

# 섬유보강재로 전단보강된 RC보의 전단강도에측을 위한 해석모델에 대한 연구

A Study on the Prediction Model of Shear Strength  
of RC Beams Strengthened for Shear by FRP



심종성\*

Sim, Jong-Sung



오홍섭\*\*

Oh, Hong-Seob



유재명\*\*\*

Yu, Jae-Myung

## ABSTRACT

In this paper, an analytical model is proposed to predict the shear strength of RC beams strengthened by FRP. This predictional model is composed of two basic models—the upper bound theorem for shear failure (shear tension or shear compression criteria) and a truss model based on the lower bound theorem for diagonal tension criteria. Also, a simple flexural theory based on USD is used to explain flexural failure. The major cause of destruction of RC beams shear strengthened by FRP does not lie in FRP fracture but in the loss of load capacity incurred by rip-off failure of shear strengthening material. Since interfacial shear stress between base concrete and the FRP is a major variable in rip-off failure mode, it is carefully analyzed to derive the shear strengthening effect of FRP.

The ultimate shear strength and failure mode of RC beams, using different strengthening methods, estimated in this predictional model is then compared with the result derived from destruction experiment of RC beams shear strengthened using FRP. To verify the accuracy and consistency of the analysis, the estimated results using the predictional model are compared with various other experimental results and data from previous publications. The result of this comparative analysis showed that the estimates from the predictional model are in consistency with the experimental results. Therefore, the proposed shear strength predictional model is found to predict with relative accuracy the shear strength and failure mode of RC beams shear strengthened by FRP regardless of strengthening method variable.

Keywords : shear strengthening, predictional model, upper bound theorem, lower bound theorem, truss model, flexural capacity, interfacial shear-bonding stress

\* 정회원, 한양대학교 토목·환경공학과 교수

\*\* 정회원, 한양대학교 토목·환경공학과 박사과정

\*\*\* 정회원, 한양대학교 토목·환경공학과 석사과정

· 본 논문에 대한 토의를 2001년 2월 28일까지 학회로 보내 주시면 2001년 4월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

## 1. 서 론

최근 노후화된 철근콘크리트 부재에 대한 섬유 보강공법의 적용이 급격히 증가하고 있다. 휨 보강의 경우 보강기법별 보강효과에 대한 검증과 비교적 정확한 해석이 이루어지고 있으며, 특히 계면박리에 대한 연구가 활발히 진행되어 보강효과에 대한 정량적인 평가와 이를 고려한 효율적인 설계가 가능하게 되었다.<sup>(4,5)</sup> 반면 전단 보강의 경우에는 콘크리트 구조물의 특성상 휨 보강에 비하여 여러 변수들에 의한 복잡한 구조거동을 보이고 있기 때문에, 전단구간내에서의 모체 콘크리트와 보강재 사이의 부착특성 등과 같은 구조메카니즘은 완전히 규명되지 않은 상태이다. 특히 전단보강효과에 관한 실험적 연구 및 해석적 제안들이 발표되고 있으나<sup>(3~6)</sup> 아직까지는 특정시험변수들에 대한 전단거동예측 또는 시험에 기초한 경험식이 많은 것이 사실이다.

본 연구에서는 섬유보강재로 전단보강된 철근콘크리트 보의 전단강도 해석 및 파괴모드 예측을 보다 실제적이고 정량적으로 표현하기 위하여 상한해 이론(upper bound theorem)<sup>(7,12,13)</sup>과 하한해 이론(lower bound theorem)<sup>(9,12,14)</sup>에 기초한 예측모형을 구성하였다. 섬유보강재는 재료특성상 항복 후 충분한 연성과 강도를 유지한다고 볼 수 없다. 그러나 전단보강재로서의 섬유보강재의 파괴가 모체콘크리트의 면외작용으로 인하여 발생하고 보강재 자체의 특성보다는 모체 콘크리트와 보강재간의 박리메카니즘이 보강재에 의한 계면전단부착강도에 지배적이며 부재 파괴시 보강재는 파단되지 않으므로 소성학적인 접근이 가능하리라 판단된다. 본 연구에서는 소성 이론을 전단 보강재의 효과가 고려되도록 수정하여 예상 파괴모드에 따른 적합한 예측모형을 구성하였다. 또한 이러한 예측모형을 검증하기 위하여 문헌고찰을 통한 실험값과 비교·검증하였다.

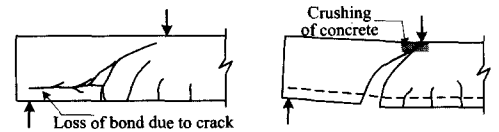
## 2. 전단파괴모드에 따른 예측

본 연구에서는 전단파괴모드에 따른 전단예측식을 구성하기 위하여 전단파괴형태를 전단경간비가 작은 경우에 발생하는 전단-압축 및 전단-

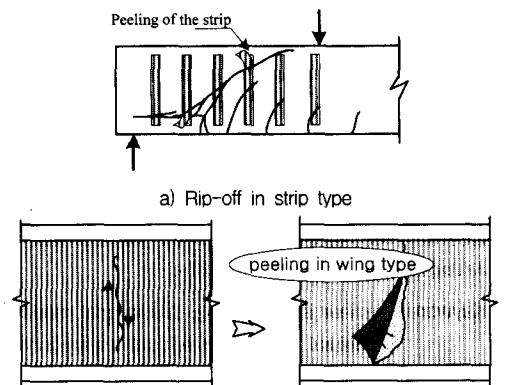
인장파괴모드에 대하여 상한해 이론을 적용하여 예측모형을 수정 제안하였다. 그러나 일정 전단경간비 이상인 철근콘크리트 부재의 경우에는 전단과 휨이 복합적으로 작용하기 때문에 상한해 이론에 의한 해석모형을 적용할 수 없다. 따라서 사인장 파괴에 대한 해석을 위하여 하한해 이론에 의한 예측 모형을 다음과 같이 구성하였다.

