GFRP 보강 철근 폴리머 콘크리트 T형 보의 휨 특성

김남길¹⁾ · 황해근²⁾ · 연정흠^{3)*}

¹⁾동일기술공사 ²⁾강원대학교 지역건설공학과 ³⁾텍사스대 교통연구센터

Flexural Characteristics of Reinforced Polymer Concrete T-Beams Strengthened with GFRP

Nan-Ji Jin,¹⁾ Hae-Geun Hwang,²⁾ and Jung-Heum Yeon^{3)*}

¹⁾Dong Il Engineering Consultants Co., Ltd., Seoul 138-200, Korea

²⁾Dept. of Regional Infrastructure Engineering, Kangwon National University, Chuncheon 200-701, Korea

³⁾Center for Transportation Research at The University of Texas at Austin, Austin, TX 78731, USA

ABSTRACT In this study, the flexural characteristics of reinforced polymer concrete T-beams strengthened with GFRP, typically used for bridges and parking structures, are investigated. A method to determine the flexural failure mode of reinforced polymer concrete T-beams comprised of compression failure (CF), tension failure (TF), and fiber sheet failure (FF) for different levels of GFRP strengthening is proposed. Moreover, the present study provides a formula to calculate the design flexural strength for each failure mode. In reinforced polymer concrete T-beams strengthened with GFRP, an ideal failure mode can be achieved when the failure occurs in the following order: 1) yield of steel reinforcement, 2) failure of GFRP, and 3) compression failure of concrete. In the case of FF mode, due to GFRP failure before the polymer concrete crushing in compression region, a concept of equivalent rectangular block based on the ultimate limit state of concrete should not be used. Thus, this study suggests an idealized stress-strain curve for polymer concrete and finds parameters for stress block, α and β based on the strain distribution in polymer concrete. Furthermore, the present study suggests an aspect ratio of 2.5 by examining the compressive stress distribution and design flexural strength characteristics for different aspect ratio of T-beams. This study also provides a design flexural strength formula, and validates its acceptability based on experiment and theoretical analysis.

Keywords : polymer concrete, T-beam, flexural behavior, equivalent rectangular block, failure mode

1. 서 론

폴리머 콘크리트는 보통 시멘트 콘크리트에 비해 압축, 휨 및 인장강도 등 역학적 성질이 우수할 뿐만 아니라 부착성, 방수성, 내약품성 및 동결융해저항성 등이 뛰어나 콘크리트 포장 덧씌우기나 보수용으로 이용되어 오고 있으며, 교량과 같은 도로용 구조물이나 열악한 환경조건 하에 놓여있는 지하나 해양구조물용 구조부재로 널리 이용되고 있다.^{1,2)}

폴리머 콘크리트는 고강도로 시멘트 콘크리트 부재에 비해 단면치수를 줄일 수 있지만 경화시 0.005~0.006 정도의 큰 경화수축이 발생하기 때문에²⁾ 철근 보강시에 매우 큰 응력손실이 발생한다. FRP 시트 보강재는 부재의 표면부

에 부착시킴으로써 표면균열 억제, 전단력 분담 뿐만 아니라 중립축으로부터의 거리를 극대화할 수 있어 구조적인 효율을 향상시킬 수 있다. 이는 단부 두께가 상대적으로 작은 폴리머 콘크리트에서 특히 효율적이라 할 수 있다.

FRP는 폴리머 콘크리트와 같은 불포화 폴리에스터 수지를 결합재로 하므로 폴리머 콘크리트와 동시 시공 및 양생이 가능하여 경화수축에 의한 보강재의 응력손실을 방지함은 물론 폴리머 콘크리트와의 계면 부착력을 향상시켜 단부 부착과괴와 같은 국부과괴를 사전에 방지한다.

건설 분야에서 일반적으로 사용되고 있는 FRP는 사용되는 섬유의 종류에 따라 유리섬유 보강시트(GFRP), 탄소섬유 보강시트(CFRP) 및 아라미드섬유 보강시트(AFRP) 등으로 분류할 수 있으며 보강방법으로는 섬유시트나, 플레이트를 이용한 외부부착방식과 FRP 보강근에 의한 내부보강방법이 있다.¹⁾

토목재료로서 FRP의 응용은 1960년대부터 주로 철근콘크리트 구조물의 보강에 적용된 것으로부터 시작하여 최

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

Received April 26, 2012, Revised June 25, 2012,

Accepted July 3, 2012

©2012 by Korea Concrete Institute

근에는 보나 슬래브의 내하력 증가나 기둥의 내진보강용으로 이용되고 있다. FRP로 보강된 철근콘크리트에 대한 구조설계기준은 ACI³⁾나 Canadian code⁴⁾에서 제시하고 있으나 이러한 규정은 콘크리트가 극한상태에 도달한 경우에 적용가능한 것으로 콘크리트가 극한상태에 도달하기 전에 FRP가 먼저 파괴되는 경우에는 적용이 불가능하다.

FRP 보강 철근콘크리트 부재는 콘크리트 자체의 인장이나 전단강도가 작아 FRP 보강재가 파단되기 전에 보강재 단부에서 콘크리트의 부착파괴로 보강재가 탈락되는 현상이 많이 발생한다. 기존의 연구를 살펴보면 이러한 부착파괴를 포함하여 섬유시트나 플레이트로 보강된 철근콘크리트 부재에 대한 휨파괴 실험 및 해석에 대한 연구가 많다.⁵⁻¹⁰⁾

폴리머 콘크리트를 구조부재로 적용하기 위한 연구로는 Yeon¹¹⁾이 수행한 C형 시험체에 의한 등가직사각형 응력블럭의 매개변수에 대한 연구가 있으며, FRP 보강 철근 폴리머 콘크리트에 대한 연구는 찾아보기 힘든 실정이다.

이 연구는 유리섬유 시트를 사용한 GFRP의 보강두께 및 높이에 따른 철근 폴리머 콘크리트 T형 보에 대한 GFRP의 보강효과, 파괴모드 판정, 휨강도 산정 등의 규명을 통해 구조설계에 필요한 기초자료로 제공하는 데 목적이 있다.

이를 위해 GFRP 보강 휨부재의 파괴모드에 대해 고찰하였고, 파괴모드별 설계휨강도 산정식을 도출하였다. 즉 압축측 폴리머 콘크리트가 GFRP 보강재보다 먼저 파괴되는 CF(compression failure) 및 TF(tension failure) 파괴형식에 대해서는 Yeon¹¹⁾의 등가직사각형 응력블럭 매개변수를 이용하고, FF 파괴형식에 대해서는 이상화된 폴리머 콘크리트의 압축응력-변형률 곡선에 의한 응력블럭 매개변수 α , β 를 이용하여 설계휨강도 산정식을 도출하였다.

2. 사용재료 및 시험방법

2.1 사용재료

2.1.1 결합재

1) 불포화 폴리에스터 수지

결합재는 코발트계 경화촉진제(CoOc)가 첨가되어 있는 올소 타입(ortho type) 불포화 폴리에스터 수지(unsaturated polyester resin: UP)를 사용하였으며, 그 성질은 Table 1과 같다.

2) MMA 모노머

작업성을 향상시키기 위해 저점도의 MMA 모노머를 UP와 혼합하여 사용하였으며, 그 성질은 Table 2와 같다.

