

## FRP로 보강된 철근 콘크리트보의 전단강도 예측 (II) - 모델 검증 및 변수연구 -

심종성<sup>1)</sup> · 박철우<sup>1)</sup> · 문도영<sup>1)\*</sup> · 심재원<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup> 한양대학교 토목환경공학과

(2004년 7월 10일 원고접수, 2005년 4월 15일 심사완료)

## Prediction of the Shear Strength of FRP Strengthened RC Beams (II) - Verification and parametric study -

Jong-Sung Sim<sup>1)</sup>, Cheol-Woo Park<sup>1)</sup>, Do-Young Moon<sup>1)\*</sup>, and Jae-Won Sim<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup> Dept. of Civil and Environmental Engineering, Hanyang University, Ansan, 425-791, Korea

<sup>2)</sup> Highway and Transportation Technology Institute, Hwasung, 50-5, Korea

(Received July 10, 2004, Accepted April 15, 2005)

### ABSTRACT

To evaluate the proposed shear strength models developed in a companion paper, the shear strengths of test specimens strengthened with FRP were predicted by ACI specification, and elsewhere. The advantage and disadvantage of the models were investigated by the comparisons with the test results. The characteristics and limitations of the existing model were investigated with respect to FRP types, strengthening methods, shear span to depth ratio and effective strength of FRP. The results of this parametric study showed that the proposed shear strength model is more accurate than other models.

**Keywords :** shear strength, FRP, RC beam, shear span to depth ratio, strengthening method

## 1. 서 론

본 연구에서 제안한 전단강도예측모델<sup>1)</sup>의 심도 있는 검증을 위하여 미국, 일본 등 선진국의 설계기준에 제시된 모델 및 최근 10년간 여러 연구자들에 의해 제안된 모델과의 비교·검증을 수행하였다. 설계기준의 경우 ACI<sup>2)</sup>, ENV<sup>3)</sup>, JSCE<sup>4)</sup>와 기존 연구자의 경우 Chen et al.<sup>5)</sup>, Khalifa et al.<sup>6)</sup>이 제안한 바 있는 FRP의 전단강도 예측모델을 심종성 등<sup>7)</sup>이 수행한 바 있는 실험에 적용하였으며, 결과를 제안된 모델과 비교·검토하였다. 또한 검증된 제안모델을 이용하여 전단 보강 두께, 보강방법 등에 따른 변수해석을 수행하였으며 결과를 통해, FRP로 전단 보강된 보의 거동을 고찰하였다.

## 2. 전단강도 모델의 적용 및 검증

본 장에서는 기존에 제안된 전단강도 예측 모델과 본 연구에서 제안한 전단강도<sup>1)</sup> 모델을 실험결과에 적용하고 비교함으로써 본 예측모델의 적용성을 심도 있게 고찰하고자 하였다.

## 2.1 개요

일반적으로 FRP로 전단 보강된 보의 전단강도는 일반 철근콘크리트 보와 유사하게 중첩의 원리를 적용하여 아래 식 (1)과 같이 표현된다.

$$V_n = V_c + V_s + V_{frp} \quad (1)$$

여기서,  $V_c$  및  $V_s$ 의 경우는 각 기준 및 제안모델에서 제안한 식을 사용하였으며, 본 논문에서는 각 기준에서 상기 식(1)의  $V_{frp}$ 의 산정방법에 대하여 제시하였다. 또한 각 모델의 해석결과 FRP로 전단 보강된 보의 전단강도( $V_n$ )를 본 논문에서 제안한 전단강도 예측모델 결과와 비교 고찰하였다.

## 2.2 기존 전단강도 모델의 고찰 및 적용

### 2.2.1 각국의 설계기준

현재 Chaallal, et al.<sup>8)</sup>이 제안하여 ACI 기준<sup>2)</sup>에 제시되어 있는 외부 부착된 FRP의 전단강도는 식 (2)와 같다.

\* Corresponding author

E-mail : dymoon@ihanyang.ac.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

$$V_{frp} = A_{frp} f_{frp} \frac{(\sin\beta + \cos\beta)d}{s_{frp}} \quad (2)$$

여기서,  $f_{frp}$ 는 FRP의 인장강도,  $A_{frp}$ 는 FRP 양단의 단면적,  $\beta$ 는 시계방향으로 측정된 섬유 방향,  $d$ 는 보의 유효깊이,  $s_{frp}$ 는 축방향 보강재의 간격이다.