### 2.1 전단-압축 및 전단-인장파괴

일반 철근콘크리트 보는 전단경간비( $a/d$ )가 작은 경우 받침점과 가력점 사이를 잇는 경사균열이 발생하게 된다. 또한 경사균열의 진전과 함께 응력의 재분배가 발생되며 아치작용(arch action)에 의하여 전단하중에 대하여 저항하게 된다.<sup>(2,11)</sup> 아치작용에 의해 외력에 저항하던 보는 전단 파괴시 주철근의 정착파괴, 활렬(splitting) 및 다우웰(dowel) 파괴에 의한 전단-인장파괴 또는 콘크리트의 압괴에 의한 전단-압축파괴가 발생하게 된다.(Fig. 1 참고)



a) Shear-tension failure b) Shear-compression failure  
Fig. 1 Typical shear failures in short beams,  $a/d=1$  to 2.5



a) Rip-off in strip type b) Tear-off and rip-off in wing type  
Fig. 2 Shear failure with rip-off

전단보강재로 전단보강된 RC보의 경우 보강재는 전단균열의 발생단계에서 스테럽과 같이 작용되고 콘크리트면에서 발생한 균열을 제어한다.<sup>(3,5)</sup> 그러나 하중 증가와 함께 발생된 경사균열면 사이에서의 단차, 보강재 상·하단 불연속부의 응력집중현상, 특히 wing type 보강의 경우에는 보강재의 찢김과 이에 따른 보강재의 박리로 인하여 Fig. 2와 같이 보가 파괴된다.

## 2.2 상한해를 이용한 예측

본 연구에서는 비교적 작은 전단경간비를 갖는 전단보강된 철근콘크리트 보의 파괴상태를 표현하기 위하여 상한해(upper bound theorem)<sup>(7,10,12,13)</sup>를 적용한 소성이론에 보강재에 의한 하중저항능력을 첨가하여 예측모델을 구성하였다.

이때 보강재에 의한 전단보강효과를 고려하기 위해 다음과 같은 Neilsen과 Braestrup의 ①~④까지의 가정에 ⑤의 가정을 추가하였다.

- ① 콘크리트는 평면응력상태이며, 콘크리트의 파괴강도  $\nu f_{ck}$ 는 최대주응력 파괴기준에 따라 파괴되는 것으로 정의한다. 이때 콘크리트의 인장강도는 영으로 간주되며,  $\nu$ 는 유효강도계수이고  $f_{ck}$ 는 콘크리트의 압축강도이다.
- ② 철근은 완전-소성거동을 하며, 단지 축방향력에 저항한다.
- ③ 콘크리트의 압축력은 수평력  $C$ 로 작용되며, 주철근의 인장력은 수평력  $T$ 로 작용된다. 항복시,  $T = T_y$ 이다.
- ④ 스테럽은 스테럽이 부담할 수 있는 전단저항력을 제공하며, 스테럽의 응력  $f_s$ 는 항복시  $f_y$

에 도달한다.

- ⑤ 보강재는 보강재가 부담할 수 있는 전단저항력을 제공하며, 보강재에 의한 계면전단부착강도  $\tau_p$ 에 지배된다. 또한  $\tau_p$ 는 콘크리트와 보강재 사이의 전단부착특성에 지배된다.

Fig. 3은 상한해를 적용하기 위하여 전단보강된 보의 파괴상태를 가정한 것이다. 여기서 항복선은 보를 가로지르는 주 균열과 콘크리트 압괴 부분으로 구성되며  $x$ 축에 대하여 경사각  $\theta$ 을 이루고 있다. 보강재는 콘크리트와 보강재 사이의 전단응력을 통해 스테럽과 유사한 작용력을 발휘하며, 항복선을 따라 상대변위  $\delta$ 가  $x$ 축에 수직하게 발생한다. 항복선에 대한 수직 방향으로의 평형방정식을 구성하면 식(1)과 같다.

$$\begin{aligned}
 V &= V_c + V_s + V_p \\
 &= \frac{1}{2} \nu f_{ck} (1 - \cos \theta) \frac{b \cdot d}{\sin \theta} \\
 &\quad + \frac{A_v f_y}{s} d \cot \theta + V_p
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

여기서, 유효강도계수  $\nu$ 는 콘크리트 연화(softening)<sup>(2)</sup>를 고려하는 계수로 0에서 1 사이의 값을 가진다. 본 연구에서는 유효강도계수 적용에 있어서 복부폭이 보의 높이에 비하여 큰 시험체인 경우, Talyor가 제안한 0.4를<sup>(3,15)</sup> 그렇지 않은 경우에는 0.7을 사용하였으며, 이는 Neilsen과 Braestrup이 제안한 0.72에 근접하는 값이다.<sup>(2,10)</sup>

식(1)에서  $V_p$ 는 보강재에 의한 전단내력을 표현한 것으로 보강재의 박리에 의하여 보강재 자체의 항복강도를 발휘하지 못하는 것을 고려하였다. 즉, 보강재의 전단내력을 결정하는 것은 보강

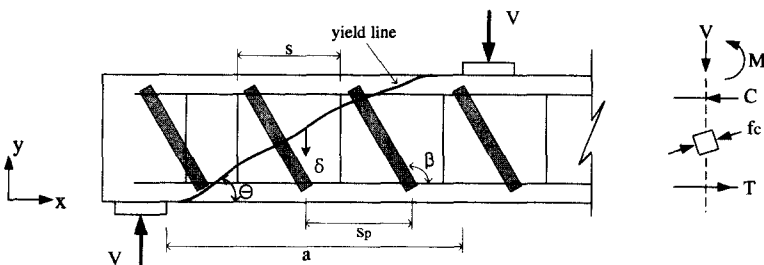


Fig. 3 Failure mode with web crushing criterion in shear of RC beams shear-strengthened by FRP

재 자체의 강도와 강성을 모체콘크리트에 전달시키는 계면의 전단부착강도인 것으로 판단된다. 따라서  $V_p$ 는 Fig. 4에서와 같이 콘크리트와 보강재 사이의 계면전단응력의 평균값으로 치환된  $\tau_p$ 의 함수로 표현하였다.

여기서 폭이 좁은 strip type의 보강재는 일차원 선요소로 간주된다. 따라서 전단응력  $\tau$ 는 Fig. 4a)에서와 같이 양 끝단에서 계면최대전단응력  $\tau_{max}$ 가 발생하고 북부에서는 0인 2차함수로 표현된다<sup>(6)</sup>. 이로부터 보강재의 전단내력은 계면전단응력의 평균적 의미인  $\tau_p$ 에 의해 인장력  $F_p$ 로 표현된다. 이때 보강재의 박리는  $\tau_{max}$ 가 계면전단강도  $\tau_{ult}$ 에 도달할 때 발생하는 것으로 가정하였다.

