

온도상승에 따른 탄소섬유시트 보강 콘크리트보의 계면응력

The Interfacial Stresses in Concrete Beam Strengthened with Carbon Fiber Sheets due to Temperature Rising

최형석*
Choi, Hyoung-Suk

김성도**
Kim, Seong-Do

정진환***
Cheung, Jin-Whan

Abstract

Carbon fiber reinforced polymer(CFRP) can be bonded to the soffit of a concrete beam as a means of repairing and strengthening the beam. In such beams, materials, concrete and carbon fiber sheets, are different in coefficient of thermal expansion. Consequently, interfacial shear stresses can be increased and debonding failure may occur at the plate ends due to temperature rising. This paper presents a method of approximate closed-form solutions for the interfacial shear stresses and conducts a beam test to compare the numerical results. In case of temperature rising over 30°C, interfacial stress of 0.91MPa is occurred at the end of sheet. Therefore, using carbon fiber sheet for strengthening the concrete beam, it is necessary to consider the thermal effects and to evaluate the long time behavior of the concrete beam by temperature change.

요 지

본 논문은 탄소섬유시트로 하면을 보강한 콘크리트 보에서 온도가 상승함에 따라 서로 다른 선팽창계수를 가지는 콘크리트와 탄소섬유시트 사이에 계면전단응력이 발생함으로 부착강도 평가 시 이를 고려하여야 함을 기술하고 있다. 선형탄성거동을 가정한 계면전단응력의 이론식과 모형 보의 온도변화실험을 통하여 변형률을 측정된 결과를 비교함으로써 이론해의 적용성을 확인하였으며, 이론식으로부터 30°C의 온도변화가 발생하는 경우 탄소섬유시트 부착계면에서 최대 0.91MPa의 전단응력이 발생하는 것으로 조사되었고 변화량이 10°C 인 경우에서도 에폭시에 의한 부착강도의 10~15%의 응력이 추가적으로 발생하는 것으로 나타났다. 그러므로 탄소섬유시트로 콘크리트 구조물을 보수, 보강하는 경우 부착강도 평가 시 온도의 영향이 고려되어야 하며, 온도변화에 따른 장기간의 거동을 평가하는 노력이 필요한 것으로 판단된다.

Keywords : Carbon fiber sheet(CFS), Interfacial shear stress, Temperature changes

핵심 용어 : 탄소섬유시트(CFS), 계면전단응력, 온도변화

* 정회원, 부산대학교 사회환경시스템공학과 박사과정

** 정회원, 경성대학교 건설환경공학부 교수

*** 정회원, 부산대학교 사회환경시스템공학과 교수

E-mail : cheung@pusan.ac.kr 051-510-2354

• 본 논문에 대한 토의를 2008년 12월 31일까지 학회로 보내 주시면 2009년 3월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

콘크리트구조물을 보수, 보강하기 위하여 고강도, 고탄성 탄소섬유를 시트(sheet) 혹은 판재(plate) 형상으로 가공하여 부착하는 탄소섬유보강공법은 사용재료의 경량성과 시공의 편리성으로 인하여 다양한 구조물에 적용되고 있으며, 휨과 전단, 보강재와 콘크리트의 부착 등에 관한 연구가 계속 진행되고 있다. 그러나 2000년 이후 탄소섬유시트 설계에 대한 많은 연구 결과에도 불구하고 이론적으로 정립된 규정이 없으며 또한 기존의 연구는 재료와 구조적 성능에만 한정되어 진행되고 있어 알칼리와 염해, 자외선, 동결융해, 온도 변화와 같은 환경적 요인들에 노출되어 있는 실제 구조물에서의 영향을 평가하고 사용성을 확인하는 연구가 필요한 실정이다. 특히, 탄소, 유리 및 아라미드 섬유 등을 이용한 섬유보강공법은 서로 다른 선팽창계수를 가지고 있는 두 재료, 즉 콘크리트와 섬유시트 보강재가 에폭시 등으로 부착되어 복합단면을 가지는 구조이다. 콘크리트의 선팽창계수는 온도 1℃상승에 대하여 $1+10e-5$ 로 알려져 있으나(변동균 등, 2008) 일반적으로 사용되는 탄소섬유는 Table 1에서와 같이 섬유의 방향에 따라 다른 선팽창계수를 가지고 있고 하중을 지지하는 섬유직조 방향으로는 온도에 의한 변형이 거의 발생하지 않으며 오히려 온도가 상승함에 따라 수축이 발생할 수 있다(Hayes et al, 1998). 그러므로 이러한 재료들 사이의 열팽창 특성차이로 인하여 온도가 변하는 경우 추가적 응력이 계면에 발생할 수 있다.

