



모어씨클을 활용한 탄소섬유 전단보강된 보의 전단거동 평가

김윤곤 ¹⁾*

¹⁾현대건설 연구개발본부

Evaluation of Shear Behavior of Beams Strengthened in Shear with Carbon Fiber Reinforced Polymer with Mohr's Circle

Yun-Gon Kim ¹⁾*

¹⁾Hyundai Engineering and Construction, R&D Division, Yong-in 16891, Rep. of Korea

ABSTRACT Beams strengthened in shear with Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) which had different transverse reinforcement ratio were tested to evaluate shear contribution in the CFRP and to analyze shear behavior of each test with Mohr's circle. Strain in the CFRP should be evaluated to estimate the shear contribution in the CFRP which is brittle material. Test results were compared each other based on the Mohr's circle which can correlate shear strain with both principal tensile strain and crack angle. With low transverse steel ratio, shear strengthening with CFRP not only increases the shear strength effectively but also minimizes the loss in shear contribution of concrete by limiting the development of crack. With high transverse steel ratio, the effect on shear strengthening with CFRP is not as much as the beam with low ratio. Therefore, the shear contribution in the CFRP should be evaluated based on the strain compatibility which can consider the interaction between steel and CFRP when determining the shear capacity of a strengthened member.

Keywords : shear strengthening, CFRP, Mohr's circle, compatibility, shear interaction, crack angle

1. 서 론

탄소섬유보강폴리머(CFRP)는 철근에 비해 고가이지만, 경량재료이며 성형성이 우수하여, 신규공사보다는 작업여건이 제한적이고 단기간에 시공해야 하는 보수보강공사에 많이 적용되고 있다. 이에 다수의 탄소섬유보강 관련 연구¹⁻¹⁰⁾가 진행되었으며, 이를 바탕으로 실무 적용시 구조안정성을 확보하고 있다. 특히 탄소섬유와 모재 사이의 박리(debonding)로 인해 보강성능이 결정되어 CFRP의 인장성능을 충분히 활용하지 못하는 경우, 단부정착을 통해 박리 이후 정착부로부터 응력을 전달하여 보강성능을 증진하는 연구¹¹⁻¹⁵⁾가 활발히 수행되고 있다.

현행 철근콘크리트기준(KCI,¹⁶⁾ ACI¹⁷⁾ 등)은 연성재료인 철근보강 콘크리트 부재를 대상으로 실험 및 연구를 통해 정립된 것으로, 취성재료인 탄소섬유를 실무적으로 현 기준에 적용 및 확장하기 위해서는 그 적합성 여부를 충분히 검토해야 한다. 휨 강도설계의 경우 단면의 변형적합조건에 의해

모멘트를 결정하므로, 이 개념을 그대로 확장하여 탄소섬유의 변형률을 산정할 수 있다. 이로부터 모재와의 박리현상(debonding)을 고려하여 탄소섬유의 파단 또는 콘크리트 압괴의 파괴모드를 각각 역학적으로 평가할 수 있다. 반면 전단설계의 경우, 전단균열을 가로지르는 모든 전단철근이 항복하는 것을 전제하는 소성론에 근거하기 때문에 변형적합조건 없이도 철근의 전단강도 추정이 가능하다. 하지만 이 조건에서는 동일한 설계개념을 탄소섬유로 확장하기 어렵다.¹⁴⁾ 그 이유는 탄소섬유의 전단성능은 변형적합조건에 근거한 유효변형률로부터 평가되어야 하기 때문이다. 또한 동시에 탄소섬유의 극한변형률에서 콘크리트 및 전단철근의 전단강도가 보강전과 동일하게 유지되는 지도 확인되어야 한다. 이러한 관점에서 모어씨클은 철근콘크리트 전단거동의 변형적합조건을 합리적으로 제공하므로, 상기사항을 분석하기에 적합하다.

또한 보강설계의 경우, 보강 후 강도뿐만 아니라 보강전후의 강도증가분이 더 중요하다. 하지만 현행 전단설계 접근방법은 전단강도를 보수적으로 평가하여 휨성능에 지배하도록 한다. 이 접근은 보강 전후 각각의 전단강도를 보수적으로 추정할 수 있지만, 강도증가분 그 자체는 보수적으로 평가한 것은 아니다. 특히 보강 전 강도를 과소평가할 경

*Corresponding author E-mail : emptyspace@utexas.edu

Received February 13, 2016, Revised July 10, 2016,

Accepted August 1, 2016

©2016 by Korea Concrete Institute

우, 강도증가분은 과대평가되어 불안전측접근이 될 수 있다. 본 연구에서는 전단철근량이 다른 두 실험체에 동일한 탄소섬유 보강설계하여 실험을 수행하고, 모어씨클을 활용한 실험체의 전단거동분석을 통해 전단철근량에 따른 탄소섬유보강의 영향을 분석하였다.

2. 연구배경

2.1 전단 보강 설계지침

탄소섬유를 사용한 보수보강이 증가하면서 실무적으로 적용 가능한 설계식을 제공하기 위해 많은 연구, 지침 및 보고서가 출간되고 있다. 국내에서도 ACI 440에 기반한 ‘시설물 보강공법 성능인증을 위한 시험항목 방법 및 평가기준 설정 연구⁵⁾’를 한국건설기술연구원에서 수행하였으며, 실무적으로 활용되고 있다.