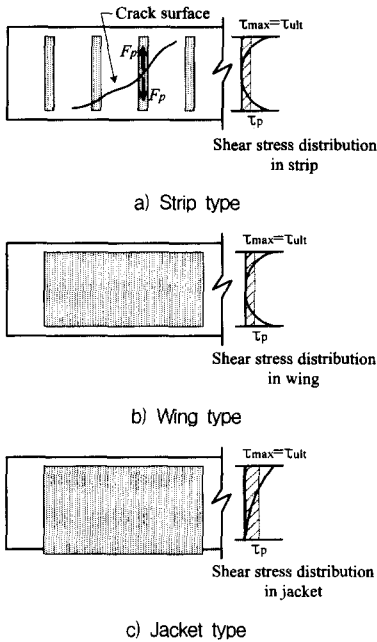


Fig. 4 Shear stress in each strengthening method

wing type의 경우 보강재는 strip type에서와 같은 전단응력의 분포를 보인다.<sup>(6)</sup> 그러나 Fig. 5에서 보이는 바와 같이 콘크리트의  $f_c$ 와  $f_2$ 가 보강매트릭스에서는  $f_{mx}$ 와  $f_{py}$ 로 작용되고 이중수평성분인  $f_{mx}$ 의 합으로 인해 보강매트릭스의 중앙에서 섬유방향의 직각방향으로 찢김이 발생하

게 된다((Fig. 2b) 참고). 섬유방향으로의 찢김은 양 단부로 전파되며 보강재의 박리로 이어진다. 즉, 보강재의 박리에 의해서 파괴가 발생되는 strip type과는 달리 wing type은 박리 이전의 찢김이 진전됨에 따라 인접한 보강면의 응력이 증가하게 된다. 따라서 이러한 보강재의 찢김-박리파괴로 인해 동일한 높이로 보강된 경우 wing type에서의  $\tau_p$ 는 박리파괴만이 발생하는 strip type의  $\tau_p$ 와 동일한 값을 기대할 수 없으며 오히려 감소하게 된다.

그러나 jacket type인 경우 보강매트릭스가 연속적이므로 Fig. 4c)와 같은 계면전단 응력분포를 보인다. 따라서 비록 wing type에서와 같은 부분적인 보강재의 찢김이 발생한다 하더라도 jacket type에서의  $\tau_p$ 는 양단을 가진 wing type의  $\tau_p$ 보다 큰 값으로 나타내게 되며  $\tau_{ult}$ 에서 보강재가 박리된다.

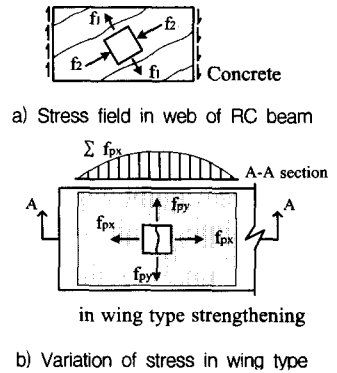


Fig. 5 Stress between concrete and wing

2차함수로 표현된 전단응력은 Fig. 6으로부터 다음과 같은 적분식을 이용하여  $\tau_p$ 로 정리된다.

$$\tau_p = \frac{\int_{-h/2}^{h/2} \frac{4\tau_{ult}}{h^2} x^2 dx}{h} \quad (2)$$

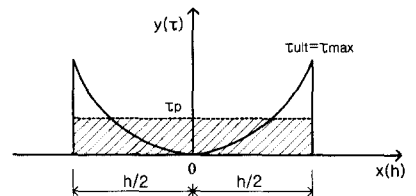


Fig. 6 Variation of shear stress

이러한 근거로부터  $V_p$ 를 표현하면 다음과 같다.  
strip type에 대해서,

$$V_p = \frac{2F_p}{s_p} d \cot \theta (\sin \beta + \cos \beta) \\ = \frac{2 \left[ \tau_p \left( \frac{t_s \cdot h_s}{2} \right) \right]}{s_p} d \cot \theta (\sin \beta + \cos \beta)$$

wing 또는 jacket type에 대해서,

$$V_p = 2F_p d \cot \theta (\sin \beta + \cos \beta) \\ = 2 \left[ \tau_p \left( \frac{h_w}{2} \right) \right] d \cot \theta (\sin \beta + \cos \beta)$$

여기서,  $\beta$ 는 보강방법이 strip type인 경우에는 보강재의 경사를, wing이나 jacket type인 경우에는 섬유 방향성을 나타낸다.

유도된  $V_p$ 를 고려한 식(1)을 전단응력항의 형태로 표현하면,

$$\frac{\tau}{\nu f_{ck}} = \frac{1}{2} (1 - \cos \theta) \frac{1}{\sin \theta} + \phi \cot \theta \quad (3)$$

와 같다<sup>(10,12)</sup>. 여기서,

$$\phi = \phi_1 + \phi_2$$

$$\phi_1 = \frac{A_v \cdot f_y}{b \cdot s \cdot \nu f_{ck}}$$

$$\phi_2 = \frac{V_p}{b \cdot \nu f_{ck}}$$

이다.

식(3)에 대하여 Nielsen과 Braestrup의 상한해를 적용하면 식(4)와 같다.

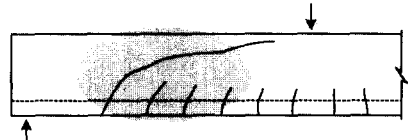
$$\phi < \frac{\sqrt{a^2 + d^2} - a}{2\sqrt{a^2 + d^2}} = \lambda \text{에 대해서,} \\ \frac{\tau}{\nu f_{ck}} = \frac{\sqrt{a^2 + d^2} - (1 - 2\phi)a}{2h} \quad (4a)$$

$$\lambda \leq \phi \leq \frac{1}{2} \text{에 대해서,} \\ \frac{\tau}{\nu f_{ck}} = \sqrt{\phi(1 - \phi)} \quad (4b)$$

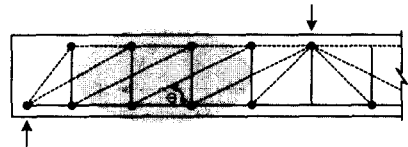
$$\phi > \frac{1}{2} \text{에 대해서,} \\ \frac{\tau}{\nu f_{ck}} = \frac{1}{2} \quad (4c)$$