이는 FRP를 철근 스티럽으로 간주하여 철근콘크리트 보의 전단강도 기여도와 유사하게 제시된 모델로서 FRP와 모체 콘크리트 사이의 충분한 부착강도가 발휘된다는 가정 하에 적용 가능한 식이다. 그러나 본 논문에서 제안한 식의 검증을 위하여 인용된 실험결과는 부착파괴 (debonding failure) 형태를 나타내고 있다. 이와 같은 파괴 모드의 차이는 전단파괴 강도의 차이를 발생시키므로 상기 식 (2)를 통한 파괴 강도의 평가는 실험결과에 비하여 크게 과대평가되는 문제가 있다. 이에 심중성 등<sup>7)</sup>은 실험상수로서 강도유효계수( $\alpha$ )를 제안하였다. 강도유효계수는 보강재를 외부 부착하는 경우 철근과 같이 콘크리트에 매입되어 있는 것이 아니므로, 이때 보강 재료의 원 강도를 모두 사용하지 못하는 점을 감안하여 제안된 방법이다. 강도유효계수의 결정은 상기 식 (1)에서 콘크리트의 기여도 ( $=0.53\sqrt{f_{ck}}bd$ , ACI의 경우)를 제외한 전단강도를 보강재와 스티럽이 가지는 전단강도에 대치시켜 산정한 바 있으며, 재료별, 전단 지간비 별로 제안한 바 있다. 또한 제안된 강도유효계수를 사용함으로써 본 논문에서 인용된 실험결과와 유사한 결과를 나타내고 있음을 발표한 바 있다.

**Table 1** Strength effective factor ( $\alpha$ )

Reinforcement	CFRP	CFS	GFRP
a/d=1.7*	0.039	0.232	0.340
a/d=2.2	0.027	0.129	-

\* a/d : shear span ratio

**Table 2** Comparison of calculated shear strength

Specimen	Strength <sup>7)</sup>	ACI <sup>2)</sup>	ENV <sup>3)</sup>	JSCE <sup>4)</sup>	Khalifaet. al. <sup>8)</sup>	Chen & Teng <sup>5)</sup>	Model <sup>1)</sup>
CP1VW	17.30	14.86	25.85	14.03	21.25	15.44	17.26
CP11VS	16.30	12.68	25.85	12.27	21.25	13.92	16.14
CP11DS	17.80	13.59	32.21	13.00	25.70	16.23	17.72
CP2VW	11.70	9.63	21.60	8.98	17.00	10.94	11.21
CP21VS	9.45	7.94	21.60	7.62	17.00	9.42	9.67
CP22VS	8.60	7.09	21.60	6.93	17.00	7.92	8.08
CS1VW	17.00	13.66	17.71	13.06	15.55	13.81	15.56
CS1DW	18.20	14.97	20.70	14.12	17.64	14.13	16.42
CS1VU	13.30	15.46	17.71	14.51	15.55	14.37	16.75
CS2VW	10.80	8.17	13.46	7.81	11.30	9.69	10.39
CS2DW	11.00	8.97	16.45	8.45	11.39	10.02	10.73
CS2VU	8.50	8.90	13.46	8.40	11.30	10.26	11.84
GPIVW	16.80	17.50	17.64	17.59	15.50	13.96	15.36
GPI1DW	18.00	20.40	20.60	20.52	17.57	14.37	15.81
GPIVU	17.70	21.48	17.64	21.61	15.50	14.61	16.78
GPIVS	13.20	13.99	17.64	14.04	15.50	12.88	14.17

제안된 강도유효계수는 다음의 Table 1에 제시하였다.

본 논문에서는 ACI 기준에 FRP 보강재의 기여분을 포함함에 있어서 이와 같은 부착의 문제를 고려할 수 없으므로 실험결과에 비하여 과대평가하는 것을 감안하여 상기 강도유효계수를 적용하여 평가하였으며, 이를 다음의 Table 2에 나타내었다. ENV<sup>3)</sup>에 규정되어 있는 FRP 전단강도 모델은 식 (3)과 같다.

$$V_{frp} = \frac{0.9}{\gamma_{frp}} \rho_{frp} E_{frp} \epsilon_{frp,e} b_w d (1 + \cot\beta) \sin\beta \quad (3)$$

여기서,  $E_{frp}$ 는 FRP의 탄성계수,  $\rho_{frp} = 2t_w/b_w$ 로 FRP의 보강비,  $t_w$ 는 두께,  $b_w$ 는 RC보의 폭,  $\gamma_{frp}$ 는 보강재에 따라 달라지는 부분 안전계수로 각각 1.15(CFRP), 1.20(AFRP), 1.25(GFRP)이며,  $\epsilon_{frp,e}$ 는 실험결과를 회귀분석한 결과로부터 도출된 FRP의 유효변형률로서 다음 식 (4)와 같이 표현된다. 해석 결과는 다음의 Table 2에 나타내었다.

