

섬유강화 복합재료의 인장 및 굽힘에 의한 파괴

남 기 우 · 문 창 권

釜山水産大學校

(1994년 1월 15일 접수)

Fracture Behavior of Fiber Reinforced Composites under Tensile and Bending Loadings

K. W. NAM and C. K. MOON

National Fisheries University of Pusan.

(Received January 15, 1992)

The study was conducted to evaluate reliability of the longitudinal tensile properties of unidirectional carbon fiber reinforced composites. Two kinds of carbon fiber reinforced composites laminates were tested in order to examine the factros of variability and have the information concerning reliability improvement. Temperature dependence of the strength and its variability were investigated by means of testing at two kinds of temperatures. Statistical distributions of the respective mechanical properties were obtained from the tensile tests. As a result, strength of composites was directly proportional to the ultimate strain and was not proportional to the elastic modulus.

The fracture behavior in bending of notched plate was studied for a composite material. The uniform bending tests of notched plates have been carried out for a wide range of notch radii. The experiment shows that the nominal stress at failure decreases with decreasing notch radius and it approaches a constant value when the notch radius is less than about 0.3mm. The critical maximum stress is governed by notch root radius alone in the case of a constant thickness of specimen.

서 론

복합재료는 비강도, 비탄성율이 뛰어나기 때문에 공업재료로서 그 용도가 확대되어 가고 있다. 그러나, 복합재료의 강도나 파괴에 관해서는 아직 까지 금속재료 만큼 충분하게 해명되어 있지 않은

실정이다. 일방향의 탄소섬유강화 복합재료의 인장강도 변동계수는 금속재료에 비교해서 비교적 큰 경향이 있고, 재료에 따라서는 분산의 정도가 현저하게 다르다. 탄소섬유강화 복합재료가 구조용재료로서 용도를 확대하기 위해서는 역학적변동을 알아내고, 신뢰성향상에 관한 지식을 얻는

것이 대단히 중요하다. 이러한 관점에서 복합재료의 개발에 있어서 가장 기본적이라 할 수 있는 단섬유와 매트릭스와의 계면강도에 대한 pull-out 시험¹⁾을 실시하여 체계적으로 연구하고^{2,3)}, 계면강도를 통계적으로 보고한 바 있다⁴⁾. 그러나 본 연구에서와 같은 일방향의 탄소섬유강화 복합재료의 특성은 기본적으로 강화섬유에 의해 결정되지만, 복합재료가 이종재료가 의해 구성되는 불균질 재료이기 때문에 파괴기구가 복잡하다. 매트릭스수지가 일방향의 복합재료 강도에 미치는 영향은 보고되고 있지만⁵⁾, 인장강도의 변동 영향에 관한 연구 및 노치의 영향에 관한 연구는 거의 없는 것 같다.

본 연구에서는 섬유강화 플라스틱의 온도변화에 의한 신뢰성향상에 관한 기초지식을 얻기 위하여 일방향의 탄소섬유강화 복합재료의 인장강도 변동에 대하여 검토하였다. 그리고, 순수굽힘시험을 실시하여 노치가공 시험편의 노치반경이 파괴에 미치는 영향을 검토하였다.

시험편 및 실험방법

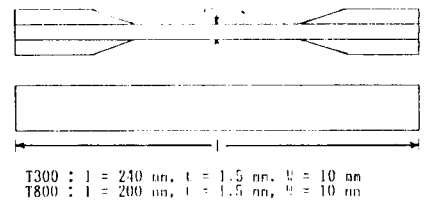
1. 인장시험

사용한 재료는 강화섬유로서 Toray(주) 제품인 T300 및 T800의 탄소섬유(12K)와 에폭시수지를 매트릭스로 하여 국내회사에서 제조된 프리프레그를 실험실에서 적층하여 성형한 일방향의 복합재료이다. 적층판의 제작은 프리프레그를 사용하여 국소적인 섬유함유율(50 Vol. %)이나 제품치수의 변동을 억제하기 위하여 필요 이상의 수지를 제외시키지 않도록 한 금형을 사용하여 제작하였다. 경화온도는 130℃, 경화시간은 90분으로 하였다. 적층판은 240mm×240mm(T300)과 200mm×200mm(T800)로 성형하여, 다이아몬드 공구로서 소요의 시험편 형상으로 가공하였다. 가공한 시험편은 Fig. 1(a)와 같이 시험편에 에폭시를 사용하여 보강재를 접착한 후 실험에 사용하였다. 2종류의 일방향 복합재료의 인장시험