### 2.3 사인장파괴

일반적으로 휨과 전단이 복합적으로 작용하는 전단경간비(a/d)가 2.0 이상의 철근콘크리트 보는 실제적인 보 작용(beam action)에 의해 전단력에 저항하게 된다. 이 경우 부재는 사인장균열이 발생하게 되고 내력의 재분배가 균열단면에서 일어나게 되어 Fig. 7과 같이 모델링할 수 있다<sup>(8)</sup>. 이때 파괴는 스티럽량이 상대적으로 적은 경우 사인장균열 사이의 스티럽 항복에 의해 일어난다. 이 경우의 트러스 모델은 Fig. 7(b)와 같이 콘크리트 압축대와 인장철근이 각각 상·하현재로 작용하고 스티럽과 콘크리트 압축장은 각각 수직재와 경사재로 가정할 수 있다.



a) Diagonal tension failure on intermediate length beams



b) Truss model for RC beams on the CEB-FIP

Fig. 7 Diagonal tension failure and truss analogy

보강재로 전단보강된 RC보의 보강재는 스티럽과 마찬가지로 트러스의 수직재로 가정된다. 전단보강재의 파괴는 앞의 전단파괴에서와 마찬가지로 균열면 사이에서의 단차 및 끝단의 응력집중에 의해 박리가 진행됨에 따라 일어난다. 따라서 극한 하중 상태 즉, 초기의 탄성 및 비탄성 변형이 이루어졌고 내력 재분배가 끝난 상태에서 파괴는 다음과 같이 일어날 것이다: 주철근과 스티럽의 항복, 균열에 수직인 방향으로의 주균열의 열림, 계면의 최대전단응력에 의한 박리 발생.

### 2.4 하한해에 근거한 트러스모델

Fig. 8과 같이 콘크리트에 경사압축력  $\nu f_{ck}$ 이

작용하고 이로 인해 스테럽과 전단보강재에서  $\psi_1$ ,  $\psi_2$ 가 작용할 때 복부의 응력상태를  $x$ - $y$ 좌표로 표현하면 다음과 같다.

$$\sigma_x = -\nu f_{ck} \cos^2 \theta \quad (5a)$$

$$\sigma_y = -\nu f_{ck} \sin^2 \theta + \nu f_{ck} (\psi_1 + \psi_2) \quad (5b)$$

$$\tau = \nu f_{ck} \sin \theta \cos \theta \quad (5c)$$

여기서, 식(5c)는  $\nu f_{ck} = \tau (\tan \theta + \cot \theta)$ 로 표현되고 이를 식(5b)에 대입하여  $\Sigma \sigma_y = 0$ 의 평형 조건(12)을 만족시키면,

$$\tau = \nu f_{ck} (\psi_1 + \psi_2) \cot \theta$$

이다.  $V = \tau / (b d)$ 이므로 부재의 전단강도는,

$$V = b d \cot \theta \nu f_{ck} (\psi_1 + \psi_2) \quad (6)$$

로 표현된다.

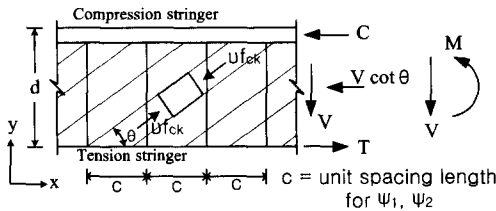


Fig. 8 Diagonal compression field in the web[Ref. 12]

Grob와 Thurilmann은 콘크리트 경사압축장의 각도  $\theta$ 를 제한해야 할 필요성에 대해서 설명한 바 있다. 즉, 운동학적(kinematic) 파괴모드를 고려했을 때 주철근이 항복되기 위한 충분한 내력의 재분배를 위해 하한(lower limit)이 필요하게 된다. 이에 대한 실험적 결과로  $\tan \theta > 0.5$ 인 하한이 선택되어 졌다.<sup>(9,10)</sup> 이로부터 식(6)에 의한 최대전단강도는,

$$V = 2 b d \nu f_{ck} (\psi_1 + \psi_2)$$

이고, 이를 무차원 형태로 표현하면,

$$\frac{\tau}{\nu f_{ck}} = 2 (\psi_1 + \psi_2) \quad (7)$$

이다.

또한 위에서 전술한 수식들은 보의 휨파괴가 가능한 부분에 적용될 수 있다. 즉, 전단경간이 충분한 크기를 가지고 있어 받침점이나 하중점으로부터의 응력교란이 야기되지 않는 부분에 적용될 수 있다. 따라서, 식(7)에 의한 전단강도 예측은 휨파괴가 예상될 수 있는 부분이나,  $a/d \geq 2.0$ 의 부분에서 적용될 수 있다.

본 연구에서는 보의 전단내력이 충분하여 휨 파괴될 경우를 고려하여 강도설계법에 의한 휨강도 평가를 고려하여  $a/d$ 에 따른 전단강도 예측모형을 구성하였다. 휨강도 평가를 위한 평형상태는 Fig. 9와 같다.

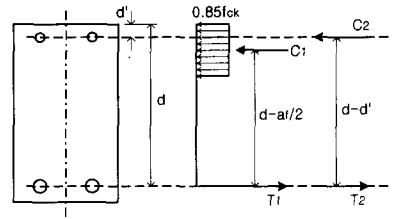


Fig. 9 Simplified sectional force equilibriums

$$M_u = T_1 \left( d - \frac{a_f}{2} \right) + T_2 (d - d')$$

이를 전단응력의 향으로 표현하면,

$$\frac{\tau}{\nu f_{ck}} = \frac{M_u}{a \cdot b \cdot d \cdot \nu f_{ck}} \quad (8)$$

이다. 여기서,  $a$ 는 등가응력블럭의 깊이,  $a$ 는 전단경간이고 하중재하는 4점 재하방식을 적용하였다.

### 3. 제안된 예측모델의 검증

본 연구에서 제안하고 있는 전단강도 예측모델의 검증을 위해 보강재로 전단보강된 RC보의 실험결과와 비교하였다.

