

論文

주기적 하중을 받는 금속기지 복합재료의
열기계학적 연계에 의한 온도 상승 효과

신의섭* · 김승조*

Thermomechanical Coupling Effects for Metal Matrix Composites
Subject to Cyclic Loading Environments

Eui-Sup Shin* and Seung Jo Kim*

ABSTRACT

In this paper, a set of thermoviscoplastic analyses is performed to throw a light on the thermomechanical coupling effects in a metal matrix composite. The orthotropic thermo-elasto-viscoplastic behaviors are modeled by the matrix-partitioned unmixing-mixing scheme which is based upon some micromechanical foundations with the appropriate viscoplastic flow rule for matrix materials, such as the Bodner-Partom theory. Considering the thermodynamic constraints and physical observations, the coupled energy balance equations are recast for a class of orthotropic thermoviscoplastic materials. As a numerical study, the temperature changes of off-axis composite specimens are predicted under uniaxial cyclic loadings and on adiabatic thermal conditions. The results indicate that heating effects due to the viscoplastic dissipation energy may be significant depending on the types of cyclic loadings, the off-axis angles, and the applied strain levels.

초 록

본 논문에서는 비탄성 거동을 하는 금속기지 복합재료에 대하여, 열기계학적 연계 기구에 의한 온도 상승 효과를 해석하였다. 미시역학적 가정과 다영역 기지 분할법을 적용한 분리-혼합 기법을 이용하여, 직교이방성을 띠는 복합재료에 대한 열탄점소성 거동을 모델링하였다. 등방성 기지 재료에 대한 점소성 유동 법칙으로는 Bodner-Partom 이론을 채택하였다. 또한 열역학적 기본 법칙과 경험적 사실에 바탕을 두고, 점소성 복합재료에 대한 에너지 보존 방정식의 일반적 형태를 전개하였다. 수치 실험에서는 외부와 단열된 상태에서 주기적 단축 하중을 받는 금속기지 복합 재료의 비깁축 시편에 대한 해석을 수행하였다. 이 과정에서, 연계된 구성 방정식과 에너지 방정식을 주어진 조건에 알맞게 재정리하였다. 설정된 문제에 대한 일련의 해석 결과, 발생한 소성 일의 정도에 따라 주기적 하중을 받는 시편에서의 온도 상승량이 상당히 커질 수 있음을 알았다. 이러한 가열 효과는 주기적 하중의 형태와 반복 횟수, 비깁축 각도, 가해진 변형도의 최대값에 따라 크게 달라졌다.

* 정회원, 서울대학교 항공우주공학과

1. 서 론

항공우주 구조 분야에 있어서 가장 중요한 연구 과제 중 하나는, 극심한 열적 또는 역학적 환경에서도 견디어낼 수 있는 재료를 선택하고, 이를 구조 설계시에 반영하는 것이다. 예를 들어 최근에 극음속 비행체의 실용화에 대한 관심이 더욱 고조되고 있는데, 이러한 비행체의 구조 요소는 극심한 공력가열 조건에서 운용되어야 하므로, 보다 고성능의 재료 시스템을 요구하게 된다. 이와같이 복잡한 열기계학적(thermomechanical) 문제에 대한 정확한 해를 얻기 위해서는, 근본적으로 연속체에 적용되는 모든 지배 방정식(장 방정식, 구성 방정식)을 동시에 연계(coupling)해서 풀어야 한다. 왜냐하면 변위장과 온도장이 연계된 경우에 대한 특성 규명은, 구성 재료 혹은 구조물에 대한 정확한 해석과 신뢰성 있는 설계를 위하여 필수적이기 때문이다.

일반적으로 탄성 거동을 하는 재료에서는 열기계학적 연계 효과가 그다지 크지 않으며, 하중 이력이 하나의 사이클을 이루면 연계에 의한 온도 변화 효과는 없어진다. 따라서 일방향 연계(one-way coupled) 정식화 과정을 통하여 에너지 보존 방정식을 독립적으로 다룰 수 있게 된다. 그러나 재료가 비탄성 영역에 들어가면, 열기계학적 연계에 의한 온도 상승 효과가 두드러지게 된다. 금속 재료의 경우 점소성 비가역 과정을 통하여 전환되는 열에너지는 재료의 온도를 증가시키게 된다. 만약 재료가 단열되어 있다면, 생성된 열 에너지는 계 내부에 점차적으로 축적된다. 이러한 온도 증가는 재료의 물성치를 변하게 하고 열 응력을 유발하므로, 그 구조물은 열기계학적으로 완전 연계(fully coupled)된다.

그동안 열기계학적 연계 현상에 대한 실험적 연구로는 Farren and Taylor[1]와 Dillon[2]에 의한 결과들이 있으며, 수치적으로는 유한요소법과 같은 방법을 통한 연구가 이루어졌다[3~7]. Allen[8]은 비탄성 재료의 연계 문제에 관한 주요 결과들을 고찰한 바 있는데, 이들 대부분의 연구들은 등방성 재료를 다루었고 초기 이방성을 갖는 복합재료에

대한 정량적 연구는 거의 없는 실정이다.

고온 환경하의 구조물에 응용이 가능한 금속기지 복합재료는, 기지부를 이루는 금속 재료의 점소성 특성으로 인하여 전체 복합재료도 점소성 거동을 하게 된다. 지금까지 이방성 재료에 대한 소성 또는 점소성 거동을 묘사하기 위한 여러 이론들이 제시되었는데, 이들은 크게 나누어 거시역학에 기반을 둔 이론들[9~11]과 미시역학에 기반을 둔 이론들[12, 13]로 구분된다. 미시역학적 이론들은 각 구성 재료의 성질들로부터 전체 복합재료의 거동을 예측할 수 있으며, 최근에 Kim et al.[14~17]은 분리-혼합(unmixing-mixing) 개념을 도입하여 복합재료의 점소성 거동을 관찰한 바 있다.

본 논문에서는 열기계학적 연계 기구가 일방향 섬유강화 복합재료의 거동에 미치는 효과에 대해 살펴보았다. 연속체 역학에 기반을 두고, 열탄점소성(thermo-elasto-viscoplastic) 거동을 하는 복합재료에 대한 연계된 지배 방정식들을 유도하였다. 먼저 직교이방성 점소성 구성 방정식으로는, 다영역기지 분할법(multipart matrix-partition method)을 도입한 분리-혼합 이론을 채택하였다. 온도 변화에 따른 열팽창 성분을 포함하였으며, 미소 변형과 준정적 조건을 가정하였다. 다음으로 열역학적 기본 법칙과 실험적 사실에 입각하여, 직교이방성 재료에 대한 에너지 보존 방정식을 전개하였다.

점소성 거동을 하는 복합재료 시스템으로써, 금속기지 복합재료의 하나인 SCS-6/Ti-15-3를 선택하였다. 그리고 수치 예제를 풀기 위하여, 단열된 비깎축(off-axis) 시편이 단축 하중을 받는 경우를 설정하여 연계 방정식들을 재정리하였다. 해석의 주된 관점은 시편이 주기적인 하중을 받을 때 발생하는 온도 변화를 예측하는데 두었다. 이러한 일련의 수치적 비교는, 어떠한 열적 혹은 역학적 조건하에서 완전 연계된 정식화를 하여야 복합재료 거동을 적절히 묘사할 수 있는지에 대한 기준을 제공할 수 있다.

2. 연계된 지배방정식

2-1. 확장된 분리-혼합 방정식

여기서는 복합재료의 열탄점소성 거동을 기술하는 구성 모델로써, 다영역 기지 분할법을 도입한 분리-혼합 기법의 결과 식들을 정리하였다. 이 기법에는 미시역학적 기본 가정, 힘 평형 관계식, 기하학적 변형 관계식, 탄성·열팽창 성분에 대한 표현식이 설정되고, 이로부터 여러 분리-혼합 방정식이 유도된다. 보다 자세한 내용은 참고문헌[15, 16]에 나와 있다.

(a) 변형도 변화율 방정식

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^t + \dot{\epsilon}^p \quad \dots\dots\dots (1) \\ &= A \dot{\sigma} + \alpha \dot{\theta}_+ + \sum_{k=1}^N B_{\langle m_i \rangle} \dot{\epsilon}_{\langle m_k \rangle}^p \end{aligned}$$

여기서 상첨자 e, t, p 는 탄성·열팽창·소성 성분을 뜻하고, 하첨자 $\langle m_i \rangle$ 는 N 개로 분할된 기지 부분 중 i 번째 부분을 뜻한다. θ_+ 는 기준온도 θ_0 로부터의 온도 변화량이다. A 는 평면응력 상태의 탄성계수 텐서이고, α 는 열팽창계수 텐서이다. 4제 텐서인 $B_{\langle m_i \rangle}$ 는 i 번째 기지부의 소성 변형을 전체 복합재료에서 일어난 소성 변형과 연관시킨다. 이들은 주물질 좌표계에 대해 행렬 표기로 나타낼 수 있고, 다음 식의 q_2 와 q_{12} 는 변형기여(strain contribution) 계수이다.

$$[A] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & 0 \\ -\frac{\tilde{\nu}_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (2a)$$

$$\{\alpha\} = \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (2b)$$

$$[B_{\langle m_i \rangle}] = V_{\langle m_i \rangle} \begin{bmatrix} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} & 0 & 0 \\ q_{\langle m_i \rangle 2} \nu_{\langle m \rangle} - \tilde{\nu}_{12} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} & q_{\langle m_i \rangle 2} & 0 \\ 0 & 0 & q_{\langle m_i \rangle 12} \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (2c)$$

(b) 기지 응력 방정식

$$\dot{\sigma}_{\langle m_i \rangle} = C_{\langle m_i \rangle} \dot{\sigma} + \beta_{\langle m \rangle} \dot{\theta}_+ + \sum_{k=1}^N D_{\langle m_i k \rangle} \dot{\epsilon}_{\langle m_k \rangle}^p \quad \dots\dots\dots (3)$$