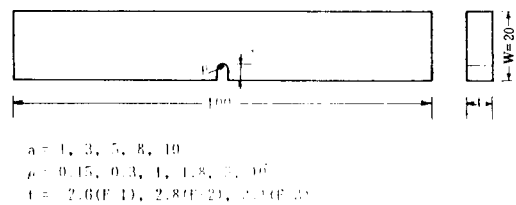
은 5Ton의 만능시험기를 사용하여, 실온 대기 중과 온도의 영향을 검토하기 위하여 100℃에서 실시하였다.

2. 굽힘시험

사용한 3종류의 재료는 국산 유리섬유 패브릭의 프리프레그, T300의 탄소섬유 패브릭 및 일방향의 프리프레그를 사용하여, 실험실에서 압축성형한 것이다. 압축성형은 240×240mm의 금형을 사용하여 80℃정도에서 40분간 유지 한 후, 130℃정도에서 60분간 압축성형하여 공냉하였다. 적층판은 유리섬유 패브릭(1927mesh/in²) 및 탄소섬유 패브릭(63.5mesh/in²)의 경우, 프리프레그를 적층함으로써 제작하였고, 탄소섬유 일방향은 프리프레그를 0°/90°로 적층시켜 제작하였다. 이 이후로 유리섬유 패브릭 적층판의 시험편을 F-1, 탄소섬유 패브릭적층판의 시험편을 F-2, 탄소섬유 0°/90° 적층판의 시험편을 F-3라 부르기로 한다. 각 적층판의 섬유중량 함유율은 53.2%(F-1), 46.9%(F-2), 60.4%(F-3)이다. Fig. 1(b)에 굽힘시험편의 형상과 치수를 나타낸다. 각 시험편의 두께는 F-1은 2.6mm, F-2는 2.8mm, F-3는 3.1mm이며, 판폭은 W=20mm로 일정하게 유지하고, 노치반경과 노치깊이를 변화



(a) Tensile specimen



(b) Bending specimen

Fig. 1. Specimen geometries, all dimensions in mm.

시켰다. 즉 노치반경 ρ 는 0.15, 0.3, 1, 1.8, 5 및 10mm의 6종류이고, 노치깊이 a 는 1, 3, 5, 8 및 10mm의 5종류이다. 노치형상은 모두 U형으로 하였다.

굽힘시험장치는 5Ton의 UTM을 사용하여, 크로스헤드 속도 0.5mm/min로 하였다. 시험조건은 실온 대기중에서 실시하였다.

실험결과 및 고찰

1. 인장시험

Fig. 2에 실온 및 100°C에서의 인장강도와 파단 변형율과의 관계를 나타낸다. 2종류의 실험재료에서 인장강도와 파단변형율 사이에는 정의 상관관계를 나타내고 있으며, 100°C의 파단변형율은 거

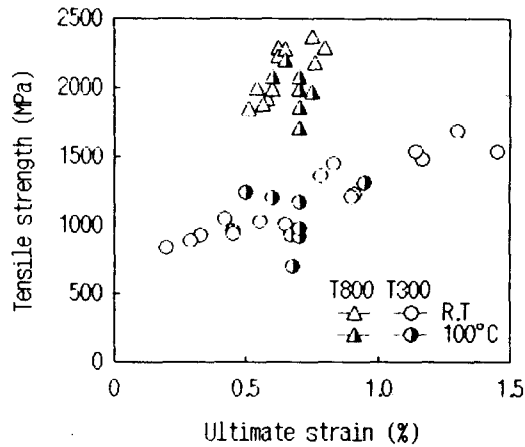


Fig. 2. Relationship between tensile strength and ultimate strain in two temperature conditions.