3) 수축저감제

폴리머 콘크리트는 경화시 약 0.5~0.6% 정도의 큰 경화수축을 일으키기 때문에 이러한 수축을 감소시키기 위해 열가소성인 폴리스틸렌을 스티렌 모노머에 용해시킨

Table 1 Properties of the unsaturated polyester resin

Specific gravity	Viscosity (25°C, mPa)	Acid value	Styrene content (%)
1.12±0.02	300	24±4	38

Table 2 Properties of MMA monomer

Specific gravity	Viscosity (20°C, mPa)	Molecular weight (g/mol)	Appearance
0.9420	0.56	100	Transparent

Table 3 Properties of shrinkage reducing agent

Viscosity (25°C, ps)	Nonvolatile substance (%)	Appearance
31-41	34-38	Transparent

Table 4 Properties of initiator

Component	Specific gravity (25°C)	Active oxygen
MEKPO 55% DMP 45%	1.12	10.0

Table 5 Properties of heavy calcium carbonate

Specific gravity	Absorption (%)	Water content (%)	PH	Mean grain size (μm)	Retained percentage of 325 mesh sieve (%)
0.75	0.20	blow 0.3	8.8	13	0.03

수축저감제를 사용하였으며, 그 성질은 Table 3과 같다.

4) 개시제

경화를 위해서는 개시제와 촉진제가 필요하나 촉진제가 첨가되어있는 불포화 폴리에스터 수지는 개시제만 첨가하면 경화반응이 일어난다. MEKPO(methyl ethyl keton peroxides) 55%, DMP(dimethyl phthalate) 45%로 구성된 표준경화형 개시제를 사용하였으며, 그 성질은 Table 4와 같다.

2.1.2 충전재

충전재는 주로 증량을 목적으로 사용되며, 일반적으로 입경이 1~30 μm 정도의 탄산칼슘, 실리카 분말, 플라이애쉬 등이 사용되며, 함수율은 0.3% 이하이어야 한다. 이 연구에 사용된 중질탄산칼슘의 성질은 Table 5와 같다.

2.1.3 골재

골재는 수분함수율이 0.5% 이하가 되도록 110±5°C에서 24시간 건조시킨 규사를 사용하였으며, 골재의 물리적 성질은 Table 6과 같다.

2.1.4 유리섬유

보강용 섬유는 매트형 유리섬유를 사용하였으며, Table 7

Table 6 Physical properties of fine aggregate

Size (mm)	Apparent density	Bulk density	Unit weight (kg/m ³)	Absorption (%)
5-13	2.78	2.76	1660	0.5
0.8-5	2.62	2.61	1645	0.5
0-0.8	2.45	2.44	1500	0.5

Table 7 Chemical components of glass fiber (unit: %)

SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	B ₂ O ₃	Na ₂ O-K ₂ O	SO ₃
52-72	0.6-16	10-25	0-2.5	2-13	0-14.2	0.7

Table 8 Physical and mechanical properties of glass fiber

Specific gravity (10 ³ kg/m ³)	Tensile strength (MPa)	Modulus of elasticity (MPa)	Max. elongation (%)
2.54	1500	74000	4

에는 유리섬유의 화학적 조성을, Table 8에는 물리, 역학적 성질을 나타내었다.

2.2 시험 방법

2.2.1 폴리머 콘크리트의 압축시험

압축강도 시험은 KS F 2481(폴리에스터 레진 콘크리트의 압축강도 시험방법)에 규정된 방법에 의하여 실시하였으며, $\Phi 75 \times 150$ mm인 원주형 공시체(3개)를 사용하였다. 2000 kN 용량의 UTM을 사용하여 변위제어방식(0.2 mm/min)으로 재하하였으며, 하중단계별 변형률을 측정하기 위해 공시체 중앙부에 연직방향으로 변형률 게이지를 부착하였다. Fig. 1은 폴리머 콘크리트의 압축강도 시험광경을 보여주고 있다.

2.2.2 GFRP 인장시험

GFRP의 인장강도 시험은 KS F 2241(유리섬유 강화플라스틱의 인장시험 방법)에 규정된 A type의 시험편(3개)을 제작하여 사용하였다. 최대용량 250 kN인 Instron 만능시험기를 이용하여 변위제어방식(1 mm/min)으로 일정속도로 재하하였다. Fig. 2는 GFRP 인장강도 시험광경

Fig. 1 Compressive strength test of polymer concrete **Fig. 2** Tensile strength test of GFRP

을 보여주고 있다.

2.2.3 T형 보의 휨 시험

이 연구에서 실험 변수는 보강용 GFRP의 두께 및 보강 높이이다. 철근비($0.4\rho_b$)와 GFRP 보강높이($h = 50$ mm)를 고정하고 GFRP 보강 두께를 1 mm, 3 mm, 5 mm로 달리하는 T형 보, 철근비($0.4\rho_b$), GFRP 보강두께($t = 3$ mm)를 고정하고 GFRP 보강 높이를 30 mm, 50 mm, 70 mm로 달리한 Table 9와 같은 6종류의 T형 보 시험체를 제작하여 휨 시험을 실시하였다. 이 표에서 A_f 는 GFRP 전체 단면적, A_{fb} 는 복부하단 GFRP 보강 단면적, $A_{f,cr}$ 은 임계파괴시 GFRP 단면적이다.

휨 시험은 3점 가력방법으로 실시하였으며, 휨 파괴를 유도하기 위해 전단스팬비(a/d)를 4.0으로 고정하였다. 하중은 I사의 만능시험기를 이용하여 변위제어방식(5 mm/min)으로 일정하게 가하였다. 시간 중앙부에 연직방향으로 LVDT를 설치하고, 보의 압축, 인장 및 측벽부에 변형률 게이지를 부착하여 재하단계별 연직변위와 변형률을 연속적으로 측정하였다. Fig. 3에 휨 시험 개요도 및 단면치수를 나타내었다.

3. 응력-변형률 곡선

3.1 GFRP의 응력-변형률 곡선

Fig. 4는 GFRP의 인장시험에 의해 도출된 응력-변형률 곡선이다. 이 그림에서 볼 수 있듯이 하중이 증가함에 따라 변형률은 직선적으로 증가하다가 약 0.03의 변형률

Table 9 Details of T-beams

Specimen	Steel ratio	Thickness of GFRP (mm)	Height of GFRP (mm)	A_f (mm ²)	A_{fb} (mm ²)	$A_{f,cr}$ (mm ²)
F-H50-T1	$0.4\rho_b$	1	50	180	80	980
F-H50-T3	$0.4\rho_b$	3	50	540	240	980
F-H50-T5	$0.4\rho_b$	5	50	900	400	980
F-H30-T3	$0.4\rho_b$	3	30	420	240	980
F-H50-T3	$0.4\rho_b$	3	50	540	240	980
F-H70-T3	$0.4\rho_b$	3	70	660	240	980

Fig. 3 Flexural strength test setup and dimensions of test member

Fig. 4 Stress-strain curve of GFRP

에서 갑작스럽게 파단되는 취성거동을 나타내었다. 응력-변형률 곡선의 기울기로부터 산정된 GFRP의 탄성계수 (E_f)는 약 10,000 MPa 정도의 값을 보였다. 이러한 응력-변형률 관계를 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \text{I 구간 } 0 < \varepsilon_f \leq 0.03 \quad f_f &= E_f \cdot \varepsilon_f \\ \text{II 구간 } \varepsilon_f > 0.03 \quad f_f &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

여기서,

f_f : GFRP의 인장강도 (MPa)

E_f : GFRP의 탄성계수 (MPa)

ε_f : GFRP의 인장변형률

3.2 폴리머 콘크리트의 응력-변형률 곡선

Fig. 5는 폴리머 콘크리트에 대한 응력-변형률 곡선이다. 이 그림에서 볼 수 있듯이 압축강도시험에 의한 응력-변형률 곡선은 보통 콘크리트와 유사하게 최대응력점을 기준으로 상승부와 하강부로 나눌 수 있으며, 상승부는 다시 직선부와 곡선부로 나눌 수 있다. 휨 부재의 강도 및 거동해석을 위해서는 이러한 응력-변형률 관계를 간략화된 수식으로 이상화할 필요가 있다. 또한, T형 보의 실제 제작 여건을 감안하여 강도감소계수(γ_c)도 적용하여야 한다.

