

## 3차원 구성관계를 고려한 FRP-구속 콘크리트의 압축거동 예측모델

조창근<sup>1)</sup> · 권민호<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup> 경북대학교 방재연구소 <sup>2)</sup> 경상대학교 토목공학과 공학연구원

(2004년 1월 13일 원고접수, 2004년 6월 28일 심사완료)

### Prediction of Compressive Behavior of FRP-Confined Concrete Based on the Three-Dimensional Constitutive Laws

Chang-Geun Cho<sup>1)</sup> and Min-ho Kwon<sup>2)\*</sup>

<sup>1)</sup> Research Institute for Disaster Prevention, KyungPook National University, Daegu, 702-701, Korea

<sup>2)</sup> Engineering Research Institute Dept. of Civil Engineering, GyeungSang National University, Jinju, 760-749, Korea

(Received January 13, 2004, Accepted June 28, 2004)

#### ABSTRACT

The proposed model can predict the compressive behaviors of concrete confined with fiber reinforced polymer (FRP) jacket. To model confining concrete by FRP jackets, the hypoelasticity-based constitutive law of concrete in tri-axial stress states has been presented. The increment of strength of concrete has been determined by the failure surface of concrete in tri-axial states, and its corresponding peak strain is computed by the strain enhancement factor that is proposed in the present study. Therefore, the newly proposed model is a load-dependent confinement model of concrete wrapped by FRP jackets to compare the previous models which are load-independent confinement models. The behavior of FRP jackets has been modeled using the mechanics of orthotropic laminated composite materials in two-dimension. The developed model is implemented into the incremental analysis of compressive tests. The verification study with several different experiments shows that the model is able to adequately capture the behavior of the compression test by including better estimations of the axial responses as well as the lateral response of FRP-confined concrete cylinders.

**Keywords :** FRP-confined concrete, compressive behavior, multi-axial constitutive law, laminated composite

#### 1. 서 론

FRP(fiber reinforced polymer) 콘크리트 복합 구조부재 시스템은 콘크리트의 취성을 개선하고, 구속효과에 따른 콘크리트 인장 및 압축강도, 휨강도, 연성, 부재내력 및 변형능력의 개선에 큰 효과가 있는 것으로 나타났으며, 철근 콘크리트 부재에 비해 이론적 자중 감소효과도 동일 활하중에 대해 몇 배의 감소효과를 기대할 수 있다. 한편, 삼축압축상태에서의 콘크리트의 강도와 연성거동 특성은 일축압축상태에 비해 크게 향상되는 것을 보여주었다<sup>1-2)</sup>. 만약 횡방향의 복합재료 섬유시트 보강재가 이러한 팽창을 구속하도록 놓여진다면, 부재 내 콘크리트 거동은 일축압축상태가 아니라 다축압축상태의 거동을 나타내며, 구속된 콘크리트 강도로서 설계에 고려되어야 할 것이다.

FRP 구속 콘크리트의 압축거동 예측모델들은 여러 연

구자에 의해 수행되어 왔다. Pantazopoulou 등<sup>3)</sup>과 Spoelstra 등<sup>4)</sup>과 Saadatmanesh 등<sup>5)</sup>과 Hosotani 등<sup>6)</sup>, 기존의 연구자들이 제안한 모델들의 한계는, 단면형상, 강도, 재료상수 등의 변수들에 따라서 FRP로 구속된 콘크리트의 압축응력-변형률 관계를 모델링 하였다. 따라서, 하중 변화에 따른 콘크리트의 삼축방향응력상태의 변화, 접선탄성계수의 변화, 그리고 횡방향 변형률의 변화 추이에 따른 응력 및 변형률 공간에서의 파괴기준이 달라짐으로 인한, FRP 콘크리트 구속효과와 하중 의존에 따른 실제적 거동을 정확하게 예측해 주지 못한다. 이상의 모델들은 Mander가 제안한 구속된 콘크리트의 압축응력-변형률 관계식에 주로 기초하고 있다<sup>7)</sup>. 한편, 저자의 이전 연구에서는<sup>8)</sup>, 콘크리트의 등가접선탄성계수와 횡방향 변형률 관계를 이용하여 FRP 구속 콘크리트의 부재 단면해석모델을 제시하였는데, 이 연구에서는 콘크리트와 FRP의 횡방향 거동을 구속효과에 반영하였다는데는 개선된 점이 있으나, 구속된 콘크리트의 다축상태에서의 강도 및 연성 평가에는 아직 개선의 여지가 있다.

\* Corresponding author

Tel : 055-751-5382 Fax : 055-751-5374

E-mail : kwonm@gnsu.ac.kr

본 연구에서는, FRP 구속 콘크리트의 압축거동 예측을 위한 해석 알고리즘을 제시하였다. 기존의 연구와 비교하여 본 모델의 개선점 및 특징은, 3차원의 다축응력 구성관계에 기초한 아탄성 재료로 콘크리트를 고려하였으며, 이 축응력상태에 기초한 FRP 복합재료의 구성관계를 직접 해석 알고리즘에 적용하였다. 단면에서의 FRP 재료와 콘크리트 사이의 이론적 적합 및 평형조건을 고려하였다. 따라서 제안된 FRP 콘크리트의 구속모델은 하중 및 변형에 의존적인 비선형적 구속효과를 보다 합리적으로 고려하였다.

## 2. 적층의 FRP 복합재료

적층된 FRP 복합재료의 거동을 반영하기 위하여 고전적 적층판이론에 기초하여, 복합재료 판이 x, y평면에 놓여있다고 가정할 경우, 단면의 중립면 상에 있는 한 점이 x, y, z 방향으로 초기 변위  $u_0, v_0, w_0$ 로부터, 일반적인 변형률은 중립면의 축방향 변형률  $\{\underline{\varepsilon}_0\}$ 과 곡률  $\{\underline{\chi}\}$ 의 영향으로 인한 변형률의 합으로서 다음 식과 같다.

$$\{\underline{\varepsilon}\} = \{\underline{\varepsilon}_0\} - z\{\underline{\chi}\} \quad (1)$$

기지체에 삽입된 일 방향의 섬유로 구성된 각 층의 개별 판은 섬유 방향에 수직인 등방성의 재료이다. Fig. 1과 같이, 만약 섬유 방향이 국부좌표(1, 2, 3) 상에서 1방향에 평행이고 2, 3방향에 수직이라고 가정하며, FRP 복합재료를 평면응력 문제로 고려하면, 국부좌표에서의 개별 판에 대한 면내 응력-변형률 관계는 다음과 같다.

