

## 섬유시트로 보강된 T형 철근콘크리트보의 휨 강도 해석

박대효<sup>1)\*</sup> · 이규철<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>한양대학교 토목공학과

(2002년 9월 3일 원고접수, 2002년 12월 31일 심사완료)

## Flexural Strength Analysis of RC T-Beams Strengthened Using Fiber Sheets

Tae-Hyo Park<sup>1)\*</sup> and Gyu-Chul Lee<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup> Dept. of Civil Engineering, Hanyang University, Seoul, 133-791, Korea

(Received September 3, 2002, Accepted December 31, 2003)

### ABSTRACT

Most of the concrete bridge structures are exposed to damage due to the excessive traffic loading and the aging of the structure. The damage of concrete causes the further deterioration of the function in the concrete structure due to corrosion of the reinforced bars and decohesion between the concrete and the reinforced bar. The quick rehabilitation of the damaged concrete structures has become of great importance in the concrete structural system in order to avoid the further deterioration of the structures. Recently fiber sheets are used for strengthening the damaged concrete structures due to its many advantages such as its durability, non-corrosive nature, low weight, ease of application, cost saving, control of crack propagation, strength to thickness ratio, high tensile strength, serviceability and aesthetic. However, the lack of analytical procedures for assessing the nominal moment capacity by the fiber sheet reinforcement leads to difficulties in the effective process of decisions of the factors in the strengthening procedure. In this work, flexural strengthening effects by fiber sheets bonded on bottom face of the member are studied for the reinforced concrete T beam. In addition, auxiliary flexural strengthening effects by U-type fiber sheets bonded on bottom and side faces of the member to prevent delamination of the bottom fiber sheet are theoretically investigated. The analytical solutions are compared with experimental results of several references to verify the proposed approach. It is shown that the good agreements between the predicted results and experimental data are obtained.

**Keywords :** strengthening, RC T beam, fiber sheet, flexural analysis

### 1. 서 론

섬유시트(Fiber Sheet, FS)의 접착에 의한 보강은 결함(defect), 손상(damage), 성능저하(deterioration)에 의해 구조적 또는 기능적인 문제점을 내재하고 있거나 내하력 증강을 요하는 콘크리트 구조물의 보강 방법이며 구조물의 재설치에 비하여 비용효율이 높아 현재 널리 적용되고 있다<sup>1-2)</sup>. 섬유시트는 고강도, 경량성, 내구성, 부식저항성, 제작편리성의 재료적 특성 때문에 강관접착, 포스트텐션, 덧씌우기와 같은 기존의 콘크리트 구조물의 보강 방법에 비해 시공성이 우수하고, 자중의 추가적인 증가가 크지 않으며, 부식에 의한 구조물의 손상을 감소시킬 수 있을 뿐만 아니라 균열제어에 의한 사용성을 향상시킬 수 있는 장점이 있다.

섬유시트를 철근콘크리트보의 밑면에 부착함으로써 휨 보강이 가능하게 된다. 더욱이 옆면 부착은 전단뿐만 아

니라 휨 보강에도 효과적이며, 균열 및 처짐을 감소시킬 수 있어 사용성 증대에도 효과가 있다<sup>3-4)</sup>. 기존의 연구결과에서 보의 밑면에 섬유시트를 접착시켜 보강된 철근콘크리트(strengthened reinforced concrete)보는 철근비, 콘크리트 압축강도, 섬유시트 보강량, 섬유시트의 배치방향, 그리고 구조물의 손상정도에 따라 보강효과가 다르게 나타났다<sup>5-7)</sup>. El-Mihilmy와 Tedesco<sup>8)</sup>는 공칭 휨강도 방정식에 의해 중립축 위치를 구한 해석모델을 제안하였으며, 모멘트의 평형과 변형의 적합성을 이용하여 FRP로 밑면이 보강된 RC T형보에 대한 휨 강도를 제안하였다. Shahawy 등<sup>9)</sup>은 길이방향으로 밑면과 옆면에 CFRP를 랩핑(wrapping) 한 RC T형 거더의 휨 성능에 대하여 조사하였다. 이 실험에서 옆면 부분 랩핑은 옆면 전체 랩핑에 비하여 강도와 연성이 작고 철근량에 따라 바람직하지 않은 박리에 의한 부착과피가 나타남을 확인했다. 또한, 옆면 전체 랩핑의 경우에 대하여 섬유시트의 단수(layers)가 늘어날수록 항복휨모멘트와 극한휨모멘트는 증가되었고, 극한처짐은 감소되었다. Deniand와 Cheng<sup>10)</sup>은 밑면과 옆

\* Corresponding author

Tel : 02-2290-0321 Fax : 02-2293-9977

E-mail : cepark@hanyang.ac.kr

면에 FRP 시트를 랩핑한 RC T형보의 전단거동에 대하여 실험하였다. 전단거동은 전단철근의 양과 FRP의 종류 및 섬유방향에 따라 다르게 나타났으며, 최대 전단강도는 전단철근의 양이 늘어날수록 증가되었다.

본 연구에서는 극한강도 설계법을 바탕으로 하여 일반적으로 철근콘크리트보의 전단보강, 콘크리트의 탈락파괴 또는 섬유시트의 박리파괴의 방지, 휨 및 사인장 전단균열의 발생을 억제시키는데 활용되는 옆면보강 또는 U형(wrapping) 보강에서 사용되는 옆면섬유시트가 T형 단면의 보강 철근콘크리트보의 휨강도에 미치는 영향을 이론적으로 평가한다. 밀면섬유시트의 두께가 커질수록 보강 철근콘크리트보의 휨모멘트는 증가된다. 그러나 밀면만 섬유시트로 보강된 경우 섬유시트의 박리, 콘크리트의 탈락과 같은 국부적인 파괴가 유발되어 전체적인 구조물의 파괴가 진행될 가능성이 커지게 된다. 따라서 밀면만 섬유시트로 보강시키는 방법보다는 밀면과 밀면부착을 보조하는 밀면과 옆면의 랩핑(wrapping)에 의한 방법을 활용하는 것이 휨강도를 증가시키고 바람직하지 않은 파괴를 막는 효과도 얻을 수 있을 것으로 기대된다<sup>9,12)</sup>. 그러므로 옆면 보강의 이러한 효과를 검증하고 이용하기 위해서는 옆면부착이 휨 성능 향상에 미치는 영향을 검토할 필요가 있다. 결과적으로, 본 연구에서는 보의 밀면과 옆면에 섬유시트를 부착하여 보강된 T형 철근콘크리트보의 중립축과 휨모멘트가 T형 철근콘크리트보의 휨 강도 해석과정을 바탕으로 이론적으로 평가된다.

## 2. 보강된 T형보의 휨 파괴 모드

섬유시트를 이용하여 보강된 철근콘크리트보는 콘크리트, 철근, 섬유시트의 변형률 상태에 따라 세 가지 유형의 휨 파괴형태를 나타낸다. 첫 번째는 철근의 항복과 섬유시트의 파괴 전에 압축부의 콘크리트가 파괴되는 압축파괴(compression failure ; CF), 두 번째는 철근의 항복 후 섬유시트가 파괴되는 섬유시트파괴(fiber sheet failure ; FF), 세 번째는 철근이 항복 후 콘크리트의 압축파괴가

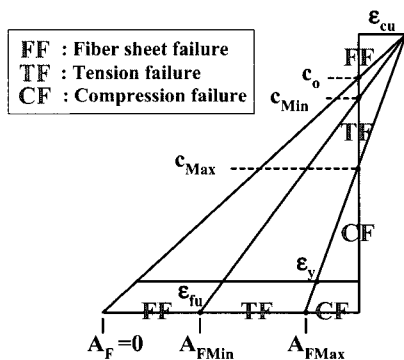


Fig. 1 Strain distribution across strengthened cross section

발생하는 인장파괴(tension failure ; TF)이다. 박대호 등<sup>7)</sup>은 직사각형 단면의 철근콘크리트보에 섬유시트를 보강한 경우에 대하여 섬유시트의 단면적에 따른 콘크리트, 철근, 섬유시트의 변형률과 중립축의 위치 관계를 Fig. 1과 유사하게 도식화하여 제안하였다. 섬유시트의 보강량이 많아 질수록 중립축의 위치는 인장측으로 이동하여 단면의 하단에 가깝게 되고, 각각의 위치에 대하여 섬유시트와 인장철근의 변형률을 나타낼 수 있다. 취성파괴인 압축파괴(CF)와 섬유시트파괴(FF)는 각각 섬유시트의 보강량을 상한값과 하한값으로 제한함으로써 방지할 수 있으며, 보강 철근콘크리트보의 휨 거동은 일반 철근콘크리트보에서와 같이 섬유시트보다 연성이 우수한 철근이 항복한 후 압축부 콘크리트의 파괴가 발생하는 인장파괴(TF)가 가장 이상적이라고 할 수 있다. 따라서 철근콘크리트보의 보강설계에서 콘크리트 압축파괴(CF)와 섬유시트파괴(FF)와 같은 취성파괴를 피하고 인장파괴(TF)에 지배되도록 설계하는 것이 중요하다. 그리고 이밖에 섬유시트의 단부에서 국부적으로 발생하는 콘크리트와 섬유시트사이의 박리파괴(debonding failure)와 콘크리트 덮개가 떨어져 나가는 탈락파괴(peeling failure)와 같은 취성파괴가 있는데 이는 섬유시트의 단부를 볼트 또는 섬유시트를 이용한 정착장치를 도입함으로써 미연에 방지할 수 있다<sup>11)</sup>. 본 연구에서는 콘크리트, 철근, 섬유시트가 일체화 거동을 하고, 섬유시트 단부의 정착에 의해 탈락파괴, 박리파괴가 발생되지 않는다는 가정 하에 보강 철근콘크리트보를 해석하였다. 해석상의 가정은 다음과 같이 사용하였다.