우변의 각 항들은 전체 응력, 열팽창, 기지 소성화가 i 번째 기지부 응력에 기여하는 양이다. 다음 행렬 표기에서의 p_2 와 p_{12} 는 응력구배(stress variation) 계수이다.

$$[C_{\langle m_i \rangle}] = \begin{bmatrix} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} & p_{\langle m_i \rangle 2} \nu_{\langle m \rangle} - \nu_{12} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} & 0 \\ 0 & p_{\langle m_i \rangle 2} & 0 \\ 0 & 0 & p_{\langle m_i \rangle 12} \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (4a)$$

$$\{\beta_{\langle m \rangle}\} = V_{\langle f \rangle} \frac{E_{\langle f \rangle 1}}{E_1} \begin{Bmatrix} E_{\langle m \rangle} (\alpha_{\langle f \rangle 1} - \alpha_{\langle m \rangle}) \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (4b)$$

$$[D_{\langle m_i j \rangle}] = -\left(\delta_{ij} - V_{\langle m_j \rangle} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} \right) \begin{bmatrix} E_{\langle m \rangle} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (4c)$$

(c) 혼합법칙 - 탄성계수

식(2), 식(4)의 거시적 탄성계수들을 구성 재료의 성질들로 표현할 수 있다.

$$E_1 = V_{\langle f \rangle} E_{\langle f \rangle 1} + V_{\langle m \rangle} E_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots\dots (5a)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{E_2} &= V_{\langle f \rangle} p_{\langle f \rangle 2} q_{\langle f \rangle 2} \frac{1}{E_{\langle f \rangle 2}} + V_{\langle m \rangle} \tilde{p} \tilde{q}_{\langle m \rangle 2} \frac{1}{E_{\langle m \rangle}} \\ &\quad + V_{\langle f \rangle} V_{\langle m \rangle} \left\{ (p_{\langle f \rangle 2} q_{\langle m \rangle 2} + p_{\langle m \rangle 2} q_{\langle f \rangle 2}) \nu_{\langle f \rangle 12} \nu_{\langle m \rangle} \right. \\ &\quad \left. - p_{\langle f \rangle 2} q_{\langle f \rangle 2} \nu_{\langle f \rangle 12}^2 \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_{\langle f \rangle 1}} - \tilde{p} \tilde{q}_{\langle m \rangle 2} \nu_{\langle m \rangle}^2 \frac{E_{\langle f \rangle 1}}{E_{\langle m \rangle}} \right\} \frac{1}{E_1} \\ &\quad + V_{\langle m \rangle}^2 (p_{\langle m \rangle 2} q_{\langle m \rangle 2} - \tilde{p} \tilde{q}_{\langle m \rangle 2}) \nu_{\langle m \rangle}^2 \frac{1}{E_1} \quad \dots\dots (5b) \end{aligned}$$

$$\nu_{12} = V_{\langle f \rangle} p_{\langle f \rangle 2} \nu_{\langle f \rangle 12} + V_{\langle m \rangle} p_{\langle m \rangle 2} \nu_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots (5c)$$

$$\tilde{\nu}_{12} = V_{\langle f \rangle} q_{\langle f \rangle 2} \nu_{\langle f \rangle 12} + V_{\langle m \rangle} q_{\langle m \rangle 2} \nu_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots (5d)$$

$$\frac{1}{G_{12}} = V_{\langle f \rangle} p_{\langle f \rangle 12} q_{\langle f \rangle 12} \frac{1}{G_{\langle f \rangle 12}} + V_{\langle m \rangle} \tilde{p} \tilde{q}_{\langle m \rangle 12} \frac{1}{G_{\langle m \rangle}} \quad \dots\dots\dots (5e)$$

(d) 혼합법칙 - 열팽창계수

$$\alpha_1 = V_{\langle f \rangle} \frac{E_{\langle f \rangle 1}}{E_1} \alpha_{\langle f \rangle 1} + V_{\langle m \rangle} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} \alpha_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots\dots (6a)$$

$$\alpha_2 = V_{\langle f \rangle} q_{\langle f \rangle 2} \alpha_{\langle f \rangle 2} + V_{\langle m \rangle} q_{\langle m \rangle 2} \alpha_{\langle m \rangle}$$

$$+ V_{\langle f \rangle} V_{\langle m \rangle} \left(q_{\langle f \rangle 2} v_{\langle f \rangle 12} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} - q_{\langle m \rangle 2} v_{\langle m \rangle} \frac{E_{\langle f \rangle 1}}{E_1} \right) (\alpha_{\langle f \rangle 1} - \alpha_{\langle m \rangle}) \quad \dots\dots (6b)$$

(e) 기지부의 점소성 변형도 방정식

기지부에 대한 점소성 구성식으로는 Bonder 등에 의해 제안된 이론[18]을 적용하였다. 이는 유동 법칙, 소성 발전 방정식(kinetic equation), 내부 상태변수에 대한 진전 방정식(evolution equation)으로 구성되며, 방향성 경화를 고려하지 않은 식의 형태는 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon}_{\langle m_i \rangle}^p = \lambda S_{\langle m_i \rangle} = \lambda \{ \sigma_{\langle m_i \rangle} - \frac{1}{3} \text{tr}(\sigma_{\langle m_i \rangle}) \mathbf{1} \} \quad \dots\dots (7)$$

$$D_{\langle m_i \rangle 2}^p = \frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{\langle m_i \rangle}^p : \dot{\epsilon}_{\langle m_i \rangle}^p = D_o^2 \exp \left(- \frac{Z_{\langle m_i \rangle}^{2n}}{3^n J_{\langle m_i \rangle 2}^n} \right) \quad \dots\dots (8)$$

$$\dot{Z}_{\langle m_i \rangle} = m_1 (Z_1 - Z_{\langle m_i \rangle}) \dot{\sigma}_{\langle m_i \rangle}^p : \dot{\epsilon}_{\langle m_i \rangle}^p - A_1 Z_1 \left(\frac{Z_{\langle m_i \rangle} - Z_2}{Z_1} \right)^{r_1} \quad \dots\dots (9)$$

$$Z_{\langle m_i \rangle}(0) = Z_0 \quad \dots\dots (10)$$

J_2 는 S의 2차 불변량이고, Z 는 등방성 경화를 나타내는 내부 상태변수이다. D_o , Z_0 , Z_1 , Z_2 , m_1 , A_1 , r_1 , n 는 등방성 기지 재료에 대한 점소성 상수이다.

(f) 그 밖의 표기법과 구속조건

식(5)와 식(6)에서는 다음과 같은 축약된 표기법이 사용되었다.

$$V_{\langle m \rangle} = \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle}, \quad V_{\langle f \rangle} + V_{\langle m \rangle} = 1 \quad \dots\dots (11a)$$

$$\dot{p}_{\langle m \rangle 2} = \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle} \dot{p}_{\langle m_k \rangle 2} \bigg| V_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots (11b)$$

$$q_{\langle m \rangle 2} = \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle} q_{\langle m_k \rangle 2} \bigg| V_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots (11c)$$

$$\tilde{p}_{\langle m \rangle 2} = \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle} \dot{p}_{\langle m_k \rangle 2} q_{\langle m_k \rangle 2} \bigg| V_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots (11d)$$

$$\tilde{p}_{\langle m \rangle 12} = \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle} \dot{p}_{\langle m_k \rangle 12} q_{\langle m_k \rangle 12} \bigg| V_{\langle m \rangle} \quad \dots\dots (11e)$$

이 외에도 각 계수들 사이에 만족되어야 하는 구속 조건은 다음과 같다.

$$V_{\langle f \rangle} \dot{p}_{\langle f \rangle 2} + \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle} \dot{p}_{\langle m_k \rangle 2} = 1 \quad \dots\dots (12a)$$

$$V_{\langle f \rangle} \dot{p}_{\langle f \rangle 12} + \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle} \dot{p}_{\langle m_k \rangle 12} = 1 \quad \dots\dots (12b)$$

$$v_{12} = \tilde{v}_{12} \quad \dots\dots (13)$$

2-2. 에너지 보존 방정식

고려하는 미시구조적 형상이 매우 작으므로, 열역학 법칙을 적용하는데 국부적(local) 모델을 받아들이 수 있다고 가정하였다. 변형이 작으므로 기하학적 비선형도는 무시하였고, 기본적인 장 방정식인 에너지 보존 법칙과 엔트로피 생성 부등식은 다음과 같다.

$$\rho \dot{e} = \rho (\dot{\phi} + \theta \dot{\eta} + \eta \dot{\theta}) = \sigma : \dot{\epsilon} - \text{div } q + \rho r \quad \dots\dots (14)$$

$$\rho \dot{\gamma} = \rho \dot{\eta} + \text{div} \frac{q}{\theta} - \rho \frac{r}{\theta} \geq 0 \quad \dots\dots (15)$$

ρ 는 밀도, e 는 내부에너지, ϕ 는 Helmholtz 자유 에너지, q 는 열 플럭스, r 은 열원 세기, $\dot{\gamma}$ 는 엔트로피 생성율, η 는 엔트로피를 의미한다.