$$\{\underline{\sigma}\} = [Q]\{\underline{\varepsilon}\} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (2)$$

여기서, 응력벡터는  $\{\underline{\sigma}\} = \{\sigma_1 \sigma_2 \tau_{12}\}^T$ 이고, 변형률벡터는  $\{\underline{\varepsilon}\} = \{\varepsilon_1 \varepsilon_2 \gamma_{12}\}^T$ 이고, 면내 거동에 대한 3x3 강성 행렬  $[Q]$ 의 영이 아닌 부분은 다음 식과 같다.

$$Q_{11} = E_1 / (1 - \nu_{12}\nu_{21}), \quad Q_{22} = E_2 / (1 - \nu_{12}\nu_{21}), \quad (3) \\ Q_{12} = E_2\nu_{12} / (1 - \nu_{12}\nu_{21}), \quad Q_{66} = G_{12}$$

여기서, 각 상수는 복합재료의 재료값으로서,  $E_1$ 는 섬유 배열방향 탄성계수,  $E_2$ 는 섬유배열방향에 수직인 방향의 탄성계수,  $\nu_{ij}$ 는 푸아송비, 그리고  $G_{12}$ 는 면내전단계수이다.

재료의 국부좌표(1, 2, 3)로 정의된 응력-변형률 관계는 구조물에 대한 전체좌표계(x, y, z)로 나타낼 경우 다음 식과 같이 유도된다.

$$\{\underline{\sigma}\} = [\bar{Q}]\{\underline{\varepsilon}\} \quad (4)$$

여기서, 응력벡터는  $\{\underline{\sigma}\} = \{\sigma_x \sigma_y \tau_{xy}\}^T$ 이고, 변형률벡터는  $\{\underline{\varepsilon}\} = \{\varepsilon_x \varepsilon_y \gamma_{xy}\}^T$ 이고, 강성행렬  $[\bar{Q}]$ 는 다음 식과 같다.

$$[\bar{Q}] = [T]^{-1}[Q][T]^{-T} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{61} & \bar{Q}_{62} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$[T] = \begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & 2\sin\theta\cos\theta \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & -2\sin\theta\cos\theta \\ -\sin\theta\cos\theta & \sin\theta\cos\theta & \cos^2\theta - \sin^2\theta \end{bmatrix} \quad (6)$$

판의 응력-변형률 관계는 두께방향의 적층되는 판으로부터 힘과 모멘트를 나타낼 수 있다. FRP 복합재료 판의 경우는, 단면에서 FRP 판이 차지하는 두께는 비교적 작으므로, 면내 특성만을 고려할 경우, FRP 적층판의 휨 거동은 무시할 수 있으므로 곡률과 모멘트를 제외하면, 각 층 두께  $h_k$ 의  $n$  층으로 적층된 면내 거동을 갖는 등가 직교이방성 재료의 전체좌표에 대한 면내력-변형률 관계를 나타내는  $[A]$  행렬(3x3)의 계수 값은 다음 식과 같다.

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (h_k - h_{k-1}) \quad (7)$$

Fig. 1에서, x축 및 y축 방향을 FRP로 둘러싸인 콘크리트 실린더의 재하방향인 축방향과 이에 수직인 횡방향으로 두자. 적층의 면내 거동만을 나타내는 등가의 직교 이방성 판에서, 대칭의 적층판인 경우  $A_{16} = A_{26} = 0$ 가 되어 전단 커플링을 일으키지 않게 된다. 이를 고려하여 적층의 직교이방성 판의 변형률-면내력 관계는 다음 식과 같이 된다.

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_H \\ \gamma_{LH} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{tE_L} & \frac{-\nu_{LH}}{tE_L} & 0 \\ \frac{-\nu_{LH}}{tE_L} & \frac{1}{tE_H} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{tG_{LH}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_L \\ N_H \\ N_{LH} \end{bmatrix} \quad (8)$$

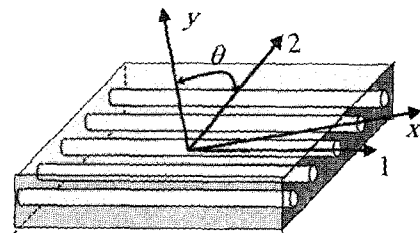


Fig. 1 Local and global coordinates for FRP lamina

여기서, 적층판의 등가직교재료계수는 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} E_L &= (A_{11}A_{22} - A_{12}^2)/tA_{22}, \quad \nu_{LH} = A_{12}/A_{22} \\ E_H &= (A_{11}A_{22} - A_{12}^2)/tA_{11}, \quad \nu_{HL} = A_{12}/A_{11} \\ G_{LH} &= A_{66}/t \end{aligned} \quad (9)$$

FRP 층의 파괴기준을 결정하기 위하여, 적층판 중의 하나가 섬유방향에 대해 최대 인장 및 압축강도를 초과할 경우 FRP 복합재료 판이 파괴되는 것으로 가정하며, 또한 최대전단강도를 초과하는 경우에 전단파괴로 가정하였다.

### 3. FRP 구속 콘크리트 압축거동 예측모델

Fig. 2와 같이, FRP 콘크리트 부재는 원형단면으로서 콘크리트가 내부에 충전되어 그 둘레에 여러 층의 FRP 복합재료로 둘러싸여 있다. FRP 층이 단면의 반경에 비하여 매우 얇다고 가정하여 FRP 층의 두께방향 변형률 증감 및 휨 강성을 무시할 경우, 앞장에 유도된 적층판의 등가직교재료계수를 단면해석에 적용할 수 있다.

#### 3.1 시스템의 응력-변형률 관계

##### 3.1.1 FRP 층의 직교이방성 2축 응력-변형률

FRP 복합재료 판이 부재 길이방향의 종방향응력  $\sigma_L$ 과 횡방향  $\sigma_H$  인 2축응력상태에 있을 경우, FRP 판의 종방향 및 횡방향 변형률은 각각 다음 식과 같다.

$$\epsilon_L = \frac{\sigma_L}{E_L} - \nu_{HL} \frac{\sigma_H}{E_H}, \quad \epsilon_H = \frac{\sigma_H}{E_H} - \nu_{LH} \frac{\sigma_L}{E_L} \quad (10)$$

여기서,  $E_L, E_H$ 는 종방향 및 횡방향 탄성계수,  $\nu_{LH}$ 는 푸아송비를 나타낸다.