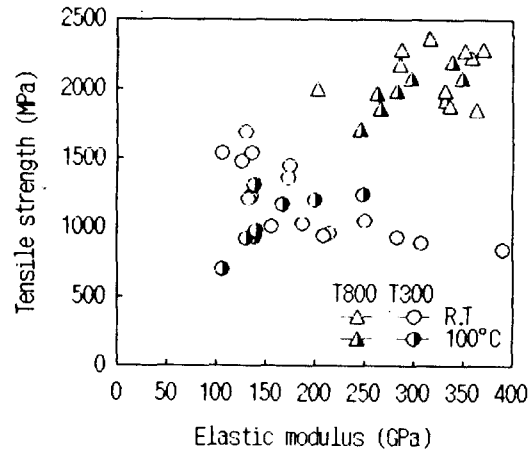


Fig. 3. Relationship between tensile strength and elastic modulus in two temperature conditions.

Table 1. The estimated value by weibull distribution in tensile strength

		Sample mean, σ_u (MPa)	Standard deviation (MPa)	C.O.V	Shape parameter	Scale Parameter (MPa)
T300	R · T	1.200	312	0.26	4.42	1.312
	100°C	1.050	269	0.256	4.54	1.160
T800	R · T	2.100	274	0.13	10.7	2.210
	100°C	1.970	246	0.125	11.3	2.060

Table 2. The estimated value by weibull distribution in elongation

		Sample mean, ϵ (%)	Standard deviation (%)	C.O.V	Shape parameter	Scale Parameter (%)
T300	R · T	0.757	0.433	0.570	1.81	0.851
	100°C	0.684	0.163	0.240	4.91	0.747
T800	R · T	0.636	0.119	0.187	6.57	0.683
	100°C	0.680	0.0804	0.118	12.40	0.711

Table 3. The estimated value by weibull distribution in elastic modulus

		Sample mean, $\bar{\epsilon}$ (GPa)	Standard deviation (GPa)	C.O.V	Shape parameter	Scale Parameter (GPa)
T300	R · T	197	81.8	0.415	2.60	222
	100℃	159	53.2	0.334	3.32	177
T800	R · T	320	69.6	0.218	5.48	348
	100℃	289	52.2	0.180	6.88	310

의 일정한 값을 나타내고 있다. 또한 T800의 경우는 T300에 비교하여 파단변형율이 실온 및 100℃에 관계없이 거의 일정한 값을 나타내고 있다. 한편 Fig. 3에 나타낸 인장강도와 종탄성계수와와의 사이에는 상관이 그다지 보이지 않는다.

인장실험에서 얻은 실온 및 100℃에서의 역학적성질을 Table 1, 2, 3에 나타낸다. 본 표에는 인장강도, 파단변형율, 종탄성계수의 평균치, 각 역학적특성의 표준편차, 변동계수 및 형상계수, 척도계수를 나타내고 있다. 인장강도에 관한 변동계수는 2종류의 재료에서 약간의 차이가 나타나고 있으나, 각 재료에서 시험온도에 의한 변동계수의 변화는 거의 없다. 그러나 탄성계수와 변형율은 온도에 의하여 저하하는 것을 알 수 있으며, 인장강도는 온도가 상승함에 따라서 강도가 약간 저하하고, 변동계수도 저하하는 경향을 나타내고 있다. 강도에 관한 변동계수는 2종류의 재료에서 온도에 의한 영향은 거의 없으나, T800이 분산이 적은 경향을 나타내고 있다. 탄성계수에 관해서는 높은 변동계수를 나타내어 금속재료보다 분산이 크게 되는 경향이고, 강도에 관해서도 각 재료에 관한 변동계수가 금속재료에 비교하여 전체적으로 높은 값을 나타낸다. 이와같이 강도의 분산이 크므로, 실구조부재에 적용하는 경우 문제가 생길 가능성이 있다고 생각된다.