탄소섬유의 열변형 특성에 대한 기존의 연구결과들을 살펴보면 일반적으로 알려진 에폭시의 유리전이온도(Tg) 이상의 열에너지를 받는 경우 보강재와 콘크리트 모재를 연결하는 에폭시의 부착강도가 손실되어

보강능력이 감소하는 것으로 알려져 있으나(조홍동 등, 2003), Tg이하의 온도에서는 장기간의 동결융해를 받은 경우라도 탄소섬유복합체의 인장강도와 에폭시 자체의 접착 성능에는 크게 변화가 없으며(최기선 등, 2006) 또한 40℃이하 환경에서의 탄소복합체만으로 구성된 시험체의 휨강성 저하는 크게 나타나고 있지 않다(황태경 등, 2003). 이러한 연구결과들로부터 온도가 변화하는 환경에서도 탄소섬유와 에폭시 자체의 성능에는 변화가 없다는 것을 알 수 있다. 그러나 동일 구조계에서 상대적인 재료간의 선팽창계수 차이로 인해 부착계면에서 응력이 추가적으로 발생한다면 발생한 응력은 섬유시트의 주요한 파괴형상인 계면파괴를 더 빨리 유도할 가능성이 있다. 이와 관련한 국외의 연구결과들을 보면, Karbhari and Engineer는 작은 모르타르 시편을 사용하여 다양한 온도변화를 갖는 환경에서 섬유시트로 보강된 보의 휨거동을 시험하여, 파괴시에 휨 변형률이 감소한다는 결론을 얻었으며 Lopez et al은 콘크리트 보에 균열을 발생시킨 후 섬유시트로 보강하고 총 300회의 동결융해를 반복하여 동결융해 횟수가 증가함에 따라 휨모멘트가 감소한다고 하였다. 또한 Tysl et al은 탄소섬유시트로 보강된 철근콘크리트 보의 동결융해에 대한 내구성을 접착면의 탈락에 관심을 두고 실험하였는데, 동결융해 횟수뿐만 아니라 접착면의 거동에 의해서도 영향을 미친다는 결과를 얻었다. Myers et al은 온도가 변하는 복합적 환경변화에 콘크리트 보를 노출시켜, 반복 횟수가 증가할수록 접착체의 성능이 떨어지지만 표면처리가 잘 되어 있다면 갑작스런 파괴나 위험 현상은 발생하지 않는다고 하였다. 위의 연구결과들은 탄소섬유시트로 보강된 콘크리트 보는 온도변화에 의해 강도저하가 발생할 수 있는 것으로 보인다. 그러나 이러한 연구결과와는 달리 온도변화에 의해 영향을 받지 않는다는 연구결과 들도 있다. Kaiser는 탄소섬유로 보강된 단순보에 ±25℃의 100회 동결융해시험을 적용한 결과 구조물에 어떠한 해로운 영향도 발생하지 않는다는 결론을 얻었으며 Baumert et al은 극한의 추위(-27℃)에서도 정하중 하에서는 구조물에 나쁜 영향이 없다고 하였다. 또한 Clement et al은 탄소섬유로 보강된 콘크리트 보를 -20℃에서 30℃의 대기 중에

Table 1 Carbon fiber coefficient of thermal expansion

Fiber direction	PAN		Pitch
	Intermediate modulus	High modulus	
Fiber	-0.1 to -0.5	-0.5 to -1.2	-0.9 to -1.6
Perpendicular to fiber	7 to 12	7 to 12	7.8

220회 반복 노출 실험을 수행하여 내하력 감소가 발생되지 않음을 알아내었다. 이와 같이 온도변화가 탄소섬유시트로 보강한 콘크리트 보에서 영향을 미치는 결과는 다양하게 나타나고 있는데 이것은 각 국가별로 사용하는 탄소섬유시트와 에폭시의 성능이 다르고 환경적 요인에 대한 체계적인 실험 및 이론적 연구방법이 갖추어져 있지 않기 때문이다.

본 연구에서는 탄소섬유시트를 하면에 부착한 콘크리트 보의 온도변화에 따른 두 재료사이의 계면전단응력(interfacial shear stress)의 분포를 이론적으로 조사하고 콘크리트만으로 제작된 시험체에 탄소섬유시트를 부착하고 온도변화를 주어 스트레인 게이지를 사용하여 변형률을 측정하는 방법으로 계면전단응력의 분포를 비교, 확인하고자 한다. 또한, 이론식을 통하여 온도변화에 따른 계면응력의 분포와 크기를 조사하고 이후 탄소섬유시트보강공법 적용 시 온도와 관련한 내구성 설계기준을 마련하기 위한 기초자료를 제공하고 자 한다.

2. 계면전단응력

콘크리트와 탄소섬유간의 계면응력에 대한 기존의 이론적 연구는 탄성상태를 가정한 보 이론에 근거한 근사적 해법으로 많이 연구되어왔으며(Smith and Teng, 2001), 탄소섬유판을 부착한 강재 보의 경우에는 온도변화에 의한 계면응력의 크기가 보의 사용하중에 의해 발생하는 것보다 크다는 연구결과도 있다(Tim and John, 2005). 하지만 이러한 일련의 연구결과들은 계면응력의 분포를 이론적으로 확인하는데 주안점을 두었으며 실제적인 실험을 통하여 검증하지는 못하였다.

기존의 계면전단응력의 해석은 단계적 해석방법(staged analysis)과 (Roberts, 1989) 변형적합조건에 의한 방법(Malek, 1998)으로 발전하였으며 이들은 모두 구성재료를 선형탄성으로 해석한 것이다. 본 논문에서는 기존의 계면전단응력을 산정하는 방법 중 다양한 하중조건에 대하여 적용이 가능하고 보의 축변형과 판에서의 휨 변형 및 전단 변형이 모두 고려되도록 발전시킨 이론식(Smith and Teng, 2001)을

온도의 영향을 고려할 수 있도록 수정하였으며 탄소섬유시트 하면에서의 변형률을 계산할 수 있는 적용방법을 제안함으로써 실험값과 비교가 가능하도록 하였다.

