

탄소섬유시트로 보강된 콘크리트 구조물 경계면 재료의 크리프 영향 해석

A Study for Creep Effect of the Interfacial Adhesive Layer on the Behavior of Concrete with CFRP

박용득* · 신승교** · 강석화*** · 임윤목****

Park, Yong Deuk · Shin, Seung Kyo · Kang, Suk Hwa · Lim, Yun Mook

Abstract

External bonding of carbon fiber reinforced polymer (CFRP) sheets has been widely accepted as a popular method for strengthening of deteriorated RC structures. The long-term behavior of CFRP-strengthened RC structure is often affected by that of the interface between CFRP sheets and concrete. This study aims at applying a viscoelastic model to describe the creep behaviour of the adhesive layer bonding CFRP sheet to concrete, the CFRP-concrete interface. Reviews of available models on concrete creep behavior have been first carried out and then new FE analysis model is proposed. The proposed FE analysis model based on the maxwell model has been verified by previous experimental results. It is shown that the creep effect of interfacial adhesive layer is very important on the long-term behavior of concrete structures strengthened with CFRP.

Keywords : *interface, viscoelastic model, creep behavior, CFRP strengthening, maxwell model*

요 지

탄소섬유시트 보강공법은 열화 손상된 콘크리트 구조물의 보강에 가장 많이 사용되는 보강공법 중 하나이다. 탄소섬유시트 보강공법은 에폭시접착제를 사용하여 탄소섬유시트를 콘크리트의 외부에 부착하는 보강공법으로 탄소섬유시트에 의한 휨보강이 에폭시 접착 경계면을 통하여 콘크리트로 전달된다. 따라서 사용기간이 경과함에 따라 에폭시 접착 경계면에 발생하는 크리프 등의 시간의존적 거동은 보강효과를 감소시키는 요인이 된다. 본 연구에서는 경계면에서 발생하는 크리프 영향을 해석하기 위하여 콘크리트의 크리프 거동에 대한 기존의 연구들을 고찰하고, 이를 바탕으로 에폭시 접착 경계면의 크리프 영향을 예측할 수 있는 이론적인 연구를 수행하였다. 제안된 유한요소해석기법은 기존의 콘크리트 크리프 거동 분석을 위해 사용되던 유변모델을 에폭시 접착 경계면에 적용한 것으로 기존 실험결과와 비교를 통하여 타당성을 검증하였다. 또한, 제안된 유한요소해석을 통하여 탄소섬유시트로 보강된 콘크리트 구조물의 시간의존적 거동에 경계면 재료의 크리프 영향을 반드시 고려해야 한다는 것을 입증하였다.

핵심용어 : 접합 경계면, 점탄성모델, 크리프 거동, 탄소섬유 보강, 유변모델

1. 서 론

콘크리트 구조물은 하중, 진동, 피로 등의 인위적인 요인과 주변의 환경요인에 의하여 열화 및 손상을 입게 된다. 이러한 문제는 사용기간이 경과함에 따라 콘크리트 구조물의 균열, 과도한 처짐, 강도저하 등의 원인이 되고 이는 다시 콘크리트 구조물의 안전성, 내구성, 사용성 및 미관, 구조성능 등의 저하를 가져오게 된다. 따라서 이러한 문제점들을 개선하고 소요 내구연한 동안 유효한 성능을 유지하기 위하여 구조물에 대한 보수보강이 필요하게 된다.

오늘날 콘크리트 구조물의 보강공법에는 다양한 보강공법들이 있으나 현재 가장 널리 연구되고 적용되는 공법은 강판이나 유리섬유, 탄소섬유 등의 보강재를 에폭시를 사용하여 구조물 외부에 부착하는 외부부착 보강공법이다 (MacDonald and Calder 1982, Saadatmanesh *et al.* 1998, Wu and Yin 2003, 최완철 1994). 이러한 외부보강재의 부착보강 공법의 적용에 있어 초기에는 강판이 주로 사용되었으며, 이는 강판의 재료적 특성이 잘 규명되어 있어 이론적으로 적용하기 편한 장점을 가지고 있었기 때문이다. 그러나 강판은 재료의 취급이 어렵고 강판 자체의 무게 등으로 인

*정회원 · (주)한화건설 토목환경사업본부 부장 (E-mail : chaelin@hanwha.co.kr)

** (주)한화건설 기술연구소 책임연구원 (E-mail : shin89@hanwha.co.kr)

*** (주)한화건설 토목환경사업본부 대리 (E-mail : ppogle77@hanwha.co.kr)

**** 정회원 · 교신저자 · 연세대학교 토목공학과 교수 (E-mail : yunmook@yonsei.ac.kr)

하여 넓은 면적을 보강할 경우에는 시공상의 문제점이 많았다(L'Hermite 1997, 황규표 1994). 이러한 강판의 단점을 보완하기 위한 보강 재료로서 타 분야에서 이미 개발되어 사용되고 있던 복합재료들이 주목받게 되었다(심종성 1995, Chen and Teng 2001, Khalifa *et al.* 1998). 복합재료 중의 하나인 탄소섬유보강폴리머(carbon fiber reinforced polymer; CFRP) 시트는 매우 높은 인장강도와 탄성계수를 가지고 있어 외부부착 보강공법에서 강판에 비해 보강 효과가 높으며, 취급이 용이하고 경량이기 때문에 시공성과 가공성이 뛰어난 보강재료이다. 탄소섬유시트를 에폭시 접착제에 의하여 콘크리트 구조물에 외부부착하는 보강 공법에서는 목표한 보강성능을 발휘하기 위하여 콘크리트와 보강시트사이의 확실한 접착거동이 확보되어야 한다. 이러한 접착력이 확보되지 않을 시에는 보강재료가 설계강도에 도달하기 전에 콘크리트와 보강재의 부착면 즉, 경계면이 파괴될 가능성이 있다(Malek *et al.* 1998, Holzenkampfer 1994, Yuan *et al.* 2001, Wu *et al.* 2002, 신승교 2003). 뿐만 아니라 충분한 접착력을 확보한 시공이 이루어지더라도 사용기간이 경과함에 따라 경계면에서의 크리프의 영향 등으로 보강효과가 떨어지는 문제점이 야기되고 있다. 따라서 사용연한 동안 보강구조물의 보강성능을 유지하기 위하여 콘크리트의 시간의존적 거동과 더불어 에폭시 접착경계면에서 발생하는 시간의존적 거동에 대한 고려가 선행되어야 한다.