여기서 균질화된 복합재료 국부점에서의 열역학적 상태가 ϵ , ϵ^p , θ , $g = \text{grad } \theta$, 내부 상태변수 $h_i (i=1, \dots, M)$ 의 현재 값을 앞으로써 완전히 결정된다고 가정하면, 구성 관계식의 일반적 형태는 다음과 같다.

$$\phi = \phi(\epsilon, \epsilon^p, \theta, g, h_1, \dots, h_M) \quad \dots\dots (16a)$$

$$\sigma = \sigma(\epsilon, \epsilon^p, \theta, g, h_1, \dots, h_M) \quad \dots\dots (16b)$$

$$\eta = \eta(\epsilon, \epsilon^p, \theta, g, h_1, \dots, h_M) \quad \dots\dots (16c)$$

$$q = q(\epsilon, \epsilon^p, \theta, g, h_1, \dots, h_M) \quad \dots\dots (16d)$$

경험적 사실에서 재료의 점소성 변형도는 등온 과정 시 자유에너지를 발생하지 않으므로,

$$\frac{\partial \phi}{\partial \epsilon} = - \frac{\partial \phi}{\partial \epsilon^p} \quad \dots\dots (17)$$

또한 일반화된 부미분(generalized subdifferential)을 가지는 이방성 포텐셜 ψ 는

$$(\dot{\epsilon}^p, -h_1, \dots, -h_M) = \bar{\partial} \psi(\sigma, H_1, \dots, H_M), \\ \forall (\sigma, H_1, \dots, H_M) \in \bar{W} \quad \dots\dots (18)$$

과 같고, $H_i (i=1, \dots, M)$ 는 h_i 에 대한 열역학적 공액력이다.

구속 부등식 식(15)는 모든 과정에 대해 성립하므로, 식(16)과 식(17)을 이용하면

$$\sigma = \rho \frac{\partial \phi}{\partial \varepsilon}, \quad \eta = -\frac{\partial \phi}{\partial \theta}, \quad \frac{\partial \phi}{\partial g} = 0, \quad H_i = \rho \frac{\partial \phi}{\partial h_i} \quad \dots\dots\dots (19)$$

가 유도된다. 또한 구속 부등식은 다음 형태로 변환된다.

$$\rho c_v \dot{\gamma} = \xi \sigma : \dot{\varepsilon}^p - \frac{1}{\theta} q \cdot g \geq 0 \quad \dots\dots (20)$$

ξ는 소성 일 중 소산되는 에너지 비율을 나타내며, 1보다 약간 작은 값을 갖는다[19]. 열역학적 구속 조건을 식(14)에 적용하면, 다음과 같은 최종적인 식이 유도된다.

$$\rho c_v \dot{\theta}_+ = -\theta_0 \alpha : A^{-1} : (\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^p) + \xi \sigma : \dot{\varepsilon}^p - \text{div } q + \rho r \quad \dots\dots (21)$$

지배 방정식인 식(1), 식(3), 식(21)을 살펴보면 응력, 변형도, 온도는 서로 연계되어 있다. 변형 상태를 나타내는 ε이 주어진다면, 적절한 시간적 분 기법을 사용하여 σ와 θ₊에 대한 시간 응답을 얻을 수 있다.

3. 비검측 시편의 단축 하중 문제

단열된 복합재료 시편이 섬유 방향에 λ만큼 각도를 가지고 단축 하중을 받는 경우를 고려하였다. 이 경우는 균일장 문제이므로 온도 구배에 의한 열전도 항은 없다. 응력 성분중 σ_x만이 0이 아니며, 변형도 성분 ε_x가 주어진다.

$$\sigma_y = \tau_{xy} = 0 \quad (\varepsilon_x \text{ given}) \quad \dots\dots\dots (22)$$

응력 성분의 1-2 좌표계와 x-y 좌표계에 대한 변환식은 다음과 같다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \lambda & \sin^2 \lambda & 2 \cos \lambda \sin \lambda \\ \sin^2 \lambda & \cos^2 \lambda & -2 \cos \lambda \sin \lambda \\ -\cos \lambda \sin \lambda & \cos \lambda \sin \lambda & \cos^2 \lambda - \sin^2 \lambda \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (23)$$

식(3)과 식(23)을 이용하면, 기지부 응력 성분을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_{\langle m_i \rangle 1} = & \left\{ \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} \cos^2 \lambda + \left(p_{\langle m_i \rangle 2} v_{\langle m \rangle} - v_{12} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} \right) \sin^2 \lambda \right\} \sigma_x \\ & + V_{\langle f \rangle} \frac{E_{\langle f \rangle 1} E_{\langle m \rangle}}{E_1} (\alpha_{\langle f \rangle 1} - \alpha_{\langle m \rangle}) \theta_+ \\ & - E_{\langle m \rangle} \varepsilon_{\langle m_i \rangle 1}^p + \sum_{k=1}^N V_{\langle m_k \rangle} \frac{E_{\langle m \rangle}}{E_1} \varepsilon_{\langle m_k \rangle 1}^p \quad \dots (24a) \end{aligned}$$

$$\sigma_{\langle m_i \rangle 2} = p_{\langle m_i \rangle 2} \sigma_x \sin^2 \lambda \quad \dots\dots\dots (24b)$$

$$\tau_{\langle m_i \rangle 12} = -p_{\langle m_i \rangle 12} \sigma_x \cos \lambda \sin \lambda \quad \dots\dots\dots (24c)$$

이러 식(7)~식(10)으로부터, $\dot{\varepsilon}_{\langle m_i \rangle}^p$ 와 $\dot{Z}_{\langle m_i \rangle}$ 를 계산할 수 있다.

최종적으로 식(1)과 식(21)을 정리하면, 미지수 σ_x, ε_y, γ_{xy}, θ₊에 대한 비선형 1계 연립 방정식을 얻는다. 이 식의 시간 적분을 위해, 간단한 Euler 기법등을 사용할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} 1/E_x & 0 & 0 & \alpha_x \\ v_{xy}/E_x & 1 & 0 & -\alpha_y \\ -\eta_{xy,x}/E_x & 0 & 1 & -\alpha_{xy} \\ 0 & \bar{\alpha}_y & \bar{\alpha}_{xy} & \rho c_v \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_x \\ \dot{\varepsilon}_y \\ \dot{\gamma}_{xy} \\ \dot{\theta}_+ \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_x - \dot{\varepsilon}_x^p \\ \dot{\varepsilon}_y^p \\ \dot{\gamma}_{xy}^p \\ -\bar{\alpha}_x \dot{\varepsilon}_x + (\bar{\alpha}_1 \dot{\varepsilon}_1^p + \bar{\alpha}_2 \dot{\varepsilon}_2^p) + \xi \alpha_x \dot{\varepsilon}_x^p \end{Bmatrix} \quad \dots\dots (25)$$

윗 식에 나타난 각 성분들의 표현은 다음과 같고, Q₁₁, Q₁₂, Q₂₂는 면내 강성계수이다.

$$\frac{1}{E_x} = \frac{1}{E_1} \cos^4 \lambda + \left(\frac{1}{G_{12}} - \frac{2\nu_{12}}{E_1} \right) \cos^2 \lambda \sin^2 \lambda + \frac{1}{E_2} \sin^4 \lambda \quad \dots\dots\dots (26a)$$

$$\frac{\nu_{xy}}{E_x} = \frac{\nu_{12}}{E_1} (\cos^4 \lambda + \sin^4 \lambda) - \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} - \frac{1}{G_{12}} \right) \cos^2 \lambda \sin^2 \lambda \quad \dots (26b)$$

$$\begin{aligned} \frac{\eta_{xy,x}}{E_x} = & \left(\frac{2}{E_1} + \frac{2\nu_{12}}{E_1} - \frac{1}{G_{12}} \right) \cos^3 \lambda \sin \lambda \\ & - \left(\frac{2}{E_2} + \frac{2\nu_{12}}{E_1} - \frac{1}{G_{12}} \right) \cos \lambda \sin^3 \lambda \quad \dots (26c) \end{aligned}$$

$$\alpha_x = \alpha_1 \cos^2 \lambda + \alpha_2 \sin^2 \lambda \quad \dots\dots\dots (27a)$$

$$\alpha_y = \alpha_1 \sin^2 \lambda + \alpha_2 \cos^2 \lambda \quad \dots\dots\dots (27b)$$

$$\alpha_{xy} = 2(\alpha_1 - \alpha_2) \cos \lambda \sin \lambda \quad \dots\dots\dots (27c)$$

$$\bar{\alpha}_1 = \theta_1 (\alpha_1 Q_{11} + \alpha_2 Q_{12}) \quad \dots\dots\dots (28a)$$

$$\bar{\alpha}_2 = \theta_1 (\alpha_1 Q_{12} + \alpha_2 Q_{22}) \quad \dots\dots\dots (28b)$$

$$\bar{\alpha}_x = \bar{\alpha}_1 \cos^2 \lambda + \bar{\alpha}_2 \sin^2 \lambda \quad \dots\dots\dots (29a)$$

$$\bar{\alpha}_y = \bar{\alpha}_1 \sin^2 \lambda + \bar{\alpha}_2 \cos^2 \lambda \quad \dots\dots\dots (29b)$$

$$\bar{\alpha}_{xy} = (\bar{\alpha}_1 - \bar{\alpha}_2) \cos \lambda \sin \lambda \quad \dots\dots\dots (29c)$$

4. 수치 해석 결과

4-1. 금속기지 복합재료

본 논문에서는 금속기지 복합재료의 하나인 SCS-6/Ti-15-3를 선택하여 수치 계산에 이용하였다.

각 구성 재료에 대한 탄성계수, 열팽창계수, 밀도, 비열, 점소성 상수를 Table 1에 제시하였다[20]. 탄화규소 섬유인 SCS-6는 점소성 거동을 보이지 않고, 모든 재료 상수는 온도에 무관하다고 생각하였다. 반면에 기지 부분은 티타늄 합금 계열인 Ti-15-3로 이루어져 있고, 상온인 23°C와 꽤 높은 온도라 할 수 있는 815°C에서의 물성치를 고려하였다.