2.1 이론식의 제한

Fig. 1과 같은 탄소섬유시트와 에폭시의 복합재료로 보강된 콘크리트 보의 미소구간에 대한 계면전단응력의 일반해를 비교적 간단한 방법으로 유도하기 위하여 다음과 같은 가정을 도입하였다.

- ① 콘크리트, 부착에폭시, 탄소섬유시트는 선형탄성 거동을 하며 각 재료의 부착은 완벽하고,
- ② 콘크리트와 탄소섬유시트의 접착면에서의 변형은 보의 휨모멘트와 전단 및 축력에 의해서만 발생하며,
- ③ 부착에폭시에서의 계면응력은 그 단면에 따라 일정하다.

2.2 계면전단응력의 일반해

위의 가정에 의해 부착재는 선형탄성거동을 하므로 콘크리트 모재와 부착에폭시의 계면에서 전단변형률(γ)은 고전적인 보이론에 의하여 식(1)과 같이 나타낼 수 있으며, 계면전단응력(τ)은 식(2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\gamma = \frac{dU(x,y)}{dy} + \frac{dV(x,y)}{dx} \quad (1)$$

$$\tau = G_A \left(\frac{dU(x,y)}{dy} + \frac{dV(x,y)}{dx} \right) \quad (2)$$

여기서, G_A 는 부착에폭시의 전단탄성계수이며, 탄소섬유보강보의 전체 폭률은 식(3)으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{d^2 V(x,y)}{dx^2} = - \frac{M_T(x)}{(EI)_T} \quad (3)$$

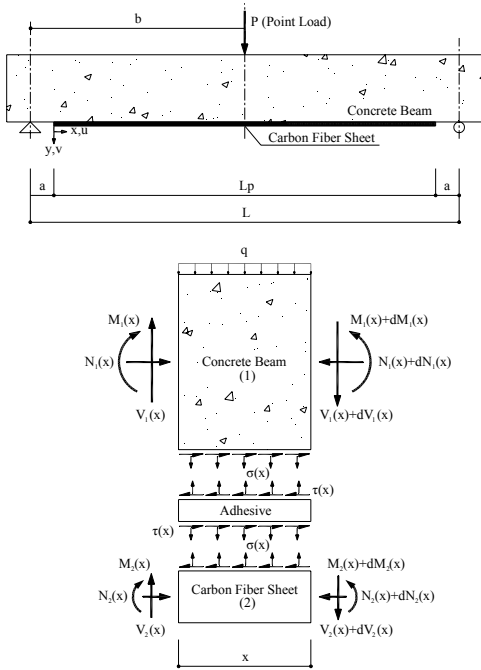


Fig. 1 Differential Segment of Plated Beam

여기서, $(EI)_T$, $M_T(x)$ 는 각각 합성된 보의 휨강성과 구조 전체에 작용하는 휨모멘트이다. 가정③에 의해 부착에폭시는 단면을 따라 균일한 전단응력의 영향을 받게 되므로 부재의 축방향 변위, $U(x,y)$ 는 접착 두께 t_A 를 따라서 일정하게 변화되어야 하므로 식(4)와 같이 표현 할 수 있다.

$$\frac{dU(x,y)}{dy} = \frac{1}{t_A}(U_2(x) - U_1(x)) \quad (4)$$

여기서, $U_1(x)$, $U_2(x)$ 는 각각 콘크리트 하면과 탄소섬유시트 상면의 길이방향 변화이며 첨자 1, 2는 각각 콘크리트와 탄소섬유시트를 나타낸다. 이제 식(2),(3),(4)로부터 계면전단응력에 대한 관계식을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\frac{d\tau(x)}{dx} = \frac{G_A}{t_A} \left(\frac{dU_2(x)}{dx} - \frac{dU_1(x)}{dx} - \frac{t_A}{(EI)_T} M_T(x) \right) \quad (5)$$

위 식(5)의 마지막 항은 실제적으로 매우 작은 값이므로 생략할 수 있으며, Fig 1의 상관관계에서 축력과 모멘트, 전단변형과 온도변화 등을 고려한 콘크리트와 탄소섬유시트의 변형률을 각각 식(6), (7)로 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_1(x) = \frac{dU_1(x)}{dx} = \frac{y_1}{E_1 A_1} M_1(x) - \frac{1}{E_1 A_1} N_1(x) + \frac{y_1}{G_1 k A_1} (q + b_2 \sigma(x)) - \alpha_1 \Delta T \quad (6)$$

$$\epsilon_2(x) = \frac{dU_2(x)}{dx} = -\frac{y_2}{E_2 I_2} M_2(x) + \frac{1}{E_2 A_2} N_2(x) + \frac{y_2}{G_2 k A_2} b_2 \sigma(x) + \alpha_2 \Delta T \quad (7)$$