#### 3.1 실험체 자원 및 파괴형상<sup>(5)</sup>

실험체의 콘크리트 압축강도는 재령 28일에서 347 kgf/cm<sup>2</sup>로 나타났다. 실험체의 배근에 사용된 주철근은 항복응력 4000 kgf/cm<sup>2</sup>인 D13, D16

철근이며, 스티럽을 사용하지 않고 보강재로 전단 보강되었다. 전단보강된 실험체는 무보강실험체의 전단강도에 약 2배 이상 되도록 고려하여 전단보강시 휨파괴가 억제될 수 있도록 하였다. 실험체의 단면은 25×25 cm이고 순경간은 각각 140 cm, 200 cm의 두 종류를 채택하여  $a/d$ 가 각각 1.7, 2.2가 되도록 하였다. 본 장에서 이용되고 있는 실험체는  $\tau_b$ 의 정량적인 추정이 가능한 CFS, CFRP 보강재를 사용하였으며 사용된 실험체 명과 실험변수는 Table 1에 나타내었다. 단면의 치수 및 배근상세는 Fig. 10과 같으며 Fig. 11에는 보강재료별 보강방법 및 게이지 부착위치를 나타내었다.

어느 경우에서든지 실험체의 파괴는 보강재의 박리가 주요한 원인인 것으로 나타났으며, 특히 wing type의 경우 보강매트릭스내에서 섬유에 수직한 방향으로의 찢김이 박리로 이어진 것으로 나타났다.

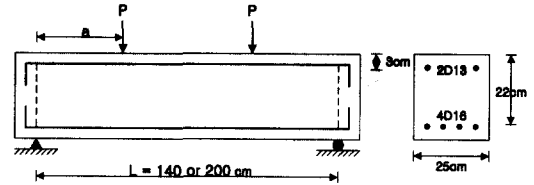


Fig. 10 Reinforcement details and loading scheme

Table 1 Details and designation of beams tested [Ref. 5]

	a/d	Stengthening method	Stengthening space	Beam designation
Control	1.7	—	—	CON-1
CFRP	1.7	wing type	—	CP1-VW
		90° strip type	1S(10 cm)	CP1-1VS
		45° strip type	1S(10 cm)	CP1-1DS
CFS	1.7	wing type(90°)	—	CS1-VW
		wing type(45°)	—	CS1-DW
	2.2	wing type(90°)	—	CS2-VW
		wing type(45°)	—	CS2-DW

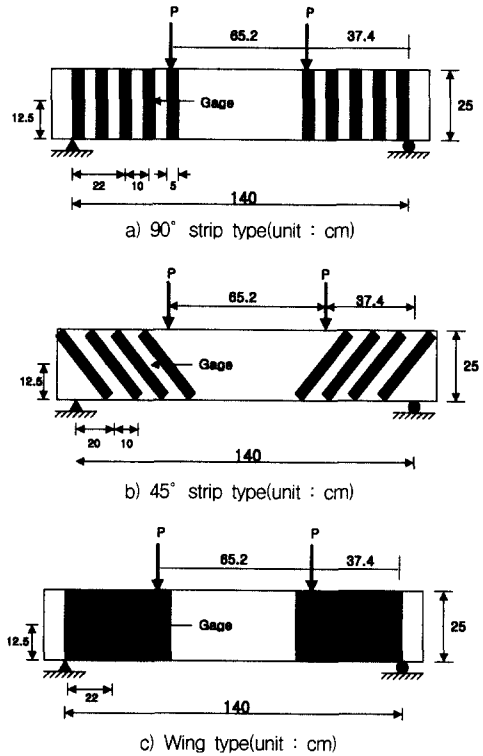


Fig. 11 Strengthening method

Fig. 12는 실험체의 균열 형상으로 모든 실험체에서 전단파괴양상을 보이고 있다. Control 보는 받침점과 가력점을 잇는 경사균열의 진전과 함께 전단파괴되었다.

CFRP로 보강된 실험체의 경우 모두 콘크리트를 물고 떨어지는 박리에 의한 전단파괴가 나타났다. 특히 CFRP를 45°로 보강한 CP1-1DS 실험체의 경우 전단균열은 CFRP에 의해 제어되어 가력점에서 받침점으로 진전되지 못했으며, 거의 가력점에서 수직하게 연결되는 양상을 보였다.

CFS로 보강된 실험체는 받침점과 가력점을 연결하는 전단균열을 따라 섬유방향에 수직한 방향으로 섬유가 찢어지면서 콘크리트를 물고 떨어지는 파괴가 일어났다.

### 3.2 제안된 예측모델의 적용 및 검증

제안된 예측모델을 이용한 해석을 수행하기 위하여 Table 1의 각 실험체에 대한  $\tau_b$ 를 Fig. 4와 Fig. 5를 근거로 보강재의 부착특성실험과 보

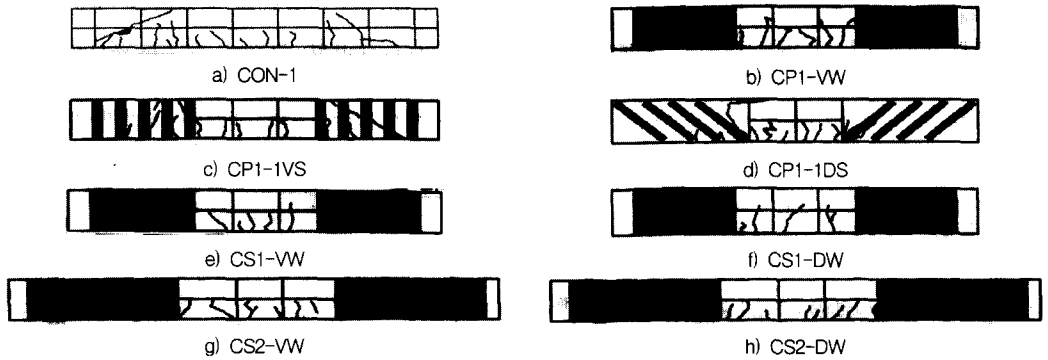


Fig. 12 Crack pattern of tested beams

강공법별  $\tau_p$ 의 증감 비율을 고려하여 계산하였다.

박철판 등<sup>(1)</sup>은 CFS의 부착특성실험을 부착폭 및 부착길이에 대하여 수행하였으며, 실험결과 CFS는 부착길이가 길어질수록 일정한 수렴값을 보이는 것으로 나타났다. 따라서 CFS strip type의 경우, 보강재의 폭에 비하여 보강재의 높이가 크므로 보강재에 의한 계면전단부착강도에 수렴값인  $\tau_p = 15 \text{ kgf/cm}^2$ 를 적용하였다.