1. 단면의 변형률 분포는 선형이다.
2. 콘크리트의 인장응력은 무시하고 압축응력은 등가 직사각형 응력분포로 가정한다.
3. 철근은 항복점 이하는 탄성, 항복 후에는 완전소성으로 가정한다.
4. 섬유시트는 파괴시까지 선형탄성 거동을 한다.
5. 콘크리트, 철근, FRP시트는 완전 부착되어 일체화 거동을 한다.
6. 섬유시트 파괴 시 변형률은 철근의 항복변형률 이상인 것으로 가정한다.
7. 복철근콘크리트보의 극한거동 시 압축철근은 이미 항복한 것으로 가정한다.

Fig. 1에서 섬유시트의 단면적이 큰 경우 중립축이 평형상태의 중립축보다 아래에 위치하게 되어 철근항복 이전에 압축부 콘크리트의 파괴가 먼저 발생하게 된다. 섬유시트의 단면적이 작은 경우 중립축이 섬유시트의 파괴상태 중립축과 보강전의 중립축 사이에 위치하게 되어 섬유시트의 파괴변형률을 초과하게 된다. Fig. 1로부터 섬유시트의 단면적과 중립축 위치가 섬유시트의 극한변형률 상태에서의 최소 보강단면적과 최소 중립축위치보다 작은 경우에는 철근항복 이전에 섬유시트가 파괴되는 섬유시트파괴(FF)에 지배되고, 철근과 콘크리트의 균형상태에서의 최대 보강단면적과 최대 중립축위치보다 큰 경우에는 철근항복과 섬유시트파괴가 발생되기 전에 압축부 콘크리트

가 파괴되는 압축파괴(CF)가 발생하게 된다. 결과적으로 섬유시트의 최대·최소 단면적 이내로 보강함으로써 보강 철근콘크리트보의 연성을 확보할 수 있다. 밀면과 옆면이 보강된 T형 단면의 철근콘크리트보에 대한 경우에서 인장파괴(TF)에 지배되기 위한 섬유시트 보강단면적의 상한값  $A_{FMax}$  과 하한값  $A_{FMin}$  은 중립축의 위치와 철근의 배치 등에 따라 다르고, 그 해석모델은 각 경우에 대하여 다음 절에서 자세히 기술된다. 연성파괴를 위한 섬유시트의 단면적과 중립축 위치 관계는 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$A_{FMin} \leq A_F \leq A_{FMax} \leq A_{FB} \quad (1)$$

$$c_{Min} \leq c \leq c_{Max} \leq c_B \quad (2)$$

여기서  $A_F (= A_b + 2A_w)$  는 섬유시트 보강단면적,  $A_b$  는 밀면섬유시트 보강단면적,  $A_w$  는 복부 옆면 한쪽에 부착된 섬유시트 보강단면적,  $A_{FMin}$  은 섬유시트 최소 보강단면적,  $A_{FMax}$  은 섬유시트 최대 보강단면적,  $A_{FB}$  는 균형상태에서의 섬유시트 보강단면적,  $c$  는 밀면과 옆면이 섬유시트로 보강된 상태에서의 중립축 위치,  $c_{Min}$  은 밀면과 옆면이 섬유시트로 보강된 상태에서의 최소 중립축위치,  $c_{Max}$  은 밀면과 옆면이 섬유시트로 보강된 상태에서의 최대 중립축위치, 그리고  $c_B$  는 밀면과 옆면이 섬유시트로 보강된 균형상태에서의 중립축 위치이다.

밀면이 보강된 상태에서 옆면에 추가로 보강되는 옆면 섬유시트의 최대 보강단면적  $A_{wMax}$  과 밀면이 보강된 상태에서 옆면섬유시트 최소 보강단면적  $A_{wMin}$  은 식 (1)과 동일한 관계를 가지며, 3장에서 자세히 설명된다.  $A_{wMax}$  과  $A_{wMin}$  은 3절의 각각의 식에서 알 수 있듯이 먼저 보강된  $A_b$  와 선형 관계를 형성하게 되므로 다음과 같이 옆면섬유시트 보강단면적을 표현할 수 있다.

$$A_{wMax} = -IA_b + J \quad (3)$$

$$A_{wMin} = -KA_b + L \quad (4)$$

여기서  $I, K$  과  $J, L$  은  $A_{wMax}$  과  $A_{wMin}$  을  $A_b$  에 관한 1차 방정식으로 정리했을 때 나타나는 각각의 계수와 상수이다. 이때 밀면섬유시트 단면적  $A_b (= A_{b1} + A_{b2})$  는 밀면 보강섬유시트  $A_{b1}$  에 밀면섬유시트를 보조하기 위해 감싸는(wrapping) 섬유시트의 밀면에 해당하는 부분  $A_{b2}$  가 더해진 값이다.

Fig. 2는 식 (3)과 (4)를 도식화한 것으로  $A_{wMax}$  및  $A_{wMin}$  과 먼저 보강된  $A_b$  와의 관계를 그래프로 표현하였다. 따라서 인장파괴(TF)의 범위에 해당하는 옆면섬유시트 보강단면적  $A_w$  와 밀면섬유시트 보강단면적  $A_b$  는 각 경우에 대하여 Fig. 2와 같이 도표에서 선택하여 사용할 수 있다. 여기서 선택된  $A_w$  는 복부 옆면 한쪽의 섬유

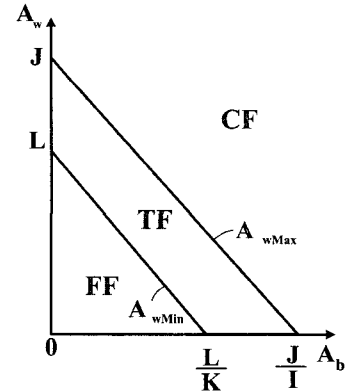


Fig. 2 Failure mode relations of fiber sheets

유시트 보강단면적 값이므로, 실제로 부착되는 옆면 양쪽에 사용될 섬유시트 보강단면적은  $A_w$  의 2배수이다.

### 3. 밀면과 옆면이 보강된 T형보의 휨 해석

#### 3.1 중립축 위치와 해석 형태 결정

일반적으로 T형보의 압축부 콘크리트는 직사각형이다. 일반적인 경우는 아니지만 T형보의 압축부 콘크리트가 T형인 경우도 있다. 특히 섬유시트로 보강될 경우 중립축은 인장부 선단으로 이동하게 된다. 따라서 압축부 콘크리트의 해석을 T형으로 할지 직사각형으로 할지를 결정하기 위해 본 절에서와 같이 중립축의 위치가 먼저 판별되어야 한다. T형 철근콘크리트보의 압축부 단면을 폭이 B인 직사각형 단면으로 가정하면, 힘의 평형조건에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$C_R = T_R \quad (5)$$

또는

$$0.85f'_c a B + f_y A_s' = f_y A_s + f_b A_b + (f_{wb} + f_{wt}) A_w \quad (6)$$

여기서  $C_R (= C_c + C_s)$  은 압축합력,  $T_R (= T_s + T_b + T_w)$  은 인장합력,  $f'_c$  은 콘크리트의 압축강도,  $a (= \beta_1 c)$  는 콘크리트의 응력분포 등가직사각형 깊이,  $c$  는 압축부 선단에서 중립축까지의 거리,  $\beta_1$  은 콘크리트 응력블록의 파라미터(parameter),  $B$  는 T형 콘크리트 단면의 플랜지 폭으로 식 (6)에서 직사각형 단면으로 가정될 때 이 직사각형 단면의 폭이 된다.  $f_y$  는 철근의 항복강도,  $A_s'$  은 압축철근의 단면적,  $A_s$  는 인장철근의 단면적,  $f_b$  는 밀면섬유시트의 응력,  $f_{wb}$  는 옆면섬유시트 최하단의 응력, 그리고  $f_{wt}$  는 옆면섬유시트 최상단의 응력이다.  $A_w$  는 복부 옆면 한쪽에 부착된 섬유시트 단면적이므로, 식 (6)에서 복부 옆면 양쪽의 섬유시트에 의한 인장력  $T_w$  의 항  $(f_{wb} + f_{wt}) A_w$  는 복부 옆면 한쪽의

섬유시트에 의한 인장력  $0.5(f_{wb} + f_{wt})A_w$ 를 2배하면 얻을 수 있다.

