

섬유시트로 보강된 RC 보의 해석기법 연구

Analysis of RC Beams Strengthened with Fiber Sheets

김 성 도*

Kim, Seong-Do

Abstract

This paper presents a nonlinear analysis method for the reinforced concrete beams strengthened by the external bonding of high strength, lightweight fiber sheets on the tension face of the beams. The method is based on the results of experimental studies. The experimental study involved tensile tests of 120 specimens to evaluate the tensile properties of fiber sheets(carbon, glass, and aramid fiber) and bending tests of 75 beams strengthened with various types of fiber sheets to evaluate the flexural capacities. Based on these experimental results, reasonable rupture strains of the fiber sheets were estimated. The nonlinear flexural analysis considered nonlinear flexural stresses as compressive and tensile stresses of concrete, load-deflection curves, and rupture strains of fiber sheets. The nonlinear flexural analysis accurately predicts the load-deflection response and the flexural behavior of the retrofitted beams.

요 지

본 논문에서는 철근 콘크리트보의 인장면에 고강도이며 경량인 섬유시트를 외부 부착한 보강보의 휨 실험 결과를 바탕으로 섬유시트로 보강된 RC 휨부재의 비선형 해석 기법을 제시한다. 섬유시트의 인장성능을 측정하기 위하여 총 120개의 섬유시트 인장시험편을 제작하여 시험하였으며, 섬유시트 보강 RC보의 여러 가지 보강특성 및 섬유시트의 적절한 파단변형률을 평가하기 위한 실험적 연구를 위해 75개의 비교적 큰 규모의 보를 시험하였다. 콘크리트의 비선형 압축 분포 및 인장성능을 고려한 비선형 단면 해석과정을 전개하였으며, 이러한 비선형 해석기법이 섬유시트 보강 RC보의 하중-변위 응답 및 휨거동 특성을 정확하게 예측함을 확인하였다.

Keywords : Fiber sheets, Rupture strain, Nonlinear concrete stresses, Nonlinear flexural analysis

핵심 용어 : 섬유시트, 파단변형률, 비선형 콘크리트 응력, 비선형 휨해석

*정회원, 경성대학교 건설환경공학부 교수, 공학박사

E-mail : sdkim@ks.ac.kr 051-620-4754

•본 논문에 대한 토의를 2006년 12월 31일까지 학회로 보내 주시면 2007년 3월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

최근에 사회 기반시설 특히 철근 콘크리트 구조물의 계속되는 열화현상으로 말미암아 내하력 증진이 필요한 구조물들이 크게 증가하고 있으며 이들을 효과적으로 보강하는 방법들이 많이 개발되고 있다. 국내에서는 그 중 섬유시트를 부착하는 보강공법이 시공의 간편성이나 역학적 특성 및 내구성에 대해 많은 장점을 가지고 있는 것으로 인정받고 있으며, 보강이 필요한 여러 종류의 구조물에 널리 적용하고 있는 실정이다. 그러나 현재 수행되고 있는 섬유시트로 보강한 철근콘크리트 보(이하 '보강보'라 칭함)의 해석 및 설계방법은 상당히 보수적이며, 많은 설계 변수들이 정당하게 전개되고 입증되어 해석 및 설계에 반영되어야 할 것으로 판단된다.

지금까지의 보강보의 해석 및 설계는 대부분 콘크리트의 인장 성능을 무시한 콘크리트 구조설계기준에 준하고 있으며(Ross 등, 1999 ; El-Mihilmy 등, 2000 ; ACI 440.2R-02, 2002 ; 박대호 등, 2002 ; 홍건호 등, 2003), 이 경우 섬유시트 보강양이나 인장철근비가 상대적으로 낮으면 단면의 중립축 위치에 따라 결정되는 섬유시트의 변형률은 파단변형률을 초과하는 값으로 계산되어 현실적이지 못하며 공칭휨모멘트 등은 과대평가되는 결과를 얻게 된다. 이러한 모순점을 해결하기 위해서는 단면의 인장능력을 높이는 새로운 형태의 보강보 해석방법이 필요하다.

인장을 받는 단면내 응력이 휨인장강도(f_t , 파괴계수)에 도달하면 콘크리트에는 균열이 발생하고, 하중이 증가함에 따라 일반적으로 균열의 수는 증가하지 않지만 균열의 폭은 증가한다. 따라서 균열 단면의 콘크리트는 인장응력을 받지 못하며 콘크리트에 의한 인장력은 무시하고 해석할 수 있다. 그러나 보강보에서 발생한 인장균열은 하중이 증가함에 따라 균열폭이 증가함과 동시에 균열과 균열 사이에 새로운 균열이 발생한다. 콘크리트에 새로운 인장균열이 발생한다는 것은 균열 발생지역의 콘크리트 응력이 콘크리트 휨인장응력에 도달할 때 가능한 것으로 보의 인장축에 부착된

섬유시트는 콘크리트의 인장응력을 구속하는 힘이 있는 것으로 판단된다(심종성 등, 1997 ; Holloway 등, 1999). 이는 보강보의 공칭휨모멘트 산정에 콘크리트의 인장성능을 고려할 필요가 있음을 입증하고 있다.