Fig. 4에 2종류 실험재료의 실온 및 100℃에 있어서 인장강도와 파괴확률과의 관계를 나타낸다. 실온과 100℃에서의 명확한 차이는 나타나지 않으나, 실온의 강도가 약간 높게 나타나 있다. 이것은 매트릭스인 에폭시의 경화온도에 가까운 100℃에서 실험을 하였기 때문에, 온도의 상승에 따라서

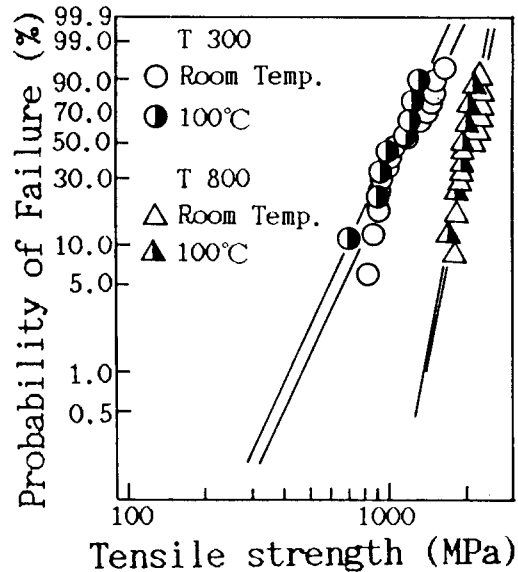


Fig. 4. Weibull plots of tensile strength in two temperature conditions.

매트릭스인 에폭시가 연화된 것이 원인이라 생각한다. 실험 데이터의 수가 적기는 하지만, 실온의 강도가 낮은 측에서는 2종류의 재료 모두 직선에서 약간 이탈하는 경향을 나타내며, 100℃에서의 결과는 직선과 아주 잘 일치하고 있다. 그러나 강도의 변동계수는 실온 및 100℃에 있어서 각 종류 모두 거의 같은 값을 나타내고 있다.

이상에서 얻어진 인장강도, 파단변형율 및 종탄성계수의 형상계수(m)와 변동계수와의 관계를 Fig. 5에 나타낸다. 이 그림에서 각 재료의 온도에 관계없이 변동계수 C. O. V와 m 은 $C. O. V = m/2$ 의 관계가 성립함을 알 수 있었다. 즉 형상계수 m 이 크면 변동계수(C. O. V)가 적어서 역

학적 특성의 분산이 적은것을 나타낸다.

Fig. 6에 각 조건하에서 얻어진 시험편의 파괴양상을 나타낸다. 먼저 T300 시험편의 실온에 대하여 조사해 보면, 크게 나누어서 2종류의 파괴양상이 관찰되었다. Fig. 6(a)에 나타내듯이 섬유방향의 갈라짐이 없이 섬유와 전단하는 방향으로 주균열의 전파가 진행되는 것으로서, 비교적 강도가 낮은 것에서 많이 보이는 경향이 있다. 그리고 (b)에 나타내듯이 섬유방향의 갈라짐도 조금있고, 섬유와 직교하는 방향으로, 주균열이 전파하는 것으로서, 강도가 높은 것에서 보이는 경향이 있다. (b)와 같이 섬유에 직교방향의 파괴가 보이는 것은 일부에 생긴 균열에서 전체의 파괴가 취성적으로 생긴 경우라고 일반적으로 생각하고 있다⁶⁾. 이와같은 시험편의 파면을 상세히 관찰하면, 파괴의 개시점이라 생각되는 부분이 관찰된다.

실온에 있어서 T800시험편의 경우, (a), (b)와 같이 붓과 같은 파괴양상을 띄고 있다. (a)와 같이 섬유의 갈라짐이 나타나 있고 섬유방향에 직각의 파단이 나타난 것으로서 강도가 약간 낮은 것에서 관찰되었다. 그리고, (b)와 같이 섬유의 갈라짐이 많은 파괴는 강도가 높은 것에서 관찰되는 경향이 있다. 이와같이 붓과 같은 파괴양상은 길이방향과 수직인 섬유-매트릭스파괴에 비교해서, 섬유-수지계면이 취약한 경우에 많이 관찰되

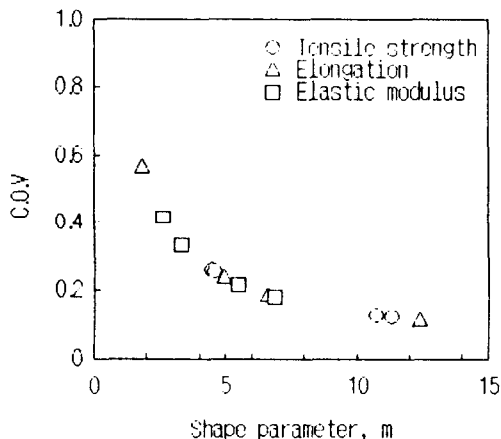


Fig. 5. Relationship between shape parameter (m) and coefficient of variation(C.O.V).