따라서, 본 연구에서는 콘크리트 구조물의 시간에 따른 영향인자 중 크리프의 영향을 고려하여 보강구조물의 시간의존적 거동을 파악하고 에폭시에 대한 크리프까지를 고려하여 보다 효과적으로 탄소섬유시트로 보강된 콘크리트 구조물의 시간에 따른 장기거동을 예측할 수 있는 해석기법을 개발하였다.

2. 경계면 크리프 영향 해석 모델

2.1 본드-슬립 모델

본드-슬립 모델은 경계면의 거동을 경계면에서 발생하는 전단응력과 슬립의 관계로 표현한 이론이다. 본드-슬립 모델의 주요 영향인자는 경계면에서 발생하는 최대전단응력과 슬립량 그리고 경계면의 파괴에너지이다. 본드-슬립 모델은 콘크리트의 강도를 경계면 파괴거동의 지배적인 영향인자로 판단하고, 경계면의 파괴에너지를 콘크리트의 강도와 관계된 식으로 구성하고 있다. 여기서 파괴역학의 개념이 기초적으로 적용되며, 일반적으로 파괴에너지는 재료의 인장연화곡선(tension softening curve)의 내부면적으로 정의된다. 이러한 인장연화곡선은 경계면에 작용하는 전단응력과 경계면에서 발생하는 슬립과의 관계로 표현되며, 이때 경계면에서의 슬립은 경계면을 사이에 두고 있는 두 재료의 변형률의 차이로 정의된다. 이러한 본드-슬립 모델은 경계면에 발생하는 전단응력에 대한 비선형 거동을 표현하게 되고, 따라서 부착길이 방향으로 전단응력의 분포를 하중단계에 따라 표현할 수 있다. 또한, 파괴강도 τ_f 에 도달하게 되면 경계면 단부에서부터 박리파괴가 발생하여 내부로 진전되는 현상을 구현할 수 있다.

Yuan *et al.*(2001)은 그림 1과 같은 본드-슬립 모델이 가

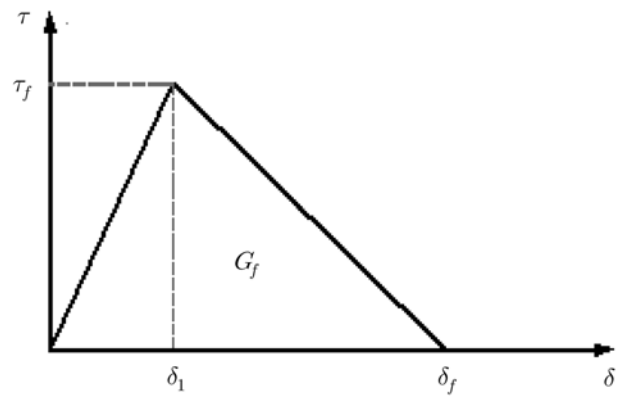


그림 1. 이중선형 본드-슬립 모델 (Yuan *et al.*, 2001)

장 실제 거동에 가까운 모델임을 밝히고 있다. 따라서 본 연구에서도 그림 1의 이중선형모델을 에폭시 경계면의 초기 거동모델로 적용하였다. 본드-슬립 모델을 구성하는 변수인 최대전단응력이 발생하는 슬립량 δ_1 , 최대전단응력 τ_f , 경계면의 파괴에너지 G_f 등은 부착전단실험을 통하여 얻는 것이 가장 보편적이며 정확한 방법이다. 그러나 본 연구에서는 Lu *et al.*(2005)이 제시한 다음의 추정식을 도입하여 각 변수들을 산정하였다.

$$\begin{aligned} \text{최대전단응력} : \tau_f &= 1.5 \beta_p f_{ct} \\ \text{슬립량} : \delta_1 &= 0.0195 \beta_p f_{ct} \\ \text{경계면의 파괴에너지} : G_f &= 0.908 \beta_p^2 \sqrt{f_{ct}} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서,

$$\beta_p = \sqrt{\frac{2 - b_p/b_c}{1 + b_p/b_c}}$$

이고, f_{ct} 는 콘크리트의 인장강도(MPa), b_p 는 탄소섬유시트의 부착폭(mm), b_c 는 콘크리트의 부착폭(mm)이다.

2.2 점탄성 유변모델

본 연구에서는 에폭시 접착 경계면에 Maxwell 모델을 적용한 점탄성 유변모델을 적용하였다. 에폭시의 크리프 거동을 위한 Maxwell chain 모델은 이완함수(relaxation function) $E(t, \tau)$ 를 기반으로 하고 있다. 응력과 변형률의 관계는 다음 식 (2)와 같다.

$$\sigma(t) = \int_{-\infty}^t E(t, \tau) \dot{\bar{D}} \varepsilon d\tau \quad (2)$$

여기서, \bar{D} 는 식(3)과 같이 프아송비 ν 를 이용한 1차원의 이완함수에서의 3차원 변형상태와 연결되는 무차원의 행렬이다.

$$\bar{D} = \frac{1}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (3)$$

Maxwell model을 얻기 위해서 이완함수는 불완전 Dirchlet 급수(truncated Dirchlet series)로 확장시켜야 하며 이는 다음 식 (4)와 같은 지수급수로 표현할 수 있다.