보강보의 휨거동에서 섬유시트는 변형률이 재료 물성시험에 의한 순수 인장 파단변형률에 도달하기 전에 대부분 파괴하거나 모체로부터 탈락하는 경향을 보여 주었다. 이는 섬유시트의 순수인장 파단변형률을 보강보 휨해석에 그대로 적용할 수 없으며 보강보의 최대내력을 산정할 때는 섬유시트의 변형률을 적절하게 평가할 필요가 있음을 의미하며 이 값이 보강보의 휨거동 해석에 큰 영향을 미침을 단적으로 보여주고 있다. 보강보 해석 및 설계에 필요한 섬유시트의 제성질들인 인장강도, 탄성계수 및 파단변형률들은 재료의 순수인장시험을 통해 얻어진 값이나 제품안내서에 주어지는 값들을 그대로 사용하거나 안전한 설계 측면을 강조하여 흔히 감소계수라 불리는 계수를 적용하여 사용하기도 한다. 이들 계수는 부착하는 섬유시트 양에 따른 영향을 고려하여 보강재 두께에 따라 다르게 적용할 것을 일부 문헌에서 제안하기도 하였으나(Triantafillou, 1998 ; 한국건설기술연구원, 2001 ; ACI 440.2R-02, 2002), 대부분 섬유적층수에 관계없이 일률적으로 적용하고 있는 실정이어서(日本建築研究振興協會, 1997 ; 시설안전기술공단, 1999 ; Almusallam 등, 2001 ; GangaRao 등, 1998) 섬유 종류 및 섬유의 양에 따른 정당한 계수를 산정하는 것이 필요하다.

본 논문에서는 많은 설계인자들을 고려한 보강보 실험, 섬유시트의 적절한 파단변형률을 평가하기 위한 실험적 연구, 콘크리트의 인장성능을 고려한 비선형 단면해석 등을 통해 섬유시트로 보강된 RC 휨부재의 해석 및 설계기법을 개발하고자 한다.

2. 실험적 연구

2.1 섬유시트 인장시험

철근 콘크리트 보에 적용된 섬유시트들은 현재 많이

사용되고 있는 탄소, 유리, 아라미드 섬유들이며, 이들
에 대한 인장시험은 유리섬유 강화 플라스틱의 인장시
험방법(KS F2241, 1994)과 R&D/99-건축07 보고
서(한국건설기술연구원, 2001)에 제시된 탄소섬유시
트 보강재료 품질시험 방법에 준하여 수행하였다. 탄
소, 유리, 아라미드 섬유시트 인장시험편의 적층수를
각각 1매에서 4매까지 4가지 형태로 구성하였으며,
각 형태별로 10개씩 총 120개의 섬유시트 인장시험편
을 제작하여 섬유시트들의 인장성능인 인장강도 및 섬
유파단변형률 등의 재료 물성치들을 측정하였다.

섬유시트들은 모두 고강도 특성을 가지며 항복점이
없는 취성재료로서, 응력-변형률 관계는 직선형태를
나타내며 최대 인장강도에서 파단하였다. Table 1에
는 섬유시트 제조회사에서 주어진 설계자료와 각 섬유
시트들의 겹수별 인장시험결과들이 비교되어 있다.

인장강도 및 파단변형률에 대한 시험결과들은 10개
의 인장시험편들의 평균값들이며, 평균적인 개념의 실
험값들은 설계자료에서 주어진 값들을 잘 반영하고 있
음을 알 수 있다. 인장시험 결과에서 알 수 있듯이 섬
유적층수에 따른 물성치들의 변화는 크지 않았으며,
대부분의 시험 결과들이 설계자료 값을 밑도는 것으로

나타났다.

이는 섬유시트의 취성과파괴 특성, 제조시 시공오차,
실험시의 시험오차 등의 원인에 의하거나, 함침된 수
지의 접착성이 충분치 않아 섬유의 미끄럼 발생, 섬유
시트 내 섬유배열이 일정하게 유지되기 어려움 등에
기인하여 편차가 발생했을 것으로 판단된다. 구조물에
적용된 섬유시트는 재료시험용 시험편을 제작할 때보
다 에폭시 함침수지와와의 충분한 복합성능이 부족하
므로 휨-인장성능이 재료시험 결과에 비해 크게 감소될
것으로 예상되며, 실제 부재에 대한 보강설계시에는
섬유적층수의 증가에 따른 보강효과의 감소를 충분히
고려하여 안전한 설계가 되도록 해야 한다.

