

기존 원형교각의 휨성능 개선을 위한 FRP활용 내진보강

Seismic Retrofit of Existing Circular Bridge Columns Using FRP for Flexural Performance Enhancement

권태규* 최영민** 황윤국*** 윤순중****
Kwon, Tae Gyu Choi, Young Min Hwang, Yoon Kook Yoon, Soon Jong

ABSTRACT

This paper presents the analytical results on the seismic retrofit of circular bridge columns with poor lap-splice details using FRP jacket. The as-built column suffered brittle failure due to the deterioration of lap-spliced longitudinal reinforcement without developing its flexural capacity or ductility. The retrofitted columns using FRP jacket showed significant improvement in seismic performance due to FRP's confinement effect. FRP's confinement effect is predicted by the classical elasticity solution for the laminated circular tube manufactured with several layers, and induces the flexural failure instead of bondslip failure.

1. 서론

최근 세계적으로 지진 활동이 다시 활발해지고 있고 그에 따른 피해 또한 심각하다. 이에 따라, 국내에서도 내진설계개념이 설계에 반영되기 시작하였으며, 1992년 AASHTO의 내진규정을 기본으로 내진설계규정이 도로교표준시방서에 도입되었다. 1997년 내진설계기준이 제정, 발표되었고, 2000년도에 개정된 도로교설계기준에서는 이 내용을 일부 반영한 새로운 내진설계요건을 추가하였다.

이러한 내진설계규정은 신설된 교량에 적용되고 있으므로 내진설계규정의 도입 이전에 건설된 교량은 지진에 대한 영향을 고려하지 않고 설계, 시공되었을 뿐만 아니라 공용연수의 증가에 따라 콘크리트 교각에 열화손상이 많이 진행되어 내진성능을 제대로 발휘하지 못할 것으로 의심되고 있다. 따라서 기존의 설계기준에 의해 시공된 교각은 적절한 내진보강을 통해 교량의 내진안전성을 확보하여야만 한다. 지진이 발생할 경우 교량의 교각에 예상치 못한 손상이 발생하게 되며, 이는 직접적 피해 뿐만 아니라 교량의 재건설로 인한 경제적, 사회적 손실이 예상되고 있다. 내진성능향상을 위한 보수보강공법으로 강판보강법이 개발되었으나 최근에는 섬유보강복합재(FRP; Fiber Reinforced Plastics)를 사용한 보수보강공법이 여러 가지 재료적 장점(고내구성, 고비강성 및 강도, 내부식성 등)으로 인해 개발, 사용되기 시작하였다.

Matsuda(1990)는 일방향 카본섬유쉬트로 소성현저 구간을 감싸는 방식의 연구를 하였으며, Priestley 등(1991, 1993)은 경제성이 뛰어난 E-glass섬유쉬트를 사용한 실험을 하였다. Xiao 등(1997)은 기성 복합재료관을 이용한 원형교각의 내진보강에 대해 연구하였다.

지진이 발생할 경우 철근콘크리트 교각의 파괴모드는 형상비(높이/지름)에 따라 휨파괴, 휨-전단파

* 정희원, 홍익대학교 건설도시공학부 석사과정

** 정희원, 한국건설기술연구원 선임연구원

*** 정희원, 한국건설기술연구원 수석연구원

**** 정희원, 홍익대학교 건설도시공학부 부교수

피, 전단파괴로 나눌 수 있다. 휨파괴는 지진으로 인해 발생한 휨응력이 부재의 항복강도를 초과하여 소성힌지가 발생한 후 추가 하중저항능력을 상실한 상태에서 계속 변형이 발생하는 파괴모드이다. 주로 형상비가 큰 교각에서 발생하는 파괴형태이다. 휨-전단파괴는 휨 항복이후 전단강도가 저하되어 전단파괴가 발생하는 파괴모드이고, 전단파괴는 지진에 의한 전단응력이 전단강도를 초과하여 급격한 취성파괴가 일어나는 파괴모드로서 형상비가 작은 교각에서 주로 발생한다. 휨파괴인 경우에도 교각과 기초의 접합부에서 주철근의 겹이음길이에 따라 파괴형태가 달라진다. 즉, 겹이음길이의 확보가 부족하여 휨파괴에 이르지 못하고 급격한 부착파괴에 이르는 경우와 겹이음길이가 충분하여 부착파괴가 일어나지 않고 휨파괴에 이르는 경우이다(김궁환, 2000).