한편, 폴리머 콘크리트는 변형률 0.0025 정도까지 응력-변형률이 선형적인 탄성거동을 보이다가 0.0025~0.005 범위에서는 비선형적인 소성거동을 보이면서 응력이 증

Fig. 5 Stress-strain curve of polymer concrete

가하여 변형률 0.005 정도에서 최대응력을 나타낸다. 변형률이 0.005을 초과하면 변형률 연화현상을 나타내어 변형률이 증가함에 따라 응력이 다시 감소하다가 변형률 0.008 정도에서 갑자기 파괴된다.

시멘트 콘크리트의 극한 변형률이 0.003~0.0035인 점을 감안하면 폴리머 콘크리트의 극한 변형률은 시멘트 콘크리트의 2.5배 정도로 크게 나타났다.

Fig. 5의 응력-변형률 곡선에서 이상화된 곡선은 이 실험 및 기존의 연구 결과를 참고로 하여 변형률을 기준으로 탄성구간과 소성구간으로 구분하였고, 소성구간은 다시 곡선구간과 직선구간으로 구분하였다. 이 때 직선구간의 압축응력은 현장 적용시의 강도감소를 고려하여 강도감소계수(γ_c)는 0.8을 적용하였다. 이는 폴리머 콘크리트 부재가 주로 공장에서 제작된다는 품질조건을 감안하여 결정한 값이다.

응력-변형률 곡선을 이상화하기 위해 구분한 4개 구간에서의 압축응력을 나타내면 식 (2)와 같다.

$$\begin{aligned} \text{I 구간} : 0 < \varepsilon_c \leq 0.0025 \quad f_c &= E_c \cdot \varepsilon_c \\ \text{II 구간} : 0.0025 < \varepsilon_c \leq 0.005 \\ f_c &= 3.2 \times 10^3 (\sqrt{f_{ck}} \cdot \varepsilon_c - 1,000 \varepsilon_c^2) \\ \text{III 구간} : 0.005 < \varepsilon_c \leq 0.008 \quad f_c &= \gamma_c \cdot f_{ck} \\ \text{IV 구간} : \varepsilon_c > 0.008 \quad f_c &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

여기서,

f_c , E_c , ε_c : 폴리머 콘크리트의 압축응력(MPa), 탄성계수(MPa) 및 압축변형률

4. T형 보의 파괴모드 분석

4.1 단면해석을 위한 가정

GFRP와 철근으로 보강된 폴리머 콘크리트 부재의 휨 강도 및 거동해석을 위해서는 철근콘크리트에서와 마찬가지로 다음과 같은 일반적인 가정¹²⁾이 필요하다.

- 1) 변형이 일어나기 전에 평면인 단면은 변형 후에도 평면을 유지한다.
- 2) 철근 및 GFRP 변형률은 같은 위치에 있는 콘크리트의 변형률과 같다.
- 3) 콘크리트의 휨 인장강도는 무시한다.
- 4) 철근 및 GFRP의 응력-변형률 상관관계를 알아야 한다.
- 5) 압축영역에서 콘크리트의 응력-변형률 상관관계를 알아야 한다.
- 6) 콘크리트는 극한변형률(ϵ_{cu})에 도달하면 붕괴한다.

이 연구에서는 위의 가정 중에서 재료의 특성과 연관되는 4), 5), 6)항의 가정 사항에 대하여 고찰하기로 한다. 한편 4)항과 관련되는 철근에 대한 응력-변형률 곡선은 KS D-3504의 SD 40 표준 고강도 철근을 사용하였으므로 시험에서 제외하였다.

4.2 파괴모드 분석

GFRP를 철근 보강 폴리머 콘크리트 보의 인장측에 부착하면 인장측 균열의 억제능력과 설계 휨강도를 향상시킬 수 있다. T형 보의 복부 밑면만 GFRP로 보강하는 경우 GFRP와 폴리머 콘크리트 사이의 박리나 콘크리트의 부분탈락과 같은 국부적인 파괴의 우려가 있다. 계면박리 파괴 방지, 휨 및 사인장 전단균열의 발생 억제를 위해서는 부착면적을 증가시킬 수 있는 옆면보강(U형 보강)이 효과적이다.

GFRP 및 철근보강 폴리머 콘크리트 보의 폴리머 콘크리트, 철근, GFRP의 변형 상태에 따라 다음과 같은 3가지 유형의 파괴모드를 나타낸다.

- 1) 철근의 항복과 GFRP의 파괴 전에 압축부의 콘크리트가 파괴되는 압축파괴(compression failure; CF)
- 2) 철근의 항복후 GFRP가 파괴되는 GFRP 파괴(fiber sheet failure; FF)
- 3) 철근 항복 후 콘크리트의 압축파괴가 발생하는 인장파괴(tension failure; TF)

GFRP 및 철근 보강 폴리머 콘크리트 보의 휨 파괴는 일반 철근콘크리트 보에서와 같이 철근이 항복한 후 GFRP가 파단되고, 마지막에 콘크리트의 압축파괴가 발생하는 파괴모드가 가장 이상적이라 할 수 있다.

그리고 GFRP로 보강된 철근콘크리트 보의 파괴유형에는 콘크리트와 GFRP 사이의 박리파괴(debonding failure)나 콘크리트의 탈락파괴(peeling failure)와 같은 취성적인 파괴가 있다.^{13,14)} GFRP 및 철근 보강 폴리머 콘크리트는 제조시 GFRP와 폴리머 콘크리트가 동시에 경화

되므로 계면접착력이 높고, 폴리머 콘크리트 자체의 인장강도가 커서 단부 부착파괴는 거의 발생치 않으며, 실제로 이 실험에서도 박리파괴나 탈락파괴는 나타나지 않았다.

Fig. 6은 상기와 같은 3종류의 파괴모드를 도식화한 것으로 GFRP를 과다 보강한 경우 중립축이 균형 상태의 중립축보다 아래에 위치하게 되어 철근이 항복하기 전에 압축부 콘크리트에서 압축파괴가 발생한다. 여기서 균형 상태의 중립축이라 함은 압축측 폴리머 콘크리트와 인장측 철근의 변형률이 동시에 항복변형률에 도달하는 중립축을 의미하며, 이때의 GFRP 단면적을 균형 보강 단면적(A_{fb})이라 한다. 한편, GFRP를 과소 보강한 경우는 중립축이 임계상태의 중립축보다 아래에 위치하여 압축측 폴리머 콘크리트가 항복하기 전에 인장측의 GFRP 변형률이 극한변형률을 초과하여 파단된다. 여기서, 임계상태의 중립축이라 함은 압축부 폴리머 콘크리트와 인장측 GFRP 변형률이 동시에 항복변형률에 도달하는 중립축을 의미하며, 이때의 GFRP 단면적을 임계 보강 단면적($A_{f,cr}$)이라고 한다.