0 ≤  $\rho_{frp} E_{frp} \leq 1$  GPa 일 경우

$$\epsilon_{frp,e} = 0.0119 - 0.0205 \rho_{frp} E_{frp} + 0.0104 (\rho_{frp} E_{frp})^2$$

1 GPa <  $\rho_{frp} E_{frp}$  일 경우

$$\epsilon_{frp,e} = -0.00065 \rho_{frp} E_{frp} + 0.00245 \quad (4)$$

JSCE<sup>4)</sup>는 보강재료의 종류에 따라 전단강도의 산정식을 달리 제안하고 있으며, 이 식은 트러스 모델에 기초한 형태를 취하고 있다.

$$V_{frp} = K \frac{A_{frp} f_{frp} (\sin\beta + \cos\beta)}{s_{frp}} \frac{z}{\gamma} \quad (5)$$

여기서,  $K$ 는 보강계수로서 유리섬유의 경우 1.0, 탄소섬유의 경우 0.8, 아라미드 섬유의 경우 0.4가 적용되며,  $\gamma$ 는 부재계수로서 1.15,  $z$ 는 압축응력 합력의 작용위치로부터

인장철근 도심까지의 거리이다. 그러나 본 식 (5)의 경우 상기 ACI 기준<sup>4)</sup>과 마찬가지로 FRP의 부착파괴(debonding failure)를 고려하지 못함으로 심중성 등<sup>7)</sup>에 의해 제안된 강도유�효계수를 적용하여 해석을 수행하였으며, 이를 다음의 Table 2에 나타내었다.

### 2.2.2 기존전단강도 예측모델

Khalifa, et al.<sup>6)</sup>은 Triantafyllou<sup>9)</sup>의 유효변형률 모델을 실질적으로 파괴형태를 고려치 않고 또한 실험값과 일치하지 않음을 밝히고 유효변형율비(effective strain ratio)를 이용해야 함을 제시하였다.

유효변형율비  $R = f_{frp,e} / f_{frp} = \epsilon_{frp,e} / \epsilon_{frp,rup}$ 로서 다음 식(6)과 같다. 또한 계산된  $V_{frp}$ 로부터 실험결과와의 일치를 위하여 0.7의 강도감소계수를 곱하여 산정할 것을 제안하였다. 해석결과는 다음의 Table 2에 나타내었다.

$$R = 0.5622(\rho_{frp} E_{frp})^2 - 1.2188\rho_{frp} E_{frp} + 0.778 \leq 0.50 \quad (6)$$

Chen과 Teng<sup>5)</sup>은 FRP로 전단보강된 구조체의 해석함에 있어 FRP의 부착강도가 충분하여 FRP 자체가 파괴되는 경우와 부착강도가 충분치 못하여 부착파괴(debonding failure)가 발생하는 경우의 두 가지로 나누어 해석을 시도하였다. 제안된 식은 다음의 식 (7)과 같다.

$$V_{frp} = 2f_{frp,e} t_{frp} w_{frp} \frac{h_{frp,e} (\cot\theta + \cot\beta) \sin\beta}{s_{frp}} \quad (7)$$

여기서,  $f_{frp,e}$ 는 최종 파괴시 발생하는 전단균열에 의해 교차되는 가상면에서의 보강재의 유효응력,  $t_{frp}$ 는 보강재의 두께,  $w_{frp}$ 는 스트립의 폭,  $s_{frp}$ 는 스트립의 간격,  $h_{frp,e}$ 는 유효높이,  $\theta$ 는 전단균열에 의해 발생하는 균열 각,  $\beta$ 는 보 축방향에서 시계방향으로 측정된 strip의 보강 각도 혹은 wing type과 U jacket type에서는 섬유방향으로 표현된다. 상기 식 (7)에서 유효높이( $h_{frp,e}$ )는 다음의 Fig. 1과 식 (8)을 통해 계산되며, strip이나 연속형의 시트 및 플레이트의 방향성을 고려하기 위하여 식 (9)를 사용하였으며, 각 변수는 다음의 Fig. 2와 같다.

$$h_{frp,e} = z_b - z_t \quad (8 a)$$

$$z_t = (0.1d + d_{frp,t}) - 0.1d = d_{frp,t} \quad (8 b)$$

$$z_b = [d - (h - d_{frp})] - 0.1d \quad (8 c)$$

식 (8.b)의  $d_{frp}$ 는 콘크리트 압축상단에서 FRP의 하한까지의 길이이다.