본 연구에서는 지진이 발생할 경우 교각에 발생할 수 있는 여러 가지 파괴모드 중 먼저, 우리나라 교각의 상당 부분을 차지하고 있는 큰 형상비의 교각에서 발생할 수 있는 소성힌지에서의 부착파괴에 의한 취성파괴를 방지하기 위해 FRP 원통관의 구속력을 이용하는 보강기법을 제시하였다. 즉, 섬유적층수, 섬유배향각, 체적비, 재료의 역학적 성질 등과 같은 매개변수에 의해 결정되는 FRP 구속력으로 부착파괴응력을 증가시키는 보강기법에 대한 이론식을 제안하였다.

2. 이론식의 유도

본 연구에서는 Xiao 등(1997)의 연구를 바탕으로 이를 보다 일반적으로 개선한 이론식을 제시하였다. 즉, 기존의 연구는 FRP 원통관의 구속력을 계산하는데 있어서 보강재료의 시편실험을 통해 실험적으로 구한 원주방향의 대표적인 탄성계수(E_f)를 사용하였으나, 본 연구에서는 FRP 원통관의 구성재료인 적층판의 섬유방향과 섬유직각방향의 역학적 성질(탄성계수, 포아송비 등)과 섬유적층수, 배향각, 섬유체적비 등을 복합적으로 고려한 이론적인 적층원통관의 이론식을 유도하여 제시하였다.

2.1. 단층 탄성해석

원통관의 길이방향 축을 x 축으로 하는 원통좌표계(x, θ, r)(그림 1 참조)를 사용하여 변위를 나타내면 축방향 변위 $u(x, \theta, r)$, 접선방향 변위 $v(x, \theta, r)$, 반경방향 변위 $w(x, \theta, r)$ 를 이용하여, 변형률-변위관계를 나타내면 다음과 같다(Herakovich, 1998).

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}, & \epsilon_\theta &= \frac{1}{r} \left(\frac{\partial v}{\partial \theta} + w \right), & \epsilon_x &= \frac{\partial w}{\partial r}, \\ r_{\theta r} &= \frac{1}{r} \left(-\frac{\partial w}{\partial \theta} - v + r \frac{\partial v}{\partial r} \right), & r_{xr} &= \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial w}{\partial x} \right), & r_{\theta x} &= \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} \right) \end{aligned} \quad (1a,b,c,d,e,f)$$

원통관에 대해서 모든 변위, 변형률, 응력은 θ 에 대해 독립적이고, 반경방향 변위는 x 축과 독립적이므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$u = u(x, r), \quad v = v(x, r), \quad w = w(r) \quad (2a,b,c)$$

따라서, 위 두 식을 정리하여 다시 쓰면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}, & \epsilon_\theta &= \frac{w}{r}, & \epsilon_x &= \frac{\partial w}{\partial r}, \\ r_{\theta r} &= \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r}, & r_{xr} &= \frac{\partial u}{\partial r}, & r_{\theta x} &= \frac{\partial v}{\partial x} \end{aligned} \quad (3a,b,c,d,e,f)$$

x 축 방향에서 섬유방향 ϕ 만큼 기울어진 직교이방성판의 적합방정식은 다음과 같다.