##### 3.1.2 콘크리트의 직교이방성 아탄성 3축 응력-변형률

3축압축응력상태의 콘크리트는 강도와 연성거동에서 횡방향 구속력에 따라 크게 다르다. 3축응력의 일반화된 후크법칙으로부터, 변형률 및 응력 관계는 다음 식과 같다.

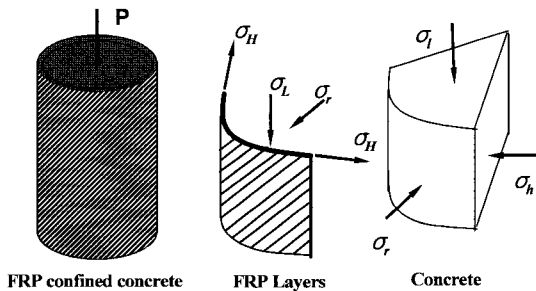


Fig. 2 Stresses in FRP-confined concrete cylinder

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_l \\ \epsilon_r \\ \epsilon_h \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_l & -\mu_{lr}/\sqrt{E_l E_r} & -\mu_{lh}/\sqrt{E_l E_h} \\ & 1/E_r & -\mu_{rh}/\sqrt{E_r E_h} \\ sym. & & 1/E_h \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_l \\ \sigma_r \\ \sigma_h \end{Bmatrix} \quad (11)$$

여기서,  $E_l, E_r, E_h$ 는 각각 종방향, 반지름방향, 및 횡방향의 콘크리트 접선탄성계수이고,  $i$ -방향에 대한  $j$ -방향의 콘크리트 푸아송비  $\nu_{ij}$  로부터 식(11)의  $\mu_{ij}$  값들은  $\mu_{lr}^2 = \nu_{lr}\nu_{rl}$ ,  $\mu_{rh}^2 = \nu_{rh}\nu_{hr}$ ,  $\mu_{lh}^2 = \nu_{lh}\nu_{hl}$  과 같다.

콘크리트의 반지름(radial)방향과 횡방향(hoop)방향의 응력, 변형률, 접선탄성계수, 및 푸아송효과가 같다고 가정할 경우 다음과 같이 둘 수 있다.

$$\sigma_r = \sigma_h, \quad \epsilon_r = \epsilon_h, \quad E_r = E_h, \quad \mu_{lr} = \mu_{rh} \quad (12)$$

위 식으로부터 식(11)은 다음 식과 같이 정리된다.

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_l \\ \epsilon_r \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_l & -2\mu_{lr}/\sqrt{E_l E_r} \\ -\mu_{lr}/\sqrt{E_l E_r} & (1-\mu_{rh})/E_r \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_l \\ \sigma_r \end{Bmatrix} \quad (13)$$

위 식은 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_l \\ \sigma_r \end{Bmatrix} = \frac{1}{\Omega} \begin{bmatrix} E_l(1-\mu_{rh}^2) & 2\mu_{lr}\sqrt{E_l E_r}(1+\mu_{rh}) \\ \mu_{lr}\sqrt{E_l E_r}(1+\mu_{rh}) & E_r(1-\mu_{rh}^2) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_l \\ \epsilon_r \end{Bmatrix} \quad (14)$$

여기서,  $\Omega = 1 - 2\mu_{lr}^2(1+\mu_{rh}) - \mu_{rh}^2$  (15)

##### 3.1.3 등가일축변형률 개념

Darwin 등(1977)이 제안한 등가일축변형률개념을 적용할 경우<sup>9)</sup>, 식(14)의 축방향 응력은 다음 식과 같이 표현된다.

$$\sigma_l = E_l \epsilon_{ul} \quad (16)$$

여기서, 등가일축변형률  $\epsilon_{ul}$  은 다음 식과 같이 된다.

$$\epsilon_{ul} = [(1-\mu_{rh}^2)\epsilon_l + 2\mu_{lr}\sqrt{E_r/E_l}(1+\mu_{rh})\epsilon_r]/\Omega \quad (17)$$

##### 3.1.4 FRP로 구속된 콘크리트 실린더의 시스템 거동

FRP 적층판으로 둘러싸인 콘크리트 실린더의 단면반지름이  $R$ 이고, FRP 층의 총두께가  $t$  인 경우, FRP 와 콘크리트 사이의 미끄럼이 무시할 정도로 작다고 가정한다면, FRP 콘크리트 단면에서의 종방향 및 횡방향에 대한 적합조건과 Fig. 3으로부터 평형관계가 각각 다음 식과 같이 성립하여야 한다.

$$\epsilon_L = \epsilon_l, \quad \epsilon_H = \epsilon_r \quad (18), \quad \sigma_H = -\sigma_r R/t \quad (19)$$

식(18), (19) 및 식(10)의 관계로부터 콘크리트의 종방향 응력 및 FRP 층의 횡방향 응력을 각각 다음 식과 같이 유도할 수 있다.

$$\sigma_r = -\frac{(\nu_{LH}\epsilon_l + \epsilon_r)tE_H}{(1 - \nu_{HL}\nu_{LH})R} \quad (20)$$

$$\sigma_L = E_L\left(\epsilon_L - \sigma_r \frac{\nu_{HL}R}{tE_H}\right) \quad (21)$$

식(13)과 식(21)의 관계로부터 콘크리트의 횡방향 변형률은 다음 식과 같이 산정할 수 있다.

$$\epsilon_r = \epsilon_l \left[ \frac{\nu_{LH}E_H t(1 - \mu_{rh} - 2\mu_{lr}^2) + \mu_{lr}\sqrt{E_L E_H} R(1 - \nu_{HL}\nu_{LH})}{-E_L R(1 - \nu_{HL}\nu_{LH}) - E_H t(1 - \mu_{rh} - 2\mu_{lr}^2)} \right] \quad (22)$$

### 3.2 구속된 콘크리트거동을 위한 3축 구성관계모델

#### 3.2.1 콘크리트의 1축 응력-변형률 관계 곡선

Fig. 4에서처럼, 구속되지 않은 콘크리트의 경우(A), 1축 압축응력상태에서의 콘크리트 응력-변형률 관계를 나타낸다. 본 연구에서는 최대압축응력점까지의 구속되지 않은 콘크리트의 1축압축 응력-변형률 관계 곡선으로 Saenz(1964)가 제안한 식을 사용하였다<sup>10)</sup>.

#### 3.2.2 구속된 콘크리트의 압축 응력-변형률 관계모델

Fig. 4에서처럼, 철근, 강판, 또는 FRP 층과 같은 보강판으로 둘러싸인 콘크리트 실린더의 압축거동 역시 FRP 층에 의한 구속현상으로 인하여 1축 압축 거동이 아니라 3축 압축응력상태의 거동을 나타내게 되며, 이는 콘크리트 구조부재의 강도개선 및 연성증진에 큰 효과를 기대할 있는 장점을 제공한다.