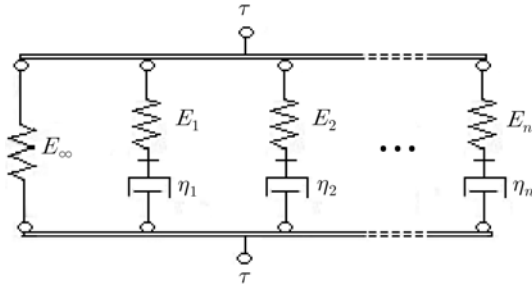


그림 2. Maxwell 모델

$$E(t, \tau) = \sum_{\alpha=0}^n E_{\alpha}(\tau) e^{-\frac{t-\tau}{\lambda_{\alpha}}} \quad (4)$$

식 (4)에서의 $E_{\alpha}(\tau)$ 는 시간중속적인 모델의 강성을 의미하며 이는 예를 들어 온도나 양생으로 인한 영향을 의미한다. 식 (5)와 같이 역학모델에서 스프링의 강성 E_{α} 과 댐퍼의 점성도 η_{α} 는 이완시간 λ_{α} 에 의해 결정된다.

$$\lambda_{\alpha} = \frac{\eta_{\alpha}}{E_{\alpha}} \quad (5)$$

본 연구의 유한요소해석에 사용되는 DIANA에서 위와 같은 이완함수는 역학적으로 그림 2와 같이 스프링과 댐퍼의 병렬회로로 구성되고 있다. Maxwell 회로에서의 첫 요소 (first element)는 종종 한 개의 스프링에 의해 표현되거나 $\eta_0 = \infty$ 와 같이 표현된다. 만약 적분과 합을 시간 t 와 $t + \Delta t$ 로 변환하여 식 (4)를 식 (2)에 대입하고, $t = -\infty$ 부터 $t = 0$ 이 될 때까지 아무런 반응이 일어나지 않는다고 가정하면, 식 (6)과 식 (7)을 얻을 수 있다.

$$\sigma(t) = \bar{D} \sum_{\alpha=0}^n \int_0^t E_{\alpha}(\tau) e^{-\frac{t-\tau}{\lambda_{\alpha}}} \varepsilon d\tau \quad (6)$$

$$\sigma(t + \Delta t) = \bar{D} \sum_{\alpha=0}^n \int_0^{t+\Delta t} E_{\alpha}(\tau) e^{-\frac{t+\Delta t-\tau}{\lambda_{\alpha}}} \varepsilon d\tau \quad (7)$$

식 (7)에서 식 (6)을 빼면 적분 0에서부터 $t + \Delta t$ 에서의 응력증가분을 구할 수 있으며, 적분구간은 0에서부터 t , t 에서부터 $t + \Delta t$ 의 구간으로 나눌 수 있다. Maxwell 회로의 모든 요소의 국부응력은 다음 식 (8)과 같이 σ_{α} 로 표현된다.

$$\sigma_{\alpha}(t) = \bar{D} \int_0^t E_{\alpha}(\tau) e^{-\frac{t-\tau}{\lambda_{\alpha}}} \varepsilon d\tau \quad (8)$$

만약 t 에서부터 $t + \Delta t$ 까지의 변형률속도가 일정하다고 가정하면 응력증가분은 다음 식 (9)와 같다.

$$\Delta\sigma = \sum_{\alpha=0}^n \left(1 - e^{-\frac{\Delta t}{\lambda_{\alpha}}} \right) \left(\frac{E(t^*)}{\Delta t} \lambda_{\alpha} \bar{D} \Delta\varepsilon - \sigma_{\alpha}(t) \right) \quad (9)$$

여기서 t^* 는 시간증가분의 중간지점을 의미하며, 여기서는 탄성계수 E 가 해석을 수행하는 동안 변화할 때 상관성이 발생하게 된다. 기존 콘크리트 크리프 유변모델은 Kelvin 모델과 Maxwell 모델들을 적절히 조합함으로써 각 모델이 가지고 있는 단점들을 보완하여 크리프 거동을 규명하려 하였으나, DIANA에서 제공하고 있는 Maxwell 모델의 병렬회로는 전단력에 대한 크리프 영향만을 고려하고 있기 때문에 정확한 크리프 거동을 예측할 수는 없다. 그러나 Kelvin 모델과

Maxwell 모델을 조합한 기존의 모든 크리프 예측모델들 역시 크리프 거동을 정확히 표현할 수는 없으며, 본 연구에서는 경계면의 초기거동에 적용한 본드슬립 모델이 경계면에서의 거동을 전단력과 슬립의 관계로 표현되기 때문에 본 연구에서 경계면의 장기거동해석을 위해서는 전단력의 크리프 영향이 잘 반영되는 Maxwell 병렬회로가 효과적인 예측을 할 수 있을 것으로 판단된다.

3. 유한요소 모델링

일반적으로 비선형해석은 구조물의 비선형적 거동을 고려하는 해석으로서 재료적 비선형해석과 기하학적 비선형해석, 그리고 두 가지를 함께 고려하는 해석 등으로 나눌 수 있다. 구조물의 건설에서 파괴에 이르기까지 겪어야 하는 콘크리트 균열, 철근의 항복 및 콘크리트의 압축파괴 등의 현상에 따라 구조물의 거동특성이 급변하는 철근콘크리트 구조물 등에서는 일반적으로 재료적 비선형해석이 요구된다.

본 연구에서는 크리프 영향을 고려하기 위하여 콘크리트의 재료 비선형 해석이 필요하다고 판단하였다. 따라서, 콘크리트의 재료적인 비선형 거동을 적절하게 표현할 수 있고 일반적으로 많이 사용되는 소성모델인 Drucker-Prager 항복기준을 적용하였고, 재료모델은 평면응력요소(plane stress element)를 사용하여 모델링하였다. 평면응력요소의 x 축은 그림 3과 같이 첫번째 절점에서 두번째 절점 방향으로 설정되며, z 축은 오른손 법칙에 의하여 요소 평면에 수직인 방향으로 설정된다. 탄소섬유시트는 콘크리트와 비교하여 매우 큰 인장강도를 가지며 따라서 대부분의 경우 탄소섬유시트를 콘크리트 구조물의 하부에 부착한 보강공법에서의 파괴 모드 역시 탄소섬유시트가 파괴되는 형태를 보이지 않는다. 이러한 사실에 근거하여 탄소섬유시트의 구성모델은 일축인장강도를 파괴기준으로 하는 선형탄성모델로 가정하였으며, 보요소(beam element)를 사용하여 모델링 하였다. 본 연구의 해석에 사용된 2차원 보요소는 그림 4와 같은 직선형태