ϵ_1 , ϵ_2 는 각각 콘크리트 하면의 변형률과 탄소섬유시트 상면의 변형률이며 G_1 , G_2 는 각각 콘크리트와 탄소섬유시트의 전단탄성계수이다. b_2 는 탄소섬유시트가 부착된 계면의 폭을 나타내고, y_1 , y_2 는 각각 콘크리트와 탄소섬유시트 단면의 도심으로부터 부착계면까지의 거리이다. k 는 유효전단계수로 직사각형단면에서 5/6이다. 단면의 평형조건으로부터 축력은 다음과 같이 나타낼 수 있으며,

$$N_1(x) = N_2(x) = N(x) = b_2 \int_0^x \tau(x) dx \quad (8)$$

콘크리트보와 탄소섬유시트의 곡률이 같다고 가정하고 미소구간의 모멘트평형조건으로부터 전체단면의 모멘트를 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_T(x) = M_1(x) + M_2(x) + N(x)(y_1 + y_2 + t_A) \quad (9)$$

$$M_1(x) = \frac{R}{(R+1)} \left[M_T(x) - b_2 \int_0^x \tau(x)(y_1 + y_2 + t_A) dx \right] \quad (10)$$

$$M_2(x) = \frac{1}{(R+1)} \left[M_T(x) - b_2 \int_0^x \tau(x)(y_1 + y_2 + t_A) dx \right] \quad (11)$$

따라서 계면전단응력, 식(5)는 식(6), (7), (8), (10), (11)로부터 식(12)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{d^2\tau(x)}{dx^2} - \frac{G_A b_2}{t_A} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} + \frac{1}{E_1 A_1} \right) \tau(x) = - \frac{G_A}{t_A} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) V_T(x) - \frac{G_A}{t_A} \frac{y_1}{G_1 k A_1} \frac{dq(x)}{dx} - \frac{G_A b_2}{k t_A} \left(\frac{y_1}{G_1 A_1} - \frac{y_2}{G_2 A_2} \right) \frac{d\sigma(x)}{dx} \quad (12)$$

식(12)의 계면전단응력의 지배방정식은 수직응력 ($\sigma(x)$)이 동시에 고려되므로 일반해를 구하기 힘들며, 또한 t_A 의 두께가 매우 작으므로 계면에서의 전단 변형의 영향을 무시할 수 있다. 그러므로 지배방정식은 다시 식(13)과 같이 간단하게 나타낼 수 있다.

$$\frac{d^2\tau(x)}{dx^2} - \frac{G_A b_2}{t_A} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} + \frac{1}{E_1 A_1} \right) \tau(x) + \frac{G_A}{t_A} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) V_T(x) = 0 \quad (13)$$

식(13)의 일반해는 식(14)와 같다. 여기서 B_1, B_2 는 경계조건을 도입함으로써 결정할 수 있으며 λ 와 m_1 은 다음 식(15), (16)과 같다.

$$\tau(x) = B_1 \cosh(\lambda x) + B_2 \sinh(\lambda x) + m_1 V_T(x) \quad (14)$$

$$\lambda^2 = \frac{G_A b_2}{t_A} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_1 A_1} \right) \quad (15)$$

$$m_1 = \frac{G_A}{t_A \lambda^2} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) \quad (16)$$

식(7)은 탄소섬유시트 상면의 변형률이다. 실제 접착두께, t_A 는 콘크리트 보의 단면의 크기에 비하여 매우 작은 값이므로 단면에서의 응력분포를 선형이라 한

다면 상, 하면의 변형률은 같다고 가정할 수 있다. 그러므로 식(7)의 변형률은 탄소섬유시트와 같이 두께가 매우 얇은 보강재에 대해서만 유효하지만 스트레인게이지를 이용한 실측 변형률과 비교할 수 있다.

3. 온도변화실험

앞 절에서 제한한 이론식으로부터 산정된 변형률과 실험을 통한 변형률을 비교함으로써 계면전단응력의 분포를 확인하는 방법을 검증하고 온도변화에 따른 계면응력의 영향을 평가하기 위하여 온도변화실험을 실시하였다.

실내에 설치된 온도조절장치에 운반 및 설치가 가능하도록 Fig. 2와 같이 $100 \times 100 \times 1,000 \text{ mm}$ 로 시험체를 제작하였으며 계산상의 편의를 위하여 콘크리트와 철근의 선팽창계수는 거의 동일한 것으로 가정하고 열변형에 따른 차이는 없을 것으로 판단하여 보강 철근을 삽입하지 않았다. 하면에는 $80 \times 700 \text{ mm}$, 두께 2 mm 인 탄소섬유시트를 국내에서 생산되어 일반적으로 사용되고 있는 에폭시를 사용하여 하도 함침, 부착하였으며 제작된 보는 실온상태에서 3년 이상 양생하여 콘크리트 보에서 온도변화에 의해 발생할 수 있는 건조수축 등의 영향을 사전에 배제하였다. 사용된 콘크리트의 배합설계를 Table 2에 나타내었으며 설계압축강도는 27 MPa 이고 재령 28일 경과 후 압축강도 실험결과 평균 37.2 MPa 인 것으로 나타났다. 압축강도 실험은 $\varnothing 100 \times 200 \text{ mm}$ 의 공시체를 사용하였으며 Table 3은 총 9개 시편의 실험결과를 3그룹으로 나누어 정리한 결과이다. 탄소섬유시트는 인장강도가 $3,550 \text{ MPa}$ 인 국내에서 생산된 제품을 사용하였으

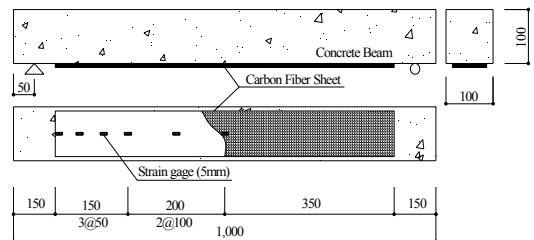


Fig. 2 Test specimen and gage location(mm)

