard to the ρ .
- 4) The element stress and the displacement on the working load of homogeneous and orthotropic composite materials could be estimated by FEM the same as homogeneous and isotropic metal.

I. 서 론

섬유강화 복합재료는 물리, 화학적으로 특성이 다른 수 종의 재료를 조합하여 만든 것으로 단일재보다 강도특성이 뛰어나며, 강화용 섬유와 모재인 수지로 구성된다. 이 섬유강화 복합재료는 기계, 구조물의 고효율화 및 에너지 절약에 있어서 중요한 인자인 경량성, 비탄성(종탄성율/비중량), 비강도(강도/비중량)가 금속재료에 비해 우수하고, 재료설계가 가능하므로 국내외적으로 많은 연구가 이루어져, 여러 산업분야에 사용이 확대되고 있다(川田宏之 등, 1986; 福田武人 등, 1987).

섬유강화 복합재료는 1950년대 중반에 유리섬유(GF)와 불포화 폴리에스테르(UP)수지를 사용한 유리섬유 강화 복합재료(GFRP)를 효시로 보른섬유, 탄소섬유, 아라미드섬유를 이용한 선진복합재료(ACM)가 개발되어 첨단산업분야에 일부 사용되고 있으나, 경제성때문에 일반화가 어려운 실정이다.

현재 GFRP는 원가/성능이 우수하고 작업성, 가공성이 양호하므로 건축, 기계, 전기부품 등의 일반적인 용도와 해양, 극지산업에 필요한 저온용 저장탱크 등의 정적 구조 부재 구조물 등에 이용되고 있다(石川隆司, 1987). 정적 구조 부재로 이용시 구성부재 사이의 접합부 및 부재 자체에 응력집중원이 반드시 존재하므로 균열이나 원공 등의 응력집중원을 가진 복합재료의 파괴 양상과 이들이 강도에 미치는 영향에 대한 연구(李樂周 등, 1975)가 필요하다.

금속재료의 노치의 영향에 대해서는 많은 연구가 있으며, 이들은 노치에 의한 강도의 저하를 노치감도계수로 나타내어, 노치의 형상에 따른 강도 변화를 정리하고 있다(林元均 등, 1981;尾田十八 등, 1975).

GFRP의 노치가 강도에 미치는 영향에 대하여는 Kawada 등(1986)의 연구와 Amijima 등(1989)의 연구, 김정규 등(1991)의 보고가 있으나 노치반경이 파괴에 미치는 영향에 대한 정성적인 연구(關根 등, 1989)는 그다지 많지 않은 실정이다. 따라서, 본 연구에서는 인장부하시 양측 노치를 가진 GFRP의 노치반경(ρ)에 따른 하중-변위의 관계와 파괴 양상을 실험적 방법과 유한요소법에 의한 수치해석 수법에 의해 비교하였고, 파괴양상을 컴퓨터 시뮬레이션에 의해 재현가능성을 검토하였다.



II. 복합재료 유한요소법

1. 유한 요소

해석 대상물을 Fig. 1과 같이 삼각형 유한 요소로 분할하고 분할된 유한 요소에 대해서

- (1) 외력 및 각 요소에 작용하는 힘은 모두 절점을 통해서 전달된다.
- (2) 응력, 변형율은 각 요소내에서 일정하다.

는 가정을 세우면

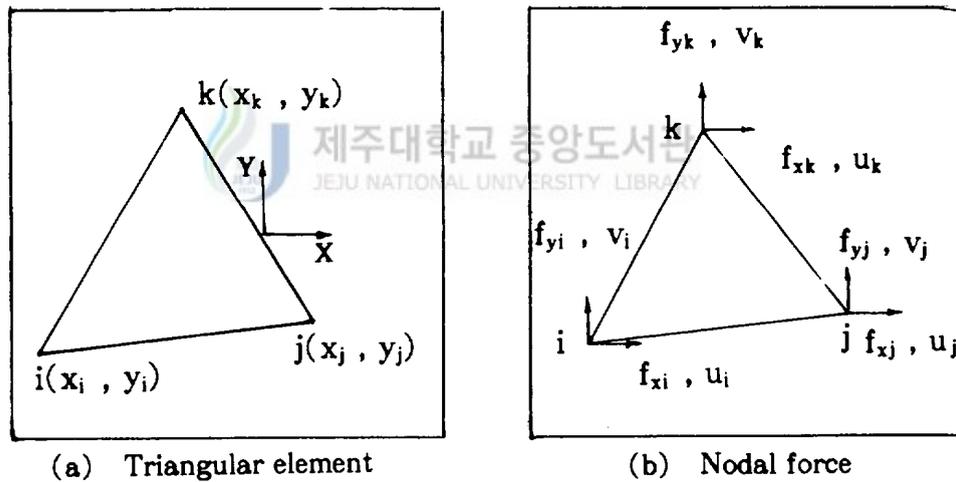


Fig. 1 Finite element.

(1)은 실제 물체에서 Fig. 1(a)와 같이 작용하는 물체력이 경계면을 통하여 표면력 X, Y 로 전달되고, 이 표면력은 Fig. 1(b)의 등가절점력으로 치환됨을, 그리고 (2)는 요소 내에서 변위가 직선적으로 변화하는 것을 나타내므로, 요소 내의 변위 u, v 는 좌표 x, y 의 1차함수로 나타낼 수 있는 것을 나타낸 가정으로, 이는 유한요소법의 기본사고이다.

2. 요소변위-절점변위 관계

변위 u, v 는 요소 내의 점(x, y)에 대하여 식(1)과 같이 표시된다.

$$u = a_1 + a_2x + a_3y, \quad v = a_4 + a_5x + a_6y \quad (1)$$

식(1)에 Fig. 1(b)의 각 정점의 값들을 대입하면 식(2)와 같다.

$$\begin{aligned} u_i &= a_1 + a_2x_i + a_3y_i \\ u_j &= a_1 + a_2x_j + a_3y_j \\ u_k &= a_1 + a_2x_k + a_3y_k \end{aligned} \quad (2)$$

식(2)를 a_1, a_2, a_3 에 대해서 풀고 식(1)에 대입하면 식(3)과 같이 된다.

$$\begin{aligned} u &= 1/2\Delta \{ (a_i + b_i x + c_i y)u_i + (a_j + b_j x + c_j y)u_j \\ &\quad + (a_k + b_k x + c_k y)u_k \} \quad (3) \\ v &= 1/2\Delta \{ (a_i + b_i x + c_i y)v_i + (a_j + b_j x + c_j y)v_j \\ &\quad + (a_k + b_k x + c_k y)v_k \} \end{aligned}$$

식(3)에서 Δ 는 삼각형의 면적이며, 이는 다시 식(4)로 표현된다.

$$\Delta = 1/2 \begin{vmatrix} 1 & x & y \\ 1 & x & y \\ 1 & x & y \end{vmatrix} \quad (4)$$

Δ : 삼각형 요소의 면적

식 (3)을 매트릭스로 나타내면 식(5)와 같다.

$$\begin{pmatrix} u \\ v \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} N_i & 0 & N_j & 0 & N_k & 0 \\ 0 & N_i & 0 & N_j & 0 & N_k \end{vmatrix} \begin{pmatrix} u_i \\ v_i \\ u_j \\ v_j \\ u_k \\ v_k \end{pmatrix} \quad (5)$$

단, $N_s = a_s + b_s x + c_s y / 2\Delta$ ($s = i, j, k$).