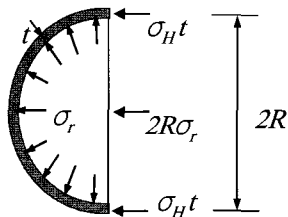


Fig. 3 Equilibrium in hoop direction for section

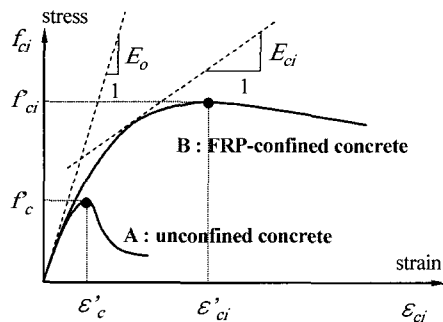


Fig. 4 Compressive behavior of FRP-confined concrete

따라서, 강판 또는 FRP 층으로 둘러싸인 콘크리트의 압축 응력-변형률 관계를 정확하게 고려하기 위해서는 3축 구성관계에 기초한 압축 축 콘크리트의 응력-변형률 관계가 요구된다. 본 연구에서는 압축 축 콘크리트의 종방향 구속 콘크리트의 최대 압축응력점을 구하기 위하여, Fig. 2와 같이,  $\sigma_r$ ,  $\sigma_h$ , 및  $\sigma_l$ 의 콘크리트 압축응력상태에 대해서 Hsieh 등(1979)이 제안한 4개의 매개변수를 갖는 식(23)의 파괴 곡면식을 적용하였다<sup>11)</sup>.

$$f(I_1, J_2, \sigma_r) = a\bar{J}_2 + b\sqrt{\bar{J}_2} + c\bar{\sigma}_r + d\bar{I}_1 - 1 = 0 \quad (23)$$

$$\text{여기서, } \bar{\sigma}_r = \frac{\sigma_r}{f'_c}, \bar{I}_1 = \frac{\sigma_r + \sigma_h + \sigma_l}{f'_c} \quad (24)$$

$$\bar{J}_2 = \frac{(\sigma_r - \sigma_h)^2 + (\sigma_h - \sigma_l)^2 + (\sigma_l - \sigma_r)^2}{6(f'_c)^2} \quad (25)$$

그리고

$$a = 2.018, b = 0.9714, c = 9.1421, d = 0.2312 \quad (26)$$

본 연구에서는  $\sigma_r = \sigma_h$ 로 가정하였으므로, 위 식에서  $\sigma_h$ 를 제외시키면 보다 간단히 나타낼 수 있다. 콘크리트 실린더의 세 응력상태  $\sigma_r$ ,  $\sigma_h$  및  $\sigma_l$ 에 대하여 식(23)을 풀면, 구속된 콘크리트의 종방향 압축응력  $\sigma_l$ 의 최대응력점  $f'_{ci}$  값은 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$f'_{ci} = \lambda_{si} f'_c \quad (27)$$

여기서,  $\lambda_{si}$ 는 콘크리트의 강도증진계수로서 구속된 콘크리트의 최대 압축응력에 대한 구속되지 않은 콘크리트의 압축강도에 대한 비로써, 주어진 응력상태에 대한 파괴곡면식인 식(23)으로부터 산정 된다.

일반적으로 구속된 콘크리트에서 최대압축응력에 대응하는 압축변형률의 증가율은 최대압축응력 증가율에 비해서 보다 크게 나타난다. 구속된 콘크리트의 압축변형률  $\epsilon'_{ci}$ 를 구하기 위해서는 응력공간에서의 파괴곡면과는 달리 변형률공간에서의 파괴곡면이 필요하다. 하지만 실험에서 변형률공간에서의 콘크리트 파괴곡면을 찾는 것은 무리가 있다. 이를 위하여 본 연구에서는, 콘크리트의 2축 및 3축 실험결과로부터, Fig. 5와 같이 강도증진계수의 함수로서 변형률증진계수  $\lambda_{ei}$ 를 제안하여 식(28) 및 식(29)와 같이 구속된 콘크리트의 연성증진효과를 나타낼 수 있도록 하였다. Fig. 5에서는 제안 식과 Selby(1993)의 값을 비교하여 제시하였다<sup>12)</sup>.

$$\lambda_{ei} = 0.6 + 0.4(4\lambda_{si}^2 - 2\lambda_{si} - 1) \quad \text{if } \lambda_{si} \leq 3 \quad (28)$$

$$\lambda_{ei} = 5\lambda_{si} - 2.8 \quad \text{if } \lambda_{si} > 3 \quad (29)$$

따라서, 구속된 콘크리트의 최대 압축변형률 값은 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

§

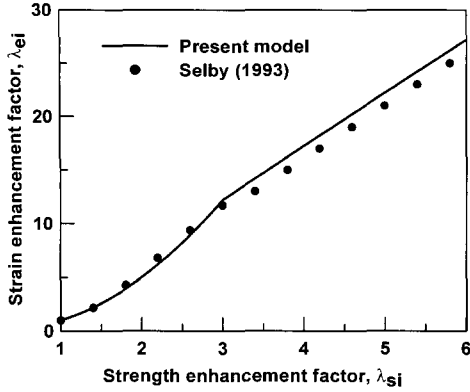


Fig. 5 Strain enhancement factor versus strength enhancement factor in confined concrete

$$\epsilon_{ci}' = \lambda_{ei} \epsilon_c' \quad (30)$$

식(27) 및 식(30)과 Saenz의 곡선으로부터 FRP 로 구속된 콘크리트의 종방향 접선탄성계수  $E_l$  을 얻을 수 있다.