전단보강설계의 경우 ACI 440.2R¹⁾ NCHRP 678⁴⁾ 등의 지침에서는 철근항복응력(f_y)을 섬유보강폴리머(FRP)의 유효응력(f_{fe})으로 대체하여 탄소섬유의 전단강도 기여분을 평가하고 있다.

$$V_f = \frac{A_v f_{fe} d_{fv}}{s_f} \quad (1)$$

- for FRP rupture / completely wrapped

$$f_{fe} = \epsilon_{fe} E_f, \epsilon_{fe} = 0.004 \leq 0.75 \epsilon_{fu} \text{ [ACI 440.2R]}$$

$$f_{fe} = 4(\rho_f E_f)^{-0.67} \text{ [NCHRP 678]}$$

유효응력은 유효변형률(ϵ_{fe})에 비례하고, 이 유효변형률은 보강되는 탄소섬유량, 탄성계수에 비례한다. 이 설계식이 기존 실험데이터의 추세식으로 결정되는 경우, 각 실험데이터의 특성들이 적합하게 고려하지 못하면 신뢰도가 떨어진다. 예를 들면 단부정착과 같은 새로운 보강방법, 재료물성의 차이 및 모재의 특성에 따른 결과값의 편차를 반영하기 위해서는 상세한 데이터 검증이 필요하다. 이러한 이유로 최근 연구성과들을 반영하기 위해 지속적으로 새로운 식이 제안되고, 또한 지침 개정시마다 반영되기도 한다(ACI 440.2R, NCHRP 655³⁾, NCHRP 678⁴⁾). 본 실험에서는 단부앵커를 통해 부착과피를 방지하여 섬유파단과피모드에 해당하는 식을 적용하였다.

2.2 취성재료 - FRP

연성재료인 철근의 경우 항복변형률을 초과하면 응력변화가 없지만, 탄소섬유는 파단시까지 변형과 응력사이의 비례관계가 성립하여, 응력을 평가하기 위해서는 변형률 값이 반드시 필요하다. 또한 항복 이후에도 응력을 유지하면서 추가 하중을 인접 전단철근에 재분배하는 전단철근과는 달리, 취성거동을 하는 탄소섬유는 파단시 그 응력이 모두 인접한 탄소섬유들로 분배되어야 한다. 따라서 탄소섬유의 파

단에 의한 강도 감소보다 여유 강도가 더 큰 경우에만 부재 전체 파괴로 이어지지 않고 재분배 가능하다. 특히 전단변형률의 경우, 보강근 사이에 변형률 분포가 일정하지 않기 때문에 최대 변형률이 발생하는 탄소섬유가 먼저 파단하면 이로부터 연쇄적으로 인접 탄소섬유의 파단이 일어나면서 전단강도기여분이 감소한다. 따라서 탄소섬유의 최초 파단시의 전단균열의 변형률 분포가 강도기여분을 결정하는 주요 인자가 되며, 그 시점에서 전단거동에 참여하는 철근의 항복 여부를 탄소섬유의 취성거동과 연계하여 복합적으로 고려해야 한다.

2.3 모어씨클을 활용한 전단거동의 평가방법

모어씨클은 단면의 응력과 주축방향을 동시에 표현하기 때문에, 철근콘크리트의 전단거동을 콘크리트 및 전단보강근 사이의 변형을 서로 연계하기에 적합하다. 보수보강설계는 보강 전후의 강도증가분을 결정해야 하므로, 보수적인 전단강도 추정만으로는 안전측 강도증가분을 결정하기 어렵다. 이에 기존에 고려하지 않았던 전단철근의 항복에 따른 응력재분배 및 콘크리트 균열에 의한 응력변화를 고려하고, 변형 증가에 따른 주축의 각도 변화를 고려하여 좀 더 실제 전단강도에 근사한 강도추정이 필요하다. 즉, 휨설계시 단면적합조건에 의해 철근, 콘크리트 및 FRP 사이의 변형을 서로 연계하여 다양한 파괴모드에 대해 역학적 설명이 가능하듯, 전단설계에서도 변형적합조건에 근거하여 콘크리트, 전단철근, FRP 사이의 상호작용을 반영해야 한다. 특히 취성재료인 콘크리트와 탄소섬유의 경우, 각각의 최대 전단강도 기여 시점에서의 변형이 일치하지 않기 때문에, 콘크리트와 FRP의 최대 전단강도 기여분의 산술합은 부재 전단강도를 과대평가할 수 있다. 또한 탄소섬유의 변형조건에 의해 전단철근의 강도기여분 또한 달라질 수 있다.¹⁴⁾ 따라서 임의하중에서 콘크리트, 철근, FRP 탄소섬유의 전단강도기여분을 변형률과 연계하여 각 재료간 상호작용을 고려할 수 있는 전단거동의 변형적합조건으로 모어씨클(Mohr's Circle) 이용하여 탄소섬유 전단보강 특성을 분석하였다.

3. 실험

3.1 실험체설계

Fig. 1과 같이 슬래브와 일체화된 T형보를 대상으로 폐쇄형 탄소섬유 전단보강이 어려운 조건에서 탄소섬유 박리에 의한 조기파괴를 방지하기 위해 탄소섬유앵커를 단부에 적용하였다. 앵커설계 관련내용은 TxDOT 0-6306 보고서¹⁴⁾에 상세히 설명되어 있다. 기존 실험연구들은 주로 전단철근이 없거나 최소배근을 가진 보를 대상으로 탄소섬유의 전단기여분을 평가하였다. 본 실험의 경우 최대철근간격/최소배근에 근사한 D10@450과 이보다 철근량이 많은 D10@250 두 타입을 대상으로 동일한 탄소섬유 보강설계하여 철근량에

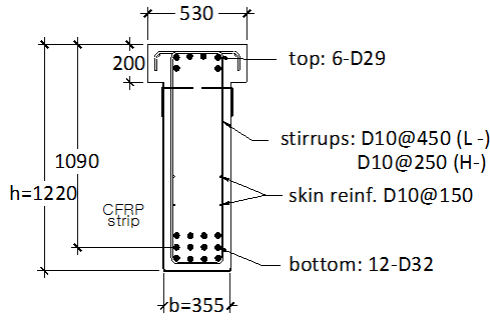


Fig. 1 Cross-section of test specimen (units in mm)