$$s_{frp} = \frac{w_{frp}}{\sin\beta} \quad (9)$$

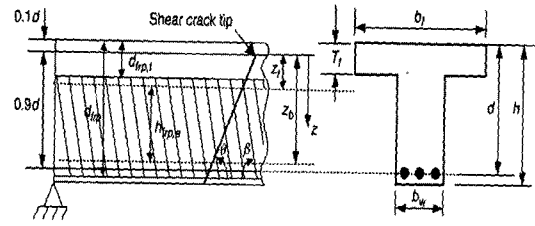


Fig. 1 Schematic diagram of shear strengthening

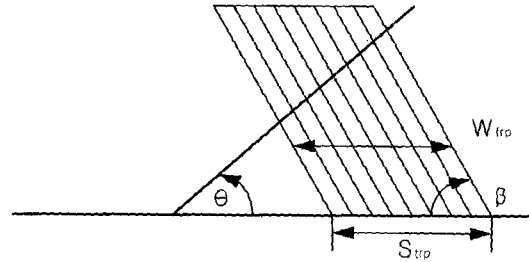


Fig. 2 Strengthening width for sheet or plate type

특히, FRP의 유효응력의 경우는 파괴형태에 따라 응력 분포가 다른 것으로 고려하여 다음의 식(10)과 같이 응력 분포계수(stress distribution factor)  $D_{frp}$ 를 적용하였다. 이때, FRP가 파괴되는 경우  $D_{frp} = \frac{1+\zeta}{2}$ 이 되며, 여기서  $\zeta = \frac{z_t}{z_b}$ ,  $f_{frp,max} = f_{frp}$ 로 적용된다. 또한 FRP의 부착파괴(debonding failure)에 의한 전단파괴인 경우 응력분포는 FRP의 콘크리트 사이의 부착에 의존하게 됨으로써 공칭 최대 부착길이비(normalized maximum bond length ratio)  $\lambda = \frac{L_{max}}{L_e}$ , 여기서 최대부착길이(maximum bond length)  $L_{max}$ 는 식 (11), 유효부착길이(effective bond length)  $L_e$ 는 식 (12)를 사용하였으며, 응력 분포계수  $D_{frp}$ 는 다음의 식 (13)과 같다.

$$f_{frp,e} = D_{frp} f_{frp,max} \quad (10)$$

$$L_{max} = h_{frp,e} / \sin\beta \quad (\text{U-jackets}) \\ = h_{frp,e} / 2\sin\beta \quad (\text{Side plates}) \quad (11)$$

$$L_e = \sqrt{\frac{E_{frp} t_{frp}}{\sqrt{f_c}}} \quad (12)$$

$$\lambda \leq 1 \text{에서, } D_{frp} = \frac{2}{\pi\lambda} \frac{1 - \cos(\pi/2)\lambda}{\sin(\pi/2)\lambda} \\ \lambda > 1 \text{에서, } D_{frp} = 1 - \frac{\pi - 2}{\pi\lambda} \quad (13)$$

또한 FRP 부착파괴인 경우 FRP의 최대응력은 식 (14)와 같이 결정하며,

$$f_{frp,max} = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{frp} \\ 0.427\beta_w\beta_L\sqrt{E_{frp}\frac{\sqrt{f'_c}}{t_{frp}}} \end{array} \right. \quad (14)$$

여기서,  $\beta_L$ 은 부착길이의 효과가 반영된 인자이며 식 (15)에 따라 결정된다.  $\beta_w$ 는 콘크리트에 대한 FRP 폭의 비율이며, 식 (16)과 같다. 해석결과는 다음의 Table 2에 나타내었다.

$$\lambda \geq 1 \text{에서, } \beta_L = 1 \quad (15)$$

$$\lambda < 1 \text{에서, } \beta_L = \sin(\pi\lambda/2)$$

$$\beta_w = \sqrt{\frac{2 - w_{frp}/(s_{frp}\sin\beta)}{1 + w_{frp}/(s_{frp}\sin\beta)}} \\ = \frac{\sqrt{2}}{2} \text{ (continuous sheets/plates)} \quad (16)$$

### 2.3 결과 고찰

상기 해석결과를 실험결과와의 비교 및 고찰을 위하여 실험결과에 대한 비(실험/예측비)로 나타내었으며, 다음의 Table 3와 Fig. 3에 나타내었다.

해석결과, ACI<sup>4)</sup>, JSCE<sup>10)</sup>의 설계기준에 제시된 전단강도 모델은 탄소섬유시트(CS) 및 탄소섬유판(CP)을 과소평가하는 반면, 유리섬유판(GP)은 과대평가하는 것으로 나타났다. 따라서 유리섬유인 경우 보수적인 설계를 위한 방안이 필요한 것으로 판단된다. 또한 ENV<sup>3)</sup>의 기준은 보강재의 유효변형률 개념을 도입함으로써, 각 보강재의 특성을 고려할 수 있게 함으로써 개선된 모델이지만, 해석결과