Table 2 Concrete mixture design

설계강도 (MPa)	단위 시멘트량 (kgf/m ³)	물시멘트비 (%)	잔골재량 (kgf/m ³)	굵은 골재량 (kgf/m ³)	굵은골재 최대치수 (mm)
27	370	46.98	814	942	25

Table 3 Concrete compressive test result

Specimen	압축강도 (MPa)			평균 (MPa)
	case 1	case 2	case 3	
25-27-15	37.8	36.3	37.6	37.2

Table 4 Carbon fiber properties

인장강도 (MPa)	탄성계수 (MPa)	두께 (mm)	파단변형률
3,550	235,000	0.135	0.015

Table 5 Strain gage properties

Gage type	length (mm)	factor (%)	Resistance (Ω)	Lead wire (m)
FLA-5-11-1L	5	2.11±1	119.8±0.5	1.2

며 제조사에서 제공하는 특성을 Table 4에 나타내었다. 변형률을 측정하기 위하여 Fig.2와 같이 시험체 보강재 하단의 중앙부에 스트레인게이지를 부착하였고 탄소섬유시트 좌측 끝단부터 부착위치(mm)에 따라 Gage 0, 50, 100, 250, 350로 표시하였으며, 노출 시간에 따른 콘크리트의 열전도율을 고려하고 내부 온도를 측정하기 위하여 콘크리트 보의 중앙에 온도센서를 설치하였다. 스트레인게이지는 온도변화에 따라 그 출력 값이 변화할 수 있으므로 안정적인 변형률을 측정하기 위하여 사전 실험을 통하여 적절한 게이지 보정 방법을 선정하는 것이 필요하였다. 본 연구에 고려된 게이지 보정방법으로는 동일 재료의 더미게이지를 사용하는 방법, 석영 등의 온도변화가 작은 더미를 사용하는 방법, 제조사의 실험결과로부터 보정하는 방법 등을 고려하였으며, 그 중 가장 간단하고 비교적 정확한 결과 값을 보인 제조사의 게이지 특성 실험결과로부터 보정하는 방법을 적용하였다. 계측에 적용된 게이지는 일본 Tokyo Sokki Kenkyujo 사의 5mm

강재용 스트레인게이지로서 게이지의 종류와 특성은 Table 5와 같으며 제작사에서 제시하고 있는 보정식은 식(17)과 같다.

$$\epsilon_{APP} = -2.97 \times 10^1 + 2.73 \times T^1 - 7.23 \times 10^{-2} \times T^2 + 5.30 \times 10^{-4} \times T^3 - 1.40 \times 10^{-6} \times T^4 \quad (17)$$

(T : 계측시온도)

온도변화 실험은 PID제어(proportional-integral-derivative control)가 가능한 항온실 내부에 보강보를 거치하고 Fig. 3과 같이 최초 실온(22℃)을 기준으로 10℃ 간격의 온도를 증가시켜 총 온도증가량이 30℃가 되도록 3개 구간을 설정하였다. 이러한 온도 변화량은 도로교설계기준에서 일반적인 경우의 콘크리트 교에서 발생할 수 있는 최대 온도 승강이 각각 15℃로 규정하고 있어 이 경우의 최저온도와 최고 온도를 고려하여 변화량을 설정하였다. 본 실험에서 동일비교시점의 모든 부재온도는 일정해야한다. 콘크리트의 경우 열전도율이 다른 구성 재료에 비하여 작기 때문에 충분한 가열 시간이 필요하였다. 각 온도증가 시작점에서부터 구간 최종 온도까지의 노출시간은 사전 실험을 통하여 콘크리트 시험체의 내부 중심까지 충분한 열공급이 가능한 6시간으로 하여 각 구간의 최종부에서는 콘크리트 외부와 내부의 온도가 동일하도록 제어하였다. 총 18시간의 실험에 대한 데이터의 수집은 게이지의 제작사와 동일한 Tokyo Sokki Kenkyujo사의

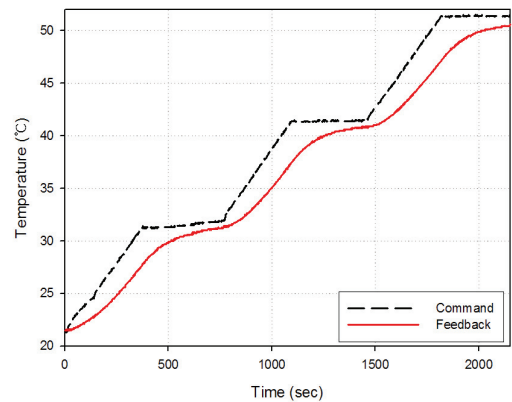


Fig. 3 Temperature changes

TDS-303을 사용하였으며 게이지 부착위치의 5채널, 공기중, 시험체 표면, 시험체 내부의 thermocouple 3채널로 총 8개 채널의 데이터를 30초에 1회 측정하는 방법으로 정리하였다.