대체로 CFRP는 접착재로 모르타르계를 사용하고 CFS는 에폭시계를 사용한다. 따라서 이러한 사용접착재 및 보강재 계면 특성 등을 고려하여 CFRP의  $\tau_p$ 는 JIS A 6203 기준에 의하여 실험적으로 밝혀낸 값인  $13 \text{ kgf/cm}^2$ 를 적용하였다.

wing type의 경우 CFS 및 CFRP에서의 보강재의 찢김으로 인한  $\tau_p$ 의 감소폭을 정량적으로 평가하기에는 어려움이 있다. 따라서 Al-Sulaimani et al<sup>(6)</sup>의 GFRP로 보강된 RC보의 전단강도에 대한 실험적 연구의 결과를 토대로 GFRP strip type과 wing type간의  $\tau_p$ 의 감소폭을 감안하여 CFS 및 CFRP의 wing type  $\tau_p$ 를 유추하였다. 또한 이 값을 검증하기 위해 wing type의  $\tau_p$ 에 대하여 식(2)를 이용하였다. 이를 근거로  $\tau_p$ 를 CFS wing type의 경우  $8 \text{ kgf/cm}^2$ 을, CFRP wing type의 경우  $6 \text{ kgf/cm}^2$ 을 적용하였다.

본 절에서 해석시 사용한 콘크리트 유효강도계수  $\nu$ 는 복부폭이 보의 높이에 비하여 큰 경우인 0.4를 적용하였다.

Table 2는 제안된 예측모델을 토대로 한 해석

값과 실험값을 비교한 결과를 나타낸다. 실험 대 해석의 형태로 표현된 예측모델의 정확도를 검토해 본 결과, 대체로 만족할 만한 예측이 이루어진 것으로 판단된다.

Fig. 13에는 본 장에서 사용한 실험체들의 전단강도 및 파괴모드 예측곡선에 실험결과를 도시하였다. 그림에서 plasticity는 식(4)의 상한해에 의한 예측곡선이고, truss는 식(7)의 하한해에 근거한 트리스모델에 의한 예측이며, flexural은 식(8)에 의한 예측곡선이다.  $a/d$ 가 비교적 작은 구간에서는 plasticity에 의해 전단파괴가 발생하는 것으로 예측되며, 대략  $a/d \geq 2$ 부터는 truss에 의한 사인장파괴가 발생하는 것으로 예측된다. 그러나 flexural에 의한 해석값이 plasticity와 truss의 값보다 작은 경우에는 휨파괴가 지배적인 것으로 예측된다. 이로부터 예측값과 실험값을 비교·고찰하면 해석된 모든 실험체에 있어서 전단강도 및 파괴모드 예측이 실험결과와 비교적 잘 부합되는 것으로 나타났다. 즉,  $a/d = 1.7$ 인 실험체는 plasticity에 의한 예측곡선에 도시되며,  $a/d = 2.2$ 인 실험체는 truss에 의한 예측곡선상에 도시되는 것을 알 수 있다. 또한 Fig. 13을 Fig. 12의 파괴형태와 비교하면 파괴모드 예측이 가능한 것으로 보인다. 이는 제안된 예측모델에서 사용한 보강재의 전단내력 평가식이 전단응력의 함수를 사용함으로써 실제 파괴형태를 잘 반영한 것으로 사료되고,  $\tau_p$ 의 추정이 비교적 적절했던 것으로 판단된다.

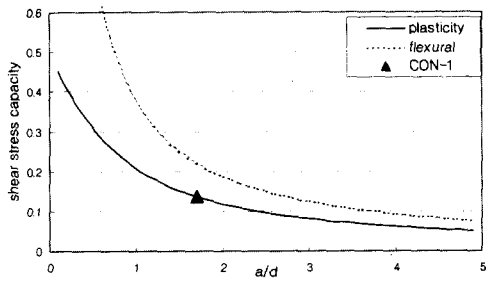


Table 2 Comparisons between predicted and experimental results

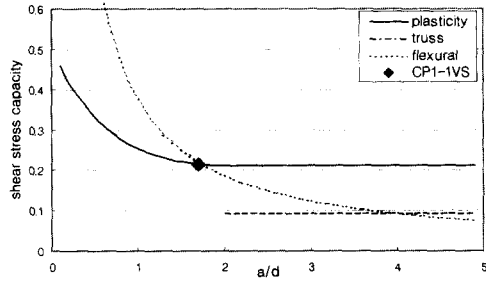
Designation	Experimental result(tonf)	Failure mode(exp.)	Predictional result(tonf)	Failure mode(pre.)	Exp./Pre.
CON-1	10.50	S	10.38	S <sup>(1)</sup>	1.01
CP1-VW	17.30	S	16.03	S <sup>(1)</sup>	1.08
CP1-1VS	16.30	S	16.49	S <sup>(1)</sup>	0.99
CP1-1DS	17.80	S	19.01	S <sup>(2)</sup>	0.94
CS1-VW	17.00	S	17.86	S <sup>(1)</sup>	0.95
CS1-DW	18.20	S	20.84	S <sup>(2)</sup>	0.87
CS2-VW	10.80	S	8.86	S <sup>(2)</sup>	1.22
CS2-DW	11.00	S	12.44	S <sup>(2)</sup>	0.88

(1) : shear tension or crushing failure

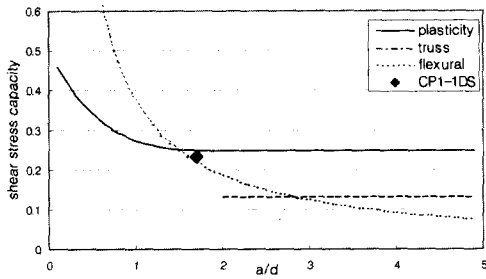
(2) : diagonal tension failure



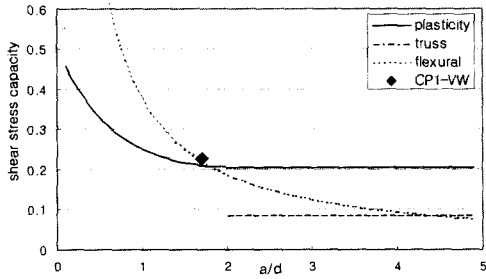
a) Control specimens



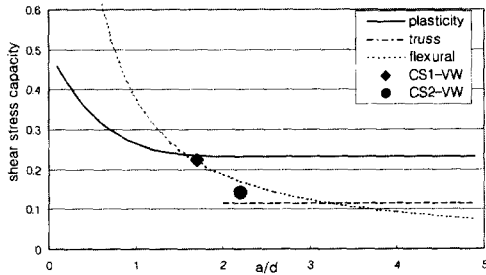
b) Vertical strip strengthened specimens(CFRP)