또한, GFRP 단면적(A_f)이 $A_{fb} < A_f < A_{f,cr}$ 일 경우, 철근이 항복한 이후에도 중립축이 위로 이동하여 폴리머 콘크리트가 파괴되기 전에 GFRP가 먼저 파단된다.

Fig. 6에 나타난 GFRP 단면적, 변형률 및 중립축과 파괴모드의 관계는 식 (3)과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} A_f < A_{fb} \text{ 일 경우, } c < c_b &\Rightarrow \text{FF 파괴} \\ A_{fb} < A_f < A_{f,cr} \text{ 일 경우, } c_b < c < c_{cr} &\Rightarrow \text{TF 파괴} \\ A_f > A_{f,cr} \text{ 일 경우, } c > c_{cr} &\Rightarrow \text{CF 파괴} \end{aligned} \quad (3)$$

여기서,

A_f : GFRP 전체 단면적(= $A_{fb} + 2A_{fw}$), (mm^2)

A_{fb} : 복부 하단 GFRP 보강단면적 (mm^2)

A_{fw} : 복부 측면 한쪽에 부착된 GFRP 단면적 (mm^2)

A_{fb} : 균형파괴시 GFRP 단면적 (mm^2)

$A_{f,cr}$: 임계파괴시 GFRP 단면적 (mm^2)

c : 보에서의 중립축 깊이 (mm)

Fig. 6 Strain distribution and variation of failure mode depending on depth of neutral axis

Fig. 7 Variation of failure mode depending on relationship between A_{fb} and A_{fw}

c_b : 균형파괴시 중립축 깊이 (mm)

c_{cr} : 임계파괴시 중립축 깊이 (mm)

파괴모드를 결정짓는 GFRP 전체 단면적(A_f)은 복부 하단과 측면 GFRP 단면적의 합으로, 복부 하단 GFRP 단면적(A_{fb})과 측면 GFRP 단면적(A_{fw})의 관계에 의해서도 보의 파괴모드가 변함을 쉽게 알 수 있다.

Fig. 7은 A_{fb} 와 A_{fw} 의 관계에 따른 보의 파괴모드를 도식화한 것이고 식 (4) 및 (5)는 이를 수식한 것이다. 식 (3), (4) 및 (5)로부터 GFRP 단면적에 따른 보의 파괴모드를 판단할 수 있다.

$$A_{f,b} = -IA_{fb} + J \quad (4)$$

$$A_{f,cr} = -KA_{fb} + L \quad (5)$$

여기서, I , K 와 J , L 은 복부 측면의 GFRP 단면적을 복부 하단 GFRP 단면적에 대한 1차 방정식으로 표시하기 위한 계수로서 일반 철근콘크리트의 설계휨강도 해석에서와 같이 다음의 과정을 통하여 산출할 수 있다.

1) 단면 내에서 압축력과 인장력은 평형을 이룬다.

$$F_c = F_s + F_f \quad (6)$$

여기서, F_c , F_s 및 F_f : 보 단면에서 폴리머 콘크리트 압축력, 철근 인장력 및 GFRP 인장력 (N)

2) 평면보존의 법칙에 의해 변형률은 중립축에서 떨어진 거리에 정비례한다.

$$\frac{\epsilon_c}{c} = \frac{\epsilon_s}{d_s - c} = \frac{\epsilon_f}{d - c} \quad (7)$$

여기서, ϵ_c , ϵ_s 및 ϵ_f : 보 단면에서 폴리머 콘크리트, 철근 및 GFRP 변형률

3) 폴리머 콘크리트 압축력은 등가직사각형 응력블록을 이용하여 구한다.

$$F_c = \gamma_c \cdot f_{ck} \cdot \beta_1 \cdot b \cdot c \quad (8)$$

여기서,

γ_c : 폴리머 콘크리트의 강도감소계수

f_{ck} : 원주형 공시체에 의한 압축강도 (MPa)

β_1 : 등가직사각형 응력블록에서 중립축에 대한 압축영역의 길이 비

b : 보의 폭 (mm)

c : 보의 중립축 깊이 (mm)

4) 철근은 항복 후 소성거동을 일으키므로 항복 전에는 후크의 법칙, 항복 후에는 항복강도를 적용한다.

$$\text{CF 파괴시 } F_s = f_s \cdot A_s \quad (\epsilon_s < \epsilon_y) \quad (9)$$

$$\text{CF 파괴시 } F_s = f_y \cdot A_s \quad (\epsilon_s \geq \epsilon_y)$$

여기서,

f_s , f_y : 철근의 인장응력 및 항복강도 (MPa)

E_s , ϵ_y , A_s : 철근의 탄성계수 (MPa), 항복변형률 및 단면적 (mm²)

5) GFRP는 파단시까지 응력-변형률 곡선이 선형이므로 후크의 법칙을 적용한다.

$$F_f = \gamma_f \cdot f_f \cdot A_f \quad f_f = E_f \cdot \epsilon_f \quad (10)$$

여기서,

γ_f , f_f , A_f 및 E_f : GFRP의 강도감소계수, 인장응력(MPa), 단면적 (mm²) 및 탄성계수 (MPa)

그리고 파괴모드 구분의 기준이 되는 균형 및 임계 중립축 깊이는 다음과 같이 산정한다.

1) 균형 중립축 깊이(c_b): 폴리머 콘크리트와 철근이 동시에 항복

$$c_b = \frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{cu} + \epsilon_y} d \quad (11)$$

여기서,

c_b : 폴리머 콘크리트와 철근이 동시에 항복 시 중립축 깊이 (mm)

ϵ_{cu} : 폴리머 콘크리트 극한변형률

d : 보의 높이(mm)

2) 임계 중립축 깊이(c_{cr}): 폴리머 콘크리트와 GFRP가 동시에 항복

$$c_{cr} = \frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{cu} + \epsilon_{fu}} d \quad (12)$$

여기서,

c_{cr} : 폴리머 콘크리트와 GFRP가 동시에 항복시 중립축

깊이 (mm)

ε_{fu} : GFRP의 극한 변형률

상기와 같은 과정을 반복하여 중립축의 위치에 따른 I, J, K 및 L을 산출하면 다음 식 (13)~(15)와 같다.