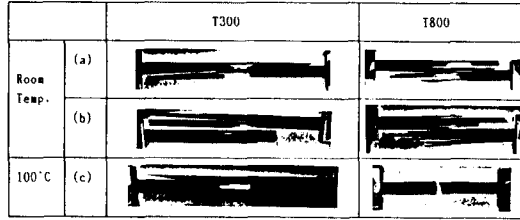


Fig. 6. Typical tensile fracture modes of T300 and T800 specimen.

기 때문에 T300재에 비교해서 T800재는 이러한 경향을 갖는 것이라고 생각된다.

온도에 대한 영향을 보면, Fig. 6(c)에 나타내듯이 T300의 경우는 상온파괴시 경향 (a), (b)의 중간 성격을 띄고 있고, T800의 경우는 실온과 같이 붓과 같은 파괴양상은 띄지 않지만, 섬유에 직교방향의 파괴가 생긴 것으로서 일부에 생긴 균열에서 전체의 파괴가 취성적으로 생긴 경우라고 생각된다.

2. 굽힘실험

Fig. 7에 노치 깊이 a를 5mm로 일정하게 하여, 노치반경 ρ 만을 6종류로 변화시킨 시험편의 최대굽힘하중-처짐량선도를 나타낸다. 시험편은 모두 하중의 증가와 함께 처짐량도 증가하고, 노치반경이 증가함에 따라 하중이 증가하였다. 또 탄소섬유의 경우가 유리섬유보다 하중의 증가 경향이 더욱 현저하고, 같은 탄소섬유에서도 일방향 직층판의 시험편(F-3)이 패브릭 층판의 시험편(F-2)보다 최대하중이 큰 것을 보이고 있다. 이것은 굽힘시험시 패브릭의 경우 섬유간에 전단력이 작용하기 때문에 최대하중이 적다고 생각되어 진다.

Fig. 7에 나타낸 각 시험편의 파괴형태를 Fig. 8에 나타낸다. 모든 시험편에 있어서는 ρ 의 크기에 관계없이 모두 취성형 파괴를 나타내고 있다. 노치저부근에서 변형, 발생한 균열은 성장하면서 섬유를 절단하는 방향으로 전파하여 파괴에 이른다. 즉 파면은 하중선에 수직하다. Fig. 8에 나타내듯이 노치시험편의 파괴하중을 지배하는 인자