식(5)의 요소변위-절점변위 관계를 형상함수(shape function)라고 한다.

3. 변형을-변위관계

변형에 의하여 생기는 2차원 물체의 변형율은

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \partial u / \partial x \\ \epsilon_y &= \partial v / \partial y \\ \gamma_{xy} &= \partial v / \partial x + \partial u / \partial y \end{aligned} \quad (6)$$

이기 때문에 식(5)의 형상함수를 대입하여 매트릭스로 표시하면

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \partial u / \partial x \\ \partial v / \partial y \\ \partial v / \partial x + \partial u / \partial y \end{bmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} \partial N_i / \partial x & 0 & \partial N_j / \partial x & 0 & \partial N_k / \partial x & 0 \\ 0 & \partial N_i / \partial y & 0 & \partial N_j / \partial y & 0 & \partial N_k / \partial y \\ \partial N_i / \partial y & \partial N_j / \partial x & \partial N_i / \partial y & \partial N_j / \partial x & \partial N_i / \partial y & \partial N_j / \partial x \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ u_j \\ v_j \\ u_k \\ v_k \end{Bmatrix} \quad (7)$$

으로 되며, 이것을

$$\{ \epsilon \} = [B] \{ \delta \} \quad (8)$$

[B] : 변형률-변위 매트릭스

로 표현한다.



4. 응력-변형률 관계

GFRP는 분산상에 배향성이 있어 균질 이방성체로 볼 수 있으므로 2차원 응력-변형률의 관계는 식(9)와 같다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{11} & E_{12} & 0 \\ E_{21} & E_{22} & 0 \\ 0 & 0 & E_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (9)$$

식(9)의 x-y좌표에 대하여 섬유 방향이 각도 θ 를 가질 경우, E_{ij} 는 식(10)으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}
E_{11} &= C_{11} \cos^4 \theta + 2(C_{12} + 2C_{33}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + C_{22} \sin^4 \theta \\
E_{22} &= C_{11} \sin^4 \theta + 2(C_{12} + 2C_{33}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + C_{22} \cos^4 \theta \\
E_{12} &= (C_{11} + C_{22} - 2C_{33}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + C_{12} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) \\
E_{33} &= (C_{11} + C_{22} - 2C_{12} - 2C_{33}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + C_{33} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) \\
E_{13} &= -(C_{11} - C_{12} - 2C_{33}) \sin \theta \cos^3 \theta - (C_{12} - C_{22} + 2C_{33}) \sin^3 \theta \cos \theta \\
E_{23} &= -(C_{11} - C_{12} - 2C_{33}) \sin^3 \theta \cos \theta - (C_{12} - C_{22} + 2C_{33}) \sin \theta \cos^3 \theta
\end{aligned} \tag{10}$$

여기서 $\theta = 0$ 의 경우는 $E_{ij} = C_{ij}$ 가 되므로 단섬유 랜덤배향적층재료의 응력-변형률 관계를 Hooke의 법칙을 이용하여 매트릭스로 표시하면

$$\begin{matrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{matrix} = E/1-\nu^2 \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \begin{matrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{matrix} \tag{11}$$

과 같이 되며, 이것은 식(12)로 표현한다.

$$\{ \sigma \} = [D] \{ \epsilon \} \tag{12}$$

[D] : 응력-변형률 매트릭스

5. 가상일의 원리

하나의 질점이 여기에 작용하는 몇개의 힘 가운데서 평형상태에 있고, 이 질점에 임의의 미소한 가상변위(virtual displacement)를 줄 때, 질점에 작용하는 힘과 가상변위에 의해서 이루어진 가상일의 합계는 0이다. 즉,

$$\Sigma F_i \delta_i = 0 \quad (13)$$

식(13)과 같이 나타낼 수 있으며, 이를 유한요소에 대해 적용시키면 식(14)로 표현된다.

$$\int_V (\sigma_x \delta \epsilon_x + \sigma_y \delta \epsilon_y + \tau_{xy} \delta \gamma_{xy}) t \, dx \, dy - \int (P_x \delta u + P_y \delta v) \, ds = 0 \quad (14)$$

식(14)를 다시 벡터로 표시하면

$$\int \{ \delta^* \}^T \{ P \} \, dS = \int \{ \epsilon^* \}^T \{ \sigma \} \, dV \quad (15)$$

와 같이 표현되며, 식(15)를 삼각형요소에 적용시키면

$$\int \{ \delta^* \}^T \{ P \} \, dS - V \{ \epsilon^* \}^T \{ \sigma \} = \{ \delta^* \}^T \{ f \} - t \Delta \{ \epsilon^* \}^T \{ \sigma \} = 0 \quad (16)$$

V : 요소의 체적

t : 판 두께

Δ : 요소의 면적

식(16)에 응력-변형률 관계, 절점변위-변형률 관계를 대입하면

$$\{ \delta^* \}^T \{ f \} = \{ \delta^* \}^T t \Delta [B]^T [D] [B] \{ \delta \} \quad (17)$$

이므로, 식(17)을 정리하면 식(18)과 같은 강성 방정식이 된다.

$$\{ f \} = [K] \{ \delta \} \quad (18)$$

$[K]$: 요소의 강성 매트릭스

이 강성 방정식을 구조 전체로 확장하여 전체 강성 방정식을 만들고 경계조건을 처리하여 각 절점의 변위 벡터 $\{ \delta \}$ 를 구한다. 구하여진 절점변위 $\{ \delta \}$ 로 부터 매트릭스 $[D]$ 를 사용하면 변형률 $\{ \epsilon \}$ 이 구해지며, 매트릭스 $[D]$ 를 이용하여 응력 $\{ \sigma \}$ 를 구할 수 있다.

Ⅲ. 재료 및 방법

1. 실험재료 및 실험방법

노치반경이 파괴에 미치는 영향을 조사하기 위하여 본 연구에 사용한 실험 재료는 모재로서 불포화 폴리에스테르(UP)수지, 강화재로서 유리섬유(GF)를 사용한 섬유 분산상의 GFRP이며, 유리섬유와 UP수지의 물리적 성질은 Table 1과 같다. 실험재료는 적층ply를 4ply로 하여 동양FRP(珠)에서 제작하였으며 두께는 3.9mm였다. 이 재료의 기계적 성질을 Table 2에 나타낸다.

시험편의 형상은 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 길이 200mm, 폭 40mm의 막대형이며, 노치반경(ρ)을 5, 10, 20mm로 하고, 시험편 폭에 대한 리가멘트의 비가 일정하도록 가공하였다. 이 양측 노치 시험편의 표점거리를 100mm로 하고, 만능재료시험기(UTM: Instron, 용량 15ton)를 이용하여 인장속도 0.5mm/min의 일정 조건하에서 하중제어방식에 의해 시험하였다.

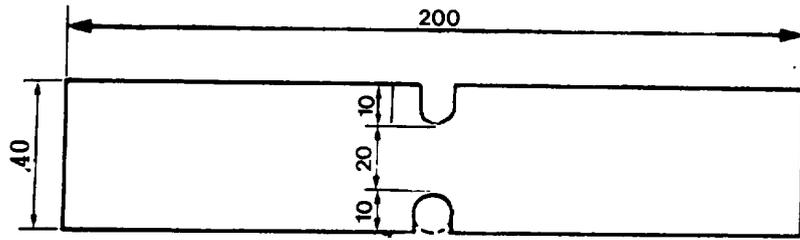


Table 1. Physical properties of glass fiber and UP matrix.