1) 중립축의 위치가 복부보강 GFRP 층의 밖에 위치한 경우

$$I = \frac{f_{fb,b}}{f_{fb,b} + f_{ft,b}} \quad (13)$$

$$J = \frac{0.75 \{ \gamma_c \cdot f_{ck} [b\beta_1 c_b + (b - b_w) t_f] \} - f_y A_s}{\gamma_f \cdot (f_{fb,b} + f_{ft,b})}$$

$$K = \frac{f_{fb,cr}}{f_{fb,cr} + f_{ft,cr}}$$

$$L = \frac{\gamma_c f_{ck} [b\beta_1 c_{cr} + (b - b_w) t_f] - f_y A_s}{\gamma_f \cdot (f_{fb,cr} + f_{ft,cr})}$$

여기서,

$f_{fb,b}, f_{ft,b}$: 균형파괴시 복부하단 및 복부측면 상단 GFRP의 응력 (MPa)

$f_{fb,cr}, f_{ft,cr}$: 임계파괴시 복부하단 및 복부측면 상단 GFRP의 응력 (MPa)

b, b_w 및 t_f : 플랜지 폭, 복부폭 및 플랜지 두께 (mm)

γ_f : GFRP의 강도감소계수

2) 중립축의 위치가 복부보강 GFRP 내에 위치한 경우

$$I = \frac{-f_{fb,b} \cdot t}{\gamma_c f_{ck} b \beta_1 + f_{ft,b} \cdot t} \quad (14)$$

$$J = \frac{\{ \gamma_c f_{ck} [b_w \beta_1 h + (b - b_w) t_f - f_y A_s] \} t}{\gamma_c f_{ck} b \beta_1 + f_{ft,b} \cdot t}$$

$$K = \frac{f_{fb,cr}}{f_{fb,cr} + f_{ft,cr}}$$

$$L = \frac{\gamma_c f_{ck} [b_w \beta_1 c_{cr} + (b - b_w) t_f] - f_y A_s}{f_{fb,cr} + f_{ft,cr}}$$

3) 중립축의 위치가 플랜지 안에 위치한 경우

$$I = \frac{f_{fb,b}}{f_{fb,b} + f_{ft,b}} \quad (15)$$

$$J = \frac{0.75 (\gamma_c f_{ck} \beta_1 c_B) - f_y A_s}{f_{fb,b} + f_{ft,b}}$$

$$K = \frac{f_{fb,cr}}{f_{fb,cr} + f_{ft,cr}}$$

$$L = \frac{\gamma_c f_{ck} \beta_1 c_{cr} - f_y A_s}{f_{fb,cr} + f_{ft,cr}}$$

5. 설계휨강도 산정

GFRP와 철근으로 보강된 T형 보의 설계휨강도는 파괴모드에 따라 산정방법이 다르다. 여기서는 극한상태일 때 폴리머 콘크리트의 변형률이 극한변형률(ε_{cu})에 도달하여 TF 및 CF 파괴가 일어나는 경우와 극한변형률(ε_{cu})에 도달하기 전에 GFRP가 파단되어 FF 파괴가 일어나는 경우로 나누어 분석하여 보기로 한다.

5.1 TF, CF 파괴 시의 설계휨강도

철근콘크리트 휨강도는 1940년대 Whitney 등¹⁵⁾이 제안한 등가직사각형 응력블럭 방법과 1950년대에 Hognestad^{16,17)} 등이 제안한 C형 시험체의 실험에 의해 결정되는 응력블럭 매개변수를 이용하는 방법에 의하여 구할 수 있으며, 매개변수는 각국의 설계기준에서 그 기준값을 제시하고 있다.¹⁸⁾

이러한 방법은 외부하중 증가에 따라 중립축이 변화하고 중립축의 변화에 따라 콘크리트 압축영역이 변화하는 바, 이 때 콘크리트는 극한변형률에 도달하여 압축영역을 등가직사각형 응력블럭으로 가정할 수 있기 때문에 적용이 가능한 것이다.

앞에서 언급한 바와 같이 TF, CF 파괴모드는 극한상태일 때 모두 폴리머 콘크리트가 극한변형률(ε_{cu})에 도달하므로 설계휨강도 검토시 보통 콘크리트와 같은 개념의 등가 응력블럭을 이용할 수 있다.

폴리머 콘크리트의 등가 직사각형 응력블럭에 대해서는 Yeon¹¹⁾의 C형 시험체에 대한 연구 결과를 이용할 수 있다. 그리고 설계휨강도는 보 단면해석에서와 같은 일반적인 방법과 과정에 따라 산정할 수 있다.

중립축 깊이

$$c = \frac{f_s \cdot A_s + E_f \cdot \varepsilon_{fb} \cdot A_{fb} + E_f \cdot (\varepsilon_{fb} + \varepsilon_{ft}) \cdot A_{fw}}{\gamma_c \cdot f_{ck} \cdot b \cdot \beta_1} \quad (16)$$

여기서,

$$\text{CF 파괴시 } f_s = E_s \cdot \varepsilon_s \quad (\varepsilon_s < \varepsilon_y) \quad (17)$$

$$\text{TF 파괴시 } f_s = f_y \quad (\varepsilon_s \geq \varepsilon_y)$$

Fig. 8 Strain distribution and equivalent rectangular stress block in TF and CF modes

ε_{fb} , ε_{ft} : 복부 하단 및 측면상단 GFRP의 변형률
설계휨강도는 상기 식 (16)에 의하여 산출된 중립축의 위치에 따라 T형 보나 직사각형보로 해석할 수 있다. 즉 중립축 길이(c)가 플랜지 두께(t_f)보다 크면 T형 보, 중립축 길이(c)가 플랜지 두께(t_f)보다 작으면 직사각형보로 해석하며, 산출식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$c > t_f$ 일 때, T형보

$$M_u = F_c \cdot (d/2 - \beta_1 c/2) + (F_s - F_s') \cdot (d_s - d/2) + F_{fb} \cdot d/2 + F_{fw} \cdot (d/2 - h') \quad (18)$$

$c \leq t_f$ 일 때, 직사각형보

$$M_u = F_c \cdot (d/2 - \beta_1 c/2) + F_s \cdot (d_s - d/2) + F_{fb} \cdot d/2 + F_{fw} \cdot (d/2 - h')$$

여기서,

$c > t_f$ 일 때, T형보

$$F_c = \gamma_c \cdot f_{ck} \cdot (b - b_w) \cdot \beta_1 c \quad (19)$$

$c \leq t_f$ 일 때, 직사각형보

$$F_c = \gamma_c \cdot f_{ck} \cdot b \cdot \beta_1 c$$

$$\text{CF 파괴시 } F_s = E_s \cdot \varepsilon_s \cdot A_s \quad (\varepsilon_s < \varepsilon_y) \quad (20)$$

$$\text{TF 파괴시 } F_s = f_y \cdot A_s \quad (\varepsilon_s \geq \varepsilon_y)$$

$$F_s' = f_s \cdot A_s' = \gamma_c \cdot f_{ck} \cdot (b - b_w) \cdot \beta_1 c \quad (21)$$

여기서,

F_s' : 복부 두께를 공제한 플랜지의 압축력과 평형을 이루는 철근의 인장력(N)

A_s' : 복부 두께를 공제한 플랜지의 압축력과 평형을 이루는 철근의 단면적(mm²)

$$F_{fb} = \gamma_f \cdot E_f \cdot \varepsilon_{fb} \cdot A_{fb} \quad (22)$$

$$F_{fw} = \gamma_f \cdot E_f \cdot (\varepsilon_{fb} + \varepsilon_{ft}) \cdot A_{fb}$$

5.2 FF 파괴 시의 설계휨강도

5.2.1 응력블럭의 매개변수 산정

FF 파괴모드에서는 폴리머 콘크리트가 극한변형률에 도달하기 전에 GFRP가 파단되므로 기존 설계기준에서 제시한 등가직사각형 응력블럭 모델은 그대로 적용할 수 없다. 따라서, 콘크리트의 실제 변형률에 의해 결정되는

Fig. 9 Strain and stress distributions in FF mode

폴리머 콘크리트의 응력을 고려하지 않을 수 없다. 이러한 계산과정은 다소 번거롭지만 실제로 설계를 할 때는 EXCEL과 같은 간단한 프로그램을 이용하여 쉽게 구현할 수 있다.