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_\theta \\ \sigma_r \\ \tau_{\theta r} \\ \tau_{rx} \\ \tau_{\theta x} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \bar{C}_{11} & \bar{C}_{12} & \bar{C}_{13} & 0 & 0 & \bar{C}_{16} \\ \bar{C}_{12} & \bar{C}_{22} & \bar{C}_{23} & 0 & 0 & \bar{C}_{26} \\ \bar{C}_{13} & \bar{C}_{23} & \bar{C}_{33} & 0 & 0 & \bar{C}_{36} \\ 0 & 0 & 0 & \bar{C}_{44} & \bar{C}_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \bar{C}_{45} & \bar{C}_{55} & 0 \\ \bar{C}_{16} & \bar{C}_{26} & \bar{C}_{36} & 0 & 0 & \bar{C}_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_\theta \\ \epsilon_r \\ \gamma_{\theta r} \\ \gamma_{xr} \\ \gamma_{\theta x} \end{pmatrix} \quad (4)$$

응력은 x , θ 와 독립적이므로 편미분평형방정식은 r 에 대한 상미분방정식이 되므로, 원통좌표에서의 평형방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{(\sigma_r + \sigma_\theta)}{r} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{\theta r}}{\partial r} + \frac{2}{r} \tau_{\theta r} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{xr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \tau_{xr} &= 0 \end{aligned} \quad (5a,b,c)$$

r^0 를 단위길이당 회전각, E 와 F 는 전단력과 연계된 적분상수, ϵ_x^0 는 x 방향으로 상수변위라고 하고 강제변위는 없다고 가정하면, 단층 원통관의 변위는 다음과 같다(Herakovich, 1998).

$$u(x, r) = \epsilon_x^0 x - \bar{S}_{45} \frac{E}{r} + \bar{S}_{55} F \ln r \quad (6)$$

$$v(x, r) = r^0 x r - \frac{\bar{S}_{44} E}{2r} - \bar{S}_{45} F \quad (7)$$

$$w(r) = A_1 r^\lambda + A_2 r^{-\lambda} + \left(-\frac{\bar{C}_{12} - \bar{C}_{13}}{\bar{C}_{33} - \bar{C}_{22}} \right) \epsilon_x^0 r + \left(\frac{\bar{C}_{26} - 2\bar{C}_{36}}{4\bar{C}_{33} - \bar{C}_{22}} \right) r^0 r^2 \quad (8)$$

여기서 $\lambda = \sqrt{\bar{C}_{22}/\bar{C}_{33}}$ 이며 위 식에서 \bar{C} 와 \bar{S} 는 각각 강성(stiffness)과 연성(compliance)이다.

내부 표면에 압력 $\sigma_r = -p_I$ 를 받는 원통관에서 콘크리트와 FRP관이 완전일체로 거동한다면 FRP관의 경계조건은 다음과 같다.

$$\text{내부 표면 : } \sigma_r(R_I) = -p_I, \quad \tau_{\theta r}(R_I) = 0, \quad \tau_{xr}(R_I) = 0 \quad (9a,b,c)$$

$$\text{외부 표면 : } \sigma_r(R_O) = 0, \quad \tau_{\theta r}(R_O) = 0, \quad \tau_{xr}(R_O) = 0 \quad (10a,b,c)$$

$$\text{변위 : } \epsilon_x^0 = 0, \quad r^0 = 0 \quad (11a,b)$$

식 (6), (7), (8)에 경계조건식을 적용하여 정리하면 다음과 같다.

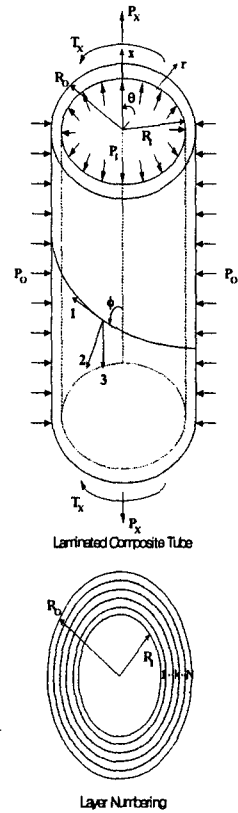


그림 1 적층 원통관

$$0 = (\bar{C}_{23} + \lambda \bar{C}_{33})A_1 r_o^{\lambda-1} + (\bar{C}_{23} - \lambda \bar{C}_{33})A_2 r_o^{-\lambda-1},$$

$$w(r) = A_1 r^\lambda + A_2 r^{-\lambda} \quad (12a,b)$$

위 두 식을 A_1, A_2 에 대해 연립해서 풀면 구속응력은 다음과 같다.