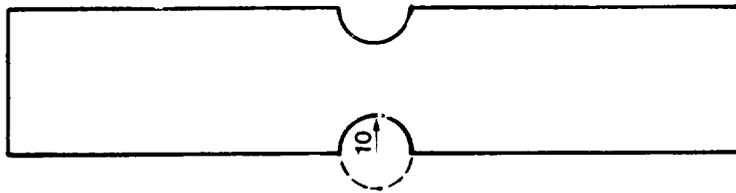
	Gravity	Tensile strength σ_t (kg/mm ²)	Young's modulus E (kg/mm ²)	Elongation (%)
Glass fiber	2.55	345	7,500	3
UP matrix	1.28	6.9	345	3

Table 2. Mechanical properties of specimen.

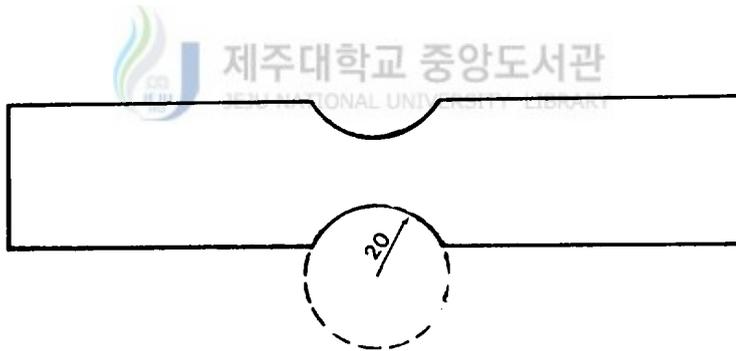
Ply number	Thickness(mm)	σ_t (kg/mm ²)	E (kg/mm ²)
4	3.9	8.1-9.1	250-368



(a) $\rho = 5\text{mm}$



(b) $\rho = 10\text{mm}$



(c) $\rho = 20\text{mm}$

Fig.2 Configuration of test specimen (unit:mm).

2. 유한요소 입력 데이터

본 연구에 사용한 유한요소법 프로그램은 복합재료에서의 이방성의 특성 등 각종 재료 특성값을 입력할 수 있도록 된 SACOM(Stress analysis composite materials)(座古勝, 1989)이며, 퍼스날 컴퓨터에서 응력 및 변위의 해석을 하였다. Fig. 3에서 보이는 바와 같이 노치반경이 5, 10, 20mm인 평판이 등분포 하중을 받는 경우의 탄소성 평면응력 상태로 간주하며, 대칭성을 고려하여 1/4단면에 대해서 해석을 행한다. 여기서 X축상의 절점은 Y방향 구속, Y축상의 절점은 X방향의 구속이다. 구속되는 절점은 Δ 표시로 나타내고, 작용하중은 \uparrow 표시에 의해 나타내었다.

모델의 상변은 하중조건때문에 등간격으로 분할하고, 노치부는 응력집중이 예상되므로 세밀하게 분할한 다음, Y방향에 작용하는 등분포 인장력을 등가 절점력으로 치환하므로써 요소분할, 경계조건, 절점하중을 결정하고, 이들을 입력자료로 하여 요소별 응력과 변위를 계산한다. 프로그램 실행에 필요한 입력자료는 Table 3에 나타냈으며, Table 3의 각 조건들은 Fig. 3에 표시하였다. FEM에 의하여 하중-변위 곡선을 구할 경우는 컴퓨터에 입력되는 하중에 따른 절점변위들을 더하여 평균한 값을 하중에 대한 변위로 결정하고, 이 과정을 파괴하중에 이를 때까지 반복하였으며, 이에 대한 순서도는 Fig. 4에 나타냈다.

Table 3. Input data for FEM program(SACOM).

ρ (mm)	Sum of elements	Sum of nodes	Load condition	Boundary condition
			Load number	Node number
5	59	43	39, 40, 41, 42, 43	-1, -2, -3, -4, 4, 7, 18, 23, 28 33, 38, 43
10	55	40	36, 37, 38, 39, 40	-1, -2, -3, -4, 4, 8, 12, 20, 25 30, 35, 40
20	63	45	41, 42, 43, 44, 45	-1, -2, -3, -4, 4, 8, 12, 17, 25 30, 35, 40, 45

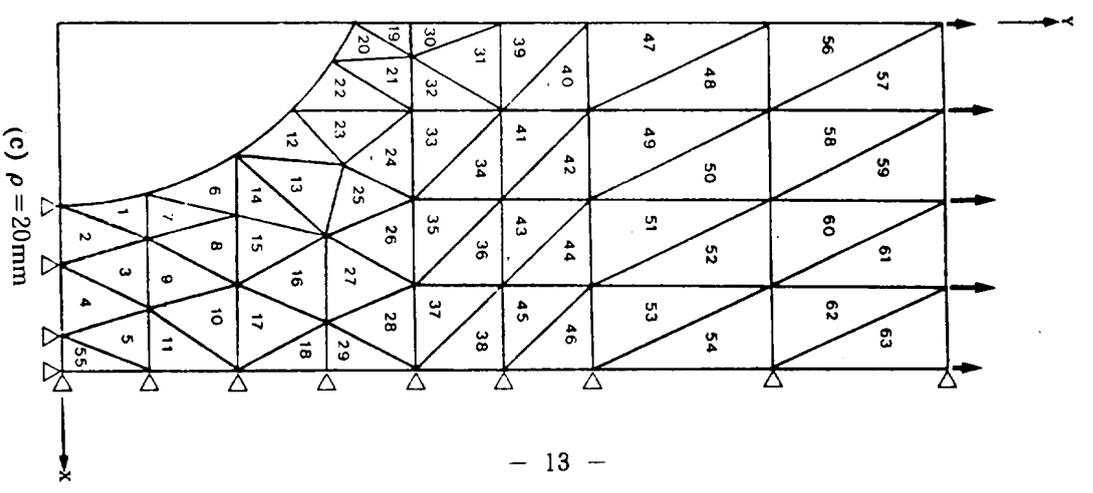
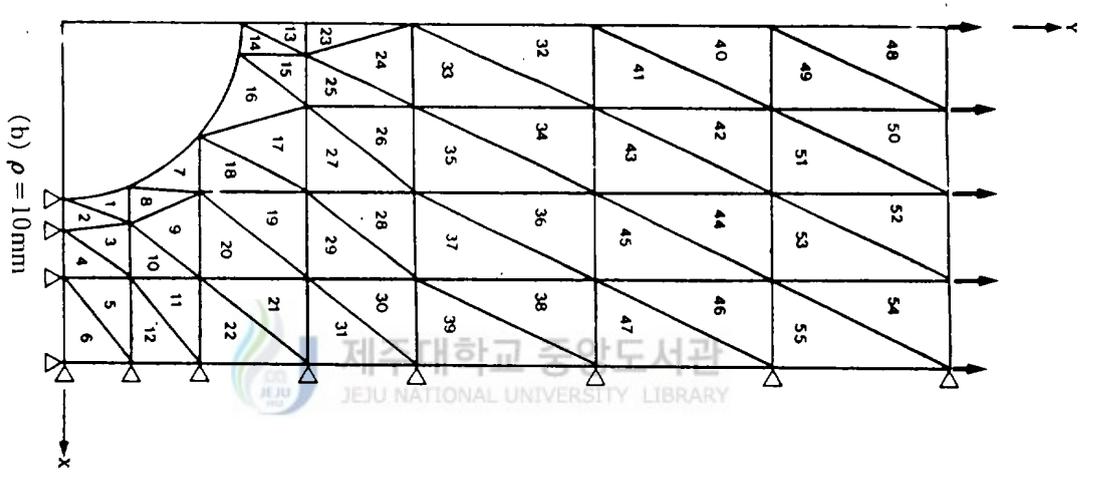
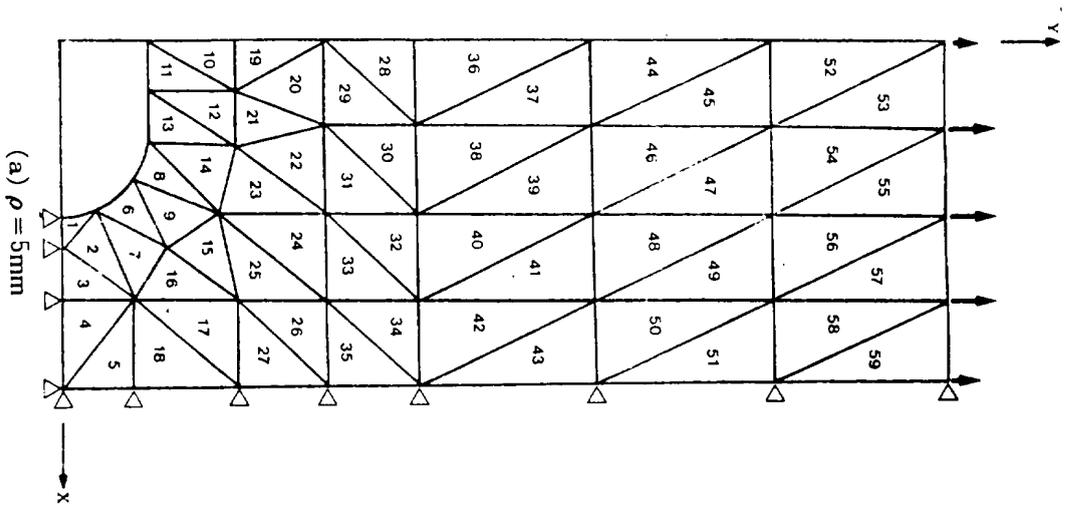