FRP의 전단강도를 과대평가하는 것으로 나타남으로써 실용성이 다소 부족한 설계가 될 수 있는 것으로 나타났다. 또한 Khalifa, et al.<sup>6)</sup>의 전단예측모델의 경우 이러한 유효변형률비와 전단감소계수를 도입하여 해석하였으나, 실험결과와의 비교결과 전반적으로 과대평가하는 경향이 있으며, 이는 유효변형률비의 한계 때문인 것으로 판단된다. Chen과 Teng<sup>5)</sup>의 전단강도 예측모델의 경우 CFRP의 전단강도를 유사하게 예측하고 있을 뿐 아니라 보강방법에 따른 다양한 접근법을 가지고 있어 기존의 예측 모델을 크게 개선한 것으로 나타났다. 그러나 FRP로 보강된 보에서의 전단균열각 산정의 어려움으로 인하여 통상의 설계 개념으로부터 45° 균열각을 채용하는 단점이 있다. 본 연구에서 제안한 전단강도 예측모델<sup>1)</sup>은 Chen과 Teng<sup>5)</sup>의 모델을 수정함으로써, 다른 전단강도 모델과 비교할 때, 실험결과와 상당히 유사한 결과를 나타내고 있는 것으로 나타났다.

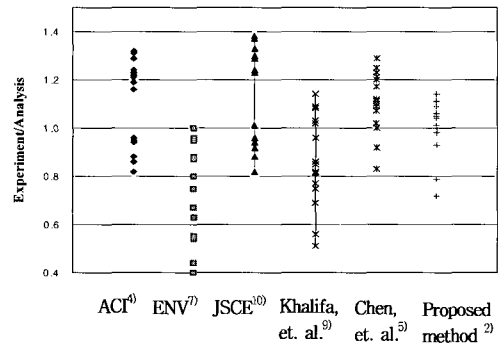


Fig. 3 Ratio of experimental results to predicted results

Table 3 Comparison of predicted and experimental results

Specimen	ACI <sup>2)</sup>	ENV <sup>3)</sup>	JSCE <sup>4)</sup>	Khalifaet. al. <sup>6)</sup>	Chen & Teng <sup>5)</sup>	Model <sup>1)</sup>
CP1VW	1.16	0.67	1.23	0.81	1.12	1.00
CP11VS	1.29	0.63	1.33	0.77	1.17	1.01
CP11DS	1.31	0.55	1.37	0.69	1.10	1.00
CP2VW	1.22	0.54	1.30	0.69	1.07	1.04
CP21VS	1.19	0.44	1.24	0.56	1.00	0.98
CP22VS	1.21	0.40	1.24	0.51	1.09	1.06
CS1VW	1.24	0.96	1.30	1.09	1.23	1.09
CS1DW	1.22	0.88	1.29	1.03	1.29	1.11
CS1VU	0.86	0.75	0.92	0.86	0.92	0.79
CS2VW	1.32	0.80	1.38	0.96	1.11	1.04
CS2DW	1.23	0.67	1.30	0.82	1.09	1.06
CS2VU	0.95	0.63	1.01	0.75	0.83	0.72
GP1VW	0.96	0.95	0.96	1.08	1.20	1.09
GP1DW	0.88	0.87	0.88	1.02	1.25	1.14
GP1VU	0.82	1.00	0.82	1.14	1.21	1.05
GP1VS	0.94	0.75	0.94	0.85	1.02	0.93
MEAN	1.1131	0.7188	1.1568	0.8522	1.1078	1.0084
S. D.	0.1694	0.1792	0.1912	0.1851	0.1183	0.1086

### 3. 변수연구 및 고찰

본 장에서는 본 연구에서 제안한 전단강도 예측 모델<sup>1)</sup>을 통하여 보강변수에 따른 전단강도의 영향을 평가하였다. 일반적으로 FRP로 휨 보강된 경우 보강변수에 따른 휨 강도의 영향은 접착면적의 직접적 인자인 폭이나 길이, 두께 등이 증가함에 따라 증가하게 되는 양상을 보인다. 그러나 전단보강된 경우 앞에서 열거한 인자들의 변화뿐만 아니라 보강량이 동일한 경우라 할지라도 strip type에서는 FRP의 보강방향, wing type에서는 FRP의 방향성에 따라 결과가 다른 양상이 나타나게 된다.

따라서 본 연구에서는 FRP 배치각 및 방향성, 두께, 폭, strip type에서의 간격을 변수로 하여 전단강도에 미치는 영향을 고찰하였다.

#### 3.1 보강 겹수에 대한 영향

보강 겹수에 대한 전단강도의 영향을 고찰하기 위하여 Wing type 전단 보강된 CFRP, CFS 및 GFRP 보강재에 대한 해석을 수행하였다.