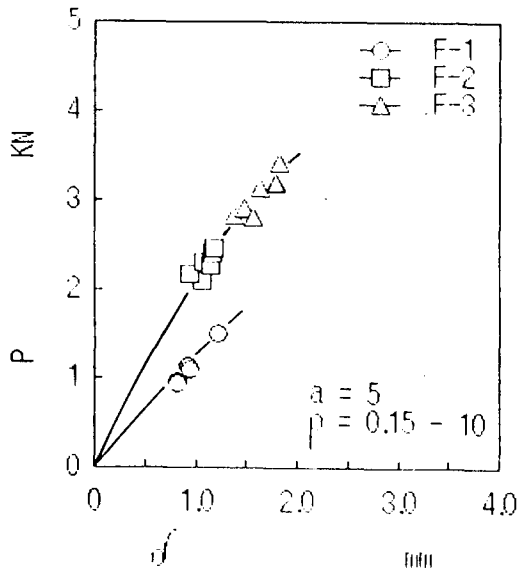
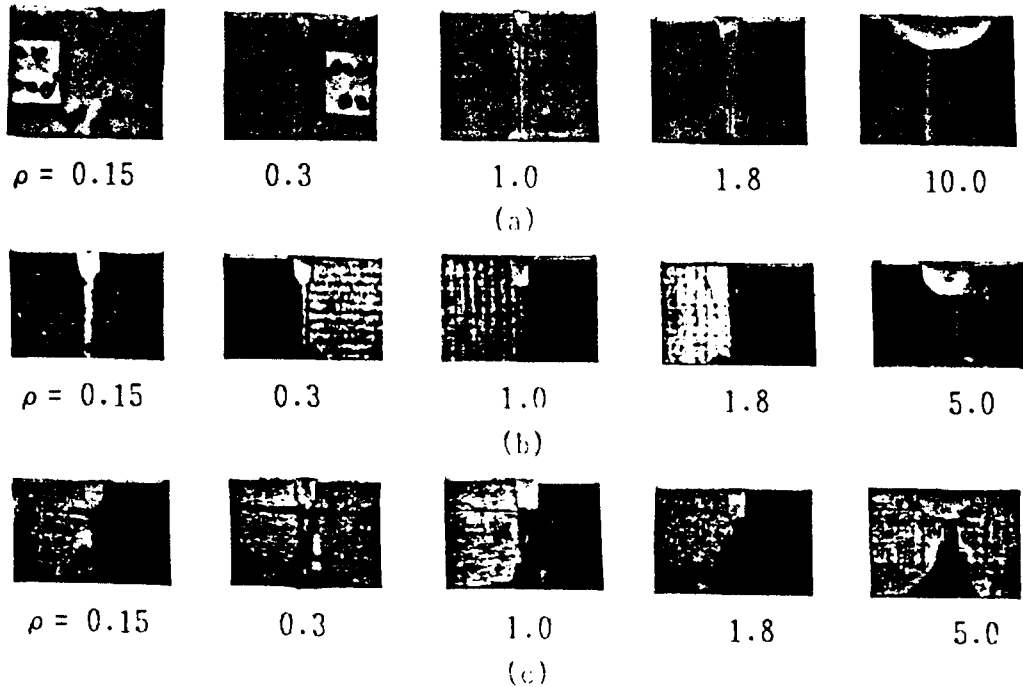


Fig. 7. Relation between bending load and deflection.

로서는 노치반경 ρ 라는 것은 분명하다. 이와같이 파괴하중과 노치반경과의 관계에 대하여 선형노치 파괴역학⁷⁾이라는 개념으로 잘 설명하고 있다.

최대 파괴하중에서 구한 노치저의 공칭응력 $\sigma_n = 3PI/2t(W-a)^2$ 과 노치반경 ρ 와의 관계를 Fig. 9에 나타낸다. 어떤 시험편의 경우에도 $1/\rho$ 이 적어짐에 따라서 σ_n 은 증가하고, $1/\rho$ 이 가장 적을때의 σ_n 값은 평활재의 굽힘에 의한 항복시의 공칭응력에 거의 같다. 그리고 $1/\rho$ 이 크짐에 따라서 어떤 시험편에서도 σ_n 은 감소하고, $1/\rho$ 이 3이상에서는 거의 일정한 값이 되고 있다.

Fig. 9에서의 최대 파괴하중에서 구한 노치저의 공칭응력 σ_n 과 최대하중시의 처짐량 δ 와의 관계를 Fig. 10에 나타낸다. 이 그림에서 모든 시험편의 경우 처짐량은 공칭파괴응력의 증가에 비례함을 알 수 있다. 그리고, 같은 처짐량에 대하여 탄소섬유의 경우가 유리섬유에 비하여 더 큰 공칭파괴응



(a) F-1 (t=2.6mm, a=5mm)
 (b) F-2 (t=2.8mm, a=5mm)
 (c) F-3 (t=3.1mm, a=5mm)

Fig. 8. Fracture appearance of bending.

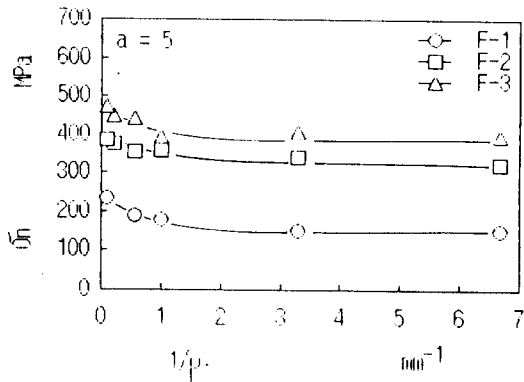


Fig. 9. Relationship between nominal stress and notch radius.