분리-혼합 구성 방정식에 필요한 응력구배 계수와 변형기여 계수를 구하는 구체적 과정은 참고 문헌[16, 17]에 나와 있으며, 여기서는 그 결과만 Table 2에 정리하였다. 하나의 섬유 위상과 두 개의 기지 위상을 가진, 확장된 분리-혼합 모델을 이용하였다. $p_{\langle f \rangle 2}$ 와 $p_{\langle f \rangle 12}$ 의 경우 815°C인 경우가

Table 1. Thermomechanical properties of fiber and matrix

		Fiber (SCS-6)	Matrix (Ti-15-3)	
			23°C	815°C
Elastic Modulus	E : GPa	394.0	97.812	51.781
	ν	0.25	0.32	0.32
Coefficient of Thermal Expansion	$\alpha : 10^{-6}/K$	4.86	8.73	16.0
Mass Density	$\rho : kg/m^3$	3,099	4,428.43	4,428.43
Specific Heat	$c_v : J/kg \cdot K$	835.63	514.97	889.45
Viscoplastic Constant	$D_0 : 10^4 /sec$		1.0	1.0
	$Z_0 : MPa$		965	553
	$Z_1 : MPa$		1,172	1,172
	$m_1 : 10^{-6}/Pa$		0.2466	0.2466
	n		7.0	2.5

(Note) Other viscoplastic constants : $Z_2 = Z_0$, $A_1 = r_1 = 0$

Table 2. Numerical factors used in the unmixing-mixing equations.

		Fiber (SCS-6)		Matrix (Ti-15-3)		
		23°C	815°C		23°C	815°C
Volume Fraction	$V_{\langle f \rangle}$	0.6	0.6	$V_{\langle m1 \rangle}$	0.3	0.3
				$V_{\langle m2 \rangle}$	0.1	0.1
Stress Variation Factor	$P_{\langle f \rangle 2}$	1.1828	1.2057	$P_{\langle m1 \rangle 2}$.73580	.70145
				$P_{\langle m2 \rangle 2}$.69580	.66145
	$P_{\langle f \rangle 12}$	1.1216	1.1501	$P_{\langle m1 \rangle 12}$	1.0176	.97485
				$P_{\langle m2 \rangle 12}$.21760	.17485
Strain Contribution Factor	$q_{\langle f \rangle 2}$.96944	.98665	$q_{\langle m1 \rangle 2}$.87583	.84814
				$q_{\langle m2 \rangle 2}$	1.2758	1.2481
	$q_{\langle f \rangle 12}$	1.0402	1.0732	$q_{\langle m1 \rangle 12}$.83970	.79020
				$q_{\langle m2 \rangle 12}$	1.2397	1.1902

대한 종합적인 검토가 요구된다. 또한, 직교적층 시편의 경우에는 광섬유와 인접적층의 강화섬유가 서로 수직으로 만나므로 광섬유 주위에 모재모임 영역(resin rich area)이 형성되는데, 이 모재모임 영역은 응력 및 변형률의 집중현상을 유발하여 횡방향적층(transverse ply)의 주된 파손양상인 기지균열(matrix crack)의 발생의 시발점이 될 수 있다[9~10]. 본 연구에서는 우선 정적인장실험을 통하여 광섬유가 복합재료의 인장특성에 미치는 영향을 살펴 보았다. 또한, 삽입된 광섬유의 방향 및 갯수에 따른 영향도 함께 살펴 보기 위해 일방향적층시편(unidirectional specimen)과 직교적층시편(crossply specimen)의 두 종류의 시편에 광섬유를 각각 삽입하지 않은 것, 1개 삽입한 것, 3개 삽입한 것을 제작하여 각각의 인장특성을 서로 비교하였다.

유한요소법을 이용하여 하중방향과 평행하게 삽입된 광섬유 주위의 모재모임영역에 대해서 응력 및 변형률의 집중현상을 해석해 보고, 또한 실험으로 기지균열밀도를 측정하여 광섬유의 삽입으로 인한 기지균열의 발생 및 진전에 미치는 영향에 대해 고찰하였다.

한편, 인장시험을 수행하는 동안 삽입한 광섬유에 레이저를 통과시켜 나온 빛의 세기의 변화를 계속 관찰함으로써, 광섬유가 파단될 때의 시편의 변형률 및 광섬유의 파단과 재료의 손상과의 관계에 대해서도 고찰하였다.

2. 실험

2-1. 광섬유의 구조

광섬유는 Fig.1에서와 같이 코어(core), 클래딩(cladding), 피복(coating)으로 구성되어 있다. 코어와 클래딩의 성분은 석영유리인데, 코어의 굴절률이 클래딩 보다 1~2% 정도 크게 되어 있어 코어를 통과하는 빛이 코어와 클래딩의 경계에서 전반사되어 손실이 거의 없이 전파한다. 고분자재료로 되어 있는 피복은 주구조인 코어와 클래딩을 보호하는 역할을 한다.

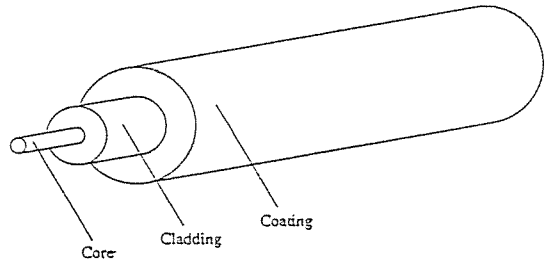


Fig. 1. The structure of an optical fiber.

2-2. 시편제작

시편재료로는 유리섬유/에폭시(glass/epoxy) 복합재료를 사용하였는데, 그 이유는 유리섬유 복합재료의 투명성을 이용하여, 재료내의 층간분리(delamination)나 기지균열 등과 같은 손상의 발생여부 및 진전상황, 레이저가 광섬유를 통과하는 모습, 그리고 광섬유의 파단으로 인한 레이저빛의 누출현상(bleeding) 등을 발생 즉시 육안으로 직접 관찰할 수 있기 때문이다. 시편의 크기는 ASTM standard D3039-76 [11]을 참고하여 Fig.2에서 보는 바와 같이 길이 200mm, 폭 24mm로 제작하였다. 각 시편의 양단에는 길이 38mm의 유리섬유 복합재료로 된 탭(tab)을 붙여서 124mm의 측정구간(test section)이 남도록 하였다. 모든 광섬유는 각 시편의 중립면에 하중방향과 평행하게 삽입하였다. 사용된 광섬유는 (주)삼성전자의 싱글모드

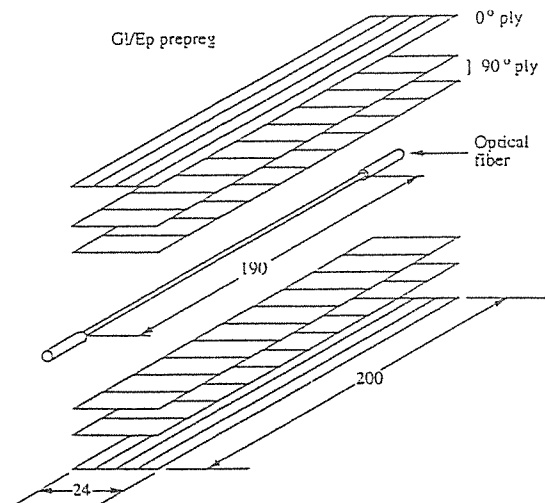


Fig. 2. Specimen geometry and embedding an optical fiber(all dimensions in mm)

DSF(dispersion shifted fiber : DS-2 YAYH)로 코어직경은 $6.3\mu\text{m}$, 클래딩직경은 $124.6\mu\text{m}$, 피복직경은 $250\mu\text{m}$ 이다.

적층순서(stacking sequence)는 광섬유가 인접 적층의 강화섬유와 동일방향 또는 수직방향으로 삽입되었을 때 재료의 인장특성에 미치는 효과의 차이를 보기 위해 일방향적층시편 $[0_6]_T$ 과 직교적층시편 $[0/90_2]_S$ 의 두 종류로 하였고, 각 적층순서에 대해 인장특성에 대한 비교기준을 제공하기 위해 광섬유를 삽입하지 않은 시편과 삽입한 광섬유의 갯수에 따른 영향을 보기 위해 광섬유를 1개 삽입한 시편과 3개 삽입한 시편을 제작하여 총 6개의 시편군을 구성하였다. 그리고, 유효한 인장특성값을 얻기 위해 각 시편군에 대해 9~10개의 시편을 제작하여 실험을 수행하였다. Table 1에 각 시편

Table 1. Details of specimen mark.

Specimen mark	Stacking type	Number of embeded optical fiber	Number of test specimens
TU0	Unidirectional	0	9
TU1	Unidirectional	1	10
TU3	Unidirectional	3	10
TC0	Cross-ply	0	9
TC1	Cross-ply	1	10
TC3	Cross-ply	3	10

- 1) T: tension specimen, C: cross-ply, U: unidirectional.
- 2) Number in the specimen mark means the number of optical fiber embedded.

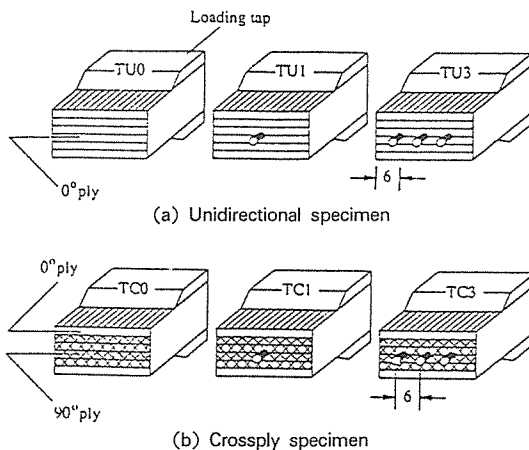


Fig. 3. Schematic diagram showing specimen configuration with embedded optical fiber.

군의 적층순서, 광섬유의 갯수 및 시편갯수를 나타내었다. 그리고, 각 시편군의 형상과 광섬유의 갯수 및 위치를 Fig. 3에 나타내었다.