Fig. 4에 나타낸바와 같이 FRP두께가 각각 1ply에서 3ply로 변화될 때 전단강도는 계속 증가되지만 그 증가폭은 차츰 감소하는 것으로 나타났다. 특히 강성이 큰 CFRP로 보강된 경우의 전단강도 증가는 저탄성재료인 GFRP 및 시트계열의 CFS에 비해 작게 나타남을 알 수 있다. 이는 FRP와 콘크리트 모체 사이의 유효용력을 나타내는 응력분포계수가 작은 값을 가지게 됨으로서 나타나는 결과이며, 일반적으로 강판 및 CFRP와 같은 보강재료로 휨 보강된 경우 단부박리가 발생한다면, 보강두께가 계속 증가될 경우에 시험체의 파괴하중은 오히려 감소하게 되는 기존 연구<sup>10)</sup>와도 유사한 결과이다.

#### 3.2 보강폭에 대한 영향

CFRP strip 보강재의 폭에 대한 영향을 고찰하기 위하여 변수연구를 수행하였다. 다음의 Fig. 5 (a)는 CFRP 및 GFRP strip 보강재의 폭의 변화에 따른 전단강도를 심중성 등<sup>3)</sup>의 실험결과와 비교하였다. 해석시 strip 간격은 실험에서와 같이 100mm를 사용하였다. Fig. 5 (a)에 나타난 바와 같이 FRP폭이 증가할수록 전단강도는 증가하는 양상을 보이고 있으며 일정 폭, 즉 100mm 이상 증가될 경우, 전단강도 증가치는 차츰 줄어드는 것으로 나타났다. 따라서 본 인용 실험과 같은 조건의 경우 즉, 시험체의 폭이 15cm 일 때, 전폭의 2/3에 해당하는 정도의 보강폭이 최적의 전단강도의 발현과 시공성 측면에서 유리한 것으로 판단된다. 다음의 Fig. 5 (b)는 전단지간비가 다른 경우 CFRP strip 보강재의 폭에 따른 해석결과와 실험결과

를 비교하여 나타내고 있으며, 전단지간비가 1.7인 경우가 2.2인 경우 보다 폭의 증가에 따라 전단강도의 미소한 증가추세가 나타나고 있다. 이는 전단지간비가 상대적으로 적기 때문에 보강폭의 증가에 따른 보강효과가 다소 발현되는 것으로 볼 수 있으나, 그 정도가 매우 적다.

#### 3.3 보강재의 간격에 대한 영향

strip 전단 보강형태인 경우 보강재의 간격에 대한 전단강도의 영향을 고찰하기 위하여 해석을 수행하였다.

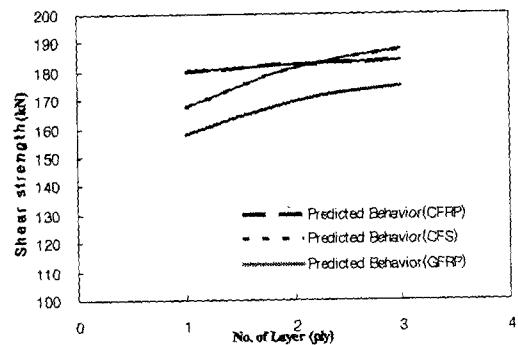
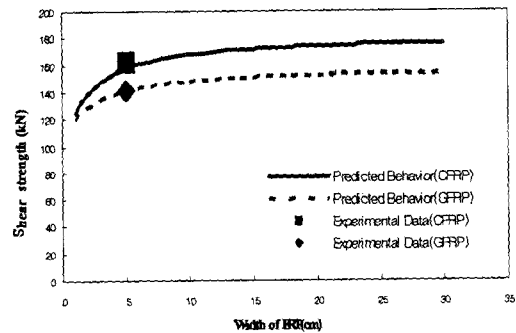
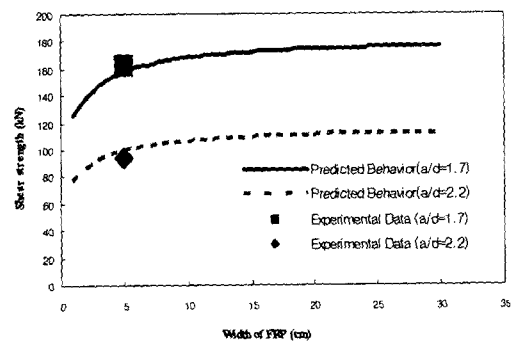


Fig. 4 Effect of number of FRP layer on shear strength (wing type)