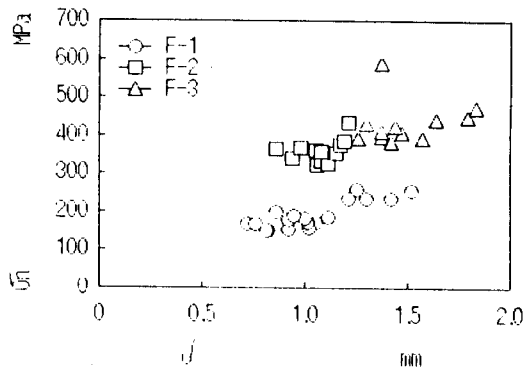


Fig. 10. Relationship between nominal stress and notch radii of and specimen.

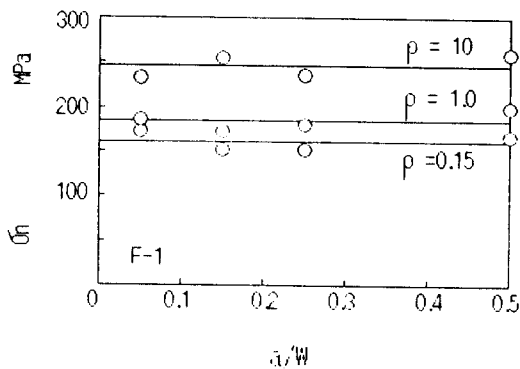


Fig. 11. Relationship between nominal stress and notch depth.

력을 보여준다. 또한 탄소섬유 일방향 적층판 시험편(F-3)의 경우가 탄소섬유 패브릭 적층판 시험편(F-2)에 비하여 공칭파괴응력 및 처짐량도 크다.

Fig. 11은 최대파괴하중에서 구한 노치저의 공칭응력 σ_n 과 노치깊이 a 와의 관계를 ρ 일정도로 하여 나타낸 결과이다. ρ 가 0.15, 1.0 및 10.0mm의 어느 경우에 있어서도 노치저의 공칭응력 σ_n 은 각각 노치깊이 a 에 관계없이 거의 일정하다. 그러나 상세히 보면 균열길이가 길어지면, σ_n 이 약간 상승하는 경향을 보이고 있다.

Fig. 12에 노치반경 ρ 및 노치깊이 a 를 여러가지로 변화시킨 모든 시험편에 대하여 노치저의 최대응력 $\sigma_{max} = \sigma_n \times K_t$ 와 ρ 와의 관계를 나타낸다. 각 시험편에 있어서 ρ 마다 a 를 1, 3, 5, 8 및 10mm로 변화시킨 것이다. 각 시험편에 있어서 모든 데이터는 재료에 고유한 하나의 곡선을 그리고 있다. 즉, σ_{max} 와 ρ 는 서로 대응관계에 있고, a 와는 관계없다. 여기서 K_t 는 Neuber의 응력집중계수 평가식⁸⁾에 의하여 구하였다.

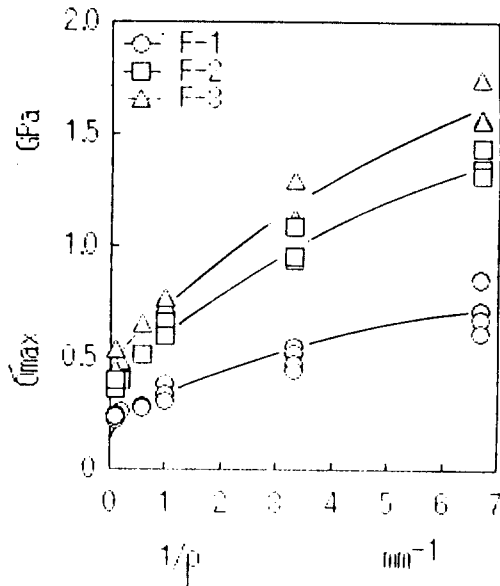


Fig. 12. Relationship between maximum elastic stress and notch radii.