2.2 보강보 실험

섬유시트로 보강된 철근콘크리트 보에 대한 정당한
해석 및 설계기법을 이끌어 내는데 필요한 실험자료를
얻기 위해 보강보의 휨성능 실험을 수행하였다. 철근
콘크리트 보는 폭 200mm, 깊이 300mm인 직사각형
단면에 길이 3.2m로 제작하였다. 다양한 인장철근비
(ρ)와 섬유 보강양에 대한 섬유시트 변형률의 변화
및 보강보의 휨 특성을 파악할 목적으로 인장철근은
2-D13($\rho = 0.00507$), 2-D16($\rho = 0.00794$), 2-D19
($\rho = 0.01146$)의 3가지를, 섬유적층수는 1~4겹을 선

Table 1 섬유시트에 대한 인장시험 결과

| 종류 | | 섬유 겹수 | 인장강도 (MPa) | 파단변형률 (%) |
|--------------|------------|----------|---------------|--------------|
| 탄소섬유시트 | 자료 시험결과 | 1매 | 3,525 | 1.5 |
| | | 1매 | 3,508 | 1.39 |
| | | 2매 | 3,115 | 1.35 |
| | | 3매 | 2,843 | 1.33 |
| | | 4매 | 3,293 | 1.36 |
| 유리섬유시트 | 자료 시험결과 | 1매 | 752 | 2.0 |
| | | 1매 | 658 | 1.72 |
| | | 2매 | 588 | 1.74 |
| | | 3매 | 645 | 1.79 |
| | | 4매 | 649 | 1.65 |
| 아라미드섬유 시트 | 자료 시험결과 | 1매 | 2,100 | 2.4 |
| | | 1매 | 2,078 | 2.23 |
| | | 2매 | 2,040 | 2.28 |
| | | 3매 | 2,228 | 2.33 |
| | | 4매 | 2,019 | 2.32 |

Table 2 섬유시트 보강보의 구성재료 물성치

| 구성재료 | 물 성 치 | |
|------------|-------|------------------------------------|
| 콘크리트 | 압축강도 | 34 MPa |
| 철 근 | 항복강도 | 350 MPa (D13과D16) 400 MPa (D19) |
| | 인장강도 | 3,525 MPa |
| 탄소섬유 | 탄성계수 | 2.35×10^5 MPa |
| | 파단변형률 | 0.015 |
| | 인장강도 | 752 MPa |
| 유리섬유 | 탄성계수 | 3.77×10^4 MPa |
| | 파단변형률 | 0.02 |
| | 인장강도 | 2,100 MPa |
| 아라미드 섬유 | 탄성계수 | 1.2×10^5 MPa |
| | 파단변형률 | 0.024 |

택하였다. 전단파괴를 방지하기 위하여 스테럽(D10)을 100mm 간격으로 배근하여 보 실험체를 제작하였다.

제작된 철근 콘크리트보의 하부에 폭 150mm, 길이 2.5m의 섬유시트를 부착하였으며, 섬유시트의 정착능력을 강화하기 위하여 보강보의 양 단부의 하부 및 양 측면에 폭 500mm의 동일한 섬유시트를 덧붙였다(U-밴드 보강). 실험결과와 신뢰성을 확보하기 위하여 2개의 동일한 보를 제작하였다. 따라서 각 섬유시트(탄소, 유리, 아라미드)에 대해 각각 24개의 보강보가 만들어 졌으며, 총 72개의 보강보 및 섬유시트를 부착하지 않은 3개의 기준보에 대해 휨실험이 수행되었다. 철근 콘크리트보 및 보강보에 사용된 구성재료의 물성치를 Table 2에 나타내었다.

보강보의 휨실험을 통해 작용하중과 처짐 거동 및 섬유시트의 변형률 관계를 살펴보았다. Fig. 1의 하중-변위 선도는 탄소섬유시트 보강보 실험에서 측정된 값들을 그림으로 나타낸 것으로 보강보의 전형적인 휨 거동 세 구간, 즉 콘크리트에 균열이 발생하기 전인 균열이전구간, 항복이전구간, 항복이후구간을 정확하게 표현하고 있음을 알 수 있다.

보강보 휨실험을 통해 측정된 최대하중 및 그 하중하의 최대 처짐과 섬유시트 파단변형률들을 Table 3, 4, 5에 열거하였다. 여기서 보강보명의 기호는 차례대로 섬유의 종류, 인장철근의 종류, 섬유적층수를 의미하며, 최대처짐은 보강보 실험에서 측정되는 최대하중에 대응하는 보 중앙에서의 처짐이다. 표 내에 ***로 표시된 것은 휨실험에서 섬유시트의 파단변형률을 얻

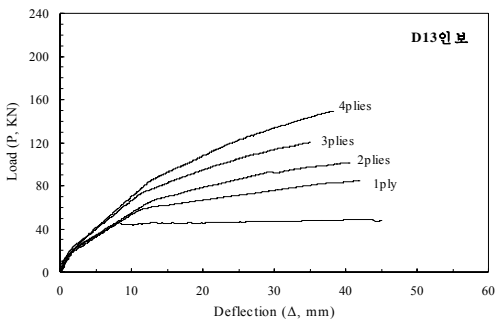


Fig. 1 하중-변위 선도(탄소섬유시트 보강보)

는데 실패한 경우인데, 이는 섬유시트에 부착된 변형률 게이지들이 실험 초기에 성능을 발휘하지 못하고 파손되어 변형률 값을 측정할 수 없었기 때문이다. 보강보 휨실험에서 측정된 섬유시트들의 파단변형률들은 섬유시트의 한 면이 콘크리트에 접하고 있으면서 휨인장응력을 받기 때문에 순수 인장응력 하에서 측정된 설계자료 값보다 훨씬 작게 나타났다.