4. 실험결과 및 분석

최종 30℃의 온도변화에 따른 실험결과는 Fig. 4와 같다. 온도는 콘크리트 내부에 설치된 thermocouple에 의해 측정된 값을 기준으로 비교하였다. 온도변화에 의한 각 구간별 변형률의 차이는 미소하였으나 온도가 증가함에 따라 변형률도 증가하는 양상을 보였다. 하지만 게이지 부착위치에 따른 일관성은 확인하기 힘들었는데 이것은 탄소섬유시트의 생산 및 현장부착 시 동일한 단면에서 배열이 일정하였는지, 또한 부착이 전구간에 대하여 완벽한가에 따라 다른 결과를 나타낼 수 있기 때문으로 판단된다. Gage 0의 경우는 보의 탄소섬유시트 보강부의 경계부에 위치해 단부가 콘크리트에 의해 구속됨으로써 압축 변형률이 발생한 것으로 판단되며 모든 위치의 게이지가 47℃에서 변형률이 급격하게 변화되는 것으로 보아 실험에 사용된 에폭시의 T_g (glass transition temperature)가 약 49℃(콘크리트 면에 부착된 thermocouple의 온도) 이상 구간에서 존재하는 것으로 판단된다. T_g , 유리전이온도 이상에서는 딱딱한 에폭시가 유연해지기 시작

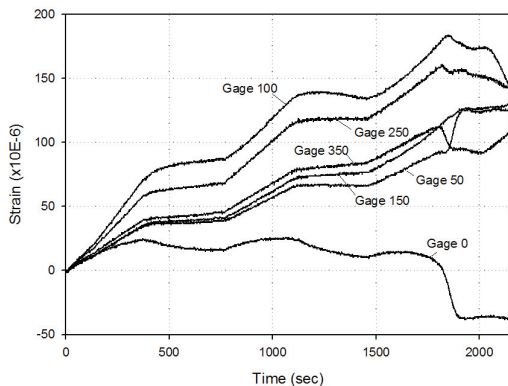


Fig. 4 Test results (strain)

Table 6 Material properties

Material	length (mm)	Width (mm)	Height (mm)	Elastic modulus (MPa)	CTE (/℃)
concrete	900	100	100	2.70e+4	9.8e-6
carbon fiber	800	90	0.135	2.35e+5	2.5e-6
epoxy (v=0.35)	800	90	1.00	2,000	-

하면서 탄소섬유시트를 결속하거나 부착시키는 힘이 와해될 수 있기 때문에 탄소섬유시트를 이용한 구조물의 보수, 보강을 하는 경우 유리전이온도 이상이 발생하는 곳에서는 사용에 주의를 기울여야 한다. 일반적으로 탄소섬유시트보강공법은 구조물의 하면에 부착되어 인장력을 보강하는데 주로 사용되고 있고 시공 시의 온도를 상온기준으로 하고 있으므로 화재 등의 급격한 변수가 발생하지 않는다면 본 연구의 실험결과로부터 사용온도가 T_g 미만인 경우의 구조물에서 에폭시로 함침된 탄소섬유시트는 온도변화에 따라 선형적으로 거동한다고 볼 수 있다.

온도변화실험 결과에 따른 계면전단응력의 분포를 확인하고 이론해의 적용성을 평가하기 위하여 각 온도 변화 구간에 대한 측정값과 이론해의 변형률을 비교하여 Fig. 5에 나타내었다. 국외의 연구결과(Maalej and Bian, 2001)에 의하면 탄소섬유의 표면에 일정 간격으로 스트레인게이지를 설치하고 계면의 전단응력을 직접 확인하는 방법 등이 제안되어 있으나 게이지의 크기와 위치에 따라 응력이 과대, 과소 평가될 수 있으며 특히, 단부의 응력 집중이 발생하는 부분은 회기분석에 의한 식을 이용하여 추론하는 방법을 적용하고 있다. 그러므로 본 연구에서는 식(7)에 의해 계산된 변형률과 각 지점의 스트레인게이지로부터 측정된 변형률을 비교하는 방법을 통하여 이론식의 적용성을 확인하고 계면전단응력을 계산하는 방법을 사용하였다. 이론식의 산정에 적용된 물성값은 Table 6에 나타내었다. 사용된 콘크리트와 탄소섬유시트의 선팽창계수는 사전 실험에 의한 결과를 정리한 값으로 탄소섬유의 선팽창계수가 서론부분에서의 문헌조사 결과와 차이가 나는 것은 측정된 선팽창계수가 탄소섬유만의

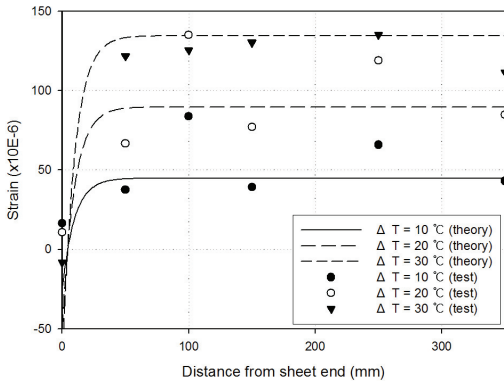


Fig. 5 Numerical and test results

값이 아니라 에폭시로 함침된 탄소섬유시트의 선팅장 계수로, 에폭시의 영향이 반영된 것으로 판단된다. 에폭시의 두께산정은 시험체를 파괴하여 슬립이 발생한 부분의 에폭시를 절취하여 버니어캘리퍼스에 의해 3회 평균한 두께이며, 에폭시의 탄성계수와 포아송비는 문헌조사 결과(Smith and Teng, 2001)를 이용하였다. 실험결과와 이론해는 비교적 잘 일치하는 것으로 나타났으나 온도증가량(ΔT)이 10°C 와 20°C 인 경우에는 Gage 100과 250의 변형률이 이론해와 상당한 차이를 보였다. 이것은 온도변화에 의한 변형률의 결과가 매우 작은 값이고, 스트레인게이지의 부착위치 및 방향 등의 설치 오차(김성도, 정진환, 2001)로 인하여 변형률이 과대평가 된 것으로 판단된다. 실제로 탄소섬유시트의 섬유결은 보강방향과 완전하게 동일하지 않고 부착면에서의 에폭시로 함침된 면도 일정한 거칠기를 나타내기 때문에 게이지 부착시 오차가 포함될 가능성이 높다.