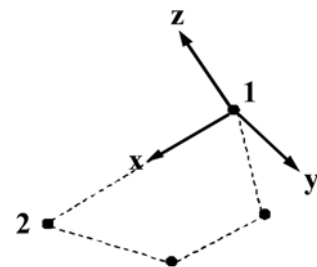


그림 3. 평면응력 요소의 축

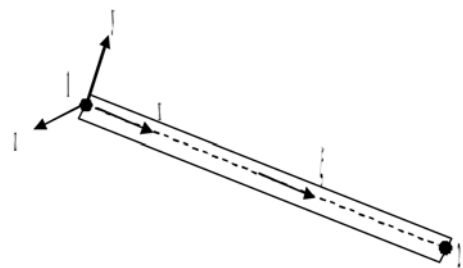


그림 4. 해석에 사용된 보요소

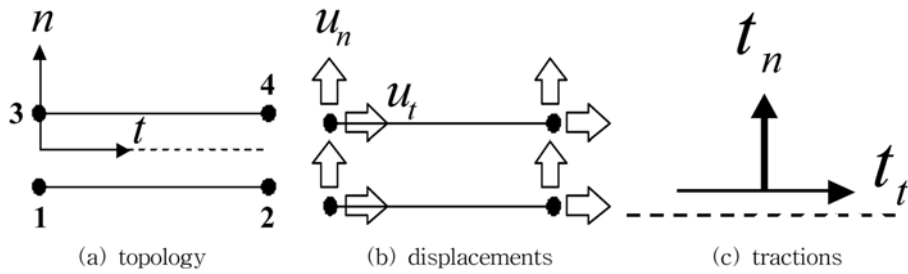


그림 5. 이차원 선 경계면 요소

의 2절점 보요소이다. 에폭시 경계면의 구성모델은 크게 초기거동과 장기거동을 위한 두 가지 구성모델을 적용하였다. 먼저 초기거동 구성모델은 최근 많은 연구들이 수행되었으며 본 연구에서는 Yuan *et al.*(2001)의 이중선형 본드슬립 모델을 사용하였다. 에폭시 모델링을 위해서는 선 경계면 요소(line interface element)를 사용하였다. 선 경계면 요소는 2차원 형상이지만 두께가 없으며 경계면 요소의 경계면 양단면의 상대변위와 경계면에 작용하는 traction 벡터는 그림 5와 같다.

4. 에폭시 경계면의 크리프 영향 검토

4.1 해석기법 검증

본 절에서는 상기 내용에서 구성한 유한요소모델링을 바탕

으로 기존연구 중 접근이 용이하고 가장 명확한 실험결과를 보여주는 Mazzotti and Savoia(2005)의 에폭시 접착 경계면 장기거동 실험체에 대한 수치해석을 수행하였다(그림 6 참조). 해석 수행시 에폭시 접착 경계면에 대한 Maxwell 요소의 개수를 변수로 한 해석을 수행하여 유한요소 해석기법을 개발하고 이를 실험결과와 비교함으로써 해석기법을 검증하였다. 식 (1)에 나타난 바와 같이 수치해석에 사용된 변수는 콘크리트의 인장강도 $f_{ct}=4.6$ MPa, 탄소섬유시트의 부착폭 $b_p=50$ mm, 콘크리트의 부착폭 $b_c=50$ mm, 부착폭 비 $\beta_p=0.707$ 이다. 또한, 최대전단응력 $\tau_f=1.5\beta_p f_{ct}=4.88$ MPa, 슬립량 $\delta_f=0.0195\beta_p f_{ct}=0.063$ mm, 경계면 파괴에너지 $G_f=0.308\beta_p^2 = \sqrt{f_{ct}}=0.33$ N/mm 을 적용하였다. 실험에 사용된 재료 물성값은 표 1에 제시되어 있으며, 그림 7은 실험체의 형상 및 경계조건을 나타낸 것이다. 그림 8은 실험체의 유한요소해석을 위한 모델링 형상이다. 본 연구에서는 유한요소해석에 적용한 Maxwell 요소의 개수를 3개, 4개, 5개를 사용하여 실험값과 가장 유사한 결과를 얻을 수 있는 Maxwell 평행회로를 결정하였다. 각 요소에 적용되는 변수

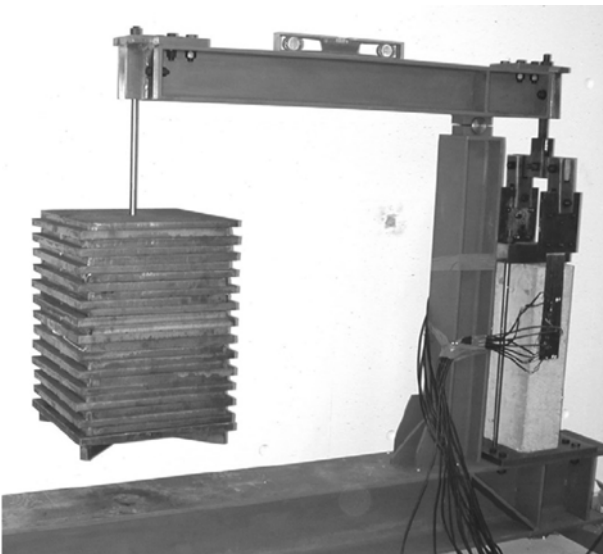


그림 6. 실험체의 실험전경 (Mazzotti and Savoia, 2005)

표 1. 실험재료의 물성 (Mazzotti and Savoia, 2005)

재료	물성값	크기
콘크리트	압축강도(MPa)	46.3
	탄성계수(GPa)	30.3
	포아송비	0.2
FRP시트	인장강도(MPa)	3400.0
	탄성계수(GPa)	230.0
	두께(mm)	0.111
에폭시수지	인장강도(MPa)	51.9
	탄성계수(GPa)	3.43
	포아송비	0.3