응력분포 등가 직사각형 깊이는 식 (6)에 의한 아래의 식에 따라 근의 공식을 이용하면 얻을 수 있다.

$$0.85f'_c B a^2 + (2A_w E_F \epsilon_c + f_y A_s' - f_y A_s - f_b A_b) a - \beta_1 A_w E_F \epsilon_c (2h - h_w) = 0 \quad (7)$$

이 식을 얻기 위해 사용된  $f_{wb}$ ,  $f_{wt}$ 는 Hooke의 법칙과 적합조건에 의해 각각 아래와 같다.

$$f_{wb} = E_F \epsilon_{wb} = E_F \epsilon_c \frac{h-c}{c} \quad (8)$$

$$f_{wt} = E_F \epsilon_{wt} = E_F \epsilon_c \frac{h-c-h_w}{c} \quad (9)$$

여기서  $\epsilon_{wb}$ 는 옆면섬유시트 최하단의 변형률,  $\epsilon_{wt}$ 는 옆면섬유시트 최상단의 변형률,  $\epsilon_c$ 는 콘크리트의 변형률,  $h$ 는 콘크리트 단면의 높이,  $h_w$ 는 옆면섬유시트의 보강(부착) 높이, 그리고  $E_F$ 는 섬유시트의 탄성계수이다.

한편 3.3절의 중립축이 플랜지 안에 있는 경우에는 옆면섬유시트는 중립축 아래에만 존재할 수 있으므로 식 (6)에서  $T_w$ 의 항  $(f_{wb} + f_{wt}) \times A_w$ 이 동일하게 적용되어야 한다. 또한 3.2.2절의 중립축이 플랜지와 옆면섬유시트 아래에 존재하는 경우에도 위치 판별에 사용되는 위 식 (6)이 평형조건식 (5)에 따른 식이므로 중립축 위의 압축력 크기만큼 중립축 아래의 인장력이 상쇄되어 3.2.1절의 중립축이 플랜지와 옆면섬유시트 사이에 있는 경우와 동

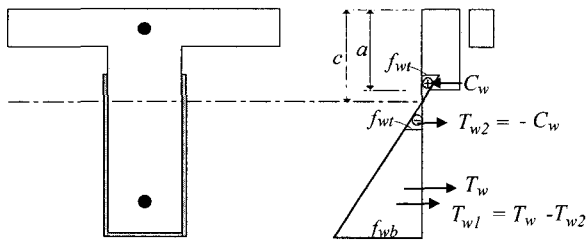


Fig. 3 Force equilibrium in a T-beam section: neutral axis below flange and top of fiber sheets

일하게 식 (8)~(9)가 구해진다. 다시 기술하면, 옆면섬유시트의 응력 분포를 별도로 나타낸 Fig. 3과 같이 옆면섬유시트가 중립축 위에 존재하는 경우에  $T_{w2} = -C_w$ 이므로  $T_{w1}$ 만 남게 되어 이론적 해석상 옆면섬유시트가 중립축 아래에 존재하는 경우의  $T_w$ 와 같아진다. 이는 단철근콘크리트보의 경우에서도 동일하게 적용할 수 있다.

결과적으로 식 (7)에 의해 구한 응력분포 등가직사각형의 깊이  $a$ 가  $t_f$ 보다 크면 중립축이 플랜지 아래에 있는 경우로 3.2절과 같이 T형 단면으로 해석되며,  $a$ 가  $t_f$ 보다 작거나 같으면 중립축이 플랜지 안에 있는 경우로 중립축 아래의 콘크리트 인장응력을 무시하므로 3.3절과 같이 플랜지 폭  $B$ 를 폭으로 하는 직사각형 단면으로 해석된다.

### 3.2 중립축이 플랜지 아래에 있는 경우

#### 3.2.1 옆면섬유시트가 중립축 아래에 있는 경우

중립축이 플랜지와 옆면섬유시트 사이에 있는 경우는 Fig. 4와 같이 표현할 수 있다. 이 Fig. 4에서 압축력  $C_{c1}$ ,  $C_{c2}$ ,  $C_s$ 는 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$C_{c1} = 0.85f'_c b a = 0.85f'_c b \beta_1 c \quad (10)$$

$$C_{c2} = 0.85f'_c (B-b)t_f \quad (11)$$

$$C_s = f_y A_s' \quad (12)$$

여기서  $C_{c1}$ 은 콘크리트의 복부 ( $bh$ )에 해당하는 압축력,  $b$ 는 콘크리트 단면의 복부 폭,  $C_{c2}$ 는 콘크리트의 복부를 제외한 플랜지  $[(B-b)t_f]$ 에 해당하는 압축력이다. 압축합력  $C_R$ 은 식 (10)~(12)의 합에 의해 나타낼 수 있다. 또한, 각각의 인장력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$T_s = f_y A_s \quad (13)$$

$$T_b = f_b A_b = A_b E_F \epsilon_c \frac{h-c}{c} \quad (14)$$

$$T_w = 2 \frac{1}{2} A_w (f_{wb} + f_{wt}) = A_w E_F \epsilon_c \frac{2h-2c-h_w}{c} \quad (15)$$

여기서  $T_s$ 는 인장철근의 인장력,  $T_b$ 는 밑면섬유시트

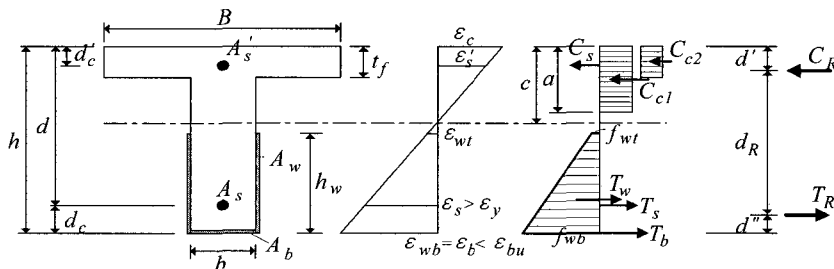


Fig. 4 Force equilibrium in a T-beam section: neutral axis between flange and top of fiber sheets

의 인장력이다. 옆면섬유시트의 탄성계수  $E_w$ 는 일반적으로 밑면섬유시트와 같은 재료를 사용하므로 섬유시트의 탄성계수  $E_F$ 와 같아진다. 인장합력  $T_R$ 은 식 (13)~(15)의 합으로 나타낼 수 있다. 힘의 평형조건식 (5)에 위의 압축합력과 인장합력을 대입하여 중립축  $c$ 에 관한 2차식으로 정리하면 아래와 같다.

$$(0.85f'_c b \beta_1)c^2 + [0.85f'_c(B-b)t_f + f_y A_s' - f_y A_s + A_b E_F \epsilon_c + 2A_w E_F \epsilon_c]c + [-A_b E_F \epsilon_c h - A_w E_F \epsilon_c(2h - h_w)] = 0 \quad (16)$$

중립축의 위치는 위 식 (16)에 따라 아래 근의 공식 (17)을 이용하여 구한 두 값 중 양의 값을 선택하면 얻을 수 있다.

$$c = \frac{-\alpha_B \pm \sqrt{\alpha_B^2 - 4\alpha_A \alpha_C}}{2\alpha_A} \quad (17)$$

여기서  $\alpha_A$ ,  $\alpha_B$ ,  $\alpha_C$ 는 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \alpha_A &= 0.85f'_c b \beta_1 \\ \alpha_B &= 0.85f'_c(B-b)t_f + f_y A_s' - f_y A_s + A_b E_F \epsilon_c + 2A_w E_F \epsilon_c \\ \alpha_C &= -A_b E_F \epsilon_c h - A_w E_F \epsilon_c(2h - h_w) \end{aligned} \quad (18)$$

공칭휨모멘트는 우력모멘트와 같이 나타낼 수 있으므로 다음 식 (19)에 압축합력과 인장합력을 대입하여 얻을 수 있다.

$$M_n = T_R d_R \quad \text{또는} \quad M_n = C_R d_R \quad (19)$$

여기서 압축합력  $C_R (= C_{c1} + C_{c2} + C_s)$ 과 인장합력  $T_R (= T_s + T_b + T_w)$  사이의 거리  $d_R$ 은 압축부 선단에서 압축합력 작용점까지의 거리  $d'$ 과 인장부 선단에서 인장합력 작용점까지의 거리  $d''$ 을 구하여 아래의 식에 대입하여 나타낼 수 있다.

$$d_R = h - d' - d'' \quad (20)$$

이때 압축력의 작용위치는 다음 식 (21)의 압축력에 대한 모멘트 평형조건에 의해 얻을 수 있다.

$$C_{c1} \frac{a}{2} + C_{c2} \frac{t_f}{2} + C_s \times d'_c = C_R \times d' \quad (21)$$