Fig. 3 Mesh generation of test specimen.

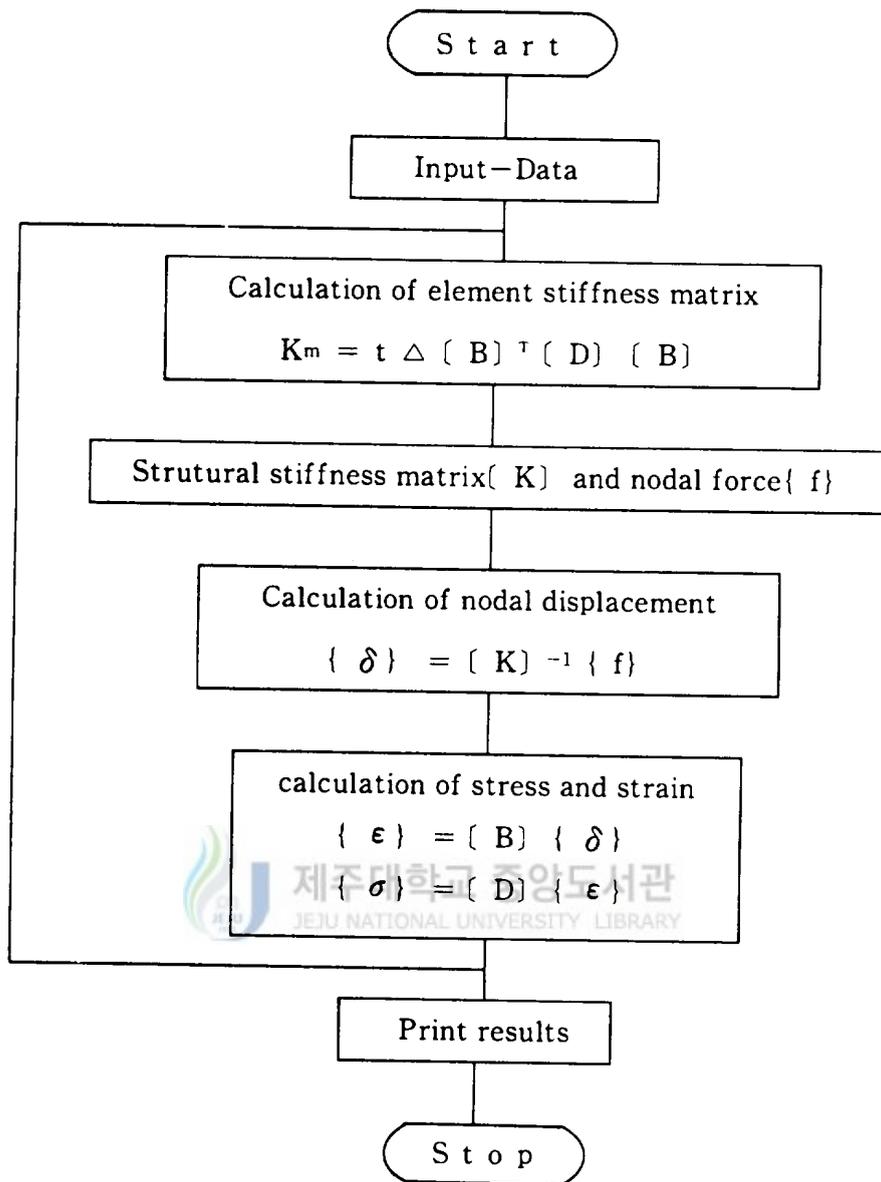


Fig. 4 Flow-chart FEM program.

IV. 결과 및 고찰

1. 하중-변위 곡선

노치반경이 파괴에 미치는 영향을 조사하기 위하여 평활시험편의 하중-변위곡선을 Fig. 5에 그리고, 노치반경(ρ)을 5, 10, 20mm로 변화시킨 양측 노치 시험편의 하중-변위 곡선과 FEM 시뮬레이션에 의해 얻은 곡선의 각 경우에 대하여 Fig. 6의 (a), (b), (c)에 나타냈다. FEM 시뮬레이션에 의해 하중-변위선도를 그릴 때는 하중을 최고하중까지 등간격으로 분할하고 변위를 계산하여 완성하였다.

Fig. 5의 평활 시험편의 경우에는 0.7% ϵ 의 점에서 Knee점이 나타나고 있으며, 이는 Johnson(1979)의 실험 결과와 일치한다. 한편, 노치시험편의 경우, 즉, $\rho=5\text{mm}$ 의 경우는 약 0.25% ϵ , $\rho=10\text{mm}$ 의 경우는 약 0.3% ϵ , $\rho=20\text{mm}$ 의 경우는 약 0.4% ϵ 에서 Knee점이 나타나고 있다. 노치가 작을수록 낮은 ϵ 의 값에서 Knee점이 나타나고 있다. 노치가 작을수록 낮은 ϵ 의 점에서 Knee점이 나타나는 이유는 노치가 안정크랙의 발생 및 전파를 도와 리가멘트가 감소하고 컴프라이언스가 증가하기 때문이다.

실험과 FEM에 의한 하중-변위 곡선을 비교하여 보면, 인장하중 및 변위는 두 경우 모두 ρ 가 커짐에 따라서 증가한다.