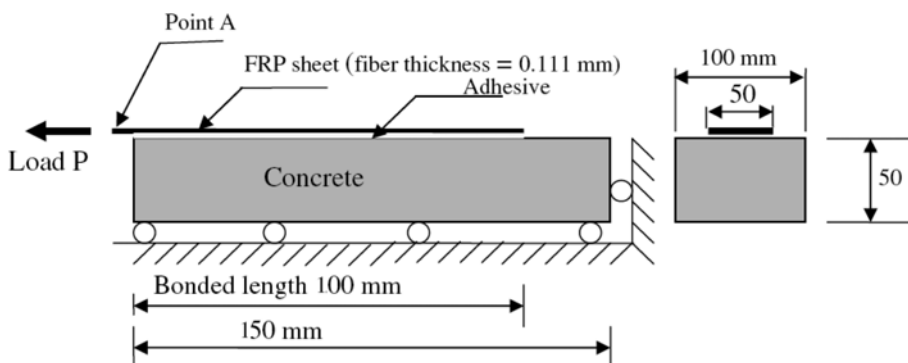


그림 7. 실험체의 형상 및 경계조건 (Mazzotti and Savoia, 2005)

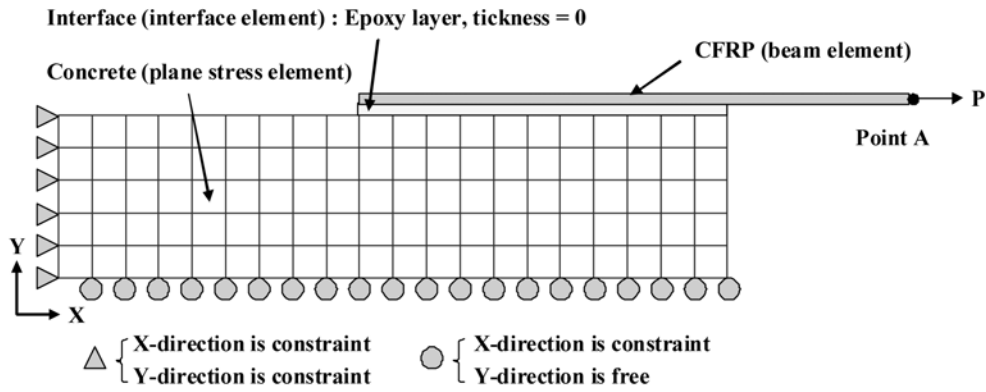


그림 8. 실험체의 유한요소모델링 형상

표 2. Maxwell 평행회로에 적용된 변수값

요소		3개적용	4개적용	5개적용
1st	λ_0			
	E_0	8.58	8.58	8.58
2nd	λ_1	0.1	0.1	0.1
	E_1	5.72	5.72	5.72
3rd	λ_2	100	10	7
	E_2	11.7	8.84	6.76
4th	λ_3		100	65
	E_3		2.86	2.6
5th	λ_4			2400
	E_4			2.34

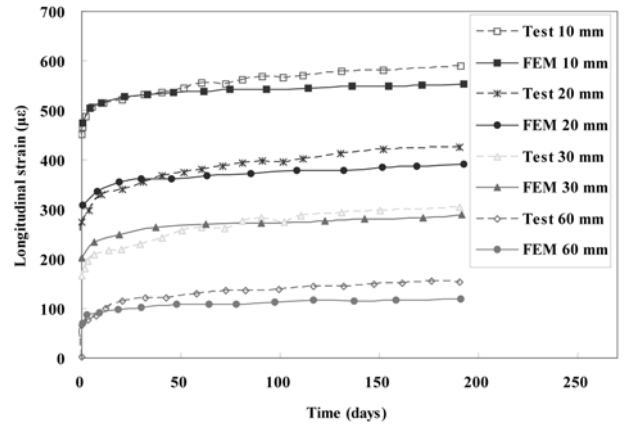


그림 10. 부착길이를 따라 위치별로 나타나는 CFRP의 변형을 변화

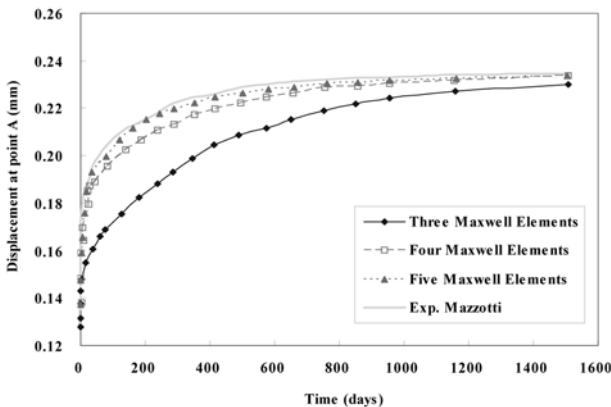


그림 9. Maxwell 요소 개수에 따른 하중 재하점의 변위

는 trial and error 방법을 사용하여 결정되었으며, 해석에 적용된 각 모델별 변수는 표 2와 같다.

그림 9는 FRP 시트의 하중재하 지점의 시간에 따른 변위를 Maxwell 요소개수 3개, 4개, 5개를 적용하여 해석한 결과와 실험결과를 나타내고 있다. 그림 9에서 알 수 있듯이 1600일 경과후의 변위는 각 모델별 결과가 실험결과와 비슷하게 나타나고 있지만, Maxwell 요소를 많이 사용할수록 실험결과와 근접해지는 것을 볼 수 있다. 5개 이상의 Maxwell 요소를 사용한다면 실험결과와 더 가까워질 것으로 예상되지만 각 Maxwell 요소에 적용되는 변수의 결정이 그만큼 복잡해지기 때문에 본 연구에서는 에폭시 경계면의 크리프 거동을 해석하는데 있어 Maxwell 요소 5개를 적용한 구성 모델을 적용하는 것이 타당하다고 판단하였다.