또한 섬유적층수가 많아질수록 더 낮은 경향을 보이

Table 3 최대하중 및 변형률 측정치(탄소섬유시트 보강보)

| 보강보 명 | 휨실험 최대하중 (KN) | 최대 처짐 (mm) | 섬유시트 파단변형률 ($\times 10^6$) |
|----------|---------------|------------|------------------------------|
| C-DI3-1P | 848 | 41.94 | 11,485 |
| C-DI3-2P | 1003 | 40.43 | 8,346 |
| C-DI3-3P | 1204 | 34.81 | 8,497 |
| C-DI3-4P | 1492 | 38.23 | 8,645 |
| C-DI6-1P | 1022 | 38.92 | 11,874 |
| C-DI6-2P | 1244 | 40.19 | 10,119 |
| C-DI6-3P | 1509 | 39.45 | 8,828 |
| C-DI6-4P | 1687 | 37.70 | 7,828 |
| C-DI9-1P | 1343 | 38.87 | 10,792 |
| C-DI9-2P | 1524 | 39.65 | 9,099 |
| C-DI9-3P | 1599 | 33.69 | 7,504 |
| C-DI9-4P | 1856 | 37.60 | 7,925 |

Table 4 최대하중 및 변형률 측정치(유리섬유시트 보강보)

| 보강보 명 | 휨실험 최대하중 (KN) | 최대 처짐 (mm) | 섬유시트 파단변형률 ($\times 10^6$) |
|----------|---------------|------------|------------------------------|
| G-DI3-1P | 750 | 36.91 | 11,181 |
| G-DI3-2P | 944 | 44.19 | 10,174 |
| G-DI3-3P | 1250 | 48.44 | 10,270 |
| G-DI3-4P | 1278 | 48.73 | 9,233 |
| G-DI6-1P | 895 | 41.02 | 10,238 |
| G-DI6-2P | 1152 | 51.22 | 10,285 |
| G-DI6-3P | 121.7 | 39.45 | 8,800 |
| G-DI6-4P | 1368 | 45.90 | 7,615 |
| G-DI9-1P | 1006 | 33.01 | 7,830 |
| G-DI9-2P | 117.9 | 31.10 | 7,399 |
| G-DI9-3P | 1236 | 26.47 | 6,533 |
| G-DI9-4P | 1441 | 29.64 | 5,712 |

Table 5 최대하중 및 변형률 측정치(아라미드섬유시트 보강보)

| 보강보 명 | 휨실험 최대하중 (KN) | 최대 처짐 (mm) | 섬유시트 파단변형률 ($\times 10^{-6}$) |
|----------|---------------|------------|---------------------------------|
| A-DI3-1P | **** | **** | **** |
| A-DI3-2P | 63.4 | 28.68 | 8,871 |
| A-DI3-3P | 76.1 | 36.17 | 8,188 |
| A-DI3-4P | 85.0 | 26.47 | 6,905 |
| A-DI6-1P | 84.1 | 47.02 | 12,514 |
| A-DI6-2P | 91.1 | 46.36 | 9,512 |
| A-DI6-3P | 96.5 | 44.63 | 8,224 |
| A-DI6-4P | 105.7 | 43.75 | 7,181 |
| A-DI9-1P | 94.9 | 40.07 | 8,463 |
| A-DI9-2P | 107.2 | 40.63 | 8,724 |
| A-DI9-3P | 118.3 | 34.08 | 7,732 |
| A-DI9-4P | 125.1 | 35.21 | 7,548 |

는데, 이는 섬유시트를 여러 겹으로 적층하는 경우 다 층으로 적층되는 섬유시트는 섬유배열이 모두 일정하게 유지되기 어렵고 섬유시트의 에폭시 함침수지에 발생하는 기포 등의 결함요인에 따라 섬유시트 전체가 응력을 균등하게 분배받지 못하기 때문으로 판단된다.

섬유적층수가 많은 섬유시트의 파단변형률이 설계자료에서 주어지는 값에 비해 최대 70% 정도 낮게 측정되기도 하였다. 섬유시트 파단변형률에 대한 실험결과에 의하면, 탄소섬유시트의 경우 한 겹에서는 설계자료에서 주어지는 섬유시트 파단변형률의 72~79%, 두 겹에서는 56~67%, 세 겹에서는 50~59%, 네 겹에서는 52~58% 사이의 값들이, 유리섬유의 경우

한 겹에서는 39~56%, 두 겹에서는 37~51%, 세 겹에서는 33~51%, 네 겹에서는 29~46% 사이의 값들이, 아라미드섬유의 경우 한 겹에서는 35~52%, 두 겹에서는 36~40%, 세 겹에서는 32~34%, 네 겹에서는 29~31% 사이의 값들이 섬유시트 파단변형률로 평가되었다. 유리와 아라미드보다 탄소섬유시트의 경우 파단변형률의 감소가 작았으며, 모든 경우 섬유적층수가 증가할수록 섬유시트 파단변형률은 감소하였다. 동일한 섬유적층수에 대해서 인장철근비가 커지면 섬유시트 파단변형률은 대체로 감소하는 경향을 보여주며, 유리섬유의 경우 그 경향은 두드러지고 나머지 두 섬유는 영향이 미미한 것으로 나타났다.