실험에 의한 하중-변위 곡선은 Knee점이 나타나지만, FEM에서는 균열의 발생, 또는 균열의 성장을 정성적으로 나타낼 수 없기 때문에 실험에 서와 같은 Knee점이 나타나지 않고 있다. 이점에 관하여는 더 진보된 검토가 필요하다.

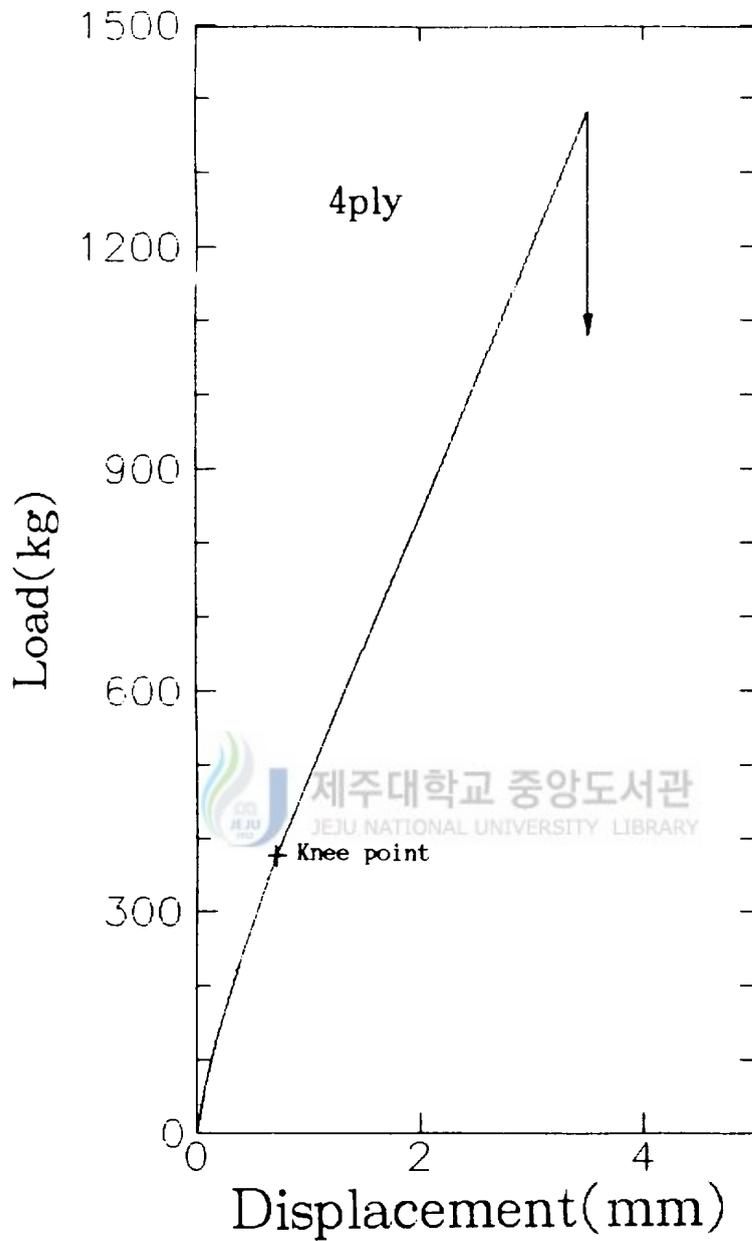


Fig. 5 Load displacement curve for unnotched specimen.

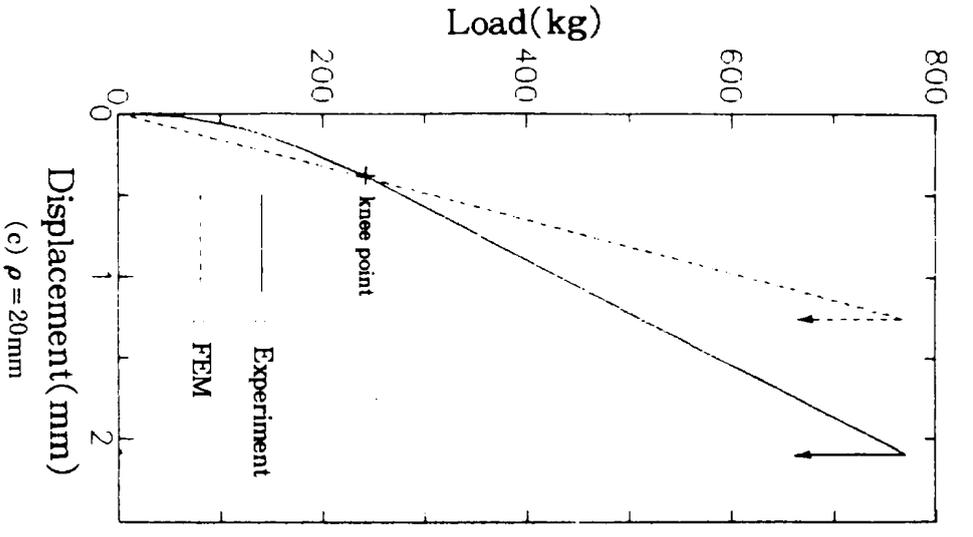
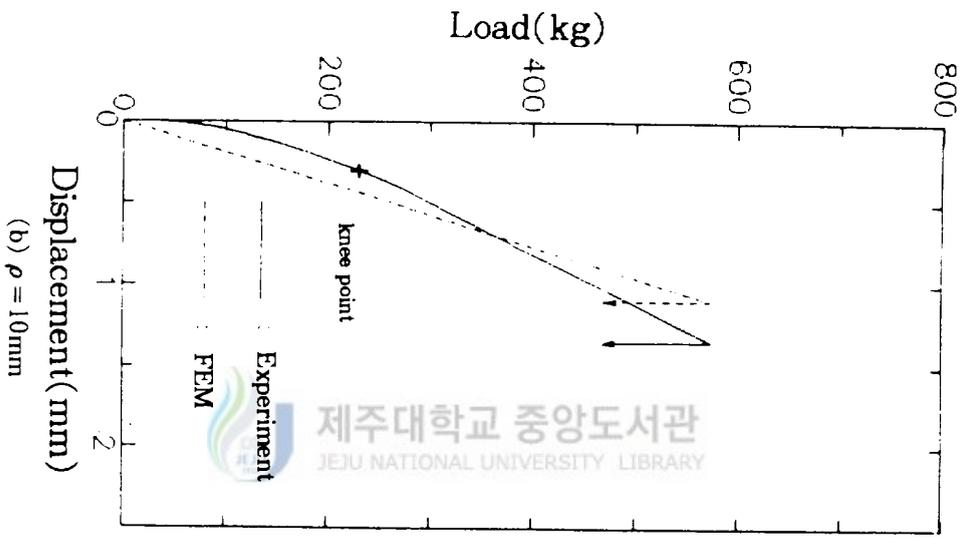
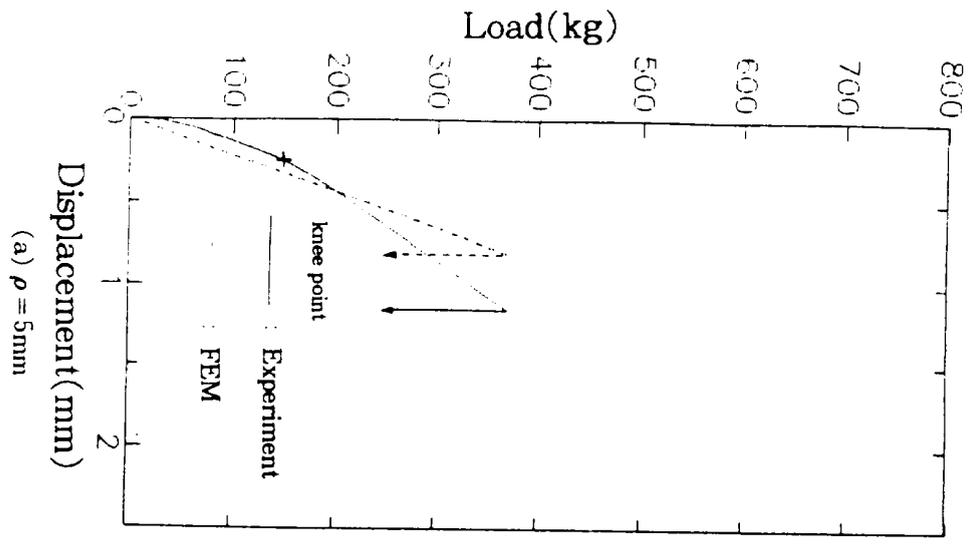