여기서  $d'_c$ 은 압축철근의 콘크리트 덮개 깊이이다. 위 식 (21)을 다시 쓰면 다음과 같으며 이 식 (22)에 식 (10)~(12)와 압축합력을 대입하면  $d'$ 을 구할 수 있다.

$$d' = \frac{0.5a C_{c1} + 0.5t_f C_{c2} + d'_c C_s}{C_R} \quad (22)$$

인장력의 작용위치는 아래의 인장력에 대한 모멘트 평형조건에 의해 얻을 수 있다.

$$T_s d_c + T_w d_w = T_R d'' \quad (23)$$

여기서  $T_R$ 은 인장합력이다.  $T_R$ 과 인장부 선단 사이의 거리,  $d_w$ 는 Fig. 4의 응력분포도에서 옆면섬유시트의 전체 인장력과 옆면섬유시트의 응력분포도를  $\Delta$ 형 및  $\square$ 형으로 나눈 부분 인장력간의 모멘트 평형조건에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} d_w &= \frac{\frac{1}{2}(f_{wb} - f_{wt})h_w \frac{1}{3}h_w + f_{wt}h_w \frac{1}{2}h_w}{\frac{1}{2}(f_{wb} + f_{wt})h_w} \\ &= \frac{(f_{wb} + 2f_{wt})}{3(f_{wb} + f_{wt})} h_w \end{aligned} \quad (24)$$

따라서 식 (23)에 (24)를 대입하면 인장부 선단에서 인장합력의 작용점까지 거리  $d''$ 은 아래와 같아진다.

$$d'' = \frac{T_s d_c + T_w \left[ \frac{(f_{wb} + 2f_{wt})}{3(f_{wb} + f_{wt})} h_w \right]}{T_R} \quad (25)$$

결과적으로 설계휨모멘트는 앞에서 식 (19)로 얻어진 공칭휨모멘트를 사용하여 아래의 식에 의해 나타낼 수 있다.

$$M_u \leq M_d, \quad M_d = \phi M_n \quad (26)$$

여기서  $M_u$ 는 극한휨모멘트,  $M_d$ 는 설계휨모멘트,  $\phi$ 는 강도감소계수이다.

옆면섬유시트의 최대·최소 보강단면적은 단면치수와 재료적 성질, 그리고 힘의 평형조건에 의한 식 (16)을 이용하여 각각 아래와 같이 나타낼 수 있다.

식 (27)  $A_{wMax}$ 의 0.75는 연성 파괴를 유도하기 위한 감소계수로써 단면에서 허용되는 최대 인장력은 균형 상태(Fig. 2에서  $J$ 와  $J/I$ 를 잇는 선)에서 일반적으로 압축력의 75%로 제한된다. 특히, 이 계수는 콘크리트와 관

$$A_{wMax} = \frac{0.75 \{ 0.85f'_c [b \beta_1 c_B + (B-b)t_f] \} + f_y A_s' - f_y A_s - f_{bB} A_b}{f_{wbB} + f_{wtB}} \quad (27)$$

$$A_{wMin} = \frac{0.85f'_c [b \beta_1 c_{Min} + (B-b)t_f] + f_y A_s' - f_y A_s - f_{bu} A_b}{f_{wbu} + f_{wt}} \quad (28)$$

런된 압축력에만 적용되고, 압축 철근에 의한 압축력에는 적용되지 않는다<sup>8)</sup>.

여기서 균형상태에서의 밑면섬유시트의 응력  $f_{bB}$  는 아래와 같다.

$$f_{bB} = E_F \left[ \frac{h}{d} \epsilon_y + \left( \frac{h}{d} - 1 \right) \epsilon_{cu} \right] \quad (29)$$

여기서  $\epsilon_{cu}$  는 콘크리트의 극한변형률(0.003)이다. 그리고 균형상태에서의 압축부 선단에서 중립축까지 거리  $c_B$  는 변형의 적합조건에 의해 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$c_B = d \frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{cu} + \epsilon_y} \quad (30)$$

여기서  $\epsilon_y$  는 철근의 항복변형률,  $d$  는 압축부 선단에서 압축철근 중심까지의 거리이다.

또한 식 (27)의 분모인 옆면섬유시트의 응력  $f_{wbB} + f_{wtB}$  는 아래와 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} f_{wbB} + f_{wtB} &= E_F (\epsilon_{wbB} + \epsilon_{wtB}) \\ &= E_F \left[ \frac{2h - h_w}{d} \epsilon_y + \left( \frac{2h - h_w}{d} - 2 \right) \epsilon_{cu} \right] \end{aligned} \quad (31)$$

여기서  $f_{wbB}$  는 균형상태에서의 옆면섬유시트 최하단 응력,  $f_{wtB}$  는 균형상태에서의 옆면섬유시트 최상단 응력이다. 식 (31)에서 사용된 균형상태에서의 옆면섬유시트 최하단 변형률  $\epsilon_{wbB}$  와 균형상태에서의 옆면섬유시트 최상단 변형률  $\epsilon_{wtB}$  는 적합조건에 따라 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_{wbB} = \frac{h}{d} \epsilon_y + \left( \frac{h}{d} - 1 \right) \epsilon_{cu} \quad (32)$$

$$\epsilon_{wtB} = \frac{h - h_w}{d} \epsilon_y + \left( \frac{h - h_w}{d} - 1 \right) \epsilon_{cu} \quad (33)$$

식 (28)의 분모인 옆면섬유시트의 응력은  $f_{wbB} + f_{wtB}$  로 표현될 수 있으며, 변형의 형상 조건상  $f_{wt}$  는  $f_{wb}$  보다 먼저 극한상태에 도달할 수 없으므로 적합조건을 이용하여  $\epsilon_{wt}$  를 아래와 같이  $\epsilon_{wbB}$  의 항으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \epsilon_{wt} &= \frac{h - h_w}{h} (\epsilon_{wbB} + \epsilon_{cu}) - \epsilon_{cu} \\ &= \left( 1 - \frac{h_w}{h} \right) \epsilon_{wbB} - \frac{h_w}{h} \epsilon_{cu} \end{aligned} \quad (34)$$

여기서  $\epsilon_{wbB}$  는 옆면섬유시트 최하단의 극한변형률이다. 따라서 옆면섬유시트의 최소 보강단면적 계산식 (28)의 분모  $f_{wbB} + f_{wtB}$  는 식 (34)를 대입하면 아래와 같아진다.

$$\begin{aligned} f_{wbB} + f_{wtB} &= f_{wbB} + E_F \epsilon_{wt} \\ &= \left( 2 - \frac{h_w}{h} \right) f_{wbB} - \frac{h_w}{h} E_F \epsilon_{cu} \end{aligned} \quad (35)$$

식 (28)의  $c_{Min}$  은 콘크리트의 파괴기준 또는 철근의 항복기준 각각에 대하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$c_{Min} = h \frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{cu} + \epsilon_{bu}} \quad \text{또는} \quad \frac{h \epsilon_y - (h - d_c) \epsilon_{bu}}{\epsilon_y - \epsilon_{bu}} \quad (36)$$

여기서  $d_c$  는 인장철근의 콘크리트 덮개 깊이이다. 식 (34)와 (35)의  $\epsilon_{wbB}$  는 다음 식에서 얻을 수 있다.

$$\epsilon_{wbB} = \epsilon_{bu} = \frac{f_{bu}}{E_F} \quad (37)$$

여기서  $\epsilon_{bu}$  는 밑면섬유시트의 극한변형률이고,  $f_{bu}$  는 밑면 또는 옆면에 사용된 섬유시트의 극한강도이다.

보강 인장파괴의 범위에 있기 위한 옆면섬유시트 ( $A_{wbMax}$  또는  $A_{wtMax}$ )와 밑면섬유시트 ( $A_b$ )의 관계는 식 (27), (28)을 각각 식 (3), (4)로 변환하여 나타낼 수 있으며, 이때  $I, J, K, L$  은 각각 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} I &= - \frac{f_{bB}}{f_{wbB} + f_{wtB}} \\ J &= \frac{0.75 \{ 0.85 f'_c [ b \beta_1 c_B + (B - b) t_f ] \} + f_y A_s' - f_y A_s}{f_{wbB} + f_{wtB}} \\ K &= - \frac{f_{bu}}{f_{wbB} + f_{wtB}} \\ L &= \frac{0.85 f'_c [ b \beta_1 c_{Min} + (B - b) t_f ] + f_y A_s' - f_y A_s}{f_{wbB} + f_{wtB}} \end{aligned} \quad (38)$$

단철근콘크리트의 경우는  $C_s$  또는  $A_s'$  항을 무시하면 관련 식을 얻을 수 있다. 뿐만 아니라 섬유시트를 밑면에만 부착하여 보강한 경우는 식 (18), (23), (27), (28)에서  $T_w$  와  $A_w$  항을 무시하면 중립축, 인장부 선단에서 입장합력 작용점까지의 거리, 그리고 밑면섬유시트의 최대 또는 최소 보강단면적 관계 등을 표현할 수 있다. 이와 같은 관계는 3.3절의 중립축이 플랜지 안에 있는 경우에도 유사하게 적용될 수 있다.