그림 10은 앞서 결정된 Maxwell 요소 5개를 적용하여 실험체를 해석한 결과와 실험결과를 비교하여 나타낸 것이다. 그림에서는 부착길이를 따라 4개의 각기 다른 위치에서 발생하는 탄소섬유시트의 변형을 변화를 해석결과와 실험결과를 비교하여 볼 수 있다. 각 위치별로 조금씩 차이는 있지만 전체적인 변형을 변화에 대하여 해석결과는 실험결과를 잘 반영하고 있는 것으로 판단할 수 있다.

4.2 에폭시 경계면의 크리프 영향

본 연구에서는 에폭시 경계면의 영향을 알아보기 위하여 콘크리트와 에폭시 경계면의 영향을 함께 고려한 해석, 콘크리트의 영향만을 고려한 해석, 에폭시의 영향만을 고려한 해석을 실시하였다. 그림 11은 보강구조물의 크리프 거동에서 에폭시 경계면의 영향을 알아보기 위해 수행한 해석연구의 결과를 나타낸다. 그림 11에서 보이는 바와 같이 에폭시 경계면과 콘크리트의 크리프 영향을 함께 고려한 해석결과, 에폭시 경계면의 크리프만을 고려한 해석결과, 콘크리트의 크리프만을 고려한 해석결과는 모두 실험결과와 비슷한 변형을 분포를 보이고 있다. 한편, 해석결과 중 에폭시 경계면과 콘크리트의 크리프를 함께 고려한 해석결과가 실험결과를 가장 잘 반영하고 있는 것을 알 수 있으며, 에폭시의 크리프만을 고려한 해석결과가 실험결과와 다소 차이를 보이고 있다. 그림 12는 에폭시 접착경계면과 콘크리트의 영향을 각각 고려한 크리프 해석 값이 두 재료의 영향을 함께 고려한 크리프 해석 값에 대해 보이는 차이를 검토하기 위해 제시하였다.

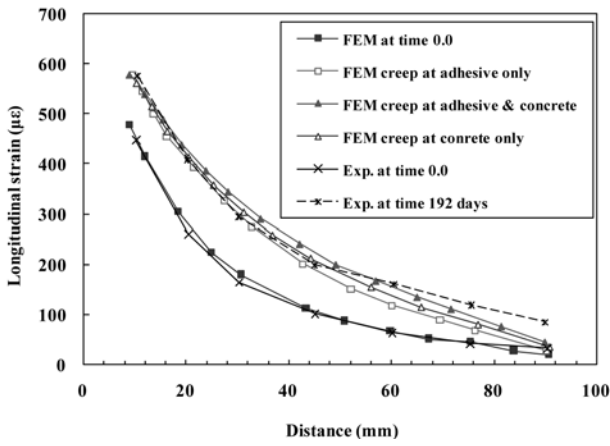


그림 11. 재령 192일의 실험결과와 해석결과 비교

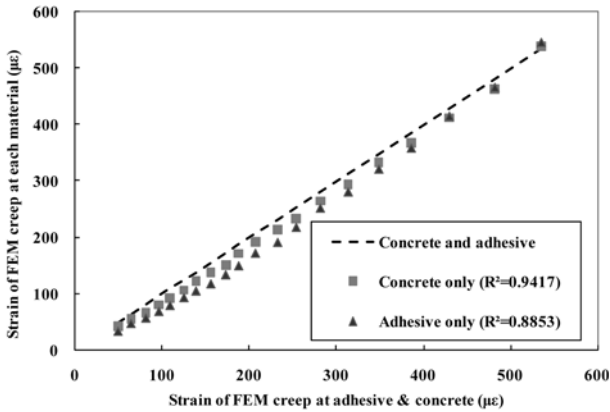


그림 12. FRP 위치별 전체크리프에 대한 각 재료의 변형률 비교

그림 12의 x 축은 두 재료의 크리프 영향을 함께 고려한 해석을 통해 FRP의 위치별 발생하는 변형률값을 나타내며, y 축은 에폭시 접착경계면과 콘크리트의 영향만을 각각 고려한 해석결과와 FRP 위치별 변형률 값을 나타내었다. 접선은 두 재료의 크리프 영향을 함께 고려한 해석결과를 x 축, y 축 모두에 적용하여 나타낸 것으로, 각 재료만의 크리프 영향을 고려한 해석결과와 두 재료의 영향을 모두 고려한 해석결과 사이의 차이를 보여주기 위해 제시하였다. 한편 각 재료만의 크리프 영향이 두 재료를 함께 고려한 크리프 영향에 비해 상대적인 영향력 정도를 판단하기 위하여 각 재료의 해석결과와 두 재료를 모두 고려한 결과 값의 차이를 모두 고려한 해석 결과값으로 나누어 각 위치별 정확도를 구하고 각 위치별 정확도의 평균값을 산정하였다.

콘크리트의 경우 0.9417의 평균 정확도를 보이고 있으며 이는 콘크리트의 영향이 탄소섬유시트 보강구조물의 크리프 거동에서 큰 비중을 차지하고 있음을 보여준다. 에폭시 접착경계면의 경우 크리프 해석결과 0.8853의 평균 정확도를 보이고 있으며 이 정확도는 콘크리트의 평균 정확도에 비해 다소 떨어지는 결과를 보이고 있다. 그러나, 에폭시 접착경계면만의 크리프 영향해석 결과가 에폭시 접착경계면과 콘크리트의 크리프를 모두 고려한 해석결과에 대해 평균적으로 88%가 넘는 값을 나타낸다는 것은 탄소섬유시트 보강구조물의 크리프 거동에서 에폭시 접착경계면의 영향이 콘크리트의 영향에 비해 큰 차이가 없음을 보여주는 것이라고 판단된다. 따라서 향후 탄소섬유시트 보강구조물의 장기거동을 해석하고 설계하는데 있어 에폭시 접착경계면의 크리프