시편을 만들기 위해 우선 0.350mm 두께의 프리프레그를 $200\text{mm} \times 180\text{mm}$ 크기로 잘라 각 적층순서에 따라 적층하였다. Fig. 4에서 보는 바와 같이 적층판의 중립면에 광섬유를 삽입하였는데, 정확한 위치에 놓이도록 하기 위해 광섬유 고정용지그(fiber positioning jig)를 제작하여 사용하였다. 이때, 한 적층판에서 광섬유의 갯수(즉, 0, 1, 3개)에 따라 각각 2개의 시편씩 총 6개의 시편이 나오도록 광섬유의 위치를 정하였다. 광섬유를 삽입할 때는 손상에 대한 민감도를 높이기 위하여 중앙의 190mm 의 범위만큼 피복을 예리한 면도날을 이용하여 제거한 후 삽입하였다. 그 후, 이 적층판을 일반적인 경화과정에 따라 경화용재료(cure material)들을 덮고 캐널형 오토클레이브(panel autoclave)에 넣어 경화하였다. 경화사이클(cure cycle)은 압력 1.2 기압에서 온도를 80°C 까지 올리고 30분 동안 유지한 후, 압력 6기압 온도 130°C 까지 올린 후 2시간 동안 유지하였다. 경화된 적층판을 꺼낸 후 양단에 두께 2mm 의 유리섬유복합재료로 된 탭을 붙였다. 탭은 유리섬유복합재료 적층판을 $38\text{mm} \times 180\text{mm}$ 로 자른 후 한쪽에 30° 각도의 경사면을 만들고, 접착강도를 높이기 위해 접착면을 사포로 처리한 다음 에폭시 접착필름(epoxy adhesive film)을 이용하여 적층판에 붙이고 전기오븐에 넣어 온도 120°C 에서 1시간 동안 경화하여 접착하였다. 이 적층판을 다이아몬드 휠 커터(diamond wheel cutter)를 이용하여 폭 24mm 가 되도록 잘라 시편을 완성하였다. 완성된 시편은 버니어캘리퍼스(vernier caliper)와 마이크로미터(micrometer)를 이용하여 각각 폭과 두께를 측정하였는데, 5군데의 서로 다른 위치에서 측정한 값들의 평균을 이용하여 평균단면적(average cross-sectional area)을 계산하여 기록하였다. 이때 측정된 폭과 두께의 평균값은 각각 24mm 와 1.8mm 정도였다. 실험에 앞서 모든 시편의 한쪽면의 정중앙에 변형률을 측정하기 위한 스트레인게이지(strain gauge)를 부착하였다. 사용된 스트레인게이지는 게이지길이 3mm 의 KYOWA KFG-3-120-

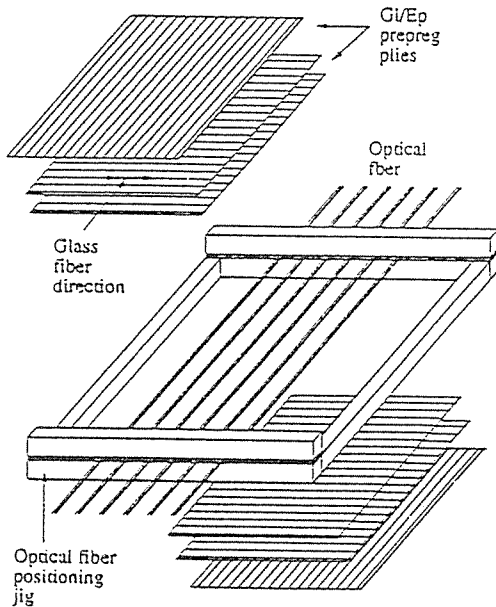


Fig. 4. Positioning of optical fibers in laminates using fiber positioning jig.

D16-11이고, 접착은 M-Bond 200을 이용하였다.

2-3. 실험장치

실험장치는 MTS 10톤 유압시험기, 빛을 발생시키는 레이저(laser)와 광섬유로 빛을 입사시키는 커플러(coupler), 시편을 통과한 레이저 빛의 강도를 전기적 신호로 변환하는 장치인 광다이오드(photodiode)와 케이스로 구성된 수광부, 스트레인게이지로부터 나온 변형률 신호를 증폭시키는 스트레인앰프(strain amplifier), 데이터를 저장하기 위한 개인용컴퓨터(personal computer)로 구성되어 있다. Fig. 5은 실험장치 구성의 개략도이다. 레이저는 Melles Griot사의 10mW He-Ne laser를 사용하였고, 파장은 $0.6328\mu\text{m}$ 이다. 커플러는 렌즈(lens)와 광섬유의 위치조정장치로 구성되어 있는데, 광섬유의 코어내로 레이저광을 모아 입사시키는 기능을 한다. 광다이오드는 SHARP BS142를 이용하였고, 광섬유로부터 나온 빛만 광다이오드에 입사하도록 케이스를 제작하여 수광부를 구성하였다. 데이터는 MTS 제어장치에 내장된 A/D 변환기(A/D

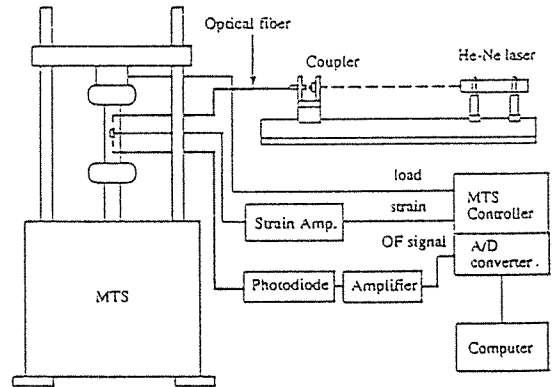


Fig. 5. Schematic diagram of experimental setup. converter)를 이용하여 컴퓨터에 저장하여 처리하였다.

2-4. 실험방법

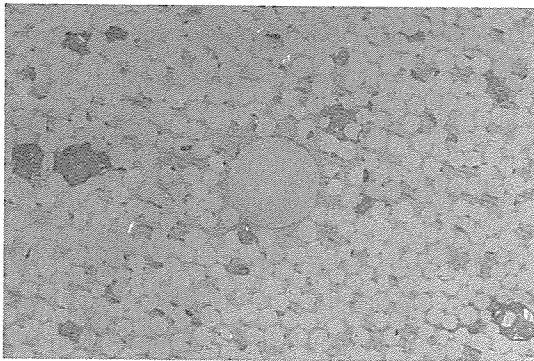
이상과 같이 제작된 시편과 구성된 실험장치를 이용하여 정적인장시험을 수행하였다. 하중은 MTS 10톤 유압시험기를 이용하여 일정변위속도제어로 가하였으며, 이 때 변위속도는 0.6mm/min 으로 하였고, 최종파단이 일어날 때까지 변위를 증가시켰다. 광섬유를 삽입한 시편은 하중을 증가시키는 동안 레이저를 입사시켜 통과한 레이저 빛의 강도를 측정하였다. 3개를 삽입한 시편은 중앙의 광섬유에만 빛을 입사시켰다. 데이터는 MTS의 로드셀(load cell)로부터의 하중, 변위계(LVDT)로부터의 그림판 변위, 스트레인게이지로부터의 변형률, 광다이오드로부터의 광섬유를 통과한 빛의 세기를 MTS 제어기에 내장된 A/D 변환기를 이용하여 컴퓨터에 저장하였다.

직교적층시편의 경우에는 시편중앙에 40mm의 측정구간을 표시하고, 실험도중 여러 순간에 카메라를 이용하여 시편사진을 찍어 기지균열밀도(matrix crack density)를 측정하고, 그 순간의 변형률, 하중 등을 기록하였다.

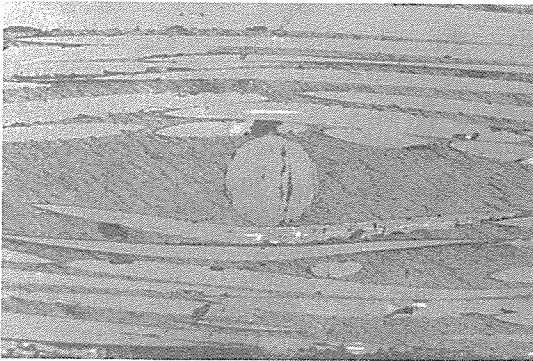
3. 유한요소해석

Fig. 6(a), (b)는 각각 0° 층과 90° 층에 광섬유를

삽입하였을 때의 단면사진을 보인 것인데, 0° 층에 광섬유가 삽입되었을 때와는 달리 90° 층에 삽입되었을 때는 눈(eye) 모양의 모재모임영역이 형성된 것을 볼 수 있다. 모재모임영역은 재료내에 국부적인 응력 및 변형률의 집중현상을 유발하여 지지균열과 같은 손상의 시발점이 될 수 있다[9~10]. 따라서, 본 연구에서 사용된 시편에 대한 응력 및 변형률의 집중현상을 해석해 보기위해, 상용 유한요소프로그램인 ABAQUS[12]를 이용하여 광섬유와 모재모임영역 주위의 응력 및 변형률을 해석하였다.



(a) 0 ply



(b) 90 ply

Fig. 6. Cross-sectional view around the embedded optical fiber.

유한요소해석에 사용된 모델은 Fig. 7에 점선으로 표시한 것과 같이 대칭조건을 이용하여 단면의 1/4 부분만을 잘라서 모델링(modeling)한 다음, 단면에 수직한 방향의 일정변위를 가하여 면내(in-plane) 응력 및 변형률의 분포를 구하였다. 요소구성과

사용된 좌표축의 방향을 Fig. 8에 나타내었다. 좌표축은 광섬유의 중심을 원점으로 하고, 1축을 하중방향, 2축을 폭방향, 3축을 두께방향으로 잡았고, 모델의 크기는 $0.625\text{mm} \times 1.5\text{mm} \times 0.9\text{mm}$ 이다. 사용한 요소는 6-node wedge element와 8-node brick element의 3차원 요소를 사용했으며, 전체 요소와 절점의 수는 각각 2523개, 2744개이다.