$$-p_I = (\bar{C}_{23} + \lambda \bar{C}_{33})A_1 r_I^{\lambda-1} + (\bar{C}_{23} - \lambda \bar{C}_{33})A_2 r_I^{-\lambda-1} \quad (13)$$

2.2. 적층 탄성해석

적층 원통관의 탄성해석은 단층 원통관의 탄성해석에 각 층 재료의 역학적 성질, 각 층의 경계면에서의 응력과 변위의 연속조건을 고려하여 구할 수 있다. 만약 N층의 원통관이라 하면 경계조건에 의해서 미지수는 $A_1^{(k)}, A_2^{(k)}, (\gamma^{(k)}, \epsilon_x^{o(k)})$ ($k=1, 2, \dots, N$)이 된다. 따라서 k번째 층의 변위는 다음과 같다.

$$u^{(k)}(x, r) = \epsilon_x^{o(k)} x - \bar{S}_{45}^{(k)} \frac{E^{(k)}}{r} + \bar{S}_{55}^{(k)} F^{(k)} \ln r \quad (14)$$

$$v^{(k)}(x, r) = r^{o(k)} x r - \frac{\bar{S}_{44}^{(k)} E^{(k)}}{2r} - \bar{S}_{45}^{(k)} F^{(k)} \quad (15)$$

$$w^{(k)}(r) = A_1^{(k)} r^\lambda + A_2^{(k)} r^{-\lambda} + \left(\frac{\bar{C}_{12} - \bar{C}_{13}}{\bar{C}_{33} - \bar{C}_{22}} \right) \epsilon_x^{o(k)} r + \left(\frac{\bar{C}_{26} - 2\bar{C}_{36}}{4\bar{C}_{33} - \bar{C}_{22}} \right) \gamma^{o(k)} r^2 \quad (16)$$

각 적층사이의 경계면에서의 전단력은 각 층 사이에 연속이어야하므로 $\tau_{\theta r}^{(k)} = \tau_{rx}^{(k)} = 0$, $\epsilon^{o(k)} = \epsilon^o$, $\gamma^{o(k)} = \gamma^o$ 인 관계가 성립한다. 내부 표면에 $\sigma_r = -p_I$ 를 받는 원통관이고, 콘크리트와 FRP관이 완전일체로 거동한다고 가정하였으므로 경계조건은 다음과 같다.

$$\text{내부 표면 : } \sigma_r^{(1)}(R_I) = -p_I, \quad \tau_{\theta r}^{(1)}(R_I) = 0, \quad \tau_{rx}^{(1)}(R_I) = 0 \quad (17a,b,c)$$

$$\text{외부 표면 : } \sigma_r^{(N)}(R_O) = 0, \quad \tau_{\theta r}^{(N)}(R_O) = 0, \quad \tau_{rx}^{(N)}(R_O) = 0 \quad (18a,b,c)$$

$$\text{변위 : } \epsilon_x^{o(k)} = 0, \quad \gamma^{o(k)} = 0 \quad (19a,b)$$

$$\text{연속조건 : } w^{(k)} = w^{(k+1)}, \quad \sigma_r^{(k)} = \sigma_r^{(k+1)} \quad (\text{interface } k=1, N-1) \quad (20a,b)$$