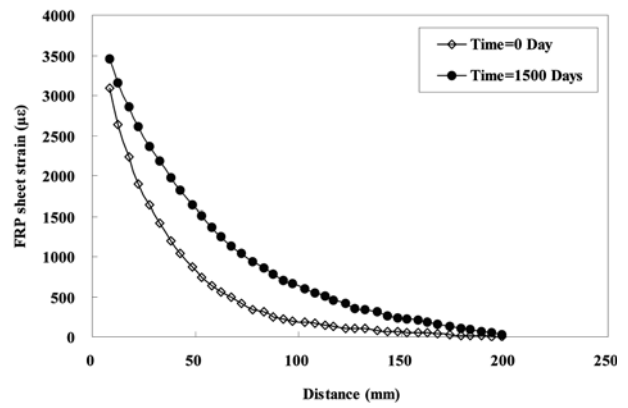


그림 13. 시간에 따른 탄소섬유시트의 변형률 분포

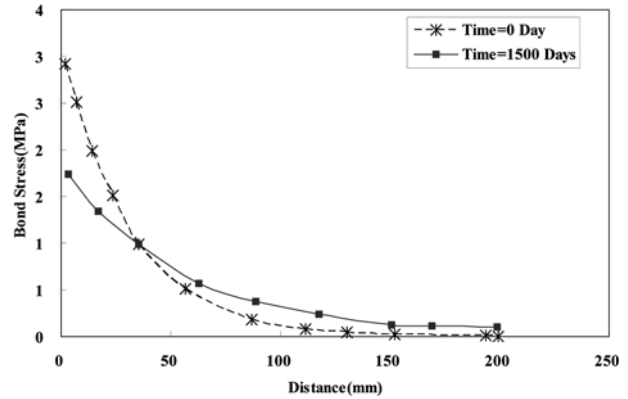


그림 14. 시간에 따른 접착경계면의 부착응력 분포

영향을 고려하는 것이 필수적이라고 판단된다.

4.3 크리프 거동에 따른 부착길이 및 부착응력 변화

탄소섬유시트 보강공법에서는 에폭시 접착제를 통해 탄소섬유시트의 보강력이 콘크리트에 전달되기 때문에 보강효과에 대한 부착길이의 영향이 고려된다. 특히 탄소섬유시트 보강재의 단부에서 일정한 부착길이까지는 충분한 보강효과를 나타내지 못하는데 이렇게 충분한 보강효과를 낼 수 있는 부착길이를 유효부착길이라고 할 수 있다. 이러한 유효부착길이를 하중재하점으로부터 하중재하점에서 발생하는 변형률 값의 3%되는 변형률이 발생하는 지점까지의 거리로 정의하고 있다(Wu *et al.* 2001).

그림 13은 하중이 재하된 이후와 1500일 지난 후에 탄소섬유시트를 따라 발생한 변형률 분포를 나타내고 있다. 탄소섬유시트의 각 위치에서의 변형률이 시간이 지남에 따라 증가하는 것을 볼 수 있는데 이는 에폭시 접착 경계면에서 발생하는 크리프의 영향이라고 판단할 수 있다. 한편, 유효부착길이에 대한 Wu *et al.*(2001)의 정의에 따르면 하중재하 직후 유효부착길이는 120 mm이고 1500일 이후의 유효부착길이는 175 mm이다. 시간이 지남에 따라 에폭시 경계면의 강성저하에 따라 유효부착길이가 증가했음을 알 수 있다. 따라서 외부부착 보강공법의 장기적인 보강효과를 증진시키기 위해서는 에폭시 경계면의 크리프 영향을 고려하여 유효부착길이를 결정하고 이를 설계에 반영해야 할 것으로 판단된다.

그림 14는 하중재하 직후와 1500일 후에 에폭시 접착 경계면에서 발생하는 부착응력의 분포를 보여주고 있다. 그림 14에서는 시간이 지남에 따라 하중이 재하되는 지점부근에서

부착응력이 감소하는 것을 볼 수 있다. Mahmoud *et al.* (1999)은 자신들의 실험결과를 바탕으로 FRP 텐던의 경우에도 장기적인 거동에서 응력감소현상이 발생하는 것을 보고한 바 있으며, Al-Haik *et al.*(2006)은 탄소섬유시트의 장기인장 실험을 통해서 시간의 경과에 따라 탄소섬유시트에 발생하는 응력이 감소하는 현상을 보고한 바 있다. 따라서 탄소섬유시트 보강구조물의 장기거동에서 하중재하점에서의 응력감소현상은 부착경계면과 탄소섬유시트 자체의 응력감소현상이 복합적으로 작용하여 나타나는 것으로 판단된다. 또한, 경계면 35 mm근처에서 하중재하 직후와 1500일 후의 부착응력의 크기가 바뀌는 현상은 본 결과가 경계면의 creep 뿐만 아니라 콘크리트의 creep도 고려되었기 때문에 두 영향이 복합적으로 발생하였기 때문이다.

한편, 이러한 부착응력의 감소 현상은 부착길이를 따라 전단응력을 재분배하는 원인이 되는 것으로 판단되며, 이렇게 재분배된 전단응력은 유효부착길이를 증가시키게 되고 충분한 부착응력이 존재하지 않는 유효부착길이의 증가는 최종적으로 탄소섬유시트의 슬립량이 증가되는 원인이 되는 것으로 판단할 수 있다. 즉, 시간에 따른 접착경계면의 강성저하 현상이 접착경계면에서 발생하는 크리프의 원인인 것으로 판단할 수 있다. 따라서 효과적인 보강효과를 위해서는 접착경계면에 사용되는 재료의 강성저하 특성을 고려하여 보강구조물의 크리프 현상을 고려하여야 할 것으로 판단된다.

5. 결 론

탄소섬유시트로 보강된 콘크리트 구조물 경계면 재료의 크리프 영향 해석연구를 통하여 얻어진 연구결과는 다음과 같다.