한편, FRP 층으로 구속된 콘크리트의 횡방향 강성을 고려하기 위하여, Mirmiran 등의 연구와 같이<sup>13)</sup>, 기존의 여러 제안 모델에서는 콘크리트의 횡방향 강성을 종방향 강성과 동일하게 가정하고 있다. 하지만 이는 실제거동과 맞지 않으며, 종방향과 횡방향 콘크리트의 강성을 다르게 고려하여야 할 것이다. FRP 층으로 구속된 콘크리트의 횡방향 강성을 실험으로부터 직접 구하는 데는 어려움이 있다. 따라서 본 연구에서는, 식(31)과 같이 종방향 접선탄성계수에 대한 강도증진계수의 함수로서 콘크리트의 횡방향 접선탄성계수를 고려하도록 하였다. 여기서, m 값은 Mirmiran 등<sup>13)</sup>, Picher 등<sup>14)</sup>, 그리고 Kawashima 등<sup>15)</sup>의 실험결과에 의한 횡방향 변형률량으로 부터 0.4 의 값을 얻었다.

$$E_r = \lambda_{si}^m E_l \quad (31)$$

한편, FRP로 구속된 콘크리트 실린더의 압축거동 실험 결과들에 의하면, 실린더 시험체의 파괴는 FRP 층의 섬유가 파단 되면서 갑작스럽게 내력을 잃게 되어 압축파괴가 일어나게 된다. 이는 FRP 층에 의해 구속된 콘크리트가 대체로 압축저하 영역에 도달하기 전에 FRP 층의 파괴에 의해 시험체가 파괴된다. 따라서, 본 연구에서는 구속된 콘크리트의 압축저하 영역에 대해서는 고려하지 않았으며, 이는 4장의 시험결과를 통한 해석 예를 통해서도 나타나듯이, 구속된 콘크리트의 압축저하 영역에서의 모델링은 큰 의미가 없음을 알 수 있었다.

### 3.2.3 콘크리트의 비선형-푸아송비

Elwi 등은<sup>16)</sup>, 콘크리트의 푸아송비를 실험에 기초하여 3차 식의 다항식으로 가정하였다. 본 연구에서는 콘크리트

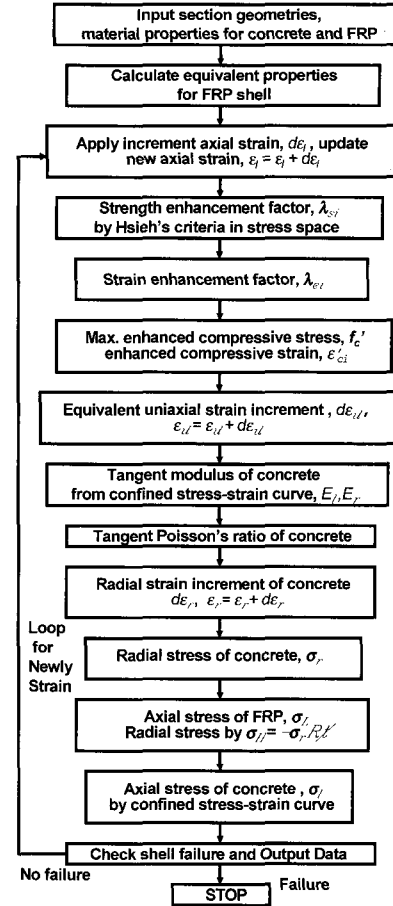


Fig. 6 Model for compressive behavior of FRP-confined concrete cylinder

의 비선형 푸아송비를 축방향 압축변형률에 대하여 식(32)와 같은 고려하였으며,  $\alpha, \beta, \gamma$  는 각각 1.763, -5.36, 및 8.586 이다.

$$\nu_{ci} = \nu_o \left[ 1 + \alpha \frac{\epsilon_{ci}}{\epsilon_c'} + \beta \left( \frac{\epsilon_{ci}}{\epsilon_c'} \right)^2 + \gamma \left( \frac{\epsilon_{ci}}{\epsilon_c'} \right)^3 \right] \quad (32)$$

### 3.3 FRP 구속 콘크리트의 증분 해석법

2장에 유도된 FRP 층의 등가재료계수 및 본 장의 원형 단면 FRP 층으로 구속된 콘크리트 실린더에 대한 압축 응력-변형률 관계로부터 압축거동에 관한 증분 해석 알고리즘을 Fig. 6과 같이 제안하였다. 초기 입력 자료는 콘크리트 코어의 지름  $R$ , 콘크리트의 1축 압축강도  $f_c'$  및 압축변형률  $\epsilon_c'$ , FRP 층의 두께  $t$ , 층수, 및 각 층의 섬유배열 방향  $\theta$ , FRP 각 층의 섬유배열방향의 탄성계수  $E_1$  및 강도  $f_1$ , FRP 각 층의 섬유배열방향에 수직한 방향의 탄성계수  $E_2$  및 항복응력  $f_2$ , FRP 각 층의 푸아송비  $\nu_{12}$ , 전단탄성계수  $G_{12}$ , 및 항복전단응력  $f_{12}$  이다. 해석에 의해 산정되는 출력 자료는 콘크리트의 종방향 응력 및 변

형률, 횡방향 응력 및 변형률, FRP 층의 종방향 응력 및 변형률, 횡방향 응력 및 변형률이 산정 된다. 본 증분 해석모델은 FRP 층의 두께, 층수, 각 층의 섬유배열방향 및 섬유배열방향의 강성의 변화에 관계없이 일반적으로 FRP 구속 콘크리트의 압축거동을 예측할 수 있도록 하였다.

#### 4. FRP 구속 콘크리트의 압축거동 해석 예

본 장에서는, 본 연구에서 개발된 원형단면 FRP 층으로 둘러싸인 콘크리트 실린더의 압축거동에 관한 해석모델을 여러 연구자들에 의해 행해진 실험모델과 비교하였다.

##### 4.1 Fam 및 Rizkalla 의 실험(2001)과 비교

Fam 등은<sup>17)</sup>, 지름 219mm 높이 438mm의 유리섬유 폴리머(GFRP)로 둘러싸인 콘크리트 실린더에 대한 일축압축실험을 수행하였다. 콘크리트의 일축압축강도는 58MPa, 9층으로 배치된 GFRP 층은 총 두께는 2.21mm로서, 각 섬유층의 배열방향은 부재축에 대해 각각 -88/-88/+4/-88/-88/+4/-88/+4/-88. 의 배열방향을 이루고 있다. GFRP 판의 재료값은, 축방향 및 횡방향 탄성계수는 각각 19.8GPa 및 33.4GPa, 축방향 및 횡방향 항복응력은 각각 183MPa 및 548MPa, 푸이송비는 0.055 이다. 콘크리트의 압축변형률은 0.002 로 가정하여 고려하였다.

이상의 조건에 따라서 제안된 해석모델을 이용하여 FRP 층으로 구속된 콘크리트의 압축거동 예측을 한 결과를 Fig. 7에서 실험결과와 비교하여 나타내었다. 그림은 축방향 응력과 축방향 변형률 관계를 나타낸 것으로서, 본 예측모델이 실험결과에 비해 축방향 응력값이 다소 작은 값을 나타내었으나, 초기 하중단계에서부터 하중이 증가되는 동안 실험과 매우 근접한 결과의 예측을 나타내었다.