Fig. 6 Load-displacement curve.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

2. 공칭 응력

실험에 의해 얻어진 공칭인장응력과 FEM시뮬레이션에 의해 계산된 공칭인장응력을 Table 4에 나타내었다.

실험공칭인장응력은 다음 식에 의해 얻어진다(谷周一 등, 1984).

$$\sigma = P_{\max} (w-2a)t$$

P_{\max} : 파단하중

w : 시험편 폭 (40mm)

a : 노치 깊이 ($a = \rho$)

t : 시험편 두께 (3.9mm)

그리고, FEM시뮬레이션에 의한 공칭인장응력은 각 요소 응력의 평균치이다. Table 4에서 살펴보면 FEM에 의해 계산된 공칭인장응력과 변위는 실험에 의한 공칭인장응력 및 변위와 약간의 차이가 있으며, 노치반경이 증가하면 이들도 증가한다.

Table 4. Nominal by experiment and FEM.

σ (mm)	Experiment		F E M		P_{\max} (kg)	$w-2a$ (mm)
	σ (kg/mm ²)	δ (mm)	σ (kg/mm ²)	δ (mm)		
5	4.60	1.32	5.29	0.82	372.8	19.5
10	7.22	1.36	8.63	1.14	573.6	20.2
20	10.28	2.10	11.59	1.81	770.4	19.6

실험에 의한 공칭인장응력과 FEM에 의한 공칭인장응력의 차이는 13% -14%이다. 이들 오차는 실험치 산정에서 재료에 내재된 기포 등의 결함 및 시편의 수가공에 따른 오차때문으로 생각되며(FEM에서는 재료 자체의 결함은 계산되지 않음), 재료 제작방법 및 시편 가공 정도에 따라서 개선 될 것으로 보이므로, 설계에는 우려할 수치는 아니라고 볼 수 있다. 그러므로 복합재료에 대해서도 실험적인 방법에 의하여 재료를 시험하는 것보다 FEM에 의하여 해석하므로써 형상이 복잡한 재료에 대한 계산 정도를 높일 수 있으며, 시간 및 재료의 절약을 기할 수 있을 것으로 보인다.

3. 손상의 확대 방향

하중의 증가에 따른 리가멘트부의 손상의 확대 범위와 방향을 $\rho = 5, 10, 20\text{mm}$ 의 세 가지의 경우에 대하여 유한요소법에 의한 시뮬레이션을 행하였다.

Table 4에 나타낸 공칭응력을 파괴기준으로 하여, 노치선단의 응력집중이 공칭응력보다 큰 경우의 요소를 손상된 요소로 간주하여 형상화하므로써 손상의 확대 방향을 구했다. 그 일례인 노치선단의 국부응력과 공칭응력과의 관계를 Table 5에 나타낸다.

노치부의 국부응력은 응력집중으로 인하여 공칭응력보다 높은 응력이 발생하게 되며, 본 실험에 사용한 유한요소 프로그램으로써 응력집중값의 크기와 응력집중이 생기는 부분의 위치를 실험에 의하지 않고 예측할 수 있다.

인장응력부하시 손상의 개시부터 파단까지의 손상확대양상을 FEM에 의해 시뮬레이션하여 Fig. 7, 8, 9에 나타내었다. Fig. 7, 8, 9에서 나타낸 바

와 같이 파단하중에 대한 손상개시하중의 비(P/P_{max})는 $\rho = 5\text{mm}$ 인 경우 0.32, $\rho = 10\text{mm}$ 인 경우 0.41, $\rho = 20\text{mm}$ 인 경우 0.52이다. 따라서, ρ 가 작을수록 손상개시의 하중비가 작음을 알 수 있다. 이는 ρ 가 작을수록 균열발생 및 응력집중이 크고 균열성장형의 파괴를 의미한다. 한편, ρ 에 따른 손상의 확대 양상을 살펴 보면, 노치반경이 큰 경우($\rho = 20\text{mm}$)에는 리가멘트 전체에 손상이 확대되고 있지만, 노치 반경이 작은 경우($\rho = 5\text{mm}$)는 노치 전방으로만 진전되는 경향을 볼 수 있다. 그러나 최고하중시에는 ρ 의 크기에 관계없이 리가멘트 전체에 손상이 확대되어 파단된다.

Table 5. Local stress of notch tip (by FEM).

ρ (mm)	Nominal stress (kg/m^2)	Element stress(kg/m^2)				
		1	2	3	4	5
5	5.29	16.82	11.25	7.65	7.46	7.18
10	8.63	20.82	15.28	15.48	12.52	12.51
20	11.59	24.84	20.44	18.93	17.24	16.75