### 3.2.2 옆면섬유시트가 중립축 위에 있는 경우

중립축이 플랜지와 옆면섬유시트 아래에 있는 경우는 Fig. 5와 같이 표현할 수 있다. 이 Fig. 5에서 각각의 압축력은 식 (10)~(12)와 다음의 중립축 위에서 복부 옆면 양쪽에 부착된 섬유시트에 의한 압축력으로 나타낼 수 있다.

$$C_w = f_{wt} t_w [h_w - (h - c)] \quad (39)$$

여기서  $t_w$  는 옆면섬유시트의 두께이다. 따라서 압축력은 식 (10)~(12)와 식(39)의 합으로 나타낼 수 있다. 또한 각각의 인장력은 식 (13), (14)와 다음의 중립축 아래에 부착된 옆면섬유시트의 인장력으로 표현된다.

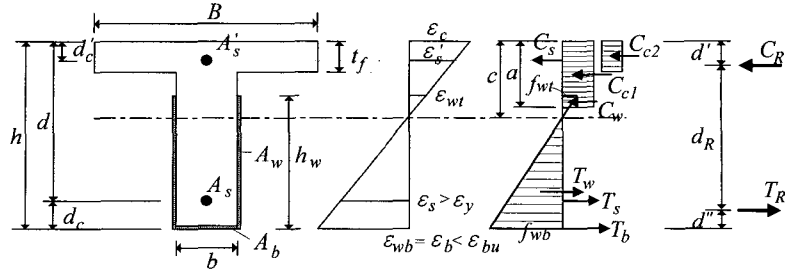


Fig. 5 Force Equilibrium in a T-beam Section: Neutral Axis below Flange and Top of Fiber Sheets

$$T_w = f_{wb} t_w (h - c) \quad (40)$$

여기서  $f_{wb}$ 는 식 (8)에 의해 표현될 수 있다. 따라서 인장합력은 식 (13), (14), (40)의 합으로 표현된다.

중립축 위치는 힘의 평형조건식 (5)에 앞에서 설명한 압축합력과 인장합력을 대입하여 정리한 아래의 식에 의해 나타낼 수 있다.

$$0.85 f_c' [ba + (B - b)t_f] + f_y A_s' + E_F \epsilon_c t_w \frac{[h_w - (h - c)]^2}{c} - f_y A_s - A_b E_F \epsilon_c \frac{h - c}{c} - E_F \epsilon_c t_w \frac{(h - c)^2}{c} = 0 \quad (41)$$

$c$ 에 관한 2차식으로 다시 정리하면 옆면섬유시트가 중립축 아래에 있는 경우의 식 (16)과 같아지고, 중립축의 위치는 근의 공식 (17)을 이용하면 얻을 수 있다. 이때  $\alpha_A$ ,  $\alpha_B$ ,  $\alpha_C$ 는 식 (18)과 동일하게 얻을 수 있다. 즉 옆면섬유시트가 중립축 위에 있는 경우의 중립축 위치는 옆면섬유시트가 중립축 아래에 있는 경우와 같게 됨을 알 수 있다. 공칭휨모멘트는 식 (19)에 앞의 압축합력과 인장합력을 대입하여 얻을 수 있다. 여기서  $d_R$ 은 식 (20)을 이용하며, 압축합력의 작용 위치  $d'$ 과 인장합력의 작용위치  $d''$ 을 대입하여 구할 수 있다.  $d'$ 은 압축력에 대한 아래의 모멘트 평형조건식에 의해 나타낼 수 있다.

$$C_{c1} \frac{a}{2} + C_{c2} \frac{t_f}{2} + C_s d_c' + C_w d_w' = C_R d' \quad (42)$$

여기서 압축부 선단에서  $C_w$ 의 작용 위치까지의 거리  $d_w'$ 은 변형의 적합조건에 의해 아래와 같아진다.

$$d_w' = c - \frac{2}{3} [h_w - (h - c)] = \frac{1}{3} (2h - 2h_w + c) \quad (43)$$

식 (42)에 식 (43)을 대입하면 다음과 같이 압축합력의 작용위치를 표현할 수 있다.

$$d' = \frac{0.5a C_{c1} + 0.5t_f C_{c2} + d_c' C_s + \frac{1}{3} (2h - 2h_w + c) C_w}{C_R} \quad (44)$$

또한, 인장력에 대한 모멘트 평형조건식은 다음과 같다.

$$T_s d_c + T_w d_w = T_R d'' \quad (45)$$

여기서 인장부 선단으로부터  $T_w$ 의 작용위치  $d_w$ 는 아래와 같다.

$$d_w = \frac{1}{3} (h - c) \quad (46)$$

인장부 선단으로부터 인장합력의 작용위치  $d''$ 은 식 (45)에 식(46)을 대입하여 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$d'' = \frac{T_s d_c + T_w \frac{h - c}{3}}{T_R} \quad (47)$$

설계휨모멘트는 앞에서 구한 공칭휨모멘트를 식 (26)에 대입하여 구할 수 있다.

Fig. 5에서 옆면섬유시트의 보강 높이가 높아지면  $f_{wt} = 0$ 까지는 중립축이 아래로 이동하고  $f_{wt} = 0$ 부터는 중립축이 다시 위로 이동하여 3.1절과 Fig. 3의 해석 단면 형태 결정을 위한 중립축 위치 판정에서 검토한 바와 같이 서로 상쇄되는 관계에 있다. 한편 공칭휨모멘트를 구하는 식 (19)에 대하여 옆면섬유시트가  $f_{wt} = 0$ 인 위치보다 높아지면  $T_R$ 과  $d''$ 은 변하지 않고  $d'$ 이 커지게 되어 식 (20)의  $d_R$ 이 작아지므로 공칭휨모멘트와 극한휨모멘트도 동시에 작아진다. 그러므로  $f_{wt} = 0$ 인 위치보다 높게 옆면섬유시트를 보강하면 휨강도가 손실된다. 따라서  $f_{wt} = 0$ 인 위치에서 균형상태인 동시에  $c_{Max}$  값을 갖는다고 할 수 있다. 결과적으로 옆면섬유시트의 최대 보강단면적은  $h = h_w^* + c^*$ 인 옆면섬유시트의 최대 보강높이  $h_w^*$ (또는  $h_{wMax}$ )를 구함으로써 다음 식에 대입하여 구할 수 있다.

$$A_{wMax} = h_w^* t_w \quad (48)$$

옆면섬유시트의 최대 보강높이  $h_w^*$ 는 균형상태에 대하여 식 (41)에 식 (48)과  $h = h_w^* + c^*$ 를 적용하여 다음

식에 의해 구할 수 있다.

$$0.85f_c' [b\beta_1c^* + (B-b)t_f] + f_yA_s' + f_{wtB}t_w[h_w^* - (h-c^*)] - f_yA_s - f_{bB}A_b - f_{wbB}t_w(h-c^*) = 0 \quad (49)$$

여기서  $f_{wt} = 0$  이고  $c^* = h - h_w^*$  이므로 위 식 (49) 는  $h_w^*$  에 관한 1차 방정식이 되어 정리하면 다음과 같이  $h_w^*$  를 구할 수 있다.

$$h_w^* = \frac{0.85f_c' [b\beta_1h + (B-b)t_f] + f_yA_s' - f_yA_s - f_{bB}A_b}{0.85f_c' b\beta_1 + f_{wbB}t_w} \quad (50)$$

여기서  $f_{bB}$  와  $f_{wbB}$  는 식 (29)와 변형의 적합조건이 같으므로 동일하게 대입할 수 있다.

옆면섬유시트의 최소 보강단면적  $A_{wMin}$  은  $h_{wMax}$ , 즉  $h_w^*$  가  $f_{wt} = 0$  인 지점까지만 보장될 수 있으므로 3.2.1 절의 옆면섬유시트가 중립축 아래인 식 (28)과 동일하게 사용할 수 있다. 이때 식 (34)~(37)을 식 (28)에 대입하면  $A_{wMin}$  을 얻게 된다.

보가 인장파괴의 범위에 있기 위한 옆면섬유시트와 밑면섬유시트의 관계는 식 (50)을 대입한 식 (48)과 식 (28)을 식 (3)과 (4)로 변환하여 나타낼 수 있다. 이때  $I$ ,  $J$ ,  $K$ ,  $L$  은 각각 아래와 같다.

$$I = -\frac{f_{bB}t_w}{0.85f_c' b\beta_1 + f_{wbB}t_w}$$

$$J = \frac{\{0.85f_c' [b\beta_1h + (B-b)t_f] + f_yA_s' - f_yA_s\} t_w}{0.85f_c' b\beta_1 + f_{wbB}t_w} \quad (51)$$

$$K = -\frac{f_{bu}}{f_{wbB} + f_{wt}}$$

$$L = \frac{0.85f_c' [b\beta_1c_{Min} + (B-b)t_f] + f_yA_s' - f_yA_s}{f_{wbB} + f_{wt}}$$

### 3.3 중립축이 플랜지 안에 있는 경우

중립축이 플랜지 안에 있는 T형 복철근콘크리트보의 단면은 Fig. 6과 같이 표현할 수 있다. 형상 조건이  $h_w < (h - t_f)$  이므로 옆면섬유시트가 중립축과 플랜지 위에 있는 경우는 존재하지 않는다. 이 경우 압축철근이

항복하는 경우보다 그렇지 않은 경우가 많으나 해석상 제한으로 압축철근이 항복한다고 가정하였다.