위의 비교결과로부터 본 연구의 이론식에 의한 계면 전단응력 산정방법의 적용성이 입증된 것으로 판단하고 온도변화에 따른 계면전단응력의 영향을 분석해 보았다. 본 실험에서는 하중에 의한 계면부착응력의 정도를 확인하지 못하였기 때문에 유사한 시험체를 사용하여 순수전단 실험을 수행한 연구결과를 비교군으로 선택하여 분석하였다. 상온에서 온도증가량이 30°C 인 경우 이론해에 의한 계면전단응력은 Fig. 6에서와 같이 최대 0.91MPa 로 비교문헌의 평균부착응력이 2.00

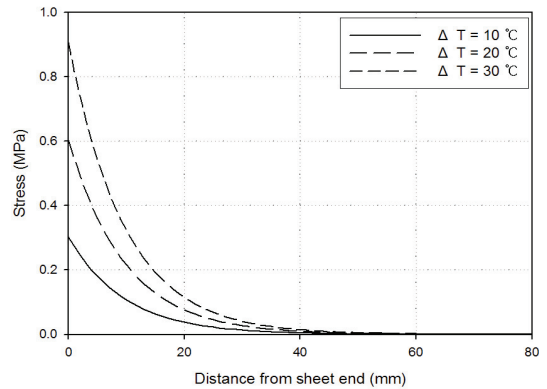


Fig. 6 The interfacial shear stress

~ 3.00MPa 인 연구결과(양동석 등, 2001)와 비교하면 파괴시의 계면에서 발생할 수 있는 최대응력의 $30\sim 45\%$ 수준이다. 이것은 단부의 최대값을 비교한 것으로 단부로부터 60mm 이상 되는 부분에서는 응력이 발생하지 않는다. 그러나 일반적인 탄소섬유시트로 보강된 콘크리트 보의 실험적 연구에서 가장 많이 발생하는 조기파괴형태는 단부박리에 의한 파괴형태이고 이러한 단부박리에 의한 파괴형태는 섬유시트 부착면의 단부로부터 일부 콘크리트를 물고 떨어지는 피복탈락과 접착제와 보 사이의 부착부 박리파괴가 보고되고 있으므로(심종성 등, 2002) 단부에서 발생하는 응력의 중요성은 크다 하겠다. 또한 부착부 박리파괴의 경우는 어떠한 내적, 외적 요인에 의해 두 재료의 계면에서 발생하는 부착응력이 에폭시의 부착강도를 초과할 때 나타나게 되므로 에폭시에 의해 결정되는 부착강도는 하중에 의해 발생하는 응력과 온도변화에 의해 발생하는 응력을 모두 지지할 수 있어야 한다. 비록 본 연구에서 설정한 것과 같이 온도변화량이 30°C 인 경우는 일반적인 교량구조물에서 일변화량으로 발생하기 어렵다. 그러나 연구결과(황의승 등, 2001)에 의하면 라멘교의 실제 온도변화량을 측정할 경우에 일변화량이 최대 15°C 에 달하며 11개월간의 단면평균온도변화량이 36°C 로 나타났다. 이것은 도로교설계기준(한국도로교통협회, 2005)의 콘크리트 교량에서의 온도하중 범위와 비슷한 것이다. 해석에 의하면 온도변화량이 10°C 인 경우에서도 $10\sim 15\%$ 의 응력이 섬유

시트 부착단부 계면에서 추가적으로 발생하게 되므로 계면박리에 의한 조기파괴가 발생할 가능성이 있다. 또한, 온도하중은 연중 반복하중으로 작용하고 지리적 특성으로 인해 일평균 기온의 차이가 많이 발생하는 지역에서도 탄소섬유보강공법을 적용하기 위해서는 온도변화에 대한 영향을 연구하고 내구성기준을 마련하여 설계에 반영하는 노력이 필요한 것으로 판단된다. 특히, 반복적인 온도변화의 영향을 분석하기 위해서 장기간의 노출 실험 등을 실시할 필요성이 있으며 온도가 하강하는 경우의 보강구조의 거동에 대해서도 평가하는 것이 필요한 것으로 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 탄소섬유시트로 보강한 콘크리트 보의 온도변화에 의한 계면전단응력의 영향을 평가하기 위하여 기존의 이론해를 온도의 영향이 고려되도록 수정, 보완하였다. 모형보를 제작하고 온도변화에 따른 탄소섬유시트 부착면의 변형률을 스트레인게이지를 이용하여 측정하였으며 이론해와 비교하였다. 본 연구의 결론을 요약하면 다음과 같다.