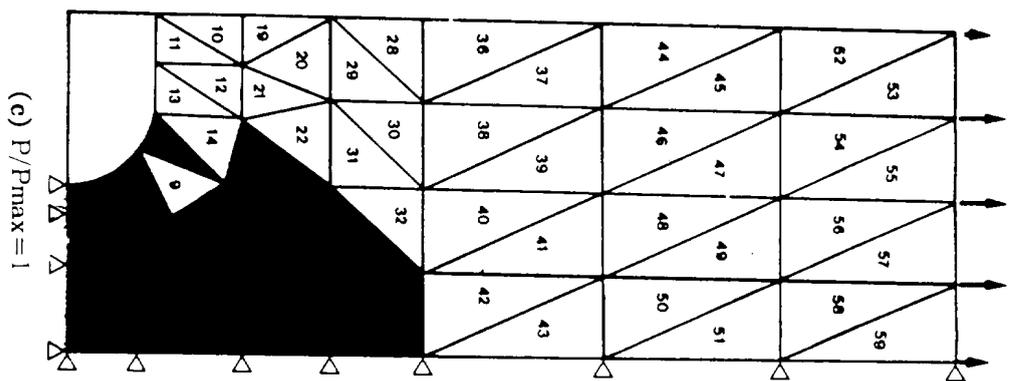
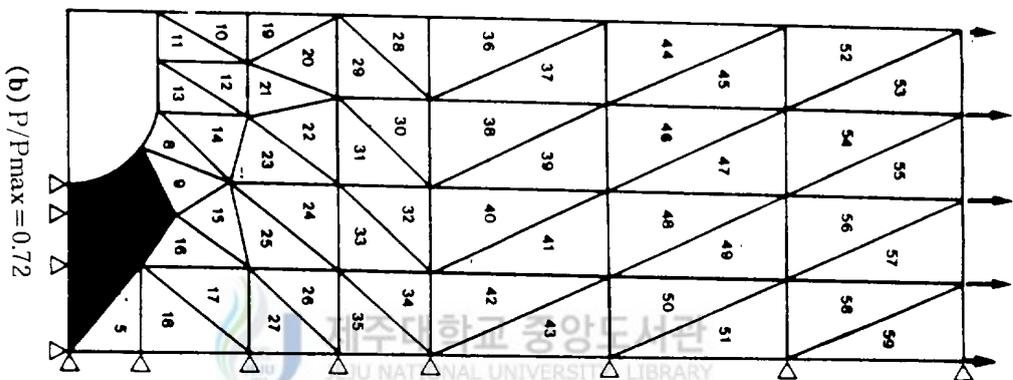
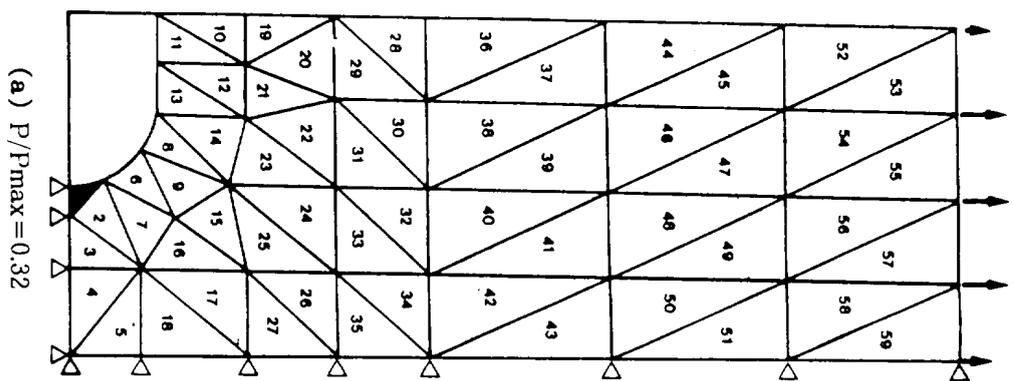


Fig. 7 Spread of damage zone ($\rho = 5mm$).

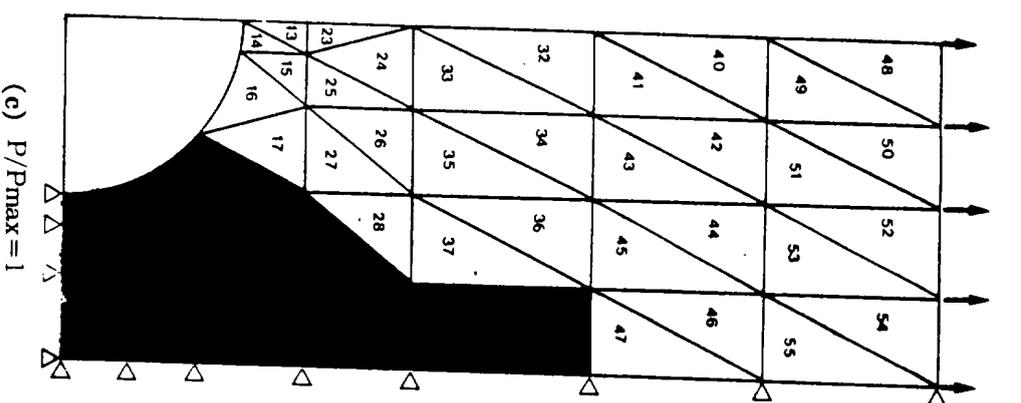
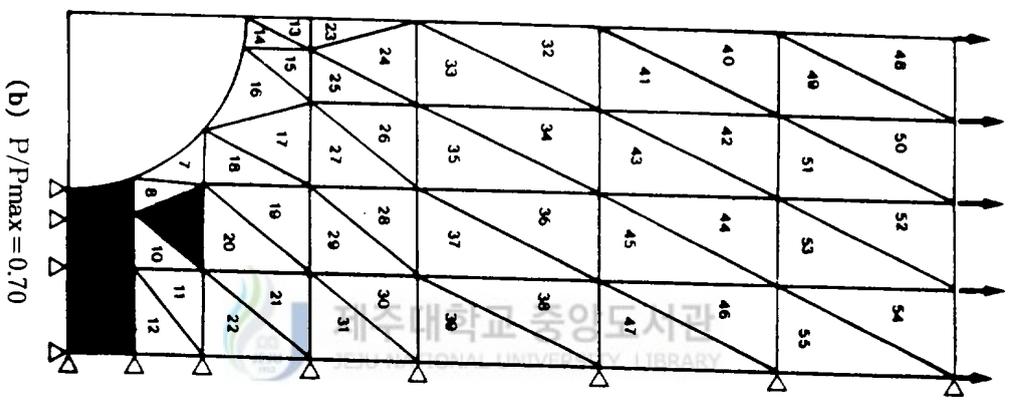
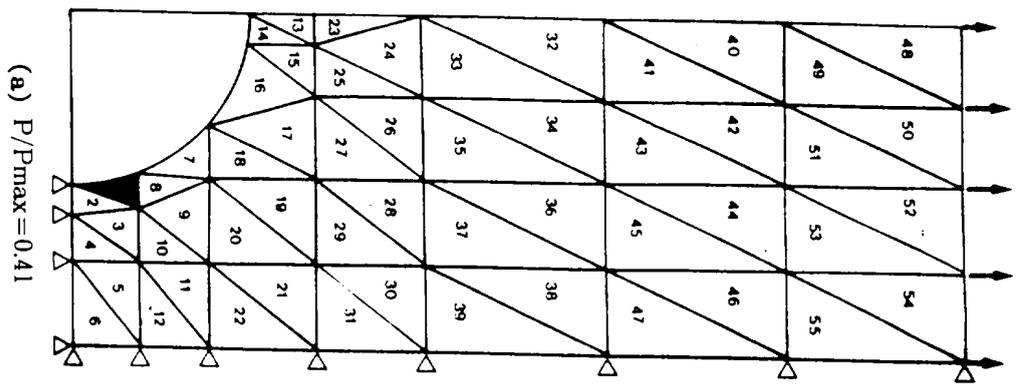


Fig.8 Spread of damage zone ($\rho = 10\text{mm}$).