식 (11)에  $b$  를 대신하여  $B$  를 대입하면 간단히 아래와 같이 중립축이 플랜지 안에 있는 Fig. 6의 경우에 대한 압축합력을 나타낼 수 있고, 인장합력은 조건이 같은 식 (13)~(15)의 합으로 표현할 수 있다.

$$C_R = C_c + C_s = 0.85f_c' Ba + f_yA_s' \quad (52)$$

따라서 다음과 같이 힘의 평형조건을 만족하는  $c$  에 관한 2차 방정식을 얻을 수 있다.

$$(0.85f_c' B\beta_1)c^2 + [f_yA_s' - f_yA_s + A_bE_F\epsilon_c + 2A_wE_F\epsilon_c]c + [-A_bE_F\epsilon_ch - A_wE_F\epsilon_c(2h - h_w)] = 0 \quad (53)$$

중립축의 위치는 위 식 (53)에 따라 근의 공식 (17)을 이용하여 얻을 수 있으며, 이때  $\alpha_A$ ,  $\alpha_B$ ,  $\alpha_C$ 는 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\alpha_A = 0.85f_c' B\beta_1$$

$$\alpha_B = f_yA_s' - f_yA_s + A_bE_F\epsilon_c + 2A_wE_F\epsilon_c \quad (54)$$

$$\alpha_C = -A_bE_F\epsilon_ch - A_wE_F\epsilon_c(2h - h_w)$$

공칭휨모멘트는 식 (19)에 식 (52)와 식 (13)~(15)의 합에 의한 인장합력을 대입하여 얻을 수 있다. 여기서  $d_R$  은 식 (20)을 이용하며, 압축합력의 작용위치는 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$d' = \frac{0.5\alpha_C C_c + d_c' C_s}{C_R} \quad (55)$$

인장합력의 작용위치는 변형의 적합조건이 같은 식 (25)에 의해 나타낼 수 있다. 따라서 설계휨모멘트는 앞에서 얻은 공칭휨모멘트를 식 (26)에 대입하여 구할 수 있다. 섬유시트의 최대·최소 보강단면적은 식 (27), (28)과 유사하게 각각 아래의 식 (56), (57)과 같이 표현된다.

$$A_{wMax} = \frac{0.75(0.85f_c' B\beta_1c_B) + f_yA_s' - f_yA_s - f_{bB}A_b}{f_{wbB} + f_{wtB}} \quad (56)$$

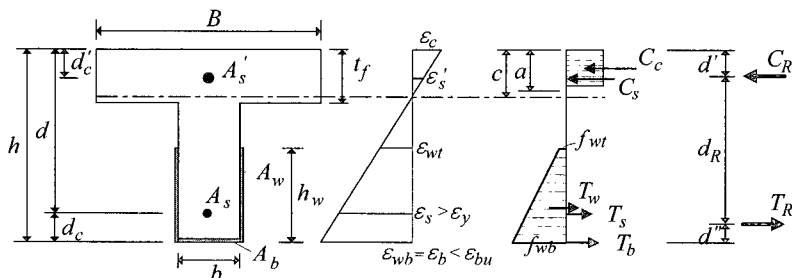


Fig. 6 Force Equilibrium in a T-beam Section: Neutral Axis in Flange



$$A_{wbMin} = \frac{0.85f'_c B \beta_1 c_{Min} + f_y A'_s - f_y A_s - f_{bu} A_b}{f_{wbu} + f_{wt}} \quad (57)$$

여기서 식 (56)과 (57)에 사용된 인자들은 식 (29)~(37)과 동일하게 대입하여 사용할 수 있다. 보가 인장파괴의 범위에 있기 위한 옆면섬유시트와 밑면섬유시트의 관계는 식 (56)과 (57)을 식 (3)과 (4)로 변환하여 나타낼 수 있으며, 이때  $I$ ,  $J$ ,  $K$ ,  $L$  은 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} I &= -\frac{f_{bB}}{f_{wbB} + f_{wtB}} \\ J &= \frac{0.75(0.85f'_c B \beta_1 c_B) + f_y A'_s - f_y A_s}{f_{wbB} + f_{wtB}} \\ K &= -\frac{f_{bu}}{f_{wbu} + f_{wt}} \\ L &= \frac{0.85f'_c B \beta_1 c_{Min} + f_y A'_s - f_y A_s}{f_{wbu} + f_{wt}} \end{aligned} \quad (58)$$

#### 4. 해석결과와 실험결과의 비교

휨 성능에 대한 해석 결과를 검증하기 위해 Shahawy 등<sup>9)</sup> 및 Wang과 Restreto<sup>12)</sup>의 실험결과와 본 연구에서 제안된 식의 계산결과를 비교하였다. Table 1, 2와 Fig. 7은 T형 단면의 철근콘크리트보의 밑면 및 옆면에 섬유 보강재를 부착한 시편을 이용하여 실험한 결과이다. 여기서 해석모델과 실험모델의 복부 형상은 각각 직사각형과 사다리꼴로 다르므로 형상의 차이에 따른 오차가 있을 수 있다. 또한 비교한 실험모델은 압축철근이 없는 단철근콘크리트보로 복철근콘크리트보의 경우는 그 결과의 차이가 클 수 있다. Fig. 7은 Table 2를 도식화하여 나타낸 것이다.

Fig. 7의 가로축은 옆면섬유시트의 높이로 복부 전체에 섬유시트를 감싼 경우이고 괄호 안은 사용된 섬유시트의 단수(layers)를 의미한다. 밑면보강의 Table 1의 실험결과와 섬유시트파괴(FF) 및 콘크리트의 전단파괴에 의해 해석결과와 약 58%의 큰 차이를 보인다. 그렇지만 밑면과 옆면보강의 Table 2(또는 Fig. 7)의 실험결과와 해석결과와의 차이는 약 8.6%로 작은 오차가 나타난다. 특히 부재 하부에 부분적(부재하단에서 5cm 높이까지 부착)으로 옆면 보강된 경우는 콘크리트의 탈락파괴로 약 15.2%의 조금 더 큰 차이를 보이고, 부재의 복부전체(부재하단에서 36cm 높이)에 걸쳐 부착된 경우 약 3.6%의 작은 오차를 보인다. 즉 옆면섬유시트 부착면의 증가로 섬유시트파괴, 탈락파괴 그리고 전단파괴의 방지효과가 증가되고, 해석결과와 실험결과가 잘 일치하게 됨을 알 수 있다. 결과적으로 본 연구에서 제안한 휨 해석의 결과는 밑면만 보강된 T형 철근콘크리트보

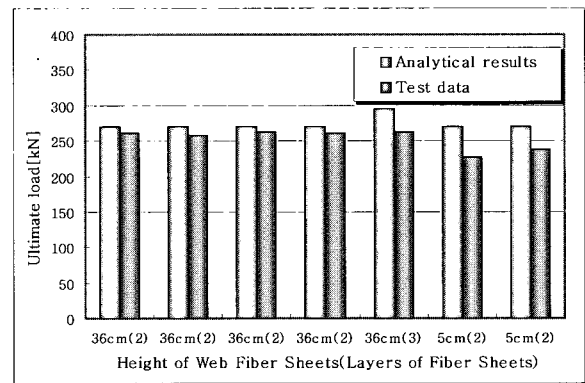


Fig. 7 Comparison of analytical results<sup>9)</sup> with test data: Fibers used on the bottom and side faces of beam

Table 1 Comparison of analytical results<sup>12)</sup> with test data: fibers used on the beam bottom face only

Reference	Specimen	B mm	tf mm	b mm	d mm	h mm	fc' MPa	$\beta_1$	As mm <sup>2</sup>	fy MPa	As' mm <sup>2</sup>	fy' MPa	Ab mm	EF GPa	f <sub>bu</sub> MPa	[N.A.] c	Ultimate load(kN)		Comparison %
																	Prediction	Experiment	
Wang, and restreto <sup>12)</sup>	F1	1007	50	150	456	500	19	0.85	628	325	226	316	120	65	658	33	281.6	180.0	47.2%
	F2	1007	50	150	456	500	19	0.85	628	325	226	316	360	65	658	53	422.4	239.0	68.8%

Table 2 Comparison of analytical results<sup>9)</sup> with test data: fibers used on the bottom and side faces of beam