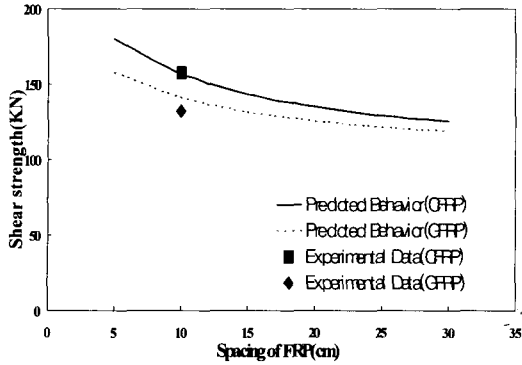


(a) Strengthening material

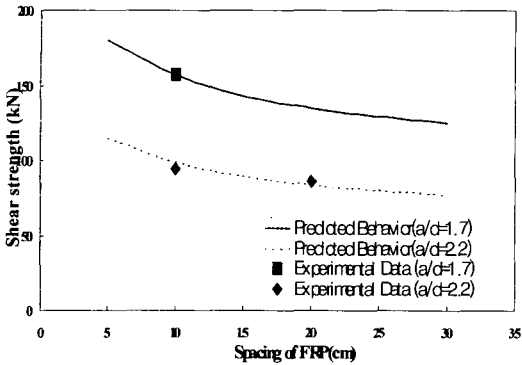


(b) Shear span to depth ratio

Fig. 5 Effect of FRP width on shear strength (strip type)



(a) Strengthening material



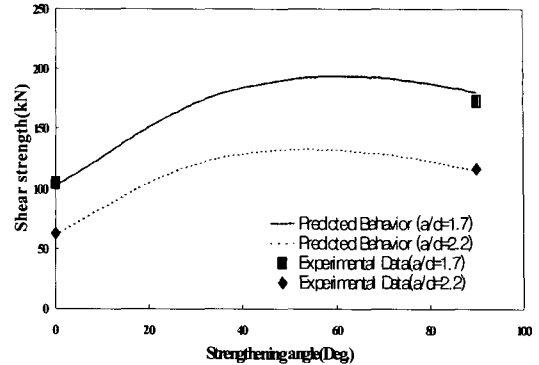
(b) Shear span to depth ratio

Fig. 6 Effect of spacing of FRP on shear strength (strip type)

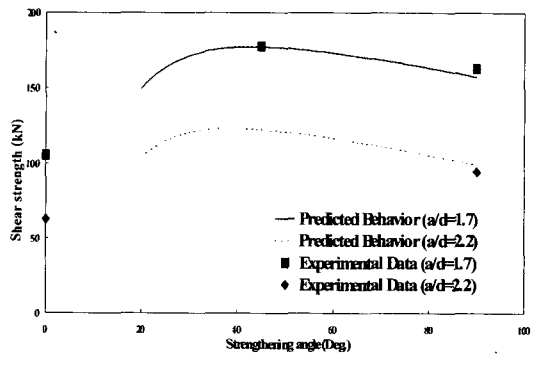
Fig. 6은 strip 보강형태의 경우 보강재의 보강 간격에 따른 전단강도의 변화로서 이 경우 strip의 폭은 본 논문에서 인용한 실험<sup>7)</sup>에서와 같이 5mm를 사용하였다. Fig. 6(a)에 나타난바와 같이 보강재의 간격이 증가할수록 전단강도는 감소하는 양상을 보이고 있으며 일정 간격 이상 증가될 경우, 전단강도 감소경향이 차츰 줄어드는 것을 확인할 수 있다. Fig. 6 (b)는 CFRP strip 보강재의 간격에 따른 해석결과와 실험결과를 비교하여 나타내고 있으며, 상기 보강폭에 대한 영향과 유사한 경향을 나타내고 있다.

### 3.4 보강재의 방향에 대한 영향

CFRP로 전단보강시 보강재의 섬유방향에 따른 영향을 고찰하기 위하여 해석을 수행하였다. Fig. 7은 FRP보강 방향에 따른 전단강도의 변화로서 wing type의 경우는 FRP 방향성을 나타내는 값으로 0°~90°, strip type의 경우는 FRP 배치각을 나타내는 값으로 20°~90°를 사용하였다. 해석결과 wing 및 strip 보강형태에 관계없이 FRP 방향성 및 배치각에 따라 전단강도 기여도는 달리 나타나게 되는 것을 알 수 있으며, wing type에서는 대략 54°~61°, strip type에서는 대략 39°~43°로 보강시 최대전단내력을 가질 것으로 판단된다.



(a) Wing strengthening type



(b) Strip strengthening type

Fig. 7 Effect of angle of FRP on shear strength (CFRP)

## 4. 결 론

본 연구에서는 심중성 등<sup>7)</sup>이 수행한 FRP로 보강된 보의 전단실험에 기존 및 제안된 전단강도 예측모델을 적용하여 해석을 수행하였으며, 각 모델의 해석결과를 비교, 검토함으로써 본 제안 모델의 심도 있는 검증이 수행되었다. 또한 FRP 전단 보강방법이 전단강도에 미치는 영향을 변수연구를 통해 고찰하였다. 다만 본 해석이 매우 제한적인 실험결과를 통해 검증된 만큼 더욱 엄밀한 모델개발을 위해서는 다양한 실험을 통한 추가적인 검토가 요구된다.