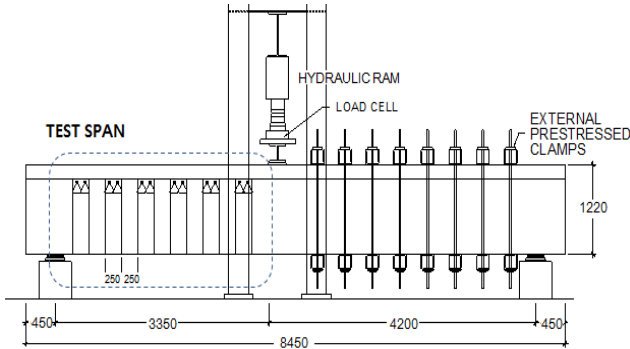


Fig. 2 Test setup

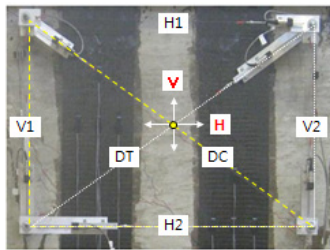


Fig. 3 LVDT configuration for shear- strain measurements

Table 1 Estimated strength (ACI 440) (units in kN)

	V_n	V_c	V_s	V_f	shear reinf. ratio
L-C	481	340	141	0	0.09 % ($V_s = 0.41 V_c$)
L-S	747			266	
H-C	593	340	253	0	0.16 % ($V_s = 0.74 V_c$)
H-S	859			266	

다른 보의 거동을 비교하였으며 각 실험의 예상강도는 Table 1에 정리하였다. 휨배근은 탄소섬유의 전단기여분을 고려한 후에도 전단파괴가 일어날 수 있도록 충분한 안전율을 고려하여 설계하였다. 전단보강에 사용된 탄소섬유시트는 두께 0.25 mm, 폭 250 mm 1겹으로, 탄소섬유 사이의 순간격은 ACI 440.2R의 순간격기준 $d/4$ 를 만족하도록 250 mm로 설계하였다. 탄소섬유시트의 탄성계수는 102 GPa으로 철근의 약 절반수준이며, 파단변형률은 0.0105로 철근 항복변형률의 약 4배에 이른다. 이러한 재료특성으로부터 콘크리트 균열 초기에는 주로 전단철근에 의해 전단강도에 기여하지만, 철근항복 이후에는 탄소섬유 기여분이 증가할 것으로 추정

된다. 하지만 과도한 변형에서 균열증가에 의해 콘크리트의 전단성능이 감소할 것이므로, 이 또한 동시에 고려해야 한다.

3.2 실험세팅 및 계측

Fig. 2와 같이 동일한 전단철근비를 가지는 실험체의 양단부에 각각 탄소섬유 비보강 및 보강실험을 수행하였다. 선행실험시 후행실험 구간의 손상을 최소화하고, 후행실험시 선행실험 구간 손상에 의한 영향을 최소화하기 위해 비실험 구간에 전단보강 프리스트레싱을 적용하였다. 변위계를 통해 하중점의 처짐량을 측정하고, 또한 다수의 변위계(LVDTs) 조합으로 계측구간의 수직, 수평, 대각의 세방향 변형률을 구해 모어써클(Mohr's Circle) 형성하여 주인장/압축변형, 전단변형, 주축 등을 모니터링하였다(Fig. 3). 콘크리트 부재의 경우 균열과 동시에 계측구간의 변형분포가 완전히 균일하지 않으므로, 측정방법의 한계가 있지만, 실제 크랙 위치를 감안하여 모어써클을 평가하였다.

또한 전단철근 및 탄소섬유의 인장변형률을 모니터링하기 위해 다수의 스트레인 게이지를 설치하였다. 콘크리트와 부착응력에 의해 게이지 측정값은 균열과의 이격거리에 따라 매우 상이하므로, 전단균열의 예상위치에 150 mm 간격으로 게이지를 부착하였다.

4. 실험결과

작용하중이 실험체 극한강도에 근접할수록 전단균열이 압축축까지 진전되어 후행실험의 가력조건을 충족하기 어려워 실험 L-S를 제외하고는 최대 실험강도를 얻지 못하였지만, 실험체간 비교 가능한 극한거동에 근접할 때까지 가력하였다.

4.1 실험 L-C (No CFRP, D10@450)

전단균열에 걸친 전단철근의 변형률이 모두 항복변형률을 초과하고, 균열이 보 부재의 압축슬래브 구간으로 진전될 때 가력을 중단하였다. 전단철근의 최대변형률은 0.009, 최대균열폭은 5 mm이었다. 이 때의 전단력은 654 kN으로 설계전단력 480 kN을 약 36%를 초과하였다. 이와 같이 전단설계식에 의한 추정강도는 강도저감계수를 제외하더라도 실제강도보다 보수적으로 평가되므로, 탄소섬유에 의한 전단강도 기여분을 합리적으로 평가하기 위해서는 비보강 부재의 강도평가를 위한 대조 실험이 필요하다. 즉 파괴하중에 도달하지 않았음에도 설계전단력을 크게 상회하는 실험값을 얻었다는 점에서 전단설계식의 보수적(안전측) 강도 추정 특성을 재확인하였다.