- 1) 스트레인게이지를 이용하여 탄소섬유시트의 변형률을 측정하고 온도가 변화하는 환경에서 콘크리트 부착계면의 전단응력 분포를 확인하는 방법을 제안하였으며, 이를 적용하여 기존구조물의 계면전단응력을 사용 온도에 따라 평가하는 것이 가능할 것으로 판단된다.
- 2) 콘크리트 구조물을 탄소섬유보강공법에 의해 보수, 보강하는 경우 T_g 에서의 영향뿐만 아니라 온도상승에 대한 영향을 고려하는 것이 필요한 것으로 판단되며 탄소섬유 보강보에서 반복된 온도하중의 영향을 평가할 수 있는 장기간의 실험적 연구가 필요한 것으로 판단된다.
- 3) 온도하중의 특성상 반복적으로 작용하고 평균기온이 낮은 지역에서도 탄소섬유보강공법의 적용이 가능하도록 내구성 기준을 마련하는 것이 필요한 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2008년도 제2단계 두뇌한국21사업에 의하여 지원되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. 김성도, 정진환, "구조공학실험", 구미서관, 서울, 2001. pp. 24-30.
2. 변동균, 신현목, 문제길, "철근 콘크리트", 동명사, 서울, 2002. pp. 26.
3. 심종성, 광계환, 박성렬, 오홍섭, "FRP로 보강된 철근 콘크리트 구조물", 청문사, 경기도, 2006. pp. 44-56.
4. 양동석, 홍성남, 박선규, "탄소섬유판으로 부착보강된 철근콘크리트 부재의 계면 부착거동", 대한토목학회논문집, 27권 3A호, 2007. pp. 443-452.
5. 조홍동, 한상훈, 이승수, 신진환, "CFRP로 보강된 콘크리트 보의 온도 변화에 따른 영향 분석", Journal of the KIIS, 제18권 2호, 2003. pp. 79-85.
6. 최기선, 유영찬, 이한승, 김광환, "FRP 복합체의 동결 융해 및 고온·고습 저항성에 관한 실험연구", 한국콘크리트학회 학술발표회 논문집, 제18권 1호, 2006. pp. 345-348.
6. 한국도로교통협회, "도로교설계기준", 건설정보사, 서울, 2005. pp. 22-23.
7. 황의승, 이정재, 임창준, "철근콘크리트 라멘교의 온도 분포 측정", 대한토목학회 학술발표회 논문집, 2002. pp. 111-114.
8. 황태경, 박재범, 이상연, 김형근, 박병열, 도영대, "온도 상승에 따른 탄소 복합체의 굽힘 강도 저하 평가", 한국 복합재료학회지, 제18권 제2호, 2006. 4, pp. 20-29.
9. Baumert, M. E., Green, M. F. and Erki, M. A., "A Review of the Low Temperature Response of Reinforced Concrete Beams Strengthened with FRP Sheets", Advanced Composite Materials in Bridges and Structures, The Second ACMBS International Conference, 1996. pp. 565-572.
10. Clement J. L., Fuzier J. P., Lacroix R., Luyckx J., "Durability of Composites for Construction", The International Conference on Durability of Fiber Reinforced Polymer Composites for Construction, 1998. pp. 561-569.
11. Del Mar Lopez, M., Naaman, A. E. and Till, R. D., "Bending Behavior of Reinforced Concrete Beams Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Laminates and Subjected to

-
- Freeze-Thaw Cycles”, Fourth International Symposium of Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for concrete Structures, ACI, 1999, pp. 559-576
12. Hayes M D., Garcia K, Verghese N, Lesko J. J., “The Effect of Moisture on the fatigue Behavior of a Glass/Vinyle Ester Composite”, Fiber Composites in Infrastructure, Proceedings of the Second International Conference on Fiber Composites in Infrastructure ICCI’98 Vol.1, Tucson, 1998, pp. 1-13.
 13. Kaiser, H., “Bewehren von Stahlbeton Mit Kohlenstoff- serverstarkten Expoxiharzen”, PhD Thesis, Diss ETH Nr. 8918, Zurich : EMPA.
 14. Karbhari, V. M., and Engineer, M., “Effect of Environmental Exposure on the External Strengthening of Concrete with Composites”, Vol.15, No.12, 1996, pp. 1194-1217.
 15. Maalej, M., Bian, Y., “Interfacial shear stress concentration in FRP-strengthened beams”, Composite Structures, 2001, pp. 417-426.
 16. Malek AM., “Saadatmanesh H., Ehsani MR. Prediction of Failure Load of RC Beams Strengthened with FRP Plate due to Stress Concentration at the Plate End”. ACI Structural J., 1998, pp. 142-152.
 17. Myers, J.J., Murthy, S., Micelli, F., “Effect of Combined Environmental Cycles on the Bond of FRP Sheets to Concrete”, Composite in Construction, 2001, pp. 228-235.
 18. Roberts TM., “Approximate Analysis of Shear and Normal Stress Concentrations in the Adhesive Layer of Plated RC Beams”, The Structural Engineering, 1989, 67(12), pp. 229-233.
 19. Smith, S. T., Teng, J. G., “Interfacial stresses in plated beams”, Engineering Structures, Vol. 23, July 2001, pp. 857-871.
 20. Tim Stratford & John Cadei, “Elastic analysis of adhesion stresses for the design of a strengthening plated bonded to a beam”, Construction and Building Materials, Vol. 20, August 2006, pp. 34-45.
 21. Tysl, S. R., Imbrongno, M. and Miller, B. D., “Effect of Surface Delamination on the Freeze-Thaw Durability of CFRP-Reinforced Concrete Beams”, Durability of FRP Composites for Construction, The First Annual CDCC Conference, 1998, pp. 317-324.
- (접수일자 : 2008년 4월 16일)
(심사완료일자 : 2008년 8월 20일)