식 (14), (15), (16)에 경계조건식을 적용하여 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & (\bar{C}_{23}^{(k+1)} + \lambda^{(k+1)} \bar{C}_{33}^{(k+1)})A_1^{(k+1)} r_I^{\lambda^{(k+1)}-1} + (\bar{C}_{23}^{(k+1)} - \lambda^{(k+1)} \bar{C}_{33}^{(k+1)})A_2^{(k+1)} r_I^{-\lambda^{(k+1)}-1} \\ & = (\bar{C}_{23}^{(k)} + \lambda^{(k)} \bar{C}_{33}^{(k)})A_1^{(k)} r_o^{\lambda^{(k)}-1} + (\bar{C}_{23}^{(k)} - \lambda^{(k)} \bar{C}_{33}^{(k)})A_2^{(k)} r_o^{-\lambda^{(k)}-1}, \\ & w(r_o^{(k)}) = A_1^{(k)} r_o^{\lambda^{(k)}} + A_2^{(k)} r_o^{-\lambda^{(k)}} \end{aligned} \quad (21a,b)$$

위 두 식을 $A_1^{(k)}, A_2^{(k)}$ 에 대해 연립해서 풀면 k층의 구속응력은 다음과 같다.

$$-p_I^{(k)} = (\bar{C}_{23}^{(k)} + \lambda^{(k)} \bar{C}_{33}^{(k)}) A_1^{(k)} r_I^{\lambda^{(k)} - 1} + (\bar{C}_{23}^{(k)} - \lambda^{(k)} \bar{C}_{33}^{(k)}) A_2^{(k)} r_I^{-\lambda^{(k)} - 1} \quad (22)$$

각 층의 구속력 $p_I^{(k)}$ 를 모두 더해줌으로써 N층으로 적층된 복합재료 원통관의 구속력을 구할 수 있다.

2.3 부착응력

Popovics(1973)의 식으로부터 부착응력(τ_b)과 슬립변위(S_b)의 구성방정식은 다음과 같다.

$$\tau_b = \left(\tau_{bc} r \left(\frac{S_b}{S_{bc}} \right) \right) \left/ \left(r - 1 + \left(\frac{S_b}{S_{bc}} \right) r \right) \right. \quad (23)$$

여기서, τ_{bc} 는 철근과 구속된 콘크리트 사이의 부착응력, S_{bc} 는 부착응력(τ_{bc})일 때의 슬립변위, r 은 구속응력에 따른 그래프의 형상에 기인한 매개변수이며 부착응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_{bc} = \tau_{bo} + 1.4 p_I \quad (24)$$

위 식에서 τ_{bo} 는 일반 콘크리트에서의 부착응력이고, $1.4 p_I$ 는 구속력에 따른 부착응력의 증가분이며, 상수 1.4는 ACI 318-89에서 제시한 전단마찰상수이다. 또한, τ_{bo} 는 ACI 408 위원회의 보고서로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_{bo} = 20 \sqrt{f_{ck}} / d \quad (25)$$

S_{bc} 와 r 은 Giuriani 등(1991)의 뽑힘시험(pullout test)으로부터 구해지는 실험식으로부터 구할 수 있다.

3. 적용예

본 연구에서 제안한 이론식의 타당성 및 유용성을 검토하기 위하여 본 연구와 유사한 Xiao 등(1997)에 의해 수행된 실험결과와 비교, 분석하였다. 연구에 사용된 복합재료의 단층 원통관의 두께는 3.2mm, 시편실험으로부터 구한 원주방향의 탄성계수(E_j)는 48.3GPa이었고, 섬유를 원주방향 90%, 교각길이방향 10%로 배치하여 4층으로 적층하였다. 그러나 본 연구에서는 적층판의 역학적 성질이 추가적으로 필요하므로 기존 연구에서 적용한 원주방향 탄성계수인 48.3GPa를 도출할 수 있는 표 1과 같은 재료의 역학적 성질을 적용하였다. 그림 2는 기존 연구와 본 연구에서 고려한 대상 구조물 및 하중제하와 연구결과를 나타내었다.