##### 4.2 Nanni 및 Bradford 의 실험(1995)과 비교

Nanni 등은<sup>18)</sup>, 지름 152.5mm 높이 305mm 인 E-glass 유리섬유 폴리머(GFRP)로 둘러 싸인 콘크리트 실린더에 대한 일축압축실험을 수행하였다. 콘크리트의 일축압축강도는 36.3MPa 이며, 비교대상 실험모델은 4층의 GFRP 층으로서 총 두께가 1.2mm 이다. FRP 판 각 층의 섬유 배열 방향은 90°로 배열되어 있다. GFRP 층의 섬유배열 방향에 대한 탄성계수가 52 GPa, 항복응력이 583MPa 이다. 해석을 위한 콘크리트의 압축변형률은 0.002 로 고려하였다.

제안된 해석모델을 이용하여 대상 실험모델에 대한 콘크리트의 압축거동 예측을 한 결과를 Fig. 8에서 실험결과와 비교하여 나타내었다. 그림은 축방향 응력과 축방향

변형률 관계를 나타낸 것으로서, 본 예측모델이 실험결과와 비교해서, 초기 하중단계에서는 실험에 비해 다소 큰 축방향 압축응력값을 보였으나, 40MPa의 압축응력점을 전후하여 실험에 비해 다소 작은 응력값을 보였다. 대체적으로 해석에 의한 예측결과는 실험과 매우 근접한 축방향 응력-변형률 관계를 잘 추정해 주었다.

##### 4.3 Mirmiran 및 Shahawy 의 실험(1997)과 비교

Mirmiran 등은<sup>13)</sup>, 지름 152.5mm 높이 305mm의 콘크리트 실린더에 GFRP 층으로 둘러싸인 시험 공시체를 만들어 일축압축실험을 수행하였다. 실험자료들로부터 해석모델과 비교 대상으로 고려된 시험체는 E-glass 섬유와 폴리머 층진의 GFRP 판으로서 섬유배열방향은 ±15°로 배열되어 있다. 해석대상의 공시체는 각각 6 층 및 10 층의 FRP 층을 갖는 두 시험모델로서 각각 판의 총 두께가 1.3mm 와 2.1mm 이다. GFRP 층의 섬유배열방향에 대한 탄성계수가 40.74GPa, 항복응력이 641MPa 이다. 콘크리트의 1축압축강도는 32MPa 이며 이에 대응하는 압축 변형률은 0.002 로 고려하였다.

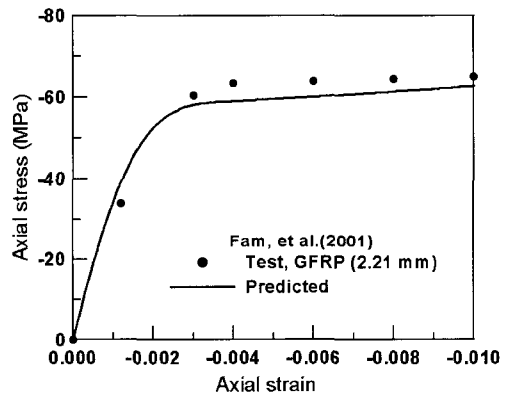


Fig. 7 Prediction for compressive behavior of GFRP confined concrete

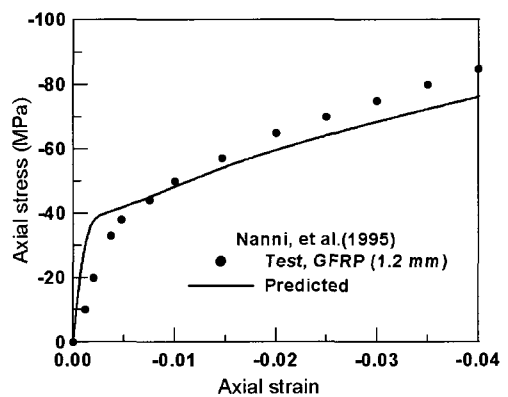


Fig. 8 Prediction for compressive behavior of GFRP confined concrete

제안된 해석모델을 이용하여 대상 실험모델에 대한 콘크리트의 압축거동 예측을 한 결과, 6 층 및 10 층 판을 갖는 공시체의 실험 및 해석결과를 각각 Fig. 9 및 Fig. 10에 비교하여 나타내었다. 그림은 축방향 응력에 대한 축방향 변형률 및 횡방향 변형률 관계를 나타낸 것이다. 본 예측모델이 실험결과와 비교해서, 축방향 응력 및 축방향 변형률 관계는 예측 결과가 실험과 잘 일치하고 있음을 보여준다. 축방향 응력 및 횡방향 변형률과의 관계는 초기 하중단계에서는 잘 일치하며, 파괴점 부근에 가까울수록 다소 실험과 예측 결과를 차이를 보이고 있다. 따라서 본 예측모델은 실험에 의한 축방향 응력 및 축방향 변형률 관계뿐만 아니라 횡방향 변형률 관계도 실험에 근접한 결과를 추정해 주었다.

#### 4.4 Picher, Rochette 및 Labossiere 의 실험(1996)과 비교

Picher 등은<sup>14)</sup>, 지름 152mm 높이 304mm의 탄소섬유 폴리머(CFRP)로 둘러싸인 콘크리트 실린더에 대한 일축 압축실험을 수행하였다. 콘크리트의 일축압축강도는 39.7 MPa 로서, 3 층으로 배치된 CFRP 층의 각 층 두께는 0.3mm 로서 총 두께가 0.9mm 이다. 해석에 고려된 공시체는 각 층의 섬유배열방향이 모두 90°를 이루고 있다. CFRP 층의 섬유배열방향에 대한 탄성계수가 83 GPa, 항복응력이 1245 MPa 이다. 해석을 위한 콘크리트의 압축변형률은 0.002 로 고려하였다.

제안된 해석모델을 이용하여 대상 실험모델에 대한 콘크리트의 압축거동 예측을 한 결과를 Fig. 11에서 실험결과와 비교하여 나타내었다. 그림은 축방향 응력과 축방향 변형률 관계를 나타낸 것으로서, 본 예측모델이 실험결과와 비교해서, 초기 하중단계에서 뿐만 아니라 파괴에 근접하기까지 예측된 축방향 응력 및 축방향 변형률 관계는 실험 결과와 잘 일치된 것으로 나타났다.