4.2 실험 L-S (one layered CFRP, D10@450)

실험 L-S는 L-C와 동일조건에 탄소섬유보강하여 전단강

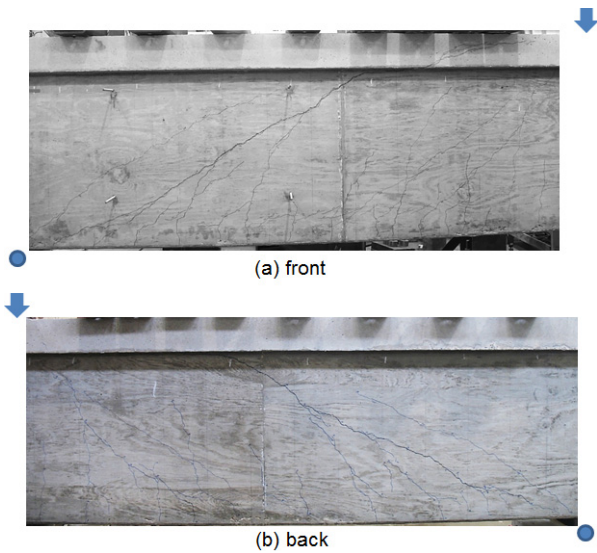


Fig. 4 crack pattern of test L-C

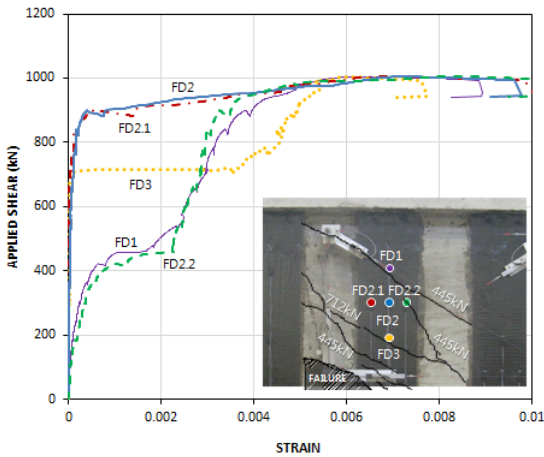


Fig. 5 Strain distribution in the CFRP strips

도 증가효과를 확인하였다. Fig. 5는 가력 위치에서부터 4번째 시트에서 섬유길이방향의 FD1, FD2, FD3 스트레인게이지와 시트 폭방향의 FD2.1, FD2, FD2.1 게이지를 통해 동일 시트에서의 변형률 분포를 모니터링하였다. 균열위치에 따라 동일시트내에서도 길이 및 폭방향 변형률 편차가 크게 발생하였다. 먼저 445 kN에 발생한 균열에 의해서는 FD1, FD2.2의 변형률이 증가하고, 712 kN에는 FD3, 900 kN 이상에는 FD2와 FD2.1의 변형률이 급격하게 증가하여 모든 게이지의 변형률이 균일화되었다. 이는 콘크리트와 탄소섬유 시트 사이의 부착력이 균열과 함께 점차 감소하다가 900 kN 부근에서 소멸되어 탄소섬유시트가 모재로부터 완전히 박리되고 단부 앵커에 의해서만 지지된 것으로 볼 수 있다. 이로부터 탄소섬유가 완전히 박리되기 전에는 균열위치에 따라 변형률 편차가 크며, 나아가 다른 시트간의 인장변형률 편차는 단일시트보다 더 클 것으로 추정된다.

최대전단강도는 1006 kN이었으며, 이후 강도를 유지하며 전단변형이 증가하다가 탄소섬유시트의 파단에 의해 갑작스런 파괴에 이르렀다. 또한 탄소섬유에 의해 제어된 하중/변형이 파괴와 동시에 전단균열내 전단철근로 전이되어 일

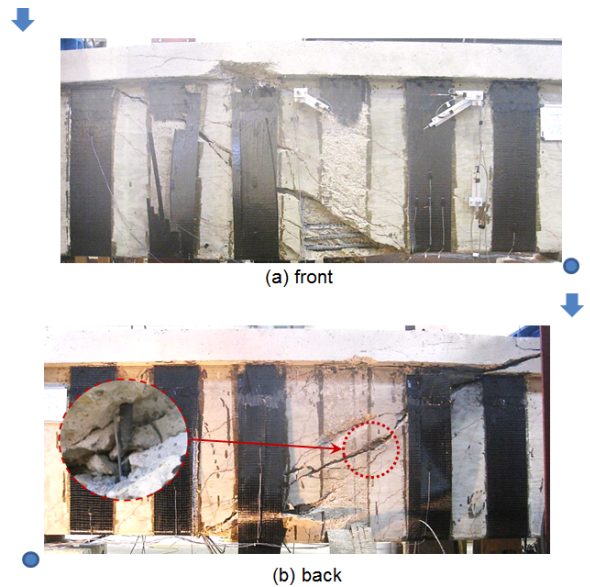


Fig. 6 Fracture of CFRP strips of test L-S

부 철근에서 과단이 되기도 하였다(Fig. 6).

즉 탄소섬유 단부정착에 의해 기존의 박리현상에 의한 조기파괴를 방지하고, 전단철근의 항복 및 응력재분배가 가능한 탄소섬유 변형률에 의해 철근의 전단강도 감소를 최소화하였다. 이로부터 박리를 결정하는 에폭시나 접착면 특성 등의 강도결정 요인을 배제하고 탄소섬유 전단강도를 결정할 수 있는 장점이 있다.

4.3 실험 H-C (No CFRP, D10@250)

실험 H-C와 H-S에서는 전단철근비를 약 0.09%에서 0.16%로 증가시켜, 전단철근량에 의한 탄소섬유보강효과를 확인하였다. 600 kN에서 완만한 각도의 전단균열이 생기고, 690 kN에서 전단철근의 항복변형률이 기록되었다. 이후 600 kN에 발생한 전단균열과 평행한 균열이 추가로 발생하였으며, 이 때 균열폭은 1.5 mm였다. 대체로 실험 L-C 대비 전단균열의 수는 증가하였다. 전단균열이 중립축을 지나 압축측 슬래브에 이르렀을 때 후행실험을 위해 가력을 중단하였으며, 최대강도는 1015 kN, 최대균열폭은 6 mm였다.