기준보와 섬유시트 보강보의 파괴시 대표적인 균열 형태가 Fig. 2에 주어져 있다. 기준보는 하연의 응력이 콘크리트 휨인장강도에 도달함과 동시에 콘크리트에 인장균열이 발생하였으며, 하중이 증가함에 따라 발생한 균열은 중립축을 향해 보의 상부로 전파하였다. 기준보에 발생한 균열과 균열 간격은 약 150~200mm로 측정되었으며, 철근이 항복에 도달할 때의 균열폭은 약 1.0mm로 측정되었다(Fig. 2 (a)). 최대하중에 도달할 때까지 균열과 균열 사이에 새로운 균열은 대체로 발생하지 않았으며, 이 때의 균열폭은 약 4.0mm에 이르는 것으로 관찰되었다. 보강보에 발생한 최초의 인장균열 분포는 기준보의 경우와 거의 동일한 것으로 측정되었으나 Fig. 2 (b)에 나타난 바와 같이 하중이 증가함에 따라 균열 폭의 증가와 함께 균열과 균열 사이에 평균적으로 하나의 새로운 균열이 추가로 발생하였다.

항복점에 도달할 때 보강보의 균열폭은 약 0.4mm로 측정되었으며, 최대하중 도달시 균열 폭은 약 2.0mm에 이르는 것으로 측정되어 보강보의 균열폭은 기준보보다 작은 것으로 측정되었다. 보강보의 섬유시트는 콘크리트 균열 폭의 증가를 억제하며, 이는 사용성 측면에서 볼 때 중요한 관점으로 인식된다. 섬유시트에 의해 구속된 콘크리트 인장응력은 외부하중에 대한 저항력을 향상시켜 보강보의 휨성능을 향상시키는 것으로 나타났으며, 보강보의 정당한 해석을 위해서는

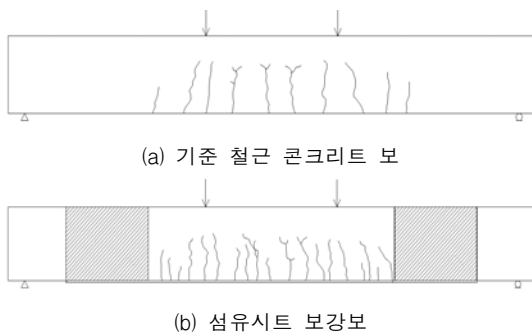


Fig. 2 기준 철근콘크리트 보 및 섬유시트 보강보의 균열 형태

콘크리트의 인장성능은 반드시 고려되어야 할 것으로 판단된다.

3. 보강보 해석

3.1 기존의 보강보 해석

콘크리트 구조설계기준에 따라 섬유시트로 보강된 철근 콘크리트 보를 해석 및 설계한다면 보강보의 공칭휨모멘트(M_n)는 다음 식으로 산정할 수 있다. 이때, 콘크리트의 인장성능은 무시하고 콘크리트 압축변형률(ϵ_c)이 극한변형률($\epsilon_{cu}=0.003$)일 때, 압축측 콘크리트의 비선형 응력분포를 등가 직사각형 응력블록으로 치환한다.

$$M_n = T_s \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + T_f \left(h - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad (1)$$

여기서, $T_s (= A_s f_y)$ 는 철근의 인장력, $T_f (= A_f E_f \epsilon_f)$ 는 섬유시트의 인장력, β_1 은 등가 직사각형 응력블록 깊이에 대한 계수이며, d, h, c 는 각각 보의 유효깊이, 높이, 중립축 위치이다(Fig. 3).

식에서 주어지는 항들 중 c 와 섬유시트 변형률(ϵ_f)을 제외하고는 모두 상수 값을 취할 수 있다. c 는 단면에 작용하는 힘들의 평형조건에 의해 결정되며, ϵ_f 는 변형률 적합조건을 이용하여 다음과 같이 c 와 ϵ_{cu} 항으로 나타낼 수 있다.

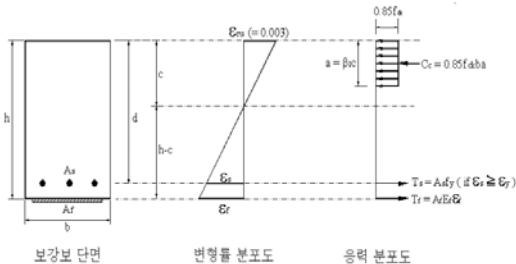


Fig. 3 콘크리트 구조설계기준에서 가정한 변형률 및 응력 분포

$$\epsilon_f = \left(\frac{h-c}{c} \right) \epsilon_{cu} \quad (2)$$

결국, 평형방정식을 만족하는 중립축 위치가 계산되면 (1)식으로 공칭 휨모멘트를 산정할 수 있다.