#### 4.5 Kawashima 등(1997)의 실험과 비교

Kawashima, Hosotani 및 Hoshikuma (1997)는<sup>15)</sup>, 지름 200mm 높이 600mm의 철근으로 보강된 원형단면 콘크리트에 CFRP 층으로 둘러싸인 시험체에 대한 압축거동 실험을 수행하였다. 축방향으로 보강된 철근비는 1% 로서 항복응력이 295 MPa 이다. 실험 자료들로부터 해석모델과 비교 대상으로 고려된 시험체는 서로 다른 두 CFRP 판으로서 총 두께가 0.338mm 및 0.676mm 로서, 각각의 섬유배열방향에 대한 인장강도가 2810 MPa 과 2327 MPa 이다. CFRP 층의 섬유배열방향에 대한 탄성계수는 439 GPa 이다. 콘크리트의 1축압축강도는 39 MPa 이며 이에 대응하는 압축변형률은 0.002 로 고려하였다.

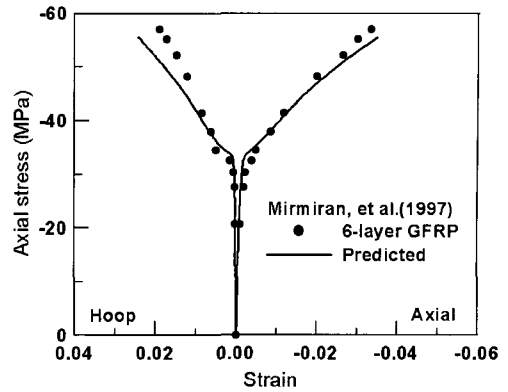


Fig. 9 Prediction for compressive behavior of GFRP confined concrete

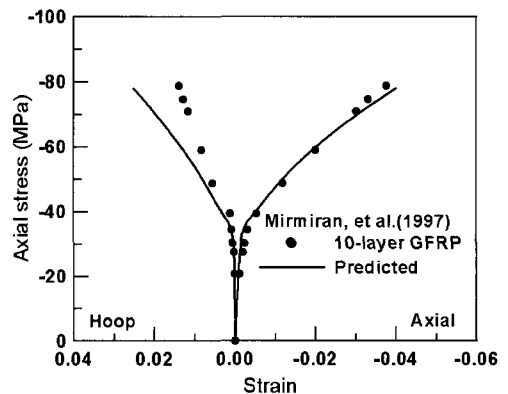


Fig. 10 Prediction for compressive behavior of GFRP confined concrete

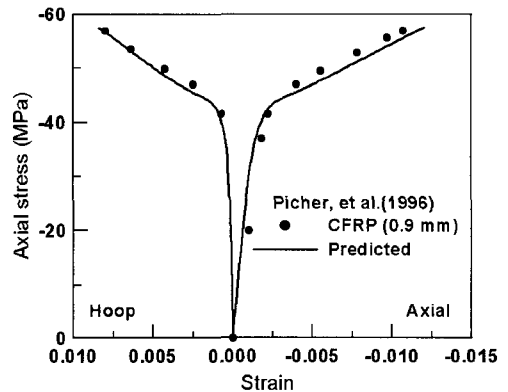


Fig. 11 Prediction for compressive behavior of GFRP confined concrete

제안된 해석모델을 이용하여 대상 실험모델에 대한 콘크리트의 압축거동 예측을 한 결과, 0.338mm 및 0.676mm 판을 갖는 공시체의 실험 및 해석결과를 각각 Fig. 12 및 Fig. 13에 비교하여 나타내었다. 그림은 축방향 응력에 대한 축방향 변형률 및 횡방향 변형률 관계를 나타낸 것이다. 0.338mm 판의 시험체에 대한 예측결과는 축방향 거동 뿐만 아니라 횡방향 거동에 대한 응력-변형률

관계를 비교적 잘 예측해 주었다. 0.676mm 판의 시험체에 대한 예측결과는 축방향 응력과 축방향 변형률 관계가 파괴점에 근접할 수록 다소 차이를 보이고 있으나, 대체로 실험에 의한 거동 예측을 잘 추정해 주었다.

다섯 개의 실험 모델에 의한 콘크리트의 축방향 최대 압축응력에 대한 측정치와 제안된 해석모델에 의한 예측치에 대한 비교를 Table 1에 제시하였다. 본 예측모델은 여러 연구자들에 의해 이루어진 다양한 실험 결과에 대해서 모두 10% 미만의 차이범위 내에서 최대압축응력에 대한 예측이 가능하였다.

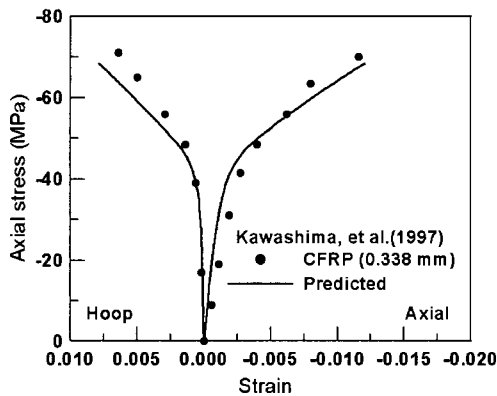


Fig. 12 Prediction for compressive behavior of CFRP confined concrete

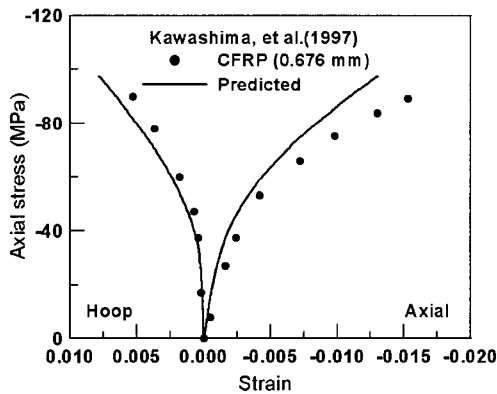


Fig. 13 Prediction for compressive behavior of CFRP confined concrete

Table 1 Maximum axial compressive stresses (MPa)

Test models	Measured	Predicted (error)
Fan et al.(2001)	65	62.7 (3.5 %)
Nanni et al (1995)	85	76.1 (10.4 %)
Mirmiran et al.(1997)	57.1 78.9	55.6 (2.6 %) 78.0 (1.1 %)
Picher et al.(1996)	57	57.5 (0.9 %)
Kawashima et al.(1997)	71 90	68.3 (3.8 %) 97.4 (7.6 %)

## 5. 결 론

본 논문에서는 원형단면 FRP 구속 콘크리트의 압축거동 예측을 위한 증분해석모델이 제시되었다. 제안된 모델은 FRP 적층 복합재료의 2차원 구성관계와 콘크리트의 3축 압축응력상태의 구성 관계를 고려한 것으로서, FRP 층과 콘크리트의 3차원 재료거동특성을 반영하여, 콘크리트 구속효과가 하중단계 및 횡방향 변형에 의존하는 비선형 구속현상을 반영한 예측모델을 제안하였다. 유리 및 탄소 섬유를 사용한 FRP로 구속된 콘크리트 실린더의 여러 실험결과와 비교한 결과, 본 예측모델은 FRP 구속 콘크리트의 압축강도와 축방향 및 횡방향 변형률 관계를 초기 하중단계에서 극한 하중단계에 이르기까지 전 하중단계까지의 압축거동에 관한 여러 연구자들의 다양한 실험 결과들에 대해서 일반적인 예측 치의 정확성을 보여 주었다.