설계휨강도 산정을 위해서는 폴리머 콘크리트에 의해 발생하는 압축력의 크기와 작용점의 위치를 알아야 한다. 이것은 Fig. 5에서 이상화된 폴리머 콘크리트의 응력-변형률 곡선에 의해 형성되는 면적도를 이용하여 구한다.

Fig. 9의 (b)에서 음영으로 표시된 부분은 이상화된 응력분포이고, 점선으로 표시된 부분은 직사각형 응력분포로 변환한 것이다. 이것이 설계기준에서 제시하는 등가 응력블럭의 개념과 다른 점은 응력분포도의 높이에 중립축 깊이(c)를 그대로 적용하고 응력산출시 계수(α)를 도입하여 보정한다는 점이다.

이 때 이상화된 응력분포를 직사각형으로 변환하기 위한 계수(α)는 두 영역의 면적이 같아야 하므로 다음 식과 같이 표현할 수 있다.

$$\alpha = \frac{\int_0^{\varepsilon_c} f_c \cdot d(\varepsilon_c)}{\gamma_c \cdot f_{ck} \cdot c} \quad (23)$$

여기서,

f_c , d , ε_c : 폴리머 콘크리트의 압축응력, 보의 높이, 변형률

γ_c , f_{ck} , c : 폴리머 콘크리트의 강도감소계수, 압축강도, 중립축 깊이

한편, Fig. 9에서와 같이 β 는 중립축 깊이에 대한 압축축 연단으로부터 작용점까지의 거리비이다. 이때 합력의 작용점 위치는 Fig. 5에 나타난 이상화된 응력-변형률 곡선에 의해 형성되는 면적도의 도심 위치와 같으며, 면적도의 원점에서 도심까지 거리는 원점에 대한 단면1차 모멘트와 면적의 비로 쉽게 구할 수 있다.

$$\varepsilon_{co} = \frac{\int_0^{\varepsilon_c} f_c \cdot \varepsilon_c \cdot d(\varepsilon_c)}{\int_0^{\varepsilon_c} f_c \cdot d(\varepsilon_c)} \quad (24)$$

폴리머 콘크리트의 압축축 연단에서 압축력(F_c)의 작

용점까지 거리는 식 (25)와 같으며, 양변을 중립축 깊이 (c)로 나누면 식 (26)과 같이 된다.

$$\beta \cdot c = c - d_o \quad (25)$$

$$\beta = 1 - d_o/c \quad (26)$$

여기서,

ε_c : 폴리머 콘크리트의 변형률

d_o : Fig. 9에서 압축력의 작용점에서부터 중립축까지의 거리 (mm)

식 (26)에서 d_o/c 는 변형 전에 평면인 단면은 변형 후에도 평면을 유지한다는 가정으로부터 $\varepsilon_{co}/\varepsilon_c$ 임을 쉽게 알 수 있으므로 식 (24) 및 (26)으로부터 응력과 변형률에 관한 함수로 표현되는 β 의 산출을 위한 식 (27)를 얻을 수 있다.

$$\beta = 1 - \frac{\int_0^{\varepsilon_{co}} f_c \cdot \varepsilon_c \cdot d(\varepsilon_c)}{\varepsilon_{co} \cdot \int_0^{\varepsilon_{co}} f_c \cdot d(\varepsilon_c)} \quad (27)$$

여기서,

ε_{co} : FF 파괴시 압축축 연단에서의 폴리머 콘크리트 변형률($\varepsilon_{co} < \varepsilon_{cu}$)

Fig. 10은 폴리머 콘크리트의 압축변형률에 따른 α , β 의 크기를 나타낸 것이다. α 와 ε_c 의 상관관계를 회귀분석하여 식 (28)과 같은 함수식을 얻을 수 있다.

한편, β 는 변형률(ε_c)이 0.0025보다 작은 구간에서는 0.33의 일정한 값을 가지며 그 이상의 범위에서는 식 (29)와 같은 선형적인 함수관계를 가진다.

$$\alpha = 663099\varepsilon_c^3 + 2151.1\varepsilon_c^2 + 154.46\varepsilon_c \quad (28)$$

$$0 < \varepsilon_c \leq 0.0025 \text{ 일 때, } \beta = 0.33 \quad (29)$$

$$0.0025 < \varepsilon_c \leq 0.008 \text{ 일 때, } \beta = 13.72\varepsilon_c + 0.29$$

Fig. 10 Variations of α and β depending on compressive strain of polymer concrete

5.2.2 설계휨강도 산정

설계휨강도는 콘크리트의 변형률에 의해 좌우되므로 변형 전에 평면인 단면은 변형 후에도 평면을 유지한다는 가정에 의해 철근 및 GFRP의 변형률은 다음 식들과 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon_s = \varepsilon_c \cdot \frac{d_s - c}{c} \quad (30)$$

$$\varepsilon_{fb} = \varepsilon_c \cdot \frac{d - c}{c} \quad (31)$$

$$\varepsilon_{fi} = \varepsilon_c \cdot \frac{d - c - h}{c} \quad (32)$$

여기서, h : 복부 측면의 GFRP 보강높이(mm)

상기식에서 중립축 깊이(c)는 식 (34)와 같은 임계파괴시의 중립축 깊이(c_{cr})보다 크지 않아야 한다. 임계 중립축 깊이(c_{cr})는 식 (12)에 $\varepsilon_{cu} = 0.008$ 을 대입하면 다음 식과 같이 표시할 수 있다.

$$c_{cr} = \frac{0.008}{0.008 + \gamma_f \cdot f_{fb} / E_f} d \quad (34)$$

식 (30)~(31)에서 구한 철근 및 GFRP의 변형률을 식 (6)~(10)에 대입하여 정리하면, 식 (18)과 같은 형식의 FF 파괴시의 설계휨강도 산정식을 얻을 수 있으며, 보의 단면중심($d/2$)에 대한 설계휨강도는 다음 식으로 표현할 수 있다.