4.4 실험 H-S (1 layered CFRP, D10@250)

실험 H-S는 H-C와 동일한 보 부재에 L-S와 동일한 탄소섬유 보강하였다. H-C실험시 H-S실험체 구간에서 발생한 미소균열에 의해 H-C실험결과 대비 초기강성이 다소 작게 기록되었지만, 600 kN 이후에서는 H-C의 강성보다 커졌다. 420 kN부근에서 미소한 전단균열이 발생하였고, 일부 철근에서 항복 변형률이 측정되었다. 이후 480 kN 부근에서 이전 균열과 평행한 전단균열이 발생하였다. 540 kN에서 박리 현상이 최초 발생하고, 이후 다수의 탄소섬유시트에서 박리가 발생하였으나, 단부의 탄소섬유 앵커에 의해 탄소섬유의 인장력을 유지하여 전단기여분을 확보하였다. 탄소섬유에

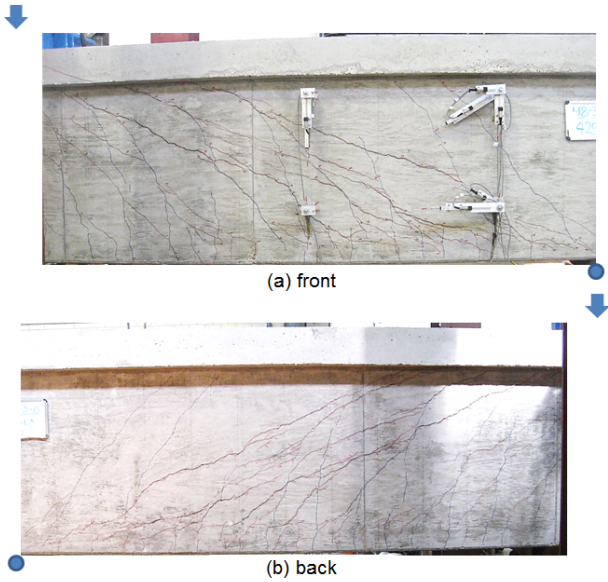


Fig. 7 Crack pattern of test H-C

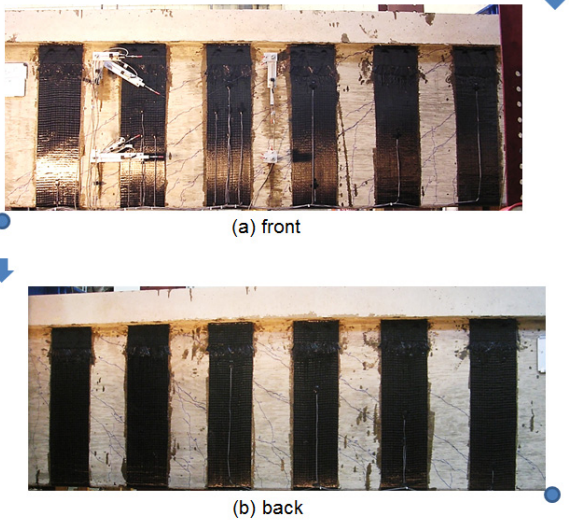


Fig. 8 Crack pattern of test H-S

부착된 게이지의 변형률이 0.0088에 이르기까지 실험을 진행하였고, 이 때의 전단력은 1077 kN이었으며, 최대균열폭은 3 mm였다.

5. 실험결과분석

5.1 하중이력과 변형곡선

Fig. 9와 같이 전단변형률 0.003 부근에서 각 실험의 강도를 비교하면, 전단철근비가 작은 경우에 탄소섬유보강에 의한 전단기여분이 크게 나타났다. 이는 동일한 탄소섬유 보강을 하더라도 보강전 부재특성에 의해 탄소섬유의 강도기여분이 달라지는 것을 뜻하며, 이를 설계식에 고려하려면 철근과 탄소섬유사이에 상관관계를 반영해야 한다. 전단변형률을 변수로 각 실험의 거동특성을 비교할 수 있지만, 동

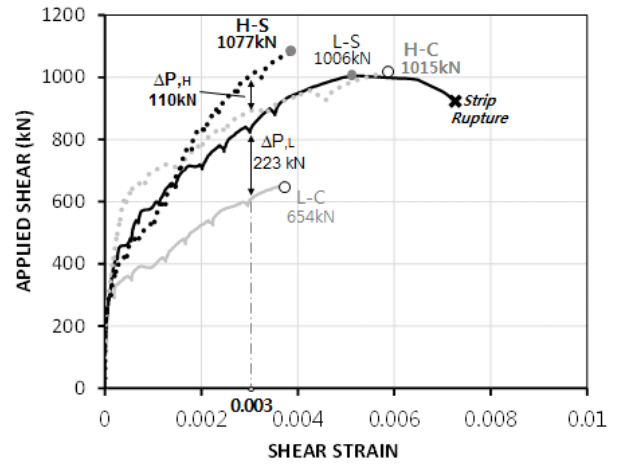


Fig. 9 Load-shear strain responses between tests

일한 전단변형률에서도 각 실험체 단면의 인장변형률 및 주축방향은 서로 다르기 때문에 같은 전단특성을 가진다고 보기 어렵다. 이에 모어서클을 활용하여 주인장/압축 방향 및 크기, 균열각도를 전단변형률과 연계하여 탄소섬유 보강 특성 및 철근비 영향을 더 복합적으로 평가할 수 있다.