표 1 적층 탄성해석에 사용된 재료의 역학적 성질

E_1	47.2GPa	E_3	3GPa	ν_{23}	0.125	f_{ck}	44.8MPa
E_2	5GPa	ν_{12}	0.25	ν_{13}	0.025	ϵ_j	0.001

4. 결론

복합재료의 역학적 성질 및 적층조건과 제안식 (22)를 사용하여 구한 구속응력은 $2.057MPa$ 로 기존 연구(Xiao, 1997)에서 제시한 구속응력 $2.027MPa$ 와 $+0.015\%$ 의 차를 보이고 있으며, 그림 3에서 보여 주고 있는 바와 같이 실험결과와 비교적 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.

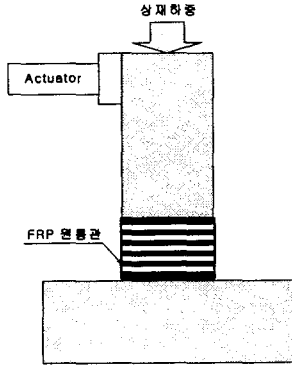


그림 2 대상 구조물 및 하중재하

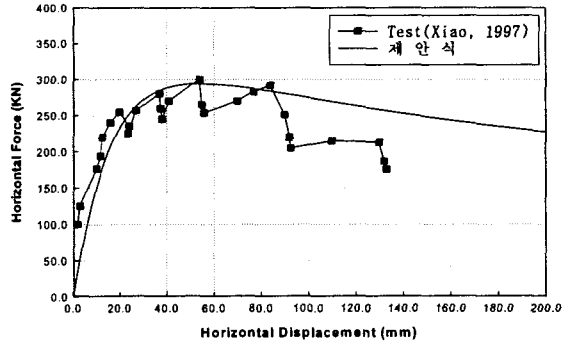


그림 3 실험치 및 제안식에 의한 결과의 비교

FRP 원통관을 이용 기존 원형교각의 내진 휨성능을 개선하기 위해 요구되는 구속력을 추정할 때, 기존 연구와 같이 매번 결정된 원통관의 시편실험을 통해 탄성계수를 결정하지 않고 본 연구에서 제안한 식과 기본적으로 주어지는 복합재료의 역학적 성질, 섬유적층수, 배향각, 체적비 등을 사용하면 콘크리트 원형교각의 효과적인 내진 휨성능 향상을 위한 보수보강 설계가 가능하다.

감사의 글

본 연구는 근형기업 주식회사와 (주)근형 Eng. & Const.의 연구비 지원으로 수행되었으며 이 지원에 대해 감사의 뜻을 표합니다.

참고문헌

1. 김금환 외 5인, 사회기반 시설물의 내진성능향상 기술 개발, 한국건설기술연구원, 2000. 12.
2. Herakovich, C. T., *Mechanics of Fibrous Composites*, John Wiley & Sons, Inc., NY, 1998.
3. Giuriani, E., Plizzari, G., and Schumm, C., "Role of Stirrups and Residual Tensile Strength of Cracked Concrete on Bond," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 117(1), 1991, pp. 1-18.
4. Matsuda, T., Sato, H., Fujiwara, H., and Higashira, N., "Effect of Carbon Fiber Reinforcement as a Strengthening Measure for Reinforced Concrete Bridge Piers," *Proceedings of 1st U.S.-Japan Workshop on Seismic Retrofit of Bridges*, 1990.
5. Popovics, S., "A Numerical Approach to the Complete Stress-Strain Curves for Concrete," *Cement and Concrete Research*, 3(5), 1973, pp. 583-599.
6. Priestley, M. J. N., Seible, F., Hegemier, G. A., and Donato, I., "Seismic Retrofit of RC Columns with Continuous Carbon Fiber Jackets," *Journal of Composites for Construction*, 1(2), 1997, pp. 52-62.
7. Xiao, Y. and Rui Ma, "Seismic Retrofit of RC Circular Columns Using Prefabricated Composite Jacketing," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 123(10), 1997, pp. 1357-1364.