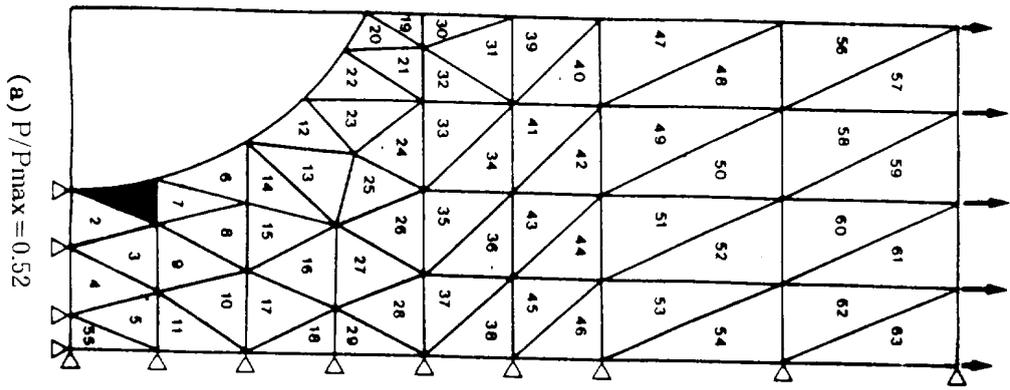
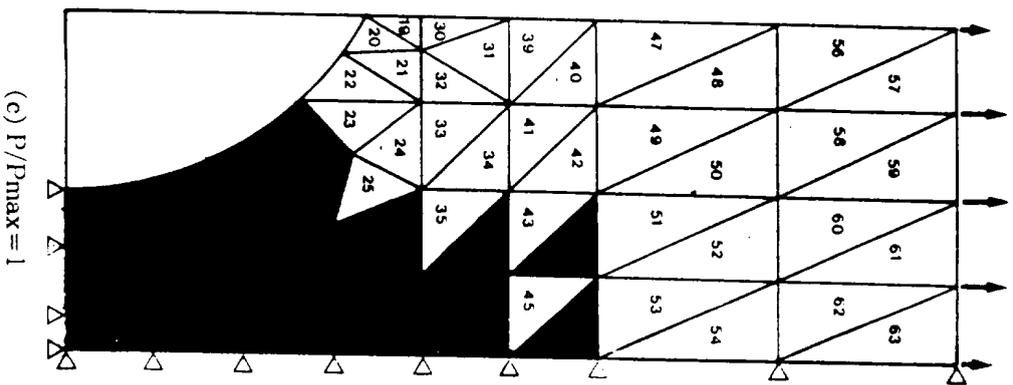
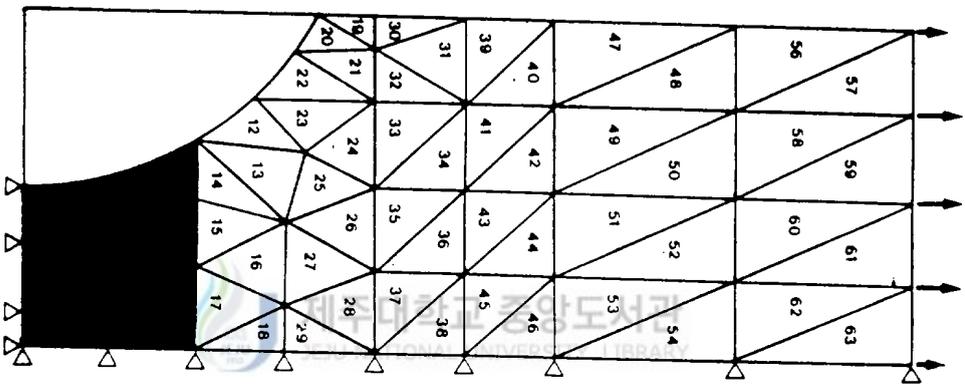


Fig. 9 Spread of damage zone ($\rho = 20mm$).



V. 결 론

Glass/UP계 복합재료에 대하여 인장시험과 유한요소법에 의한 컴퓨터 시뮬레이션을 행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) ρ 가 작은 시험편에서는 응력집중이 크게되어 그 파괴 양상은 안정 크랙 주도형이고, ρ 가 큰 경우는 손상주도형의 파괴이다.
- 2) 노치반경에 따른 공칭응력의 실험치를 유한요소법에 의해 예측할 수 있고, 하중-변위 곡선도 유한요소법에 의해 작성할 수 있다.
- 3) 유한요소법에 의해 손상의 확대방향을 시뮬레이션한 결과, 파단응력에 대한 손상개시응력의 비는 ρ 가 작을수록 낮아지고, 응력비가 1인 경우는 ρ 의 크기에 관계없이 리가먼트 전체에 손상이 확대되어 파단한다.
- 4) 균질 이방성 복합재료의 사용하중에 따른 요소별 응력, 변위 등을 균질 등방성 재료인 금속재료와 마찬가지로 유한요소법에 의해 예측이 가능하다.



참 고 문 헌

- 川田宏之, 細井健彦, 平本治郎, 林郁彦, 1986, 카라스/에폭시積層板의破壞
에及ぼす切欠き半徑の影響について, 日本材料學會論文集, 36
(403), 78-84.
- 福田武人, 蓬坂勝彦, 勝井太一, 高田政宏, 1987, 平織りGlass布強化 GFRP
의疲勞特性에及ぼす環境溫度の影響, 日本機械學會論文集, A-53,
10-18.
- Johnson, A.F, 1979, Engineering Design Properties of GFRP, British
Plastics Federation, London, 180-200.
- 張石基, 1984, 有限要素法에 의한 彈性破壞解析 모델들의 考察, 전남 대학
교 대학원 논문집, 2-20.
- 金貴植, 朴景錫, 1992, 炭素纖維強化形 複合材料의 機械的性質에 미치는 水
環境影響, 한국 박용기관학회 투고중.
- 김정규, 김도식, 변승영, 1991, 원공을 가진 Glass/Epoxy 복합재료의
Notch강도 및 파괴조건, 대한기계학회 '91 추계학술대회 논문집,
36-39.
- 김정규, 1988, 파괴인성 및 균열진전의 평가, 大韓機械學會誌, 28(4), 328-
336.
- 林元均, 金相哲, 1981, 有限要素法에 의한 應力擴大係數決定에 關한 基礎的
研究, 仁荷大學校産業科學技術研究所論文集, 9, 13-25.

- 李樂周, 金基郁, 柳廷鏐, 1975, 無限平板內에 橢圓形의 crack을 가진 圓周圍의 應力分布에 關한 研究, 大韓機械學會誌, 15(4), 398-403.
- 石川降司, 1987, 複合材料の破損強度則と強度設計に關する最近の研究動向と 重点課題, 日本複合材料學會誌, 13(1), 2-13
- 尾田十八, 官本搏, 1975, 複合材料の機械的性質の推定法, 機械の研究, 27 (4), 533-538.
- 網島貞男, 藤井透, 大窪和也, 松岡壽浩, 1989, 圓孔を有する平織り Glass布 強化GFRPの疲勞特性にぼす環境溫度の影響, 日本材料學會論文集, 39(441), 706-710.
- 辛玟教, 宋在鉉, 1981, 有限要素法에 의한 Fillet部의 應力解析에 關한 研究, 韓國海洋大學論文集, 16, 170-189.
- 關根英樹, 宮永俊明, 1989, GFRPの應力腐食によるき裂 進展速度に關する 潜在微小き裂を考慮した微視力學的研究, 日本材料學會論文集, 39 (446), 711-722.
- 座古勝, 1989, 數値複合材料力學, 東京, 養賢堂, 40-149.
- 谷周一, 高田秀行, 中桐 滋, 久田俊明, 1984, 纖維強化形複合材積層平板の變化と應力の確率有限要素解析, 日本機械學會論文集(A), 51(465), 1504-1509.

謝 辭

본 논문을 위해 성심으로 지도하여 주신 金貴植 교수님께 감사드리
오며 논문교열을 위하여 애써주신 金萬守 교수님과 權麒麟 교수님, 그
리고, 항상 따뜻한 조언과 격려를 아끼지 않으신 高長權 교수님, 許鍾
哲 교수님과 玄明澤 교수님께도 감사 드립니다. 그리고, 실험재료를
공급해주신 동양 FRP 주식회사의 김재윤 사장님께도 감사드립니다.
끝으로, 오늘이 있기까지 정성과 사랑으로 보살펴 주신 모든 분들께
이 작은 결실을 드립니다.