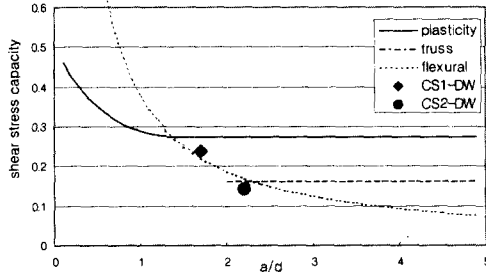
c) Diagonal strip strengthened specimen(CFRP)



d) Wing type strengthened specimen(CFRP)



e) Vertical wing strengthened specimens(CFS)



f) Diagonal wing strengthened specimen(CFS)

Fig. 13 Predicted and experimentally measured capacity of test beams

### 3.4 기존 연구결과와의 비교<sup>(4,6)</sup>

본 연구의 예측모델을 문헌조사한 다른 실험값들과 비교하였다. 본 절에서는 신성우 등<sup>(4)</sup>에 의해 수행된 탄소섬유슈트로 전단보강된 RC의 전단보강효과에 관한 실험값과 Al-Sulaimani et al.<sup>(6)</sup>에 의해 수행된 RC보의 GFRP전단보강에 관한 실험값을 사용하였다. 참고문헌 4와 참고문헌 6에서 사용된 실험체의 세부사항은 Table 3

과 같고 적용된  $\nu$ 는 복부폭에 대한 보의 깊이를 고려하여 참고문헌 4에서는 0.7을, 참고문헌 6에서는 0.4을 사용하였다. 본 연구의 예측모델과 문헌의 실험값을 비교·검토한 결과를 Table 4에 표현하였다.

참고문헌 4의 실험체 명(S-50-75-UT)에서 S는 전단(shear)를 의미하고 50은 전단보강철근비, 75는 탄소섬유보강비를, 그리고 UT는 U형 strip을 나타내고 있으나 U형 strip이라 할지라도 상단에서

Table 3 Details of other published data<sup>(4,6)</sup>

part	Concrete strength	Breadth	Effective depth	Stirrup ( $\rho_v$ )	Chord ( $\rho_w$ )	Flexural strengthening	Strengthening method		
							Strip	Wing( $h_w$ )	Jacket( $h_j$ )
Ref. 4	373	200	250	0~0.75	0.023	—	0~1.25	—	—
Ref. 6	414	150	113	—	0.02	3, 100, 2200	20, 150, 50	120	150

strength : kgf/cm<sup>2</sup>  
length : mm  
flexural strengthening :  $t_p, b_p, f_p$   
strip of I :  $t_s, h_s, s_p$   
strip of II :  $\rho_{cs}$

Table 4 Comparison of predicted failure loads and experimental results of other published data

Part	Beam designation	a/d	Strengthening method	Experimental result (tonf)	Failure mode(exp.)	Predictional result(tonf)	Failure mode(pre.)	Exp./Pre.
Ref. 4	S-0-0	3	control	8.15	S	9.27	S	0.88
	S-50-0	3	control(s)	13.45	S	13.19	S-M	1.02
	S-100-0	3	control(s)	15.10	M	13.19	M	1.15
	S-0-50-UT	3	90° strip	8.83	S	8.75	S-M	1.00
	S-0-75-UT	3	90° strip	10.60	S	9.79	S-M	1.08
	S-0-100-UT	3	90° strip	12.28	S	13.19	S-M	0.93
	S-0-125-UT	3	90° strip	13.30	S	13.19	S-M	1.00
	S-50-50-BT	3	90° strip(s)	14.50	M	13.19	S-M	1.10
	S-50-50-DT	3	45° strip(s)	14.95	S	14.62	S	1.02
	S-50-50-UT	3	90° strip(s)	14.15	S	13.06	S	1.08
Ref. 6	S-50-75-UT	3	90° strip(s)	15.23	M	15.01	S-M	1.01
	CO	3.54	control	3.52	S	3.14	S	1.12
	CP	3.54	control(f)	3.54	S	3.14	S	1.13
	SO	3.54	90° strip	4.23	S	4.91	S-M	0.86
	SP	3.54	90° strip(f)	4.20	S	4.91	S-M	0.86
	WO	3.54	wing	4.28	S	4.80	S-M	0.89
	WP	3.54	wing(f)	4.61	S	5.50	S	0.84
	JO	3.54	jacket	5.11	M	4.38	M	1.17
JP	3.54	jacket(f)	6.36	M	6.74	M	0.94	

f : beams repaired in flexure  
s : beams with stirrup

S : shear failure in smaller a/d  
S-M : diagonal tension failure

의 응력집중이 발생하므로 일반 strip과 같이 고려하였다. 참고문헌 4에서 사용한  $\tau_p$ 는 보강재의 부착특성실험<sup>(1)</sup>을 통해 얻어진 수렴값을 사용하였다.

참고문헌 6에서 C는 기준실험체를 의미하며 S는 보강재를 스테럽으로 보강한 경우, W는 wing type으로 그리고 J는 jacket type으로 보강한 경우이다. 각각의 보강방법들에 제시된 P는 보강재를 전단과 휨에 대해 적용한 실험체를 지시한다. 참고문헌 6의 해석수행에 위해  $\tau_p$ 는 Al-Sulaimani et al.이 제시한  $\tau_{ae}$  (strip, wing),  $\tau_{aj}$  (jacket) 등을 사용하였다. 이는 실험적인 결과로부터 유도된 값으로 strip type에서는 13 kgf/cm<sup>2</sup>, wing type에서는 8 kgf/cm<sup>2</sup>을, 그리고 jacket type의 경우 보강재가 기하학적으로 연속되어 있으므로 보강재가 최대전단강도를 충분히 발휘할 것을 고려하여  $\tau_{aj}$ 인 38 kgf/cm<sup>2</sup>을 사용한 것이다.<sup>(6)</sup> Table 4를 통해 제안된 예측모델에 의한 전단강도 해석은 비교적 만족스러운 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 14는 참고문헌 4, 참고문헌 5 그리고 참고문헌 6의 실험결과에 대한 예측결과에 대한 비교를 보인 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 제안된 예측모델에 의한 해석은 실험에 근접한 결과를 보이고 있음을 알 수 있다.