5.2 모어서클을 이용한 전단변형률 비교 및 주축변화

Fig. 10은 하중증가에 따른 모어서클의 이력을 그래프로 표현하기 위해 모어서클의 직경에 해당하는 주인장/압축방향 변형률을 하중에 따라 표시하였다. 모든 시점의 모어서클을 그래프 위에 표현한다면, 각각의 원이 서로 중첩되어 가시화하기 어려워, 전단강도 600 kN과 1000 kN의 모어서클과 Fig. 9에서 비교한 전단변형률 0.003의 세 경우에 대하여 모어서클로 표현하고 보강 전후를 비교하였다. 또한 전단균열각을 추정할 수 있는 모어서클의 주축각을 하중증가에 따라 표시하였다. 각 그래프에서 공통적으로 균열과 동시에 인장변형률이 급격하게 증가하는 반면 압축변형률은 거의 변화하지 않았다. 이는 모어서클의 반경이 증가하고, 중심은 점차 인장측으로 이동하는 전형적인 철근콘크리트 부재의 특성이라 할 수 있다. Fig. 10은 비보강실험과 보강실험의 주요거동을 비교하여 나타냈으며, 각 실험결과와 주요 지점의 주인장변형률, 전단변형률, 최대전단변형률 및 균열각도는 Table 2에 정리되어 있다.

5.2.1 L-C vs. L-S

L-C 실험의 경우, 약 300 kN에서 전단균열이 발생하였고, 이후 모어서클이 급격하게 증가하였다. 하지만 균열 발생에 의해 콘크리트의 응력흐름이 변화하고 전단보강근의 항복이 급격히 진행되어 전단보강근 사이의 응력재분배가 이뤄졌다. 이에 따라 주축이 45도에서 점점 작아져 모어서클 증가 대비 전단변형률 증가는 미비하였다. 즉 주축변형률의 증감없이 콘크리트 균열에 의한 주인장변형률이 급격히 증가하여 결과적으로 콘크리트의 전단기여 증가율이 감소함

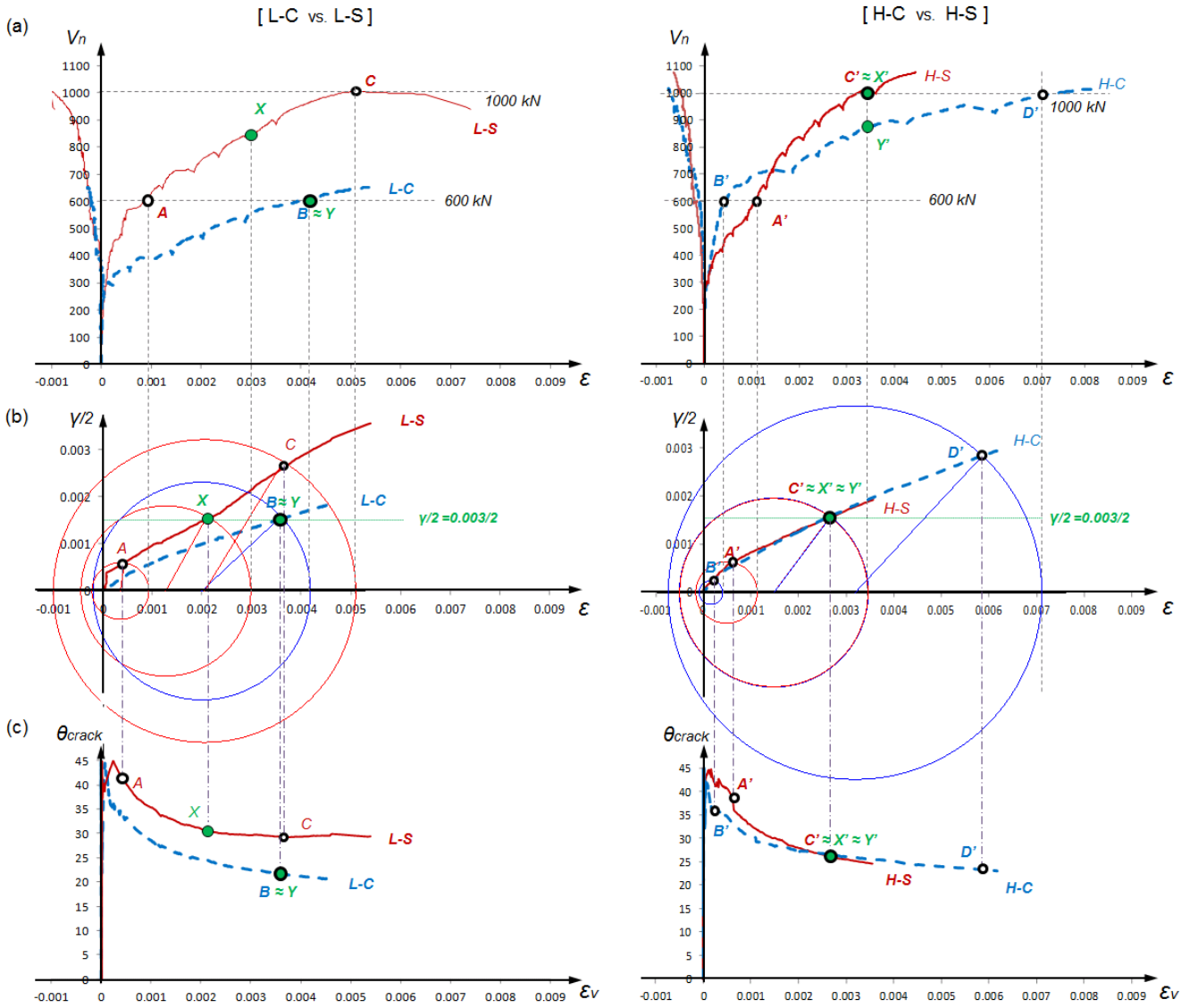


Fig. 10 Comparison of Mohr's circles between tests - (a) applied shear (b) Mohr's circle (shear strain) (c) crack angle

을 의미한다.