$c > t_f$ 일 때, T형보

$$M_u' = F_c \cdot (d/2 - \beta \cdot c) + (F_s - F_s') \cdot (d_s - d/2) + F_{fb} \cdot d/2 + F_{fw} \cdot (d/2 - h') \quad (35)$$

$c \leq t_f$ 일 때, 직사각형보

$$M_u' = F_c \cdot (d/2 - \beta \cdot c) + F_s \cdot (d_s - d/2) + F_{fb} \cdot d/2 + F_{fw} \cdot (d/2 - h')$$

여기서,

$$F_c = \alpha \cdot \gamma_c \cdot f_{ck} \cdot b \cdot c \quad (36)$$

$$\text{CF 파괴시 } F_s = E_s \cdot \varepsilon_s \cdot A_s \quad (\varepsilon_s < \varepsilon_y) \quad (37)$$

$$\text{TF 파괴시 } F_s = f_y \cdot A_s \quad (\varepsilon_s \geq \varepsilon_y)$$

$$F_s' = f_s \cdot A_s' = \gamma_c \cdot \alpha \cdot f_{ck} \cdot (b - b_w) \cdot c \quad (38)$$

$$F_{fb} = \gamma_f \cdot f_{fb} \cdot A_{bf_{fb}} = E_f \cdot \varepsilon_{fb} \quad (39)$$

$$F_{fw} = \gamma_f \cdot f_{fw} \cdot A_{wf_{fw}} = E_f \cdot (\varepsilon_{fb} + \varepsilon_{fi})/2 \quad (40)$$

Fig. 11 Variation of design flexural strength depending on aspect ratio

h' : 복부하단에서부터 복부측면 GFRP에 대한 합력의 작용점까지 거리(mm)

6. 형상비에 따른 설계휨강도

T형 보에서는 압축력을 받는 플랜지의 형상비에 따라 설계휨강도가 크게 달라진다. T형 보의 전체 높이(d), 복부두께(b_w) 및 전체 단면적을 고정하고 플랜지의 폭(b)과 두께(t_f)를 변화시켜 형상비에 따른 설계휨강도를 분석하였다.

Fig. 11은 형상비에 따른 철근, 폴리머 콘크리트, GFRP 등 각각의 성분에 의한 설계휨강도와 이들의 전체 설계휨강도의 변화를 나타낸 것이다. 형상비가 커짐에 따라 GFRP에 의한 설계휨강도가 증가하여 전체 설계휨강도도 증가되는 것으로 나타났다. 이는 플랜지 두께를 증가시키게 되면 폴리머 콘크리트가 받는 압축력이 증가하고, 이와 힘의 평형을 이루는 GFRP 인장력이 증가하기 때문이다. 이는 동일한 재료(같은 단면적)를 사용할 경우 형상비의 증가는 설계휨강도 증진에 매우 효과적임을 보여주는 결과이다.

이와 같은 결과는 플랜지에서 같은 높이(중립축에서 떨어진 거리)의 응력은 같다고 가정한 것으로서, 실제 플랜지에서의 응력은 전단지연 현상으로 응력분포가 균일하지 않다. 이러한 영향을 고찰하기 위해 T형 보에 대한 3차원 유한요소해석을 통해 Fig. 12와 같이 플랜지의 임의 위치에 대한 응력비를 형상비별로 나타내었다. 이 그

Fig. 12 Variation of stress ratio depending on longitudinal position in flange

림에서 가로축은 플랜지 돌출부 길이(L_f)와 응력을 구하려는 임의점까지의 거리(L_x) 비율을 나타낸 것이고, 세로축은 임의점에서의 응력과 플랜지 단면중심에서의 응력 비율을 나타낸 것이다.

Fig. 13은 유한요소해석에 의한 형상비별 플랜지의 압축응력 분포를 나타낸 것으로서 형상비가 커질수록 응력이 플랜지 단면중심에 집중되어 그 분포가 균일하지 않음을 확인할 수 있다.

이 그림에서 볼 수 있듯이 플랜지의 중심에서 멀어질수록 응력은 감소하며, 형상비가 클수록 그 차이는 커지는 것으로 나타났다. 즉, 형상비가 1.0에서 8.0으로 증가함에 따라 응력은 단면중심부 응력의 82% 정도에서 42% 정도로 현저히 감소하였으며, 그 차이는 반대로 커졌다. 따라서 형상비는 플랜지 돌출부의 단부 응력이 플랜지 단면 중심부 응력의 80% 정도에 해당하는 2.5 정도까지 제한하는 것이 타당할 것으로 사료된다.

7. T형 보 파괴모드 및 GFRP의 보강효과

구조시험 결과 GFRP보강 철근 폴리머 콘크리트 T형 보 파괴양상은 하중이 증가함에 따라 폴리머 콘크리트의 압축측 변형을 및 인장측 철근과 GFRP 변형률이 증가하다가 GFRP 변형률 약 0.03 정도에서 바닥면 GFRP의 파단과 함께 하중이 급격히 감소하였다.

Table 10에 파괴시 폴리머 콘크리트, 철근 및 GFRP의

Fig. 13 Variation of stress ratio depending on longitudinal position in flange

Table 10 Strain of T-beams at failure

Specimen	Polymer concrete	Rebar	GFRP
F-H50-T1	0.0072	0.0193	0.0325
F-H50-T3	0.0069	0.0189	0.0316
F-H50-T5	0.0067	0.0185	0.0307
F-H30-T3	0.0068	0.0182	0.0309
F-H50-T3	0.0069	0.0189	0.0316
F-H70-T3	0.0071	0.0192	0.0323

변형률을 나타내었다. 철근의 변형률은 약 0.018~0.019의 범위로 이미 항복되었음을 알 수 있고, 폴리머 콘크리트의 변형률은 약 0.006~0.07의 범위로 극한변형률 0.008 보다 작음을 확인할 수 있다.

이러한 결과는 GFRP 보강 철근 폴리머 콘크리트 T형 보의 파괴모드가 전술한 FF 파괴형식에 속하는 것임을 보여주는 것이다.

Fig. 14는 GFRP의 보강두께가 GFRP와 철근으로 보강된 T형 보의 설계휨강도와 철근으로만 보강된 T형 보의 설계휨강도에 미치는 영향을 폴리머 콘크리트의 압축변형률에 대하여 비교한 것이다. 이 그림에서 볼 수 있듯이 철근만으로 보강된 T형 보의 철근이 항복된 후 설계휨강도는 거의 증가하지 않고 변형만 일어나는 전형적인 연성거동을 보인다. 반면에 GFRP와 철근으로 보강된 T형 보의 철근이 항복한 후에도 설계휨강도는 계속 증가하다가 GFRP가 급작스럽게 파단되는 취성거동을 보인다.

GFRP 보강시의 설계휨강도는 철근으로만 보강된 것에 비해 2.0~2.7배의 증가효과가 있었으며, 그 원인은 GFRP를 보강할 경우 철근 항복 후에도 인장변형률의 증가와 함께 GFRP의 인장응력이 증가하기 때문이다. 또한, GFRP는 콘크리트의 인장축 연단에 위치하여 인장철근에 비해 피복 두께만큼의 팔 길이가 길어지기 때문에 인장보강 측면에서 유리하다.

한편, GFRP 보강두께가 1 mm에서 5 mm로 증가함에 따라 설계휨강도는 33 kNm에서 45 kNm로 약 35% 증가하여

Fig. 14 Variation of design flexural strength depending on thickness of GFRP strengthening

Fig. 15 Variation of design flexural strength depending on height of GFRP strengthening

GFRP 보강두께의 증가는 설계휨강도 증진에 매우 효과적임을 알 수 있다. 그러나 과도한 GFRP 보강은 철근이 항복하기 전에 압축측 콘크리트의 파괴를 유발하므로 GFRP 단면적을 균형 GFRP 보강비 이하로 제한할 필요가 있다.

Fig. 15는 GFRP 보강높이에 따른 설계휨강도를 폴리머 콘크리트의 압축변형률에 대하여 나타낸 것으로서 이 결과로부터 보강높이는 설계휨강도의 증진에 거의 기여하지 못함을 알 수 있다. 그러나 폴리머 콘크리트 T형 보와 같이 복부의 단면 치수가 작아 전단철근 등의 배근이 어려운 경우 복부 측면에 부착된 GFRP가 전단력의 일부를 부담할 수 있을 것으로 사료된다.