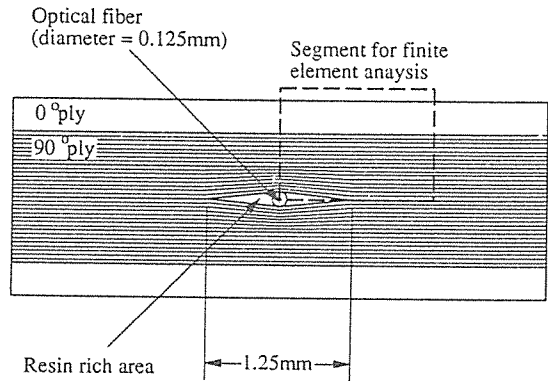


Fig. 7. Schematic diagram of the cross-section showing the segment for finite element analysis.

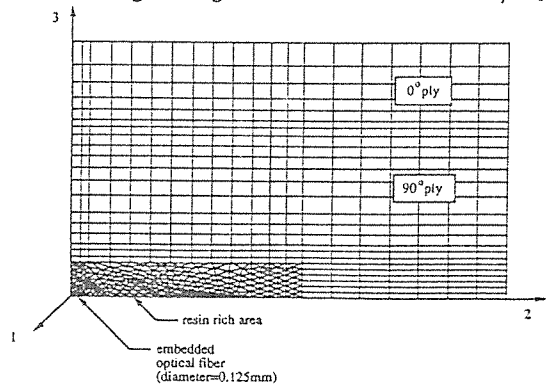


Fig. 8. FEM model showing the mesh configuration and used coordinates.

구속조건은 2축에 평행한 대칭면의 3축방향 변위를 구속하고, 3축에 평행한 대칭면의 2축 방향 변위를 구속하였으며, 원점은 모든 변위를 구속하였다. 유리섬유복합재료는 직교이방성재료라고 가정하고, 모재모임영역과 광섬유는 등방성재료로 가정하였으며, 해석에 사용된 각 재료의 물성치(Table 2)는 일반적인 값들을 사용하였다[13~14]. 하중조건은 각 절점에서 1축방향으로 0.0625mm 의

Table 2. The material constants used in finite element method.

Material	Young's Modulus (GPa)	Poisson's Ratio	Shear Modulus (GPa)
GFRP	E1 = 38.6	n12 = 0.26	G12 = 4.14
	E2 = 8.27	n13 = 0.26	G13 = 4.14
	E3 = 8.27	n23 = 0.52	G23 = 3.10
Optical Fiber	E = 71.0	n = 0.14	
Resin	E = 3.44	n = 0.34	

일정인장변위를 가한 것으로 하였다.

해석결과는 광섬유의 중심을 지나며 좌표축과 평행한 두 대칭면에서의 응력 및 변형률의 분포로 나타내었는데, Fig.9은 3축과 수직인 대칭면에서 2축을 따라 그리고 Fig.10은 2축과 수직인 대칭면에서 3축을 따라 응력 및 변형률의 변화를 나타낸 그래프이다. 이 두 그래프에서 보는 바와 같이 광섬유의 경계에서 응력 및 변형률의 집중현상이 일어남을 확인할 수 있다. 또한, ϵ_{22} , σ_{22} 보다는 ϵ_{33} , σ_{33} 가 더 큰 집중이 일어남을 볼 수 있다.

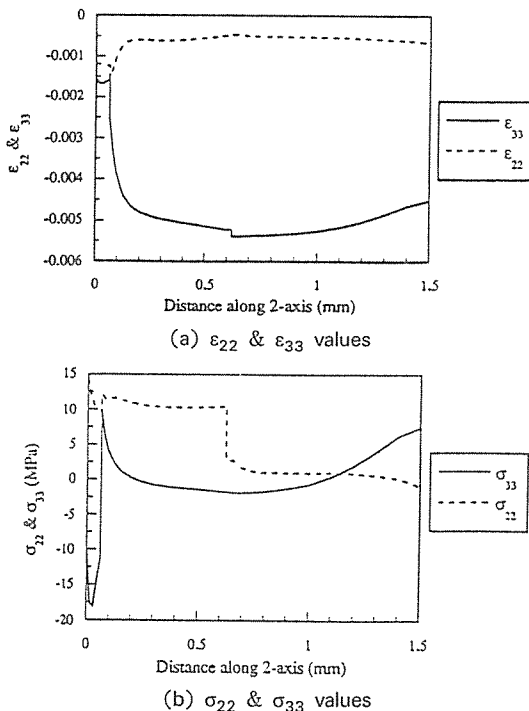


Fig.9. Stress and strain values along the symmetric plane parallel to 2 axis.

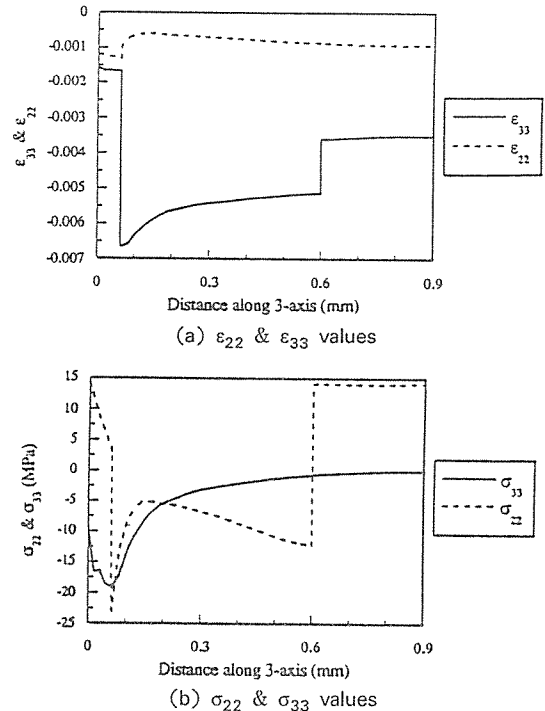


Fig.10. Stress and strain values along the symmetric plane parallel to 3 axis.

4. 실험결과 및 검토

4-1. 강성, 포와송비 및 인장강도

인장시험으로 얻은 데이터로부터 각 시편의 응력 대 하중방향변형률 선도 및 하중방향변형률 대 횡방향변형률 선도를 그리고, 두 선도의 초기선형구간의 기울기를 최소자승법(least square method)으로 계산하여 강성과 포와송비를 결정하고, 최대응력을 구하여 인장강도를 결정하였다. 그리고, 6개의 각 시편군에 대한 강성, 강도 및 포와송비의 평균값과 표준편차를 계산하고 서로 비교하였다.

이 때, 몇개의 시편은 이 계산에서 제외되었는데, 그 이유는 다음과 같다. 우선, 최종파단이 일어나기 전에 탭의 분리가 먼저 일어난 시편들은 인장강도의 계산에서 제외시켰는데, 직교적층시편의 각 시편군에서 1개씩과 일방향적층시편의 TU0, TU1 시편군에서 각각 2개씩, 그리고 TU3 시편군에서 3개의

시편이 이러한 현상을 보였다. 탭 분리 현상은 모두 초기에 제작한 시편들에서 발견되었는데, 그 원인은 초기에 제작한 시편의 탭 접착시 사용한 에폭시 접착필름의 노화에 기인하였다. 새로 구입한 접착 필름으로 접착한 탭은 분리현상이 일어나지 않았 음이 이를 뒷받침하고 있다. 또한, 일방향적층시 편은 직교적층시편 보다 인장강도가 높으므로, 더 많은 시편이 탭분리 현상을 일으켰다.

그리고, 각 시편군에 대해 9~10개의 시편을 시험하였으므로, 각 실험결과들은 정상오차분포(normal error distribution)를 갖는다고 가정할 수 있다. 그래서, 예기치 않은 실험의 불확실성(uncertainty)으로 인한 측정값의 오차를 최소화하기 위해 쇼브네의 기준[15](Chauvenet's criterion)을 적용하였다. 이 기준에 의해 TC0, TU1, TU0 시편군에서 각 1개씩의 시편이 강성의 계산에서 제외되었고, TC0, TC1, TU0 시편군에서 각 1개씩의 시편이 포와송비의 계산에서 제외되었으며, TU0 시편군에서 1개의 시편이 강도의 계산에서 제외되었다.

이와 같이 계산된 각 시편군에 대해 강성, 강도, 포와송비의 평균값 및 표준편차를 Table 3, 4, 5에 각각 나타내었다. 또한, 광섬유를 넣지 않은 시편과의 편차의 백분율도 같이 나타내었다. Table 3, 4, 5에서 보는 바와 같이, 삽입된 광섬유의 수에 관계없이 강성, 강도는 최대 4% 정도의 편차를 보였고, 포와송비는 최대 10% 정도의 편차를 보였다. 그리고, 일방향직교적층시편과 직교적층시편의 결과를 비교해 볼 때 광섬유와 인접적층의 강화섬유 사이의 각도도 인장특성에 큰 영향을 미치지 않았다. 이러한 결과는 삽입된 광섬유의 부피비가 낮은 경우는 광섬유센서의 삽입이 복합재의

Table 3. The results of uniaxial tension test-stiffness(mean value).

Specimen	Tensile stiffness (GPa)	Standard deviation (GPa)	Strength change (%)
TU0	45.97	0.65	—
TU1	46.61	0.54	1.39
TU3	46.64	1.53	1.46
TC0	24.84	0.58	—
TC1	25.40	0.88	2.25
TC3	25.76	1.03	3.70

Table 4. The results of uniaxial tension test-strength(mean value).

Specimen	Tensile strength (MPa)	Standard deviation (MPa)	Strength change (%)
TU0	1028.48	47.93	—
TU1	1054.14	35.69	2.495
TU3	1034.21	48.39	0.557
TC0	318.75	14.12	—
TC1	319.72	23.99	0.304
TC3	319.19	21.85	0.138

Table 5. The results of uniaxial tension test-Poisson's ratio(mean value).

Specimen	Poisson's ratio	Standard deviation	Poisson's ratio change (%)
TU0	0.268	0.009	—
TU1	0.273	0.016	1.87
TU3	0.279	0.013	4.10
TC0	0.118	0.006	—
TC1	0.122	0.005	3.39
TC3	0.129	0.013	9.32

인장특성에 큰 영향을 미치지 않음을 의미한다.