반면 L-S 실험은 탄소섬유전단보강을 통해 초기 전단균열 발생시점은 L-C와 비슷하지만, 이후 약 600 kN까지 인장변형률 증가는 미비하여 전단변형이 제어되어 모어써클의 주축방향이 L-C 대비 유지되었다. 이는 균열에 의한 콘크리트의 손상이 상대적으로 감소하였음을 의미한다. 이후 하중 증가에 따른 전단변형률과 균열각도의 경향이 수렴하지 못하는데 이는 Fig. 6-(a)에서 확인 가능하듯, 변형률 측정구간이 전단균열의 평균거동을 기록하지 못했기 때문이다.

5.2.2 H-C vs. H-S

H-C와 H-S의 경우 L-C, L-S 대비 전단철근량이 증가하여 600 kN까지 균열 발생이후 모어써클의 영향이 없었다. 즉 전단철근량의 증가는 직접적으로 전단균열에 포함된 전단철근비를 증가시킬 뿐만 아니라, 콘크리트의 균열을 제어하여 콘크리트의 전단기여분 감소를 최소화한다. H-C의 경우 약 700 kN에서 모어써클이 급격히 증가하였고, 1000 kN의

주인장변형률은 0.007에 이르렀다. 반면 H-S의 경우 1000 kN의 주인장변형률이 약 0.0033으로 탄소섬유보강에 의해

Table 2 Comparison of test results at shear force of 600 kN, 1000 kN and at shear strain of 0.003 shown in Fig. 10

test	shear force	point	tensile strain	shear strain	max. shear strain	crack angle
L-S	600 kN	A	0.0009	0.0011	0.0014	41
	823 kN	X	0.0030	0.003	0.0034	31
	1000 kN	C	0.0051	0.0052	0.0061	29
L-C	600 kN	B, Y	0.0041	0.003	0.0043	22
	1000 kN		N/A	N/A	N/A	N/A
H-S	600 kN	A'	0.0011	0.0012	0.0012	40
	1000 kN	C, X'	0.0033	0.003	0.0038	27
H-C	600 kN	B'	0.0004	0.0004	0.0005	35
	890 kN	Y'	0.0033	0.003	0.0037	27
	1000 kN	D'	0.0067	0.0054	0.0074	24

6. 요약 및 결론

균열제어가 되는 것을 확인하였다. 즉, 전단철근량 증가에 따라 의해 균열발생 초기에는 주로 전단철근에 의해 인장변형이 제어되다가 전단철근의 항복 이후 시점부터 상대적으로 탄소섬유의 전단 보강효과가 나타나며, 이는 전단설계 강도값이 거의 근사한 H-C와 L-S를 비교함으로써 확인 가능하다. 600 kN에서는 H-C의 모어씨클이 작았지만(max. shear strain: 0.0005 < 0.0014), 1000 kN에서는 더 큰 모어씨클이 나타났다(max. shear strain: 0.0074 > 0.0061). 이는 철근량이 상대적으로 많은 H-C에서 전단철근이 항복하는 시점까지는 유리하지만, 이후에는 더 큰 변형률까지 탄성강성을 유지하는 탄소섬유보강의 L-S가 균열 제어 효과가 크기 때문이다. 이처럼 철근과 탄소섬유의 재료특성의 차이가 전단 보강에 미치는 영향을 확인할 수 있다.

5.2.3 전단변형률 0.003 비교

각 실험의 전단력 차이를 비교한 Fig. 9에서 전단변형률 0.003에서의 각 실험체의 모어씨클을 구성하여 인장변형률 및 주축(균열각도)과 연계하여 파악하였다(Fig. 10). L-C, L-S 실험의 경우, 탄소섬유보강에 의해 동일한 전단변형률에서 인장변형률이 작아져 모어씨클이 확연하게 작아진 것을 확인하였고, 이는 즉 균열제어를 의미한다. 이 때의 전단력은 각각 600 kN, 823 kN이었으며, 균열각도는 22도에서 31도로 증가하였다. 반면 H-C, H-S 실험의 경우, 보강 전후 모어씨클의 차이 없이, 전단력의 크기는 각각 890 kN에서 1000 kN이었다. 이는 L시리즈 대비 증가한 전단철근량에 의해 전단변형률 0.003 시점에서 균열이 제어되어, 탄소섬유에 의한 추가효과가 감소한 것이다. 다만 강성비만큼 전단철근과 하중이 분배되어 철근의 항복 및 응력재분배를 지연시킬 수 있다.

5.3 전단철근과 탄소섬유 사이의 상호작용

전단보강(철근, 탄소섬유)이 증가함에 따라 균열 발생 이후의 주축(또는 균열각도)의 감소비율이 달라지고, 보강 철근의 전단강도 기여분은 이 균열각도에 의해 결정되기 때문에 이들 사이에 상관관계를 고려해야 한다. 철근비가 작은 경우 보강 전후의 각도차이가 분명하게 구분되는 반면, 철근비가 큰 경우 보강 전후가 거의 동일하였다.

Table 2의 전단변형률 0.003에서 L시리즈의 전단강도 증가는 223 kN, H시리즈는 110 kN 전단강도 증가하였다. 즉 동일한 탄소섬유 보강설계에서도 전단철근량에 따라 그 기여분이 다르게 나타나며, 또한 하중 크기에 따라 각 재료의 기여분이 지속적으로 변화한다. 따라서 이러한 변형적합조건에 의해 설계하중에서의 콘크리트, 철근, 탄소섬유의 응력상태 평가하여 각각 기여분을 산정해야 한다. 보강설계관점에서는 결국 전단강도를 보수적이기보다는 가급적 정확하게 추정해야 하므로, 각 재료를 사이에 상호작용을 고려한 전단강도 산정이 필요하다.