- 1) 기존 전단강도 모델과 본 제안모델과의 해석결과를 비교함으로써, 본 제안모델이 보강재의 부착과 및 다양한 보강재료, 보강방법, 전단 경간비 등에 대해 효과적으로 적용할 수 있는 모델임을 확인하였다.
- 2) FRP 보강 계수가 전단강도에 미치는 영향을 고찰한 결과, 보강 계수가 증가할수록 전단강도는 증가하는 경향을 보이지만 증가 정도는 계수가 증가할수록 점차적으로 감소하는 것으로 나타났다.
- 3) FRP strip 전단보강의 경우 보강재의 폭이 전단강도에 미치는 영향을 고찰한 결과, 보강재의 폭이 부재 폭에 약 2/3 정도인 것이 가장 유리한 것으로 나타났다.

- 4) FRP 전단 보강시 보강재의 방향이 전단강도에 미치는 영향을 고찰한 결과, wing type 보강의 경우 대략 54° ~ 61°, strip type 보강의 경우 39° ~ 43°인 경우 최대 전단내력을 가지는 것으로 나타났다.
- 5) 본 해석 모델 및 변수해석결과는 콘크리트구조물의 전단 보강시 적절한 전단방법을 도출하기 위한 기초적인 자료로 활용이 가능한 것으로 판단된다.

### 감사의 글

본 연구는 건설교통부의 지원에 의한 “프리믹스형 보수 재료를 적용한 R/C 구조물의 보수 및 섬유보강공법 개발” 연구의 일환으로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

### 참고문헌

1. 심중성, 오홍섭, 문도영, 박경동 “FRP로 보강된 철근콘크리트보의 전단강도 예측(I)-전단강도 예측 모델제안 및 검증”, 콘크리트학회논문집, 17권, 3호, 2005, pp. 343~351.
2. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-05) and Commentary (318RM-05)*, American Concrete Institute, Sep. 2005, pp.147~150.

3. ENV 1992-1-1, *Eurocode 2: Design of concrete structures, Part I: General Rules and Rules for buildings*, CEN, Brussels, Belgium, 1991, pp. 153.
4. 日本土木學會, *コンクリートの構造物補強指針(案)*, 日本土木學會, 1999, pp.6~36, 121pp.
5. Chen, J. F. and Teng, J. G., “Shear Strengthened RC beams : FRP Debonding”, *Construction and Building Materials*, Vol.17, 2003, pp.27~41.
6. Khalifa, A., Gold, W. J., Nanni, A., and Aziz, A. “Contribution of externally bonded FRP to shear capacity of RC flexural members”, *Journal of Composites for Construction*, ASCE, Vol.2, No.4, 1998, pp.195~203.
7. 심중성 외 다수, “프리믹스형 보수재료를 적용한 R/C구조물의 보수 및 섬유보강공법개발”, 건설교통부, 1999.
8. Chaallal, M. J., Nollet, M. J., and Perraton, D., “Strengthening of Reinforced Concrete Beams with Externally Bonded Fibre-Reinforced-Plastic Plates: Design Guidelines for Shear and Flexure”, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol.25, No.4, 1998, pp. 692~704.
9. Triantafillou, T. C. and Fardis, M. N., “Strengthening of Historic Masonry Structures with Composites Materials”, *Materials and Structures*, Vol.30, 1997, pp. 486~496.
10. 김규선, “보강판으로 성능개선된 철근콘크리트보의 초기파괴거동에 관한 연구”, 한양대학교 박사학위논문, 1998, pp. 45~85.

### 요 약

본 연구에서 제안한 바 있는 전단강도 모델<sup>2)</sup>의 효용성을 평가하기 위하여 미국, 일본, 유럽 등 선진국의 설계기준 및 여러 연구자들에 의해 제안된 전단강도 모델을 FRP로 전단 보강된 보의 실험에 적용하였다. 또한 제안된 모델을 포함하여 각 모델의 장점 및 단점을 실험결과와 비교를 통하여 분석하였다. 그 후에 FRP 보강방법, 즉, 보강재종류, 보강재 부착 방향, 보강량 및 보강재 폭 등이 전단보강효과에 미치는 영향에 대한 변수연구를 수행하였다. 해석결과, 본 연구에서 제안된 모델을 통하여 비교적 정확한 전단강도 예측이 가능한 것으로 나타났다.

**핵심용어** : 전단강도, FRP 보강재, 변수연구, 보강방법