(2)식에 의하면 ϵ_{cu} 는 0.003으로 고정되어 있으므로 c 의 변화에 따라서 ϵ_f 가 결정됨을 알 수 있다. 단면에 작용하는 힘들의 평형조건에 의해 중립축 위치가 단면의 압축측으로 올라가면 즉, c 의 값이 작게 산출되면 (2)식에 따라 ϵ_f 는 커지게 되며, 어느 한계를 지나면 섬유시트 파단변형률(ϵ_{fu})을 초과하는 경우도 발생할 수 있다. 이는 현실적으로 있을 수 없는 경우이며, 보강보의 해석에 위의 식을 적용하는데 한계가 있음을 시사하고 있다. 보의 단면 내 인장력이 작아지게 되면 중립축은 보의 상부로 이동하여 이러한 현상이 발생할 수 있는데, 이는 인장철근비가 낮거나 섬유시트비가 낮은 보의 경우이다. 이 경우 콘크리트의 인장성능을 고려할 수 있다면 불합리한 해석과정을 다소간 해소할 수 있으리라 판단된다.

3.2 비선형 휨해석

본 연구에서는 보강보에 대해서 비선형 응력분포, 보강재의 파단변형률, 콘크리트 인장성능 등을 고려한 비선형 해석법을 제안한다. 힘의 평형조건과 변형률 적합조건을 만족하고 섬유시트와 콘크리트 인장면 사이의 부착은 완전하다고 가정한다. 부착을 위해 사용된 접착제의 거동은 무시하며, 철근의 지름과 섬유시트의 두께는 보의 깊이와 비교할 때 무시할 수 있을 정도로 작기 때문에 철근과 섬유시트 단면에서의 응력들은 각 재료 도심축의 응력과 같은 크기의 응력이 작용한다고 본다. 또한, 섬유시트는 보의 하부에만 위치하는 것으로 가정하여 계산한다. 비선형 해석법으로 인장측 콘크리트에 균열이 발생한 이후의 보강보 휨강도 M_n 을 산정할 때 적용되는 변형률 및 응력 분포도는 Fig. 4에 주어진다.

콘크리트 압축응력 $f_c(\epsilon)$ 는 다음과 같이 변형률의

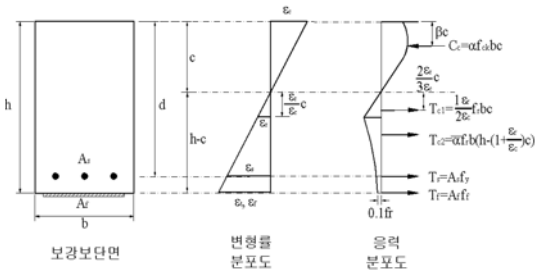


Fig. 4 비선형 휨해석에서의 변형률 및 응력 분포

향으로 주어지는 Shah 모델식(Shah 등, 1983)을 적용하였다.

$$f_c(\epsilon) = \begin{cases} f_{ck} \left[1 - \left(1 - \frac{\epsilon}{\epsilon_o} \right)^A \right] & : \epsilon \leq \epsilon_o \\ f_{ck} \exp \left[-k(\epsilon - \epsilon_o)^{1.15} \right] & : \epsilon > \epsilon_o \end{cases} \quad (3)$$

여기서, ϵ_o 는 콘크리트 압축강도 f_{ck} 에 대응하는 변형률을, $A (= E_c \epsilon_o / f_{ck})$ 와 $k (= 2.43 f_{ck})$ 는 각각 실험상수를, 그리고, E_c 는 콘크리트의 탄성계수를 의미한다.

한편, 콘크리트 인장성능에 대해서는, 단면내 인장 변형률 ϵ_t 를 콘크리트 인장강도에 대응하는 콘크리트 인장과괴변형률 ϵ_r 과 비교하여 ϵ_r 보다 작은 영역에서는 선형 응력 분포를, 큰 영역에서는 비선형 응력 분포를 가정한 다음과 같은 Gopalaratnam의 제안식(Gopalaratnam 등, 1985)을 사용하였다.

$$f_t = \begin{cases} E_c \epsilon_t & : \epsilon_t \leq \epsilon_r \\ f_r (e^{-s\omega}) & : \epsilon_t > \epsilon_r \end{cases} \quad (4)$$

여기서, E_c 는 압축탄성계수와 같은 값을 가진다고 가정하였으며, $\lambda (= 1.01)$ 와 $s (= 0.608 \times 10^{-3})$ 는 실험상수, ω 는 균열폭(단위: μm)이다. 콘크리트 휨인장강도는 $\epsilon_t = \epsilon_r$ 일 때의 응력 값이며, 콘크리트 하단의 평균 인장응력은 콘크리트 휨인장강도의 10%로 간주하여

고려하였다.