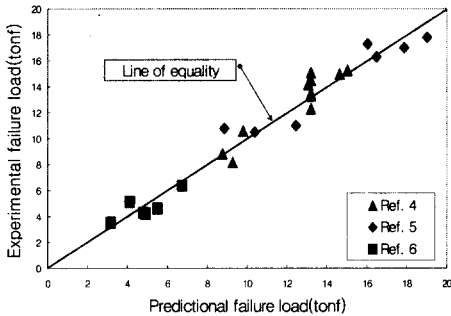


Fig. 14 Experimentally measured and predicted shear force at failure for test beams

#### 4. 고찰 및 결론

본 연구는 예측모델의 적용에 있어서  $\tau_p$ 를 부착특성실험과 접착재 각각의 강도특성, 접착면적에 대한 적분공식을 이용한 정량화 등을 이용하

여 유추하였다. 그 결과 약간의 오차는 있었으나 비교적 만족할만한 결과를 얻을 수 있었다. 그러나 단순한 부착특성 실험만은 전단응력의 올바른 표현이 이루어지지 않을 것이라 판단된다.

따라서 본 연구에서 제안한 전단강도 예측모델의 정확성을 확보하기 위해서 실제 전단 파괴형태를 제대로 표현할 수 있는 실험체로부터 전단 부착응력을 산출하는 것이 필요하다. 즉, 균열면을 가로질러 철근과 보강재가 있는 경우 인장력에 의한 전단부착메카니즘 규명 연구가 보강방법, 보강폭, 보강높이, 보강재료의 변수 등에 대하여 수행되어야 할 것이다. 이를 통해 보다 더 엄밀한 전단강도예측이 가능하리라 판단되며,  $a/d$ 에 따른 정량적인 전단보강설계가 이루어질 수 있으리라 사료된다.

본 연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) 섬유보강재의 전단강도발현은 보강재의 강도 뿐만 아니라 전단부착특성과도 연관이 있으며, 오히려 보강재와 콘크리트간의 전단부착특성이 더 지배적이라 판단된다.
- 2) 따라서, 제안된 전단해석모델은 전단응력의 함수로 보강방법, 보강방향에 따른 전단강도예측이 가능하도록 하였으며, 전단보강된 RC보의 정량적이고 합리적인 해석이 가능하도록 하였다.
- 3) 제안된 전단해석모델을 문헌고찰을 통한 실험값과 비교·검토한 결과 강도 및 파괴모드 측면에서 비교적 정확한 예측값을 보여주었다.
- 4) 그러나 보다 엄밀하고 정확한 예측을 위해 전단부착특성에 관한 추가적인 연구가 필요한 것으로 사료된다.

#### 참고문헌

1. 박철림, "한국카본 탄소섬유쉬트 보강보의 성능평가 실험," (주)대우건설기술연구소, 1997.
2. 윤영수, "철근콘크리트 보의 전단설계를 위한 개념과 배경," 한국콘크리트학회지, 제 8권 5호, 1996.10, pp.61~69.
3. 심종성, 김규선, "FRP로 보강된 RC보의 전단보강 효과 비교연구," 한국콘크리트학회지, 제 10권 4

- 호, 1998. 8, pp. 101~110.
4. 신성우, 반병렬, 이광수, "탄소섬유시트 보강부재의 구조성능연구," 한양대학교 공학기술연구소, 1998.
  5. "프리믹스형 보수재료를 적용한 R/C구조물의 보수 및 섬유보강공법 개발," 건설교통부, 1999.
  6. Al-Sulaimani et al., "Shear Repair for Reinforced Concrete by Fiberglass Plate Bonding," ACI Structural Journal, July-August, 1994, pp. 458 ~464.
  7. Braestrup, M.W., "Plastic Analysis of Shear in Reinforced Concrete," Magazine of Concrete Research, Vol. 26, No. 89, December 1974, pp 221~228.
  8. CEB-FIP Model Code 1990, Comite Euro International du Beton
  9. Grob and Thurlimann, B., "Ultimate Strength and Design of Reinforced Concrete Beams under Bending and Shear," IABSE Memories, Vol. 36-II, 1976, pp. 105~120.
  10. Lim, T. Y., "Shear and Moment Capacity of Reinforced Steel-Fibre-Concrete Beams," Magazine of Concrete Research, Vol. 39, No. 140, September 1987, pp 148~160.
  11. Macgregor, J.G., "Reinforced Concrete," Printice-Hall, 1997, pp. 187~189.
  12. Nielsen, M.P., "Limit Analysis and Concrete Plasticity-2nd Edition," CRC Press, 1999, pp. 373~401.
  13. Nielsen, M.P. and Braestrup, M.W., "Plastic Shear Strength of Reinforced Concrete Beams," Bygningsstatistiske Meddelelser, Vol. 46, No. 3, 1975 pp 61~99.
  14. Thurlimann, B., "Plastic Analysis of Reinforced Concrete Beams," IABSE Colloquium on Plasticity in Reinforced Concrete, Copenhagen, 1979, Introductory Report. Vol. 26, No. 89, Dec. 1974, pp 221~228.
  15. Tayler, R., "Some Aspects of the Problem of Shear in Reinforced Concrete Beams," Civil and Public Works Review, Vol. 58, May, 1963, pp 629~632.

## 요 약

본 논문에서는 전단보강된 RC보의 전단강도를 해석하기 위한 예측모델을 제안하였다. 예측모델은 전단(전단-인장 혹은 전단-압축)파괴모드에서는 소성모델을, 사인장파괴모드에서는 트러스모델을, 그리고 휨강도를 평가하기 위해 강도설계법에 의한 간편식을 사용하여 구성되었다. 섬유보강재의 전단보강효과를 적용하기 위하여 모체콘크리트와 보강재 사이의 계면전단응력이 고려되었다. 이는 전단보강된 RC보의 파괴의 주요요인이 보강재의 박리에 의한 급격한 내하력의 상실임을 반영한 것이다. 제안된 예측모델은 각각의 파괴모드별로 내하력을 평가할 수 있도록 하였으며, 이의 검증을 위해 실험된 시험체의 파괴하중 및 파괴모드와 비교·고찰되었다. 그 결과 제안된 예측모델은 비교적 정확한 해석 및 파괴모드를 예측하였다. 또한 보다 일관된 적용성을 고찰하기 위해 문헌조사를 통한 실험결과와 비교되었으며, 그 결과 비교적 일관된 적용성과 만족할 만한 정확성이 있는 것으로 나타났다.

(접수일자 : 2000. 3. 30.)