1. 본 연구에서는 Maxwell 모델을 적용한 에폭시 경계면의 크리프 거동해석 연구를 수행하였다. 제안된 해석모델은 5개의 Maxwell 요소를 평행회로로 연결하여 구성되었으며, 초기거동모델로 기존 연구에서 제안된 이중선형 본드-슬립 모델을 적용하였다.
2. 제안된 해석모델의 검증은 기 수행된 실험결과와 비교하여 수행하였으며, 적용된 Maxwell 요소의 개수가 증가할수록 해석결과가 실험결과를 잘 반영하고 있는 것으로 검증되었다.
3. 본 연구에서는 시간의 경과에 따른 부착길이 변화에 대한 해석연구를 수행하여 시간의 경과에 따라 부착경계면의 각 위치별 변형률이 증가하는 현상을 검토할 수 있었다. 이는 에폭시 경계면의 강성저하에 인한 것으로 시간의 경과에 따라 유효부착길이가 증가되는 것으로 판단되었다.
4. 본 연구에서는 시간의 경과에 따른 부착응력의 변화에 대한 해석연구를 수행하였으며, 이를 통해 시간의 경과에 따라 접착경계면에서 발생하는 강성저하가 에폭시 경계면의 크리프를 일으키는 원인으로 판단된다.
5. 본 연구에서의 해석결과를 통해 에폭시 경계면의 크리프 영향만 고려한 해석결과는 보강구조물의 전체크리프 거동을 최소 61% 이상 반영하고 있는 것으로 나타났다. 콘크리트의 크리프 영향만을 고려한 경우의 해석결과는 전체 크리프 거동을 최소 85% 이상 반영하고 있는 것으로 분석되었다. 따라서 외부부착 보강공법의 장기거동에 대해

콘크리트의 크리프 영향이 좀 더 크지만 에폭시 경계면의 영향이 콘크리트에 비해 적지 않은 것으로 판단된다.

6. 본 연구에서 수행된 탄소섬유시트로 보강된 콘크리트 구조물 경계면 재료의 크리프 영향 해석연구를 통해 경계면 재료의 크리프 발생이 전체 보강구조물의 장기거동에 미치는 영향이 상당히 큰 것을 알 수 있었다. 따라서 외부부착 보강공법의 장기적인 보강효과를 증진시키기 위해서는 경계면 재료의 크리프 영향이 보강구조물의 설계 및 해석에 고려되어야 할 것이다.

참고문헌

- 신승교(2003) **경계면 파괴를 고려한 보강된 휨 거동 RC 부재의 수치해석 기법 개발**, 박사학위논문, 연세대학교.
- 심중성, 홍영균, 황의승, 배인환, 이은호(1995) 유기 및 무기재료로 보수된 R/C보의 동적거동특성 비교, **한국콘크리트학회 가을학술발표논문집**, 한국콘크리트학회, 제7권 제2호(통권13집), pp. 350-354.
- 최완철, 홍영균, 홍기섭, 신영수, 김유식, 류해준(1994) 에폭시 접착 강판으로 보강된 철근 콘크리트 보의 구조적 거동에 대한 연구, **한국콘크리트학회 봄학술발표논문집**, 한국콘크리트학회, 제6권 제1호(통권10집), pp. 25-29.
- 황규표, 임재형, 문장수, 고희범, 음성우, 장성재(1994) 철관압착에 의해 보강된 휨부재의 구조적 거동에 관한 실험적 연구, **한국콘크리트학회 가을학술발표논문집**, 한국콘크리트학회, 제6권 제2호(통권11집), pp. 331-336.
- Al-Haik, M.S., Hussaini, M.Y., and Garmestani, H. (2006) Prediction of nonlinear viscoelastic behavior of polymeric composites using an artificial neural network, *International Journal of Plasticity*, Vol. 22, pp. 1367-1392.
- Chen, J.F. and Teng, J.G. (2001) Anchorage strength models for FRP and steel plates bonded to concrete, *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 127, No. 1, pp. 784-791.
- Holzenkampfer, O. (1994) *Ingenieurmodelle des verbundes geklebter bewehrung fur betonbauteile*, Dissertation, TU Braunschweig, Germany.
- Khalifa, A., Gold, W.J., and Nanni, A. (1998) Contribution of externally bonded FRP to shear capacity of RC flexural members, *ASCE Journal of Composites for Construction*, Vol. 2, pp. 195-203.
- L'Hermite, R. (1977) Use of bonding techniques for reinforcing concrete and masonry structures, *Materials and Structures*, Vol. 10, pp. 85-89.
- Macdonald, M.D. and Calder, A.J.J. (1982) Bonded steel plating for strengthening concrete structures, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 2, No. 2, pp. 119-127.
- Mahmoud, Z., Rizkalla, S.H., and Zaghoul, E.E.R. (1999) Transfer and Development Lengths of Carbon Fiber Reinforced Polymers Prestressing Reinforcement, *ACI Structural Journal*, ACI, Vol. 96, No. 4, pp. 594-602.
- Malek, A.M., Saadatmanesh, H., and Ehsani, M.R. (1998), "Prediction of failure load of RC beams strengthened with FRP plate due to stress concentration at the plate end", *Journal of the American Concrete Institute*, Vol. 95, pp. 142-152.
- Mazzotti, C. and Savoia, M. (2005) Long term properties of bond between concrete and FRP, *IN : Proceeding of international symposium on bond behaviour of FRP in structures*, Hong Kong, China, pp. 531-537.
- Saadatmanesh, H. and Malek, A.M. (1998) Design guidelines for flexural strengthening of RC beams with FRP plates, *ASCE Journal of Composites for Construction*, Vol. 2, pp. 158-164.
- Wu, Z. and Yin, J. (2003) Fracturing behaviors of FRP-strength-

ened concrete structures, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 70, pp. 1339-1355.
Wu, Z.S., Yuan, H., and Niu, H. (2002) Stress transfer and fracture propagation in different kinds of adhesive joints, *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 125, No. 5, pp. 562-573.
Yuan, H., Wu, Z.S., and Yoshizawa, H. (2001) Theoretical solu-

tions on interfacial stress transfer of externally bonded steel/composite laminates, *JSCE Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering*, No. 675/1-55, pp. 27-39.

(접수일: 2009.8.5/심사일: 2009.9.11/심사완료일: 2009.12.8)