4-2. 기지균열밀도(Matrix Crack Density)

Fig. 11는 직교적층시편의 인장시험으로 구한 변형률 대 기지균열밀도 선도의 한 예로서 TC3 시편군의 결과를 그린 것이다. 변형률을 증가시키에 따라 기지균열사이의 간격은 무한히 감소하는 것이 아니라 횡방향적층의 두께정도에서 포화된다[16]. 따라서, 기지균열밀도에 횡방향적층 두께를 곱하여 식(1)과 같이 정규기지균열밀도(normalized matrix crack density)라는 양을 새로 정의하여 사용하였다.

$$\bar{D}_{mc} = \frac{N_{mc}}{L} \times t_f \quad \dots\dots\dots (1)$$

여기서, \bar{D}_{mc} 는 정규기지균열밀도, N_{mc} 는 측정 구간내의 기지균열의 수, L 는 측정구간의 길이(40 mm), t_f 는 횡방향적층만의 두께(mm)이다. 정규 기지균열밀도는 횡방향 적층두께만큼의 길이내의 균열갯수를 의미하며 균열밀도의 포화상태에서 그 값이 1로 수렴하게 된다.

변형률과 정규기지균열밀도 사이의 관계는 Fig.

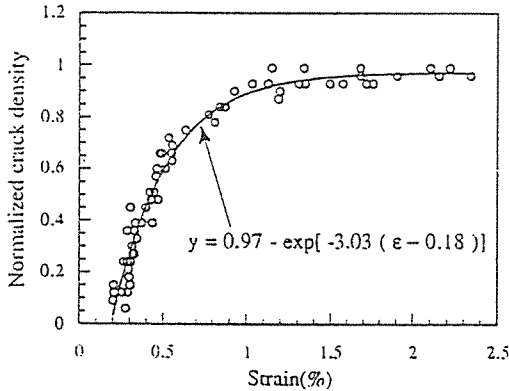


Fig. 11. Strain versus normalized matrix crack density for cross-ply specimens with 3 embedded optical fibers.

11에서 보는 바와 같이 같은 시편군에 대해 동시에 표시한 후 식(2)과 같은 곡선을 가정하여 최소자승법으로 적응곡선(fitting curve)을 구하여 서로 비교하였다.

$$\bar{D}_{mc} = K1 + \exp \{K2 (\varepsilon + K3)\} \quad \dots\dots\dots (2)$$

Fig. 12에 위와 같은 방법으로 구한 직교적층시편의 세 시편군에 대한 적응곡선(fitting curve)을 동시에 나타내었는데, 세 곡선이 거의 일치함을 볼 수 있다. 앞의 유한요소해석에서 본 바와 같이 직교적층시편에서는 광섬유와 모재모임영역 사이에

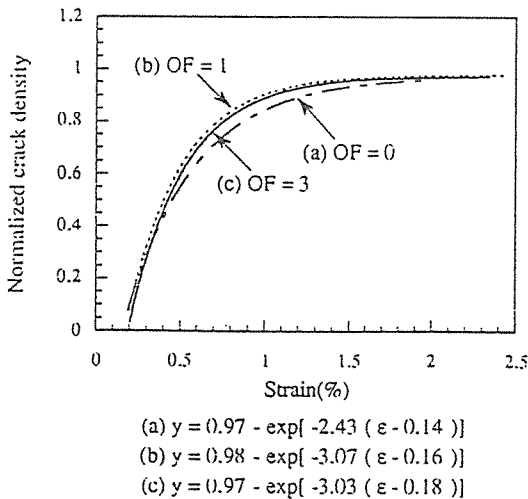


Fig. 12. Strain versus normalized matrix crack density for cross-ply specimens with 0, 1, 3 embedded optical fibers.

응력 및 변형률의 집중현상이 유발되나, 작은 부피비의 광섬유의 삽입에서는 이러한 집중현상이 정적인장하중하에서의 기지균열밀도에 거의 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

4-3. 레이저신호의 세기와 손상과의 관계

광섬유를 삽입한 일방향적층시편에 레이저를 입사시키고 인장시험을 수행할 때 시편의 변형과정에 따른 광섬유 센서의 파손 및 파단과 그에 따른 광신호의 누출과정을 Fig. 13에 변형률과 함께 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 일방향적층시편에서 시편이 파괴되기 이전에 광섬유의 파단으로 인한 빛의 누출(bleeding) 현상이 수차례 발생하는 것을 관찰할 수 있다. 또한, Fig. 14와 Fig. 15에 나타낸 변형률에 대한 레이저 신호의 세기곡선에서 보면, 시편에 가하는 하중을 증가시키에 따라 첫 번째 빛의 누출현상이 관찰되면 레이저신호의 세기를 나타내는 광다이오드의 출력전압이 현저히 저하되지만 암전류레벨로 바로 떨어지지 않는고, 서너 단계의 전압강하를 보인 후에 완전히 암전류레벨로 떨어진다.

이는 한두 곳에서 광섬유가 파단되더라도 파단의 초기단계에서는 파단된 광섬유간의 중심이 아직 일치되기 때문에 빛의 누출로 인하여 빛의 세기는 저하되지만 당분간은 계속 레이저 신호의 전달이 지속됨을 의미한다.

Fig. 14는 세개의 광섬유를 삽입한 세개의 직교적층시편에 대한 결과를 동시에 나타낸 것인데, Fig. 14(a)에서는 레이저신호의 세기곡선과 기지균열밀도곡선을 서로 대비시켜 보았고, Fig. 14(b)에서는 레이저신호의 세기곡선과 응력-변형률 선도를 대비시켜 보았다. Fig. 14(a)에서 보듯이 기지균열이 생긴다고 해서 곧바로 레이저신호의 세기가 저하되지는 않으며, 이는 기지균열이 생겨도 그 속의 광섬유가 즉시 파단되지는 않는다는 것을 의미한다. Fig. 14(b)에서 특기할 사실은, 광섬유가 처음 파단되는 시점과, 응력-변형률 곡선에서 몇번의 기울기 감소 후에 최종적인 기울기를 갖게 되는 시점이 거의 일치한다는 점이다. 응력-변형률 곡선에서

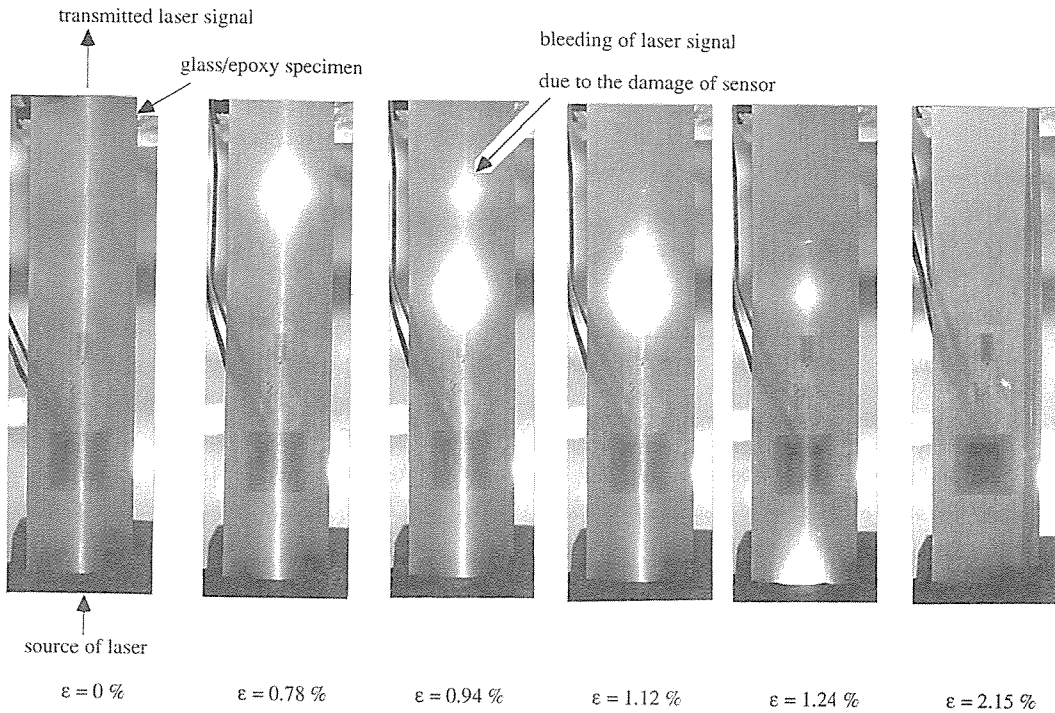


Fig. 13. Typical example photographs showing the damage of optical fiber sensors and associated laser signal bleeding.

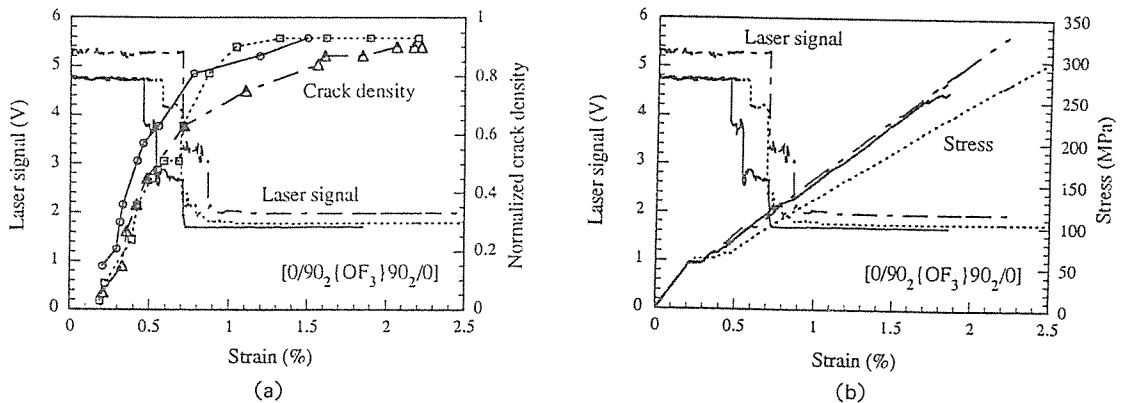


Fig. 14. Strain versus (a) normalized crack density and laser signal (b) stress and laser signal for 3 crossply specimens with 3 optical fibers.