Reference	Specimen	B mm	tf mm	b mm	d mm	h mm	fc' MPa	$\beta_1$	As mm <sup>2</sup>	fy MPa	Ab mm	EF GPa	f <sub>bu</sub> MPa	f <sub>wu</sub> MPa	tw mm	hw mm	[N.A.] c	Ultimate load(kN)		Comparison %
																		Prediction	Experiment	
Shahawy et al. <sup>9)</sup>	F0-2L	584	89	92	343	445	38	0.75	1140	441	368	231	3650	3650	4	356	162	269.8	260.7	3.5%
	F65-2L	584	89	92	343	445	38	0.75	1140	441	368	231	3650	3650	4	356	162	269.8	258.4	4.4%
	F85-2L	584	89	92	343	445	38	0.75	1140	441	368	231	3650	3650	4	356	162	269.8	261.9	3.0%
	F117-2L	584	89	92	343	445	38	0.75	1140	441	368	231	3650	3650	4	356	162	269.8	261.1	3.3%
	F85-3L	584	89	92	343	445	38	0.75	1140	441	553	231	3650	3650	6	356	187	295.4	262.3	12.6%
	P65-2L	584	89	92	343	445	38	0.75	1140	441	368	231	3650	3650	4	51	108	270.6	226.8	19.3%
	P85-2L	584	89	92	343	445	38	0.75	1140	441	368	231	3650	3650	4	51	108	270.6	237.9	13.8%

**Table 3** The mechanical properties of materials

Concrete	Compressive strength	38 MPa	High strength fiber sheet	Ultimate tensile strength	3,790 MPa
	Elastic modulus	27.1 GPa		Elastic modulus	228 GPa
	Ultimate strain	0.003		Failure strain	0.01662
Reinforcement	Yield stress	440 MPa	High elasticity fiber sheet	Ultimate tensile strength	3,517 MPa
	Elastic modulus	196 GPa		Elastic modulus	372 GPa
	Yield strain	0.00224		Failure strain	0.00945

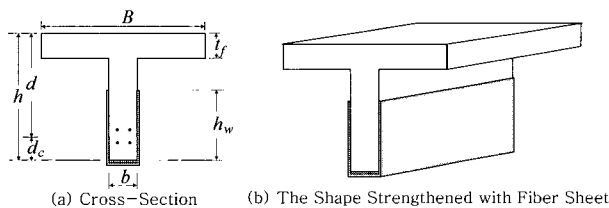
보다는 해석에 사용된 완전부착의 가정이 성립되고 휨 파괴를 얻을 수 있는 옆면 전체에 걸쳐 랩핑하여 보강된 T형 철근콘크리트보의 실험결과와 더 잘 일치함을 알 수 있다.

**5. 휨 해석 적용**

섬유시트 보강 철근콘크리트보의 휨성능을 평가하기 위해 Shahawy 등<sup>9)</sup>의 실험모델과 유사하게 임의로 플랜지 폭 600mm, 플랜지 높이 90mm, 복부 폭 92mm, 유효깊이 340mm, 높이 445mm, 인장철근 단면적 113mm<sup>2</sup> (D6×4)인 T형 단면의 단철근콘크리트 단면과 Table 3의 재료를 적용하였다. 섬유시트는 고강도(High Strength Fiber Sheets, HS FS)와 고탄성(High Elasticity Fiber Sheets, HE FS) 두 종류이다. 이 연구에서는 Watson Bowman Acme Corp.<sup>13)</sup>에서 생산되는 Wabo<sup>®</sup>MBrace Fibers의 HS FS와 HE FS를 사용하여 이론적으로 비교하였다.

또한 Fig. 8과 같이 밑면 전체를 한 겹 보강한 상태를 기준으로 옆면섬유시트의 최대·최소 보강높이를 구함으로써 인장파괴에 지배되는 섬유시트 단면적의 범위내에 있는 밑면과 옆면을 랩핑하여 보강된 철근콘크리트보에 대하여 중립축 및 극한휨모멘트를 평가하였다. 보강 이전의 T형 철근콘크리트보의 중립축의 위치는 보의 상단에서 21mm이며 공칭 휨모멘트는 84kN·m이다.

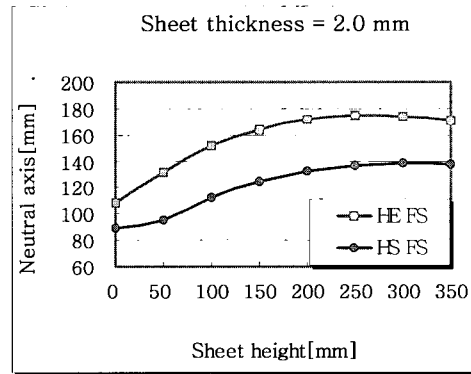
옆면섬유시트의 재료적 성질과 두께는 밑면섬유시트와 동일하게 적용하였다. 보의 밑면에 두께 0.25, 0.5, 0.75, 1.0, 1.25, 1.5, 1.75, 2.0mm의 섬유시트가 부착된 상태에서 보강높이를 50mm 씩 복부 전체높이까지 증가시켜 중립축 위치와 극한휨모멘트의 변화를 검토하였다. 옆면섬유시트의 최대·최소 보강단면적  $A_{wMax}$  과  $A_{wMin}$  은 밑면섬유시트의 보강단면적에 따라 다르며, Fig. 2와 식 (3), (4)에 의해 제안한 방법으로 구할 수 있다. 본 연구에 적용된 예에서는



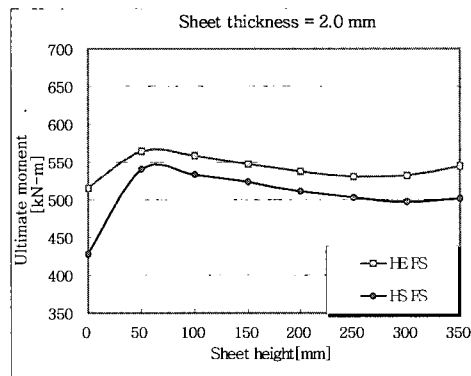
**Fig. 8** Shape of RC T-beam Used for Flexural Analysis

복부 전체에 걸쳐 인장파괴에 지배되는 섬유시트의 보강범위를 갖게 된다. 보강재료에 따른 섬유시트 보강단면적의 증가에 대한 중립축의 변화와 극한휨모멘트 변화를 각각 Fig. 9, 10에 나타내었다. 고탄성 섬유시트가 고강도 섬유시트의 동일한 섬유보강량에 대해 극한휨모멘트 증가량이 크다. 두 섬유시트 모두 보강량이 증가할수록 중립축과 극한휨모멘트의 증가율이 감소하였다.

Fig. 11, 12는 섬유시트 두께 및 높이를 중립축 위치의 관계를 나타내었다. 옆면섬유시트의 보강높이가 증가될수록 보의 상단에서 중립축까지의 거리는 증가된다. 그러나 옆면섬유시트 상단의 응력이 영이 되는 지점에 가까워질수록 중립축까지의 거리 증가율은 감소되며, 중립축 상단의 섬유시트는 압축력을 받아 보강높이  $h_w^*$ 에서부터 중립축



**Fig. 9** Fiber sheet height versus neutral axis depth



**Fig. 10** Fiber sheet height versus ultimate moment

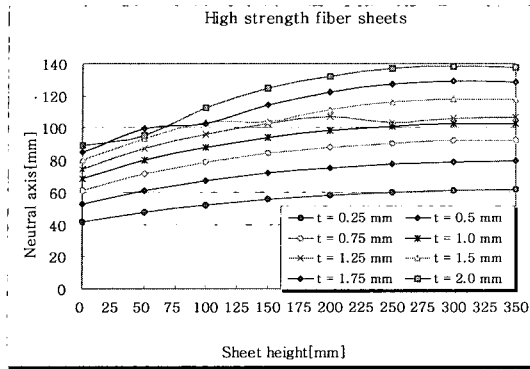


Fig. 11 Fiber sheet height versus neutral axis depth [HS FS]

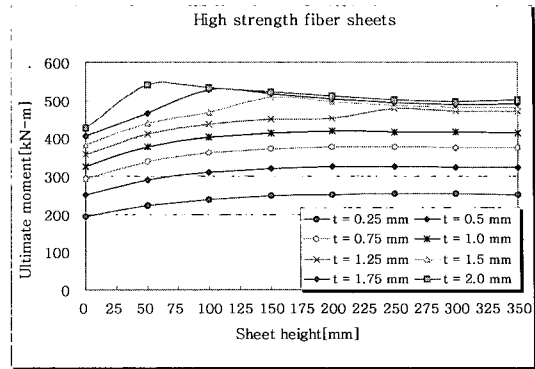


Fig. 13 Fiber sheet height versus ultimate moment [HS FS]

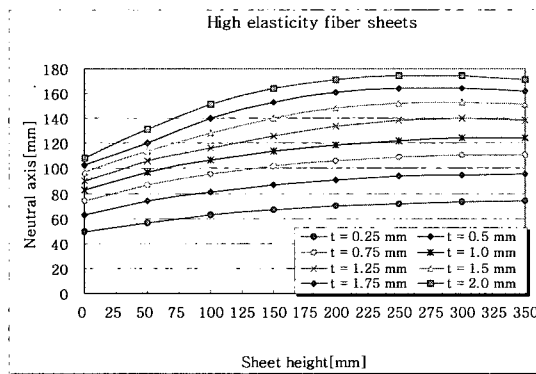


Fig. 12 Fiber sheet height versus neutral axis depth [HE FS]

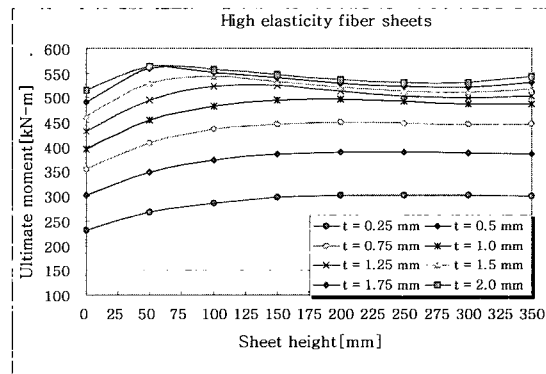


Fig. 14 Fiber sheet height versus ultimate moment [HE FS]

거리는 감소된다.