Fig. 4에 나타난 힘들에 대한 평형조건과 변형률 적합조건을 이용하여 중립축 거리 c 에 대해 정리하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\left(a f_{ck} b - \frac{b f_r \epsilon_r}{2 \epsilon_c} + \bar{a} f_r b \left(1 + \frac{\epsilon_r}{\epsilon_c} \right) \right) c^2 + (A_f E_f \epsilon_c - A_s f_y - \bar{a} f_r b h) c - A_f E_f h \epsilon_c = 0 \quad (5)$$

따라서 Fig. 4를 참고한 보강보의 휨강도 M_n 은 다음과 같이 주어진다.

$$M_n = T_{c1} \left(1 - \beta + \frac{2 \epsilon_r}{3 \epsilon_c} \right) c + T_{c2} \left[\left(1 - \beta + \frac{\epsilon_r}{\epsilon_c} \right) c + \bar{\beta} \left(h - \left(1 + \frac{\epsilon_r}{\epsilon_c} \right) c \right) \right] + T_s (d - \beta c) + T_f (h - \beta c) \quad (6)$$

여기서, T_{c1} 과 T_{c2} 는 각각 인장축 콘크리트 응력 구간에서 선형응력분포와 비선형응력분포 영역의 인장력들을 의미한다. a 는 콘크리트 평균 압축응력 상수, \bar{a} 는 콘크리트 평균 인장응력 상수, β 는 콘크리트 압축력 C_c 의 작용점 거리를 나타내는 상수이며, $\bar{\beta}$ 는 콘크리트 인장력 T_{c2} 의 작용점 거리를 나타내는 상수이다.

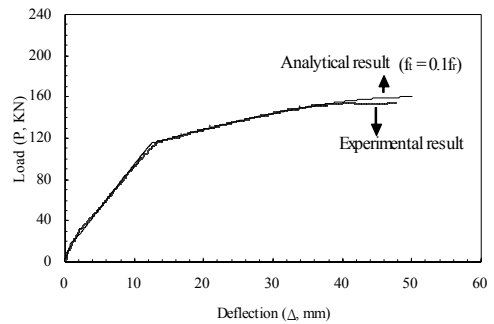


Fig. 5 비선형 휨해석과 보강보 실험 결과의 비교 (하중-변위 선도)

Table 6 보강보실험 및 비선형해석에 대한 최대하중 (KN) 비교

| 보종류 | 탄소섬유시트 | | 유리섬유시트 | | 아라미드섬유시트 | |
|--------|--------|-------|--------|-------|----------|-------|
| | 실험 | 해석 | 실험 | 해석 | 실험 | 해석 |
| D13-1P | 848 | 83.3 | 75.0 | 746 | ** | 57.6 |
| D13-2P | 1003 | 98.7 | 94.4 | 93.6 | 63.4 | 65.1 |
| D13-3P | 1204 | 117.6 | 125.0 | 115.0 | 76.1 | 76.5 |
| D13-4P | 1492 | 145.0 | 127.8 | 127.1 | 85.0 | 91.0 |
| D16-1P | 1022 | 105.4 | 89.5 | 92.0 | 84.1 | 88.5 |
| D16-2P | 1244 | 122.3 | 115.2 | 112.8 | 91.1 | 91.5 |
| D16-3P | 1509 | 147.6 | 121.7 | 124.2 | 96.5 | 94.2 |
| D16-4P | 1687 | 157.5 | 136.8 | 132.0 | 105.7 | 104.9 |
| D19-1P | 1343 | 131.8 | 100.6 | 109.6 | 94.9 | 104.1 |
| D19-2P | 1524 | 154.2 | 117.9 | 123.3 | 107.2 | 111.9 |
| D19-3P | 1539 | 164.9 | 123.6 | 132.4 | 118.3 | 118.2 |
| D19-4P | 1856 | 184.1 | 144.1 | 138.1 | 125.1 | 124.8 |

비선형 휨해석 기법에 따라 보강보에 대한 하중과 변위를 산정하였으며 이 결과를 보강보 실험결과와 비교하였다. Fig. 5의 그래프는 많은 섬유시트 보강보들 중 인장철근이 D-19이며, 탄소섬유시트를 2겹 보강한 보에 대한 실험 및 비선형 해석결과들이다.

단면 하단의 평균 인장응력을 콘크리트 휨인장강도의 10%로 간주하고, 보강보 실험 결과를 바탕으로 한 적절한 감소계수를 섬유시트 파단변형률에 고려한 비선형 휨해석 기법은 보강보의 휨 거동을 아주 잘 나타낼 수 있다. 보강보의 실험결과에서 주어진 각 섬유시트의 파단변형률들을 비선형 휨해석법에 적용하였으며, 이렇게 하여 산정된 각 섬유시트 보강보의 최대하중들을 Table 6에 열거하였다.

비선형 해석은 보강보 실험결과들을 훌륭하게 예측하고 있으며, 탄소섬유시트 경우 최대 6.6%, 유리섬유의 경우 최대 8.9%, 아라미드 섬유의 경우 최대 9.7%의 최대하중 차이를 나타내 보였다. 비선형 해석법의 정당성 및 엄밀성을 그림이나 표에 의해 확인할 수 있었다.