최종적인 기울기를 갖게 되는 시점은 하중의 대부분을 0° 적층만이 지탱하게 되는 시점임을 의미하며, 다시 말하면 이 시점부터는 하중이 계속 증가하더라도 횡방향적층판의 응력이 어느 일정 응력 이상이 되지 않는다는 것을 의미한다. 따라서 이 시점부터 횡방향적층판은 증가되는 변형률에 대하

여 주로 기지균열이 벌어지는 형태로 변형을 하게 되고, 그 속을 관통하고 있는 광섬유는 기지균열이 벌어짐에 따라 그 부분에서 국부적인 과대변형이 가해져서 파단되는 것으로 사료된다. 이러한 광섬유의 파단메커니즘(fracture mechanism)을 보다 명확히 규명하기 위해서는 미시적인 파괴양상의

고찰, 파괴역학의 개념이나 유한요소법을 이용한 해석적인 방법 등을 이용한 연구가 필요하다.

한편, 광섬유가 처음 파단되는 시점, 즉 최초로 레이저신호의 세기가 저하되는 시점은 시편 모두 정규기지균열밀도는 0.65정도이고 변형률은 0.65 % 정도이며, 레이저신호가 완전히 압전류레벨로 떨어지는 시점은 정규기지균열밀도가 0.8 정도로서 기지균열이 포화되기 시작하는 부분이며, 변형률로는 약 1%에 해당한다. 따라서, 레이저신호의 세기의 변화를 관찰하여 시편의 손상정도를 검출할 수 있다.

Fig. 15는 레이저신호의 세기곡선과 응력-변형률 선도를 대비시켜 놓은 것인데, Fig. 15(a)는 광섬유를 1개 삽입한 일방향적층시편들에 대한 결과를 동시에, Fig. 15(b)는 광섬유를 3개 삽입한 일방향적층시편들에 대한 결과를 동시에 나타낸 것이다.

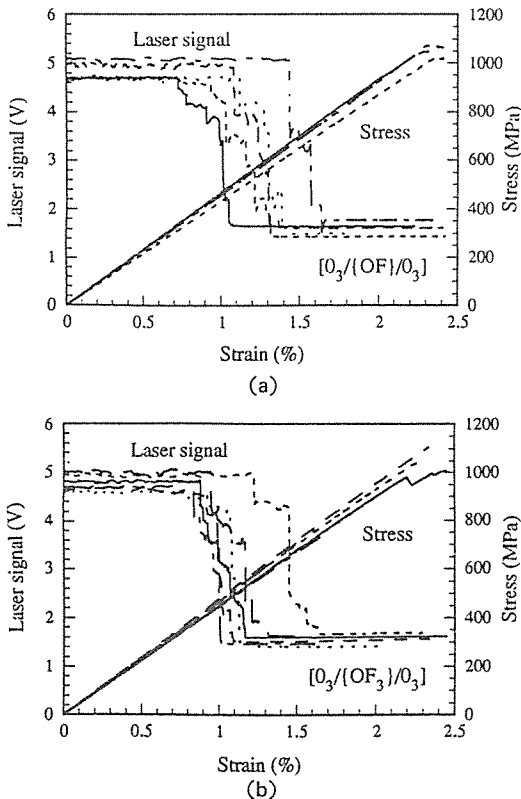


Fig. 15. Strain versus laser signal and stress for unidirectional specimens with (a) one optical fiber (b) three optical fibers.

일방향적층시편의 경우에는 광섬유가 파단되는 시점에서 거시적인 시편의 손상이 관찰되지 않았으며, 광섬유가 파단될 때의 시편의 변형률도 일정하지 않았다. 그러므로, 일방향적층시편내의 손상과 레이저신호와의 관계를 규정하기는 어려우나, 광섬유가 파단될때의 시편의 변형률이 1~1.7%의 범위내에 있어 광섬유의 파단이 관찰되면 재료에 이미 상당한 변형 및 미시적 손상이 유발되었다는 것을 의미하므로 구조물의 설계시 적용되는 안전계수 등을 고려하면 광섬유센서의 파단 그 자체가 하나의 구조물의 안전도 진단에 유용한 자료로서 이용될 수 있을 것으로 생각된다.

4. 결 론

본 연구에서는 일방향적층과 직교적층의 유리섬유에폭시 복합재료내에 광섬유를 하중 방향으로 넣은 시편을 제작하여 정적인장실험을 수행하였다. 이 실험을 통하여 기계적 특성과 기지균열의 발생에 미치는 광섬유의 영향을 고찰하고, 광섬유에 레이저를 입사시켜 시편을 통과한 레이저 빛의 신호와 재료의 손상과의 관계를 검토하였다. 아울러 유한요소법을 이용한 수치해석적 연구를 병행하였다. 이상의 연구에서 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 지능형 복합재구조물에서 적은 양의 광섬유센서를 삽입했을 경우 정적하중하에서는 강성, 포와송비, 인장강도 등의 재료의 인장특성에 대한 광섬유의 영향을 무시할 수 있다.

(2) 직교적층시편의 경우에는 삽입된 광섬유로 인하여 모재모입영역이 생기고 이로인해 응력 및 변형률의 집중이 유발되지만 단순인장하중하에서는 이것이 기지균열의 발생과 진전에 거의 영향을 주지 않는다.

(3) 직교적층시편의 경우 단순인장하중하의 횡방향적층에 기지균열이 발생하여도 곧바로 광섬유의 파단을 유발하지는 않으며, 기지균열의 상당히 많이 발생하여 포화되기 직전에 광섬유의 파단이 일어난다.

(4) 직교적층시편의 경우 광섬유의 파단은 횡방향적층판의 하중을 더 이상 지탱하지 못할 정도로

손상이 상당히 진행되었음을 의미하는 것이므로 이를 응용하여 진단 신호로 사용될 수 있다.

(5) 일방향적층시편의 경우는 재료내에 육안으로 확인될만한 거시적인 손상이 발생하기 전에 광섬유가 먼저 파단된다. 이를 이용하면 안전계수를 고려하여 설정한 일정범위 이상의 변형에 대한 경고신호 등으로서 이용할 수 있을 것이다.

후 기

본 연구는 과학재단 특정연구과제 연구비 지원으로 진행중인 과제의 일부분이며, 이에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. B.S. Thompson, M.V. Gandtti, "Smart Materials and Structures Technologies", Technomic Publication, Pennsylvani, 1990, pp.1-19.
2. T. Fukuda, K. Osaka, S. "Measurement of Strain and Detection of Cracking in Graphite-epoxy Composite with Embedded Optical Fibres", J. Soc. Mat. Sci., Japan. Vol.42, No.474, 1993, p.269.
3. V.V. Varadan, L.C. Chin, V.K. Varadan, "Modeling Integrated Sensor/Actuator Functions in Realistic Environments", 1st European Conference on Smart Structures and Materials, at Glasgow, 1992, p.1.
4. R.O. Claus, J.C. Mckceman, R.G. May, K. D. Bennett, "Optical Fiber Sensors and Signal Processing for Smart Materials and Structures Applications", Smart Materials, Structures, and Mathematical Issues, edited by C.A. Rogers, U. S. Army Research Office Workshop, Virginia, 1988, pp.29-38.
5. R.O. Claus, "Overview of Fiber Optic Sensor-Based Smart Materials and Structures", Proc. of the Conference on Optical Fiber Sensor-Based Smart Materials and Structures, Virginia. Apr, 1991, pp.3-5.
6. Eric Udd, "Fiber Optic Structures for Aerospace Applications", 1st European Conference on Smart Structures and Materials, at Glasgow, 1992, p.7.
7. 이동춘, 윤상재, 이정주, 홍창선, "광섬유 센서를 이용한 지능형 복합재구조물의 기계적 특성 및 손상검출에 관한 기초적 연구", 복합재료학회 춘계학술발표대회 논문집, 1994, p.120.
8. 박중완, 홍창선, "광섬유 센서를 이용한 복합 적층판의 변형률 측정", 복합재료학회 춘계학술발표대회 논문집, 1994, p.105.
9. A. Tay, D.A. Wilson, L. Wood, "Strain Analysis of Optical Fibers Embedded in Composite Materials Using Finite Element Modeling", Proceedings of SPIE Fiber Optic Smart Structures and Skins II, Vol.1170, 1989, pp.521-533.
10. A. Dasgupta, Y. Wan, J.S. Sirkis, H. Singh, "Micromechanical Investigation of an Optical Fiber Embedded in a Laminated Composite", Proceedings of SPIE Fiber Optic Smart Structures and Skins III, Vol.1370, 1990, pp.119-128.
11. "Standard Test Method for Tensile Properties of Fiber-Resin Composites", ASTM D3039-76, ASTM Standards, ASTM International, Vol. 15.03, 1988, pp.117-120.
12. ABAQUS User's, Manual, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 1993.
13. S.W. Tsai and H.T. Hahn, "Introduction to Composite Materials", Technomic Publishing Company, Westport, p.19.
14. A. Salehi, A. Tay, D.A. Wilson and D.G. Smith, "Strain Concentration around Embedded Optical Fibers by FEM and Moire' Interferometry", Proceedings of the Fifth Annual ASM/ESD Advanced Composites Conference, 1989, Dearborn, pp.11-19.
15. J.P. Holman, 1984, "Experimental Methods for Engineers.", McGraw-Hill Book Co., Singapore, pp.67-74.
16. L. Boniface and S.L. Ogin, "Application of the Paris equation to the fatigue growth of transverse ply cracks", Journal of Composite Materials, Vol.23, July 1989, pp.735-754.