본 연구에서는 탄소섬유시트로 전단보강된 보의 전단철근비에 따른 탄소섬유의 전단강도 기여분을 평가하는 실험을 수행하고, 모어씨클을 이용하여 각 실험간의 거동을 전단변형률 뿐만 아니라, 주인장변형률 및 균열각도의 변화와 연계하여 비교하였으며, 이로부터 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) 동일한 탄소섬유 보강설계에 대하여, 모재의 전단철근비가 작을 때 탄소섬유 전단강도 기여분은 증가한다.
- 2) 반면 탄소섬유 보강에 의해 전단철근의 항복 및 응력재분배가 감소할 수 있으며, 이 때 철근의 전단강도 기여분은 감소한다.
- 3) 또한 탄소섬유보강에 의해 콘크리트 균열 진전이 제어되어 균열증가에 따른 콘크리트 전단강도 성능저하를 최소화한다.
- 4) 따라서 보강전후 강도증가를 합리적으로 추정하기 위해서 콘크리트, 철근, 탄소섬유 전단강도의 산술합이 아니라 각 재료 사이의 상호작용을 설계식에 반영해야 한다.

참고문헌

1. ACI Committee 440, "Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures (ACI 440.2R-08)", *American Concrete Institute*, 2008, pp.45.
2. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP), "Bonded repair and retrofit of concrete structures using FRP composites: recommended construction specifications and process control manual (Report 514)", Transportation Research Board, Washington, D.C., 2004.
3. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP), "Recommended guide specification for the design of externally bonded FRP systems for repair and strengthening of concrete bridge elements (Report 655)", Transportation Research Board, Washington, D.C., 2010, pp.118.
4. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP), "Design of FRP Systems for Strengthening Concrete Girders in Shear (Report 678)", Transportation Research Board, Washington, D.C., 2011.
5. Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, "Establishment of test items, methods and criteria for certification of FRP strengthening technology" (R&D / 2004-A13), 2006, pp.1014.
6. Khalifa, A., and Nanni, A., "Improving shear capacity of existing RC T-section beams using CFRP composites", *Cement and Concrete Composites*, Vol.22, No.3, 2000, pp.165-174.
7. Lim, D., and Nam, M., "Shear Behavior of Reinforced Concrete Beams Strengthened with CFRP strips", *Journal of*

- the Korea Concrete Institute*, Vol.20, No.3, 2008, pp.299-305.
8. Lim, D., and Kwon, Y., “An Experimental Study on the Shear Behavior of RC Beams Strengthened with Near Surface Mounted and Externally Bonded CFRP Strips”, *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol.21, No.3, 2009, pp.337-345.
 9. Chen, G., Teng, J., Chen, J., and Rosenboom, O., “Interaction between Steel Stirrups and Shear-Strengthening FRP Strips in RC Beams”, *Journal of Composites for Construction*, Vol.14, No.5, 2010, pp.498-509.
 10. Sas, G., Täljsten, B., Barros, J., Lima, J., and Carolin, A., “Are Available Models Reliable for Predicting the FRP Contribution to the Shear Resistance of RC Beams?”, *Journal of Composites for Construction*, Vol.13, No.6, 2009, pp.514-534.
 11. Orton, S., Jirsa, J., and Bayrak O., “Design Considerations of Carbon Fibre Anchors”, *Journal of Composites for Construction*, ASCE, Vol.12, No.6, 2008, pp. 608-616.
 12. Hu, S., Kim, S., and Seracino, R., “FRP-strengthened RC Slabs Anchored with FRP Anchors”, *Engineering Structures*, Vol.33, No.4, 2011, pp. 1075-1087.
 13. Koutas, L., and Triantafillou, T. C., “Use of Anchors in Shear Strengthening of Reinforced Concrete T-Beams with FRP”, *Journal of Composites for Construction*, Vol.17, No.1, 2013 pp.101-107.
 14. Kim, Y., Quinn, K., Satrom, N., Garcia, J., Sun, W., Ghannoum, W., and Jirsa, J., “Shear Strengthening of Large Reinforced and Prestressed Concrete Elements Using Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) Sheets and CFRP Anchors”, Center for Transportation Research(CTR), *Report 0-6306-1*, 2012, pp.296.
 15. Kim, Y. , Ghannoum, W., and Jirsa, J., “Shear Behavior of Full-scale Reinforced Concrete T-beams Strengthened with CFRP Strips and Anchors”, *Construction and Building Materials*, Vol.94, 2015, pp. 1-9.
 16. Korea Concrete Institute, “Concrete Design Code and Commentary”, Kimoondang Publishing Company, Seoul, Korea, 2012.
 17. ACI Committee 318, “Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary”, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2014.

요 약 CFRP의 전단강도 기여분을 평가하고, 모어셔클을 이용하여 전단거동 특성을 분석하기 위해 전단철근비가 서로 다른 보에 동일한 탄소섬유 전단보강 설계한 보 실험을 수행하였다. 취성특성을 가지는 CFRP의 전단기여분을 평가하기 위해서는 CFRP의 변형률을 평가해야 한다. 각 실험결과는 모어셔클(Mohr's Circle)을 활용하여 전단변형률을 주인장변형률 및 균열각도의 변화와 연계하여 비교하였다. 전단철근비가 작은 경우 탄소섬유 자체의 전단강도 기여분 뿐만 아니라 탄소섬유에 의해 콘크리트 균열의 진전을 제어하여 균열에 의한 콘크리트의 성능저하를 최소화한다. 전단철근비가 큰 경우는 전단철근비가 작을 때 보다 탄소섬유 보강효과가 크지 않았다. 따라서 보강부재의 전단성능을 결정할 때 탄소섬유의 전단강도 기여분은 전단철근과의 상호 작용을 고려할 수 있는 변형적합조건에 근거하여 평가되어야 한다.

핵심용어 : 전단보강, 탄소섬유보강폴리머, 모어셔클, 적합조건, 전단상호작용, 균열각