8. 결 론

이 연구는 GFRP 보강 철근 폴리머 콘크리트 T형 보의 휨 특성에 관한 연구로서 얻어진 결론을 요약하면 다음과 같다.

GFRP 보강 철근 폴리머 콘크리트 T형 보의 복부하단 및 복부 측면에 부착되는 GFRP의 단면적 조정을 통하여 CF, TF 및 FF 등 보의 적절한 파괴모드를 유도할 수 있다. 파괴모드에 적합한 설계휨강도 산정을 위하여 이상화된 폴리머 콘크리트의 압축응력-변형률 곡선을 제시하고 이로부터 응력블럭의 매개변수 α , β 를 도출하였다.

기존의 등가직사각형 응력블럭 및 이 연구에서 규명한 응력블럭 매개변수 α , β 를 이용하여 보의 CF, TF 및 FF 등 파괴모드별 설계휨강도 산정식을 제시하였다. 이를 위해 폴리머 콘크리트의 특성에 부합되는 이상화된 폴리머 콘크리트의 압축응력-변형률 곡선을 제안하고, 폴리머 콘크리트의 변형률을 기초로 하여 구해진 응력블럭 매개변수 α , β 의 영향을 구명하였다.

또한, 형상비에 따른 플랜지의 압축응력 분포 및 설계휨강도 특성의 분석을 통해 적정 형상비가 2.5임을 확인하였다. 그리고 GFRP의 보강높이와 보강두께에 따른 설계휨강도를 실험과 이론해석으로 구명하여 이 연구에서 제시한 설계휨강도 산정식의 적정성을 입증하였다.

참고문헌

1. Liu, Q., Shaw, M. Y., Parnas, R. S., and McDonnell, A. M., "Investigation of Basalt Fiber Composite Mechanical Properties for Applications in Transportation," *Polymer Composites*, Vol. 27, No. 1, 2006, pp. 41-48.
2. Chandra, S. and Ohama, Y., *Polymers in Concrete*, CRC Press, Inc., Boca Raton, FL, USA, 1994, 204 pp.
3. ACI 440R-96(1996), *State-of-the Art Report on Fiber Reinforced Plastic (FRP) Reinforced for Concrete Structures*, American Concrete Institute (ACI Committee 440), Farmington Hills, Michigan, USA, 68 pp.
4. ISIS CANADA, "Strengthening Reinforced Concrete Structure with Externally Bonded Fiber Reinforced Polymers," *Design Manual*, No. 4, Winnipeg, Canada, 2001, 210 pp.
5. Teng, J. G., Chen, J. F., Smith, S. T., and Lam, L., *FRP Strengthened RC Structures*, John Wiley & Sons, Ltd., The Atrium Southern Gate Chichester West Sussex PO 19 8SQ, England, 2002, 266 pp.
6. Park, T. H. and Bu, J. S., "Flexural Analysis of RC Beams Strengthened with Soffit and Web Fiber Sheets," *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol. 22, No. 5-A, 2002, pp. 1045-1057.
7. Park, T. H. and Lee, G. C., "Flexural Strength Analysis of RC T-Beams Strengthened Using Fiber Sheets," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 15, No. 2, 2003, pp. 234-245.
8. Kim, J. Y., Kim, K. S., Park, S. K., and Lee, Y. J., "Behavior and Ductility of Reinforced Concrete Beams Strengthened by CFRP," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 19, No. 2, 2007, pp. 225-231.
9. You, Y. C., Choi, K. S., and Kim, K. H., "An Experimental Study to Prevent Debonding Failure of RC Beams Strengthened with GFRP Sheets," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 19, No. 6, 2007, pp. 677-684.
10. Kim, S. H., Kim, K. S., Han, K. B., Song, S. K., and Park, S. K., "A Prediction of the Long-Term Deflection of RC Beams Externally Bonded with CFRP and GFRP," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 20, No. 6, 2008, pp. 765-772.
11. Yeon, K. S., "Stress-Strain Curve Modeling and Length Effect of Polymer Concrete Subjected to Flexural Compressive Stress," *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 114, No. 6, 2009, pp. 3819-3826.
12. MacGregor, J. C., *Reinforced Concrete Mechanics and Design, Third Edition*, Prentice-Hall, Inc., Upper Saddle River, NJ, USA, 1998, 939 pp.
13. EI-Mihilmy, M. T. and Tedesco, J. W., "Analysis of Reinforced Concrete Beams Strengthened with FRP Laminates," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 6, pp. 684-691.
14. Teng, J. G., Lam, L., Chan, W., and Wang, J. S., "Retrofitting of Deficient RC Cantilever Slabs Using GFRP Strips," *Journal of Composites for Construction*, ASCE, Vol. 4, No. 2, 2000, pp. 75-84.
15. Whitney, C. S., "Plastic Theory of Reinforced Concrete Design," *Proceedings of the ASCE*, December 1940, Transactions ASCE, Vol. 10-7, 1942, 251, 326 pp.
16. Hognestad, E., "A Study of Combined Bending and Axial Strength Design," *Journal of ACI*, Vol. 27, No. 8, 1961, pp. 875-926.
17. Mattock, A. H., Kriz, L. B., and Hognestad, E., "Rectangular Concrete Stress Distribution in Ultimate Strength Design," *Journal Proceedings, ACI*, Vol. 57, No. 2, 1961, pp. 875-928.
18. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-99) and Commentary (ACI 318R-99)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, 1999, 391 pp.

요약 이 연구는 교량이나 주차장 건물 등에 적용이 가능한 GFRP 보강 철근 폴리머 콘크리트 T형 보의 휨 특성에 관한 연구로서 GFRP 보강 수준에 따른 압축파괴(compression failure: CF), 인장파괴(tension failure: TF) 및 GFRP 보강재의 파괴(fiber sheet failure: FF) 등 파괴모드의 판단과 결정방법을 제시하고, 파괴모드별 설계휨강도 산정식을 제시하였다. GFRP 보강 철근콘크리트 보에서는 FF, TF, CF 등 3가지 파괴모드 중에서 철근항복 → GFRP 파단 → 압축축 콘크리트 파괴의 순으로 진행되는 FF 파괴모드가 가장 이상적이다. FF 파괴모드의 경우 압축축 폴리머 콘크리트가 극한 변형률(ϵ_{cu})에 도달하기 전에 GFRP가 먼저 파단되므로 콘크리트의 극한상태를 기반으로 하는 기존의 등가직사각형 응력블럭의 개념을 적용할 수 없다. 따라서 이 연구에서는 폴리머 콘크리트의 특성에 부합되는 이상화된 폴리머 콘크리트의 압축응력-변형률 곡선을 제안하고, 폴리머 콘크리트의 변형률을 기반으로 하여 응력블럭 매개변수 α , β 를 도출하였다. 또한 T형 보의 형상비에 따른 압축응력 분포 및 설계휨강도 특성을 규명하고 적절한 형상비를 2.5로 제시하였으며, GFRP 보강재의 두께 및 높이에 따른 설계휨강도 산정식을 제시하고 그 식의 적정성을 실험과 이론해석에 의해 입증하였다.

핵심용어 : 폴리머 콘크리트, T형보, 휨거동, 등가직사각형 응력블럭, 파괴모드