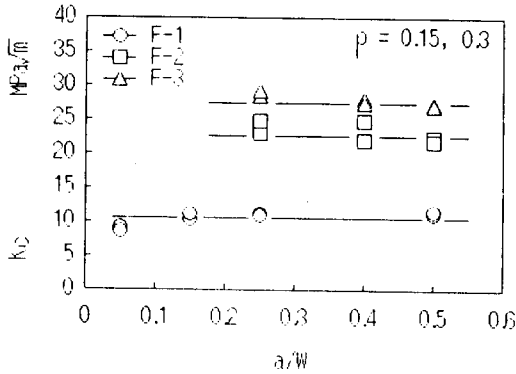


Fig. 13. Relationship between fracture toughness and notch radius.

Fig. 9에서 수평으로 되는 부분, 즉, ρ 가 0.3mm이하의 시험편에 대하여 파괴인성 $K_c = F_1 \cdot 3PI(\pi a)^{1/2} / (2tW^2)$ 를 구하였다. 여기서 W 는 판폭, a 는 노치깊이이다. F_1 의 값은 Srawley⁹⁾의 계산값을 사용하였다.

Fig. 13에 위에서 구한 K_c 와 노치깊이 a 와의 관계를 나타낸다. a 가 극히 적은 경우를 제외하고는 K_c 값은 a 와 관계없이 거의 일정하다. 이것은 노치반경이 0.3mm보다 적은 경우는 균열로 생각할 수 있다는 것을 의미한다.

결 론

본 연구에서는 일방향의 복합재료가 가지는 인장강도와 그 변동에 대하여 실험적으로 검토하였고, 굽힘시험에서는 국산 유리섬유 패브릭의 프리프레그, T300의 탄소섬유 패브릭 및 일방향의 프리프레그를 사용하여, 실험실에서 압축성형한 적층판의 노치시험편에 대하여 노치반경과 노치깊이를 변화시켜 파괴에 미치는 영향을 검토하였다. 얻어진 결과는 아래와 같다.

-인장실험- 일방향의 복합재료 강도와 파단 변형율은 상관관계를 가지나, 탄성계수와 파단 변형율과의 상관은 거의 없다. 강도특성의 변동계수는 비교적 적지만, 탄성계수와 변형율의 변동계수는 강도에 비해 약간 크다. 파괴양상은 T300의

경우, 섬유에 전단방향 또는 섬유에 직교방향으로 파괴하는 경향이고, T800의 경우는, 섬유에 직교 방향으로 파괴가 생기며, 실온에서는 붓과 같은 파괴양상을 띄고 있다.

-굽힘실험- 노치깊이를 일정하게 하여 노치 반경을 여러가지로 변화시킨 시험편의 노치저에서의 공칭응력 σ_n 은 노치반경 ρ 가 작아짐에 따라서 감소하지만, ρ 가 약 0.3mm이하로 되면 거의 일정한 값으로 된다. 이 경우 노치를 균열로 생각하여 파괴인성 K_c 를 구하면, 노치깊이와 관계없이 거의 일정한 값을 가진다. 최대파괴하중에서 노치저의 최대응력 σ_{max} 은 노치깊이와 관계없이 ρ 에 의하여 결정되며, 노치형상에 관계없이 한계파괴하중을 평가할 수 있다.

참고문헌

- 1) Jervela, P., Laitinen, K. W., Pulora, J. and Tormala, P.,(1983) : Int. J. Adhesion and Adhesives, 3, 141.
- 2) Moon, C. K., Um, Y. S., Cho, H. H. and Lee, J. O.,(1990) : Polymer (Korea), 14, 630.
- 3) Moon, C. K. and Cho, H. H.(1992) : J. Appl. Polym. Sci., 43, 234.
- 4) 문창권, 남기우, 엄윤성, (1992) : 대한기계학회논문집, 16(2), 200.
- 5) Baron, Ch., Schulte, K. and harig., (1987) : Compos. Sci. Technol., 29, 257.
- 6) Masters, J. E.,(1987) : Engineered Materials Handbook, 1, 'Composite', ASM International, Ohio, 781.
- 7) Nishitani, H.(1983) : JSME, 49-447, 4353.
- 8) Nishita, M.(1973) : Stress Concentration, 568.
- 9) Srawley, J. E.(1976) : Int. J. of Frac., 12, 475.