## 감사의 글

이 논문은 2002년도 한국학술진흥재단의 지원에 의하여 연구되었음. (KRF-2002-037-D00011).

## 참고문헌

1. Cho, C.G. and Park, M.H., "Finite Element Prediction of the Influence of Confinement on RC Beam-columns under Single or Double Curvature Bending," *Engineering Structures*, Vol.25, 2003, pp.1525~1536.
2. Cho, C.G. and Hotta, H., "A Study on Compressive Strength of Concrete in Flexural Regions of Reinforced Concrete Beams Using Finite Element Analysis," *Structural Engineering and Mechanics, An International Journal*, Vol.13, No.3, 2002, pp.313~328.
3. Pantazopoulou, S. J. and Mills, R. H., "Micro-structural aspects of the mechanical response of plain concrete," *ACI Material Journal*, Vol.92, 1995, pp.605~616.
4. Spoelstra, M. R. and Monti, G., "FRP-confined concrete model," *Journal of Composites for Construction, ASCE*, 1999, No.3, pp.143~150.
5. Saadatmanesh, H., Ehsani, M. R. and Li, M. W., "Strength and Ductility of Concrete Columns Externally Reinforced with Fiber Composite Straps," *ACI Structural Journal*, Vol.91, No.4, 1994, pp.434~447.
6. Hosotani, M., Kawashima, K., and Hoshikuma, J., "A Stress-Strain Model for Concrete Cylinders Confined by Carbon Fiber Sheets," *Journal of Materials, Concrete Structures, and Pavement, JSCE*, Vol.39, No. 592, 1998, pp.37~52.



7. Mander, J.B., Priestley, M.J.N, and Park, R., "Theoretical stress-strain model for confined concrete," *J. Structural Engineering, ASCE*, Vol. 114, No.8, 1988, pp.1804~1826.
8. 조창근 외 3인, "다축응력상태의 구성관계에 기초한 FRP 콘크리트 부재의 충분할 단면해석모델", 한국콘크리트학회 논문집, 14권, 6호, 2002, pp.892~899.
9. Darwin, D. and Pecknold, D.A., "Nonlinear biaxial law for concrete," *J. Eng. Mech Div., ASCE*, Vol. 103(EM2), 1977, pp.229~241.
10. Saenz, L. P., "Discussion of equation for the stress-strain curve of concrete by Desayi and Krishnan," *Journal of ACI*, Vol.61, No.9, 1964, pp.1229~1235.
11. Hsieh, S. S., Ting, E. C., and Chen, W. F., "An elastic-fracture model for concrete," *ASCE Proc. 3d Eng. Mech. Div. Spec. Conf.*, 1979, pp.437~440.
12. Selby, R. G., "Three-dimensional constitutive relations for reinforced concrete," PhD Thesis, University of Toronto, Canada, Toronto, 1993.
13. Mirmiran, A., and Shahawy, M., "Behavior of Concrete Columns Confined by Fiber Composites," *J. Structural Engineering, ASCE*, Vol.123, No.5, 1997, pp.583~590.
14. Picher, F., Rochette, P., and Labossiere, P., "Confinement of concrete cylinders with CFRP," *Proc., 1st Int. Conf. on Composites in Infrastructure*, H. Saadatmanesh and M. R. Ehsani, eds., University of Arizona, Tucson, Arizona, 1996, pp.829~841.
15. Kawashima, K., Hosotani, M., and Hoshikuma, J., "A model for confinement effect for concrete cylinders confined by carbon fiber sheets," NCEER-NICEDE Workshop on Earthquake Engineering Frontiers in Transportation Facilities, NCEER, State University of New York, Buffalo, N. Y., 1997.
16. Elwi, A. A. and Murray, D. W., "A 3D hypoelastic concrete constitutive relationship," *J. Eng. Mech Div., ASCE*, Vol.105(EM4), 1979, 623~641.
17. Fam, A. Z. and Rizkalla, S. H., "Confinement model for axially loaded concrete confined by circular fiber-reinforced polymer tubes," *ACI Structural Journal*, Vol.98, No.4, 2001, pp.451~461.
18. Nanni, A. and Bradford, N. M., "FRP jacketed concrete under uniaxial compression," *Construction and Building Materials*, 1995, No.2, pp.115~124.

## 요 약

제안된 모델은 FRP 구속 콘크리트에 대한 압축거동 예측을 위한 것이다. FRP로 구속된 콘크리트의 모델링을 위하여, 3축 응력상태의 콘크리트 아탄성 구성관계를 제시하였다. FRP 구속에 따른 콘크리트 강도 증진은 3축 응력공간의 파괴기준에 따라 결정되며, 이에 대응하는 최대 압축변형률은 본 연구에서 제안된 변형률 증진계수로부터 결정된다. 따라서, 기존의 모델들이 하중단계에 관계없이 구속조건이 초기부터 파괴까지 일정하게 고려되는 반면에, 제안된 모델은 FRP로 구속된 콘크리트의 구속현상을 하중단계에 의존적인 비선형 관계로 제시하였다. FRP 층은 2차원의 적층된 복합재료의 해석에 기초하여 모델링되었다. 개발된 해석모델은 증분법에 의한 압축거동실험에 대한 해석을 수행할 수 있도록 하였다. FRP로 구속된 콘크리트 실린더의 대한 여러 연구자들의 실험 결과와 본 예측모델을 비교한 결과, 제안된 모델은 축방향 변형 뿐만 아니라 횡방향 변형을 포함하여 FRP 층으로 인한 콘크리트의 구속효과의 증진에 관한 거동 특성들을 잘 예측해 주었다.

**핵심용어 :** FRP 구속 콘크리트, 압축거동, 다축구성관계, 적층 복합재료