Fig. 13, 14는 섬유시트 보강높이와 극한휨모멘트의 관계를 나타낸다. 중립축이 플랜지 안에 있는 경우 약 0~150mm (전체 높이의 약 1/3) 구간까지는 섬유시트의 보강높이에 따라 극한휨모멘트가 증가되지만, 150mm 이후로는 극한휨모멘트의 변화가 거의 없거나 감소되는 경향을 나타낸다. 따라서 보 높이의 1/3 이상을 보강한 경우는 보강높이가 증가되어도 극한휨모멘트의 변화가 거의 없거나 감소됨을 알 수 있다. 또한, Fig. 13, 14의 두께 1.25, 1.5, 1.75, 2.0mm에서 중립축이 플랜지와 옆면섬유시트 사이에 있는 경우 옆면섬유시트 높이가  $h_w^*$  인 위치까지 극한휨모멘트가 증가되고  $h_w^*$  부터는 극한휨모멘트가 감소됨을 알 수 있다.

## 6. 결 론

T형 철근콘크리트보의 밑면과 옆면을 섬유시트로 보강한 후의 휨 거동을 해석하였다. 철근콘크리트보의 강도설계법을 기준으로 T형보 복부의 밑면과 옆면이 U형으로 보강된 경우에 대하여 옆면섬유시트의 부착이 보의 휨모멘트에 미치는 영향을 평가하였다. 중립축 위치는 밑면섬유시트의 보강단면적이 증가될수록 보강 전 중립축 위치에서

보의 하단 방향으로 이동하게 된다. 보강단면적에 따른 중립축의 변화는 인장철근 및 섬유시트의 변형률과 직접적인 관계를 가지며, 중립축의 위치에 따라 파괴유형이 결정된다. 보강된 철근콘크리트보가 휨 인장파괴에 의한 연성과 파괴에 지배되기 위해서는 섬유시트의 최대·최소 보강단면적 범위에서 보강되면 가능하다. T형보 복부의 밑면과 옆면 전체에 섬유시트로 감싸서 보강한 U형 보강의 경우, 부착단면적의 확보와 균열의 제어효과로 밑면만 보강되었을 때 나타나는 부착 및 탈락파괴를 막을 수 있으므로 휨 파괴를 얻을 수 있다. 따라서 U형 보강의 경우, 본 연구에서 제안한 휨 해석과정이 적용될 수 있다. 또한 보강된 섬유시트의 옆면부에 의하여 부수적으로 휨 보강효과도 얻을 수 있다. 휨 강도는  $h_w^*$  또는 인장부 선단에서 부재 전체 높이의 1/3 높이까지 옆면섬유시트가 부착되었을 때 최대가 된다. 본 해석은 극한거동 시 항상 압축철근이 항복한다고 가정한 해석상의 제한점이 있고, 또한 압축철근이 있는 T형보에 대한 실제 실험 결과와의 비교가 이루어지지 않았다. 추가적으로 섬유시트의 박리와 콘크리트의 탈락 및 전단파괴를 고려한 옆면섬유시트의 보강에 관한 연구와 직사각형 단면 철근콘크리트보에 비하여 일반적인 T형 단면 철근콘크리트보의 밑면과 옆면섬유시트의 보강에 대한 실험 연구가 이루어져야 할 것이다.

## 참고문헌

1. Neale, K.W., "FRPs for Structural Rehabilitation: A Survey of Recent Progress," *Progress in Structural Engineering and Materials*, Vol. 2, 2000, pp.133-138.
2. Hag-Elsafi, O., Alampalli, S. and Kunin, J., "Application of FRP Laminates for Strengthening of A Reinforced-Concrete T-Beam Bridge Structure," *Composite Structures*, Vol. 52, 2001, pp.453-466.
3. Chajes, M.J., Januszka, T.F., Mertz, D.R., Thomson, T.A. and Finch, W.W., "Shear Strengthening of Reinforced Concrete Beams Using Externally Applied Composite Fabrics," *Structural Journal*, Vol. 92, No. 3, 1995, pp.295-303.
4. Norris, T., Saadatmanesh, H. and Ehsani, M.R., "Shear and Flexural Strengthening of R/C Beams with Carbon Fiber Sheets," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 123, No. 7, 1997, pp.903-911.
5. Saadatmanesh, H. and Ehsani, M.R., "RC Beams Strengthened with GFRP Plates. I: Experimental Study," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 117, No. 11, 1991, pp.3417-3433.
6. Sharif, A., Al-Sulaimani, G.J., Basunbul, I.A., Baluch, M.H. and Ghaleb, B.N., "Strengthening of Initially Loaded Reinforced Concrete Beams using FRP Plates," *Structural Journal*, Vol. 91, No. 2, 1994, pp.160-168.
7. 박대효, 부준성, "밀면 및 옆면 섬유시트로 보강된 철근 콘크리트보의 휨 해석", 대한토목학회논문집, 제 22권, 5-A호, 2002, pp.1045-1057.
8. El-Mihilmy, M.T. and Tedesco, J.W., "Analysis of Reinforced Concrete Beams Strengthened with FRP Laminate," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 126, No. 6, 2000, pp.684-691.
9. Shahawy, M., Chaallal, O., Beitelman, T.E. and El-Saad, A., "Flexural Strengthening with Carbon Fiber-reinforced Polymer Composites of Preloaded Full-scale Girders," *Structural Journal*, Vol. 98, No. 5, 2001, pp.735-742.
10. Deniand, C. and Cheng, J.J.R., "Shear Behavior of Reinforced Concrete T-Beams with Externally Bonded Fiber-Reinforced Polymer Sheets," *Structural Journal*, Vol. 98, No. 3, 2001, pp.386-394.
11. Bencardino, F., Spadea, G. and Swamy, N., "Strength and ductility of reinforced concrete beams externally reinforced with carbon fiber fabric," *Structural Journal*, Vol. 99, No. 2, 2002, pp.163-171.
12. Wang, Y.C. and Restreto, J.I., "Response of RC T-Beams Strengthened for Flexure with Staggered CFRP Plates," *Journal of Composites for Construction*, Vol. 5, No. 3, 2001, pp.188-199.
13. Watson Bowman Acme Corp., "Wabo<sup>®</sup>MBrace Composite Strengthening System," Engineering Design Guidelines, 2002.

---

## 요 약

대부분의 콘크리트 교량 구조물은 과도한 교통량과 구조물의 사용수명의 도래로 손상된다. 콘크리트의 손상은 철근의 부식과 콘크리트와 철근의 분리로 인하여 성능저하 촉진의 원인이 된다. 손상된 콘크리트 구조물의 빠른 복원은 콘크리트 구조 체계에서 콘크리트 성능저하의 심화를 막기 위하여 매우 중요하게 되었다. 최근 섬유시트는 고인장강도, 내구성, 부식저항성, 경량성, 제작편리성, 비용절감, 균열 제어, 두께 대비 고강도, 사용성 등의 많은 장점이 원인이 되어 손상된 콘크리트 구조물의 보강에 널리 사용되고 있다. 그러나 섬유시트 보강에 따른 공칭휨모멘트 성능을 예측하는 방법에 대한 해석과정의 결여로 구조물의 보강 과정에서 효과적인 인자의 결정이 어렵게 된다. 본 연구에서는 T형 철근콘크리트보의 보강을 위해 부재의 밀면에 부착된 섬유시트가 휨 강도에 미치는 영향이 연구된다. 또한 밀면섬유시트의 박리 방지를 위해 감싸는 섬유시트의 옆면부분에 의한 부수적인 휨 보강 효과가 이론적으로 조사된다. 제한한 접근방법을 입증하기 위하여 해석 결과가 참고된 다른 실험연구의 결과와 비교된다. 예측된 결과와 실험결과는 잘 일치하였다.

**핵심용어** : 보강, 철근콘크리트, T형 보, 섬유시트, 휨 해석

---