4. 결 론

본 논문에서는 많은 설계인자(섬유 종류, 인장철근비, 섬유적층수, 등)를 고려한 보강보 휨실험 및 섬유시트의 적절한 파단변형률을 평가하기 위한 실험적 연구를 수행하였고, 실험결과들을 바탕으로 콘크리트의 비선형 압축 분포 및 인장성능이 해석에 포함되는 비선형 단면해석 과정을 전개하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 섬유시트 인장시험 결과 섬유적층수에 따른 물성치들의 변화는 크지 않았으나 대부분 설계자료 값을 밑도는 것으로 나타났으며, 보강보의 실험결과에서는 섬유적층수에 따른 파단변형률 감소경향을 확인할 수 있었다. 따라서 정당하고 안전한 보강보 해석이나 설계를 위해서는 보강재 양의 증감에 따라 적절한 감소계수가 도입된 섬유시트 파단변형률을 적용해야 한다. 본 연구에서는 보강보의 실험 및 비선형 휨해석 결과들을 바탕으로 각 섬유시트의 파단변형률에 대한 감소계수로서, 섬유적층수가 한 겹에서 네 겹으로 변할 때 탄소섬유시트의 경우 각각 0.75, 0.65, 0.55, 0.50의 값들을, 유리섬유의 경우 각각 0.55, 0.50, 0.45, 0.40의 값들을, 아라미드섬유의 경우 각각 0.45, 0.40, 0.35, 0.30의 값들을 추천한다.

2) 많은 해석 변수들이 전개되고 반영된 섬유시트 보강 RC 휨부재의 비선형 해석 기법을 개발하였다. 비선형 해석기법에서는 콘크리트의 비선형 응력 분포를 고려하였으며, 부재 단면 하연의 평균 인장응력을 콘크리트 휨인장강도의 10%로 간주하였다. 섬유시트로 보강된 RC 휨부재의 비선형 해석 기법을 통해 보수적인 결과를 주는 현재의 해석 및 설계방법보다 더 엄밀하고 정당한 결과를 얻을 수 있었다.

3) 본 연구에서 개발된 비선형 해석 기법은 섬유시트로 보강된 RC보의 하중-변위 응답 및 휨거동 특성을 정확하게 예측하였으며, 이는 포괄적인 FRP 복합재료들로 보강된 구조물의 휨거동을 예측하는데 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 연구는 2003학년도 경성대학교 연구년 과제로 수행된 것으로 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. 박대효, 부준성, "밀면 및 옆면 섬유시트로 보강된 철근콘크리트 보의 휨 해석", 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제22권, 제5-A호, 2002, pp. 1045-1057.
2. 시설안전기술공단, "콘크리트 교량의 보수·보강방법의 표준화", 1999.12.
3. 심종성, 배인환, "강판 및 탄소섬유로 보강된 철근콘크리트보에 대한 해석적 연구", 콘크리트학회지, 제9권, 제6호, 1997, pp.129-137.
4. 홍건호, 신영수, "RC 구조물에 적용된 부착식 휨보강공법의 보강성능 평가", 한국콘크리트학회논문집, 제15권, 제1호, 2003, pp. 78-86.
5. 한국건설기술연구원, "건축구조물 보수·보강공법의 성능평가에 관한 연구", 99 산학연 공동연구 개발사업 최종보고서, R&D/99-건축07, 2001.11.
6. 한국산업규격, "유리섬유 강화 플라스틱의 인장시험방법", KS F 2241, 1994.
7. Triantafillou, T. C., "Shear Strengthening of Reinforced Concrete Beams Using Epoxy-Bonded FRP Composites", ACI Structural Journal, Vol. 95, No. 2, 1998, pp.107-115.
8. ACI Committee 440, "Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures", American Concrete Institute, ACI 440.2R-02, 2002
9. Almusallam, T. H., Al-Salloum, Y. A., "Ultimate Strength Prediction for RC Beams Externally Strengthened by Composite Materials", Composites : Part B 32, 2001, pp609-619.
10. El-Mihilmy, M. T. and Tedesco, J. W., "Analysis of Reinforced Concrete Beams Strengthened with FRP Laminates", Journal of Structural Engineering, Vol. 126, No. 6, 2000, pp. 684-691.
11. GangaRao, H. V. S., Vijay, P. V., "Bending Behavior of Concrete Beams Wrapped with Carbon Fabric", Journal of Structural Engineering, Vol. 124, No.1, Jan. 1998, pp3-10.
12. Gopalaratnam, V. S. and Shah, S. P., "Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension", ACI Journal, Vol. 82, No. 3, 1985, pp. 310-323.
13. Hollaway, L. C. and Mays, G. C., "Strengthening of Reinforced Concrete Structures", Edited by Hollaway, L. C. and Leeming M. B., CRC Press, 1999, pp. 327.
14. Ross, C. A., Jerome, D. M., Tedesco, J. W., and Hughes, M. L., "Strengthening of Reinforced Concrete Beams with Externally Bonded Composite Laminates", ACI Structural Journal, Vol. 96, No. 2, 1999, pp. 212-220.
15. Shah, S. P., Fafitis, A., and Arnold, R., "Cyclic Loading of Spirally Reinforced Concrete", Journal of Structural Engineering, Vol. 109, No. 7, 1983, pp. 1695-1710.
16. (社)日本建築研究振興協會, "炭素sheet補強工事の材料と工法", 1997.7.

급행(접수일자 : 2006년 8월 16일)