

碩士學位論文

CFRP 긴장재를 이용하여 외부 보강한 콘크리트보의 휨거동



濟州大學校 大學院

土木海洋工學科

梁 哲 瑛

2005年 12月

CFRP 긴장재를 이용하여 외부 보강한 콘크리트보의 휨거동

指導教授 金 相 璣

梁 哲 瑛

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함



2005年 12月 日

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

梁哲瑛의 工學 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長 _____(印)

委 員 _____(印)

委 員 _____(印)

濟州大學校 大學院

2005年 12月 日

Flexural Behavior of External Prestressed Concrete Beams using CFRP Tendon

Chul-Young Yang

(Supervised by Professor Sang-Jin Kim)



A thesis submitted in partial fulfillment of the requirements
for the degree of Master of Engineering

2005. 12.

This thesis has been examined and approved.

Department of Civil & Ocean Engineering
GRADUATE SCHOOL
CHEJU NATIONAL UNIVERSITY

목 차

목 차	i
LIST OF TABLES	iii
LIST OF FIGURES	iv
NOTATION	vi
SUMMARY	vii
I. 서 론	1
1.1 연구배경	1
1.2 연구목적	3
1.3 연구과제의 중요성	3
1.4 논문 구성	4
II. 기존 설계식에 대한 분석	6
2.1 비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스 콘크리트의 개요	6
2.2 기존연구동향 및 문제점	7
2.3 프리스트레싱 긴장재의 극한 응력식의 제안	13
III. FRP 재료에 관한 기존 연구 고찰	18
3.1 FRP 개요 및 종류	18
3.2 FRP의 재료적 특성과 역학적 특성	19
3.3 CFCC의 개요와 역학적 특징	21
3.3.1 개요	21
3.3.2 CFCC의 역학적 특성	22
3.4 FRP 긴장재를 사용한 보의 연성	24
3.4.1 FRP 긴장재를 사용한 보의 연성 개요	24
3.4.2 FRP 긴장재를 사용한 보에서의 연성	24

IV. 실험체 제작 및 실험	28
4.1 실험체 제원 및 제작	28
4.1.1 실험체 제작	28
4.1.2 실험 변수	31
4.1.3 사용 재료	32
4.2 CFCC 정착과 긴장	34
4.3 실험 및 데이터 수집	35
V. 실험 결과 및 분석	37
5.1 보의 실험 결과	37
5.2 균열 양상	49
5.3 CFRP 긴장재를 사용한 보의 연성	60
VI. 결론	63
6.1 요약 및 결론	63
VII. 참고문헌	65



LIST OF TABLES

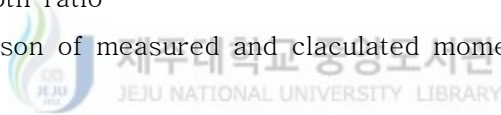
Table 3.1 Basic characteristics of CFCC	23
Table 3.2 Standard specifications of CFCC	23
Table 4.1 Parameter for ET beam	31
Table 4.2 Concrete specification	32
Table 4.3 Test results of tensile strength of reinforcement	33
Table 4.4 Steel strain gauge specification	33
Table 4.5 Concrete strain gauge specification	34
Table 5.1 Summary of ultimated Load and deflection	37
Table 5.2 Summary of ultimated External tendon's stress	38
Table 5.3 Summary result of experiment	39
Table 5.5 Summery of ductility and strain energy index	61



LIST OF FIGURES

Fig 1.1 Bridge repair system using FRP tendon	2
Fig 2.1 Moment-deformation curves for	6
Fig 3.1 FRP composites material	19
Fig. 3.2 Stress-strain relationship of FRP material and steel	21
Fig 3.3(a) View of CFCC CFRP tendon and anchorage(right)	22
Fig 3.3(b) View of CFCC CFRP tendon and anchorage(left)	22
Fig 3.4 Inelastic strain energy as using FRP tendon	25
Fig 3.5 Inelastic strain energy as using steel tendon	25
Fig 3.6 Elastic-perfectly plastic flow	26
Fig 4.1 Section view of test beam	28
Fig 4.2 Figure of test beam	28
Fig 4.3 Arrangement for steel	29
Fig 4.4 Bond for gauge	29
Fig 4.5 Arrangement for stirrups	29
Fig 4.6 Fixing steel as form	29
Fig 4.8 CFCC tendon's jacking method	35
Fig 4.8 Jacking view of tendon	35
Fig 4.9 Real view of test beam	36
Fig 4.10 Arrangement for data acquisition	36
Fig 5.1 Comparison of increased stress (σ) and span/depth ratio	40
Fig 5.2 Increased ultimate of external PS and reinforcing index of re-bar	41
Fig 5.3 Load-Deflection curves with different re-bar ratio	42
Fig 5.4 Load-strain of external PS tendon curves with different re-bar ratio	42
Fig 5.5 Deflection-strain of external PS tendon curves with different re-bar ratio	43

Fig 5.6 Increased ultimate stress of external PS tendon and reinforcing index of external PS tendon	44
Fig 5.7 Load-Deflection curves with different external PS tendon ratio	44
Fig 5.8 Load-strain of external PS tendon curves with different external PS tendon ratio	45
Fig 5.9 Deflection-strain of external PS tendon curves with different external PS tendon ratio	45
Fig 5.10 Increased ultimate stress of external PS tendon and span/depth ratio	46
Fig 5.11 Load-Deflection curves with different span/depth ratio	47
Fig 5.12 Load-strain of external PS tendon curves with different span/depth ratio	47
Fig 5.13 Deflection-strain of external PS tendon curves with different span/depth ratio	48
Fig 5.14 Comparison of measured and claculated moment	49



NOTATION

A_f	CFRP 긴장재의 단면적	cm^2
A_s	내부 인장 철근의 단면적	cm^2
A_s'	압축철근의 단면적	cm^2
a	등가 압축 블록의 깊이	cm
b	보의 폭	cm
c	압축연단에서 중립축까지의 거리	cm
d_p	압축연단에서 프리스트레싱 보강재의 도심까지의 거리	cm
d_s	인장 철근의 유효 깊이	cm
f_{ck}	콘크리트의 설계기준 강도	kgf/cm^2
f_y	인장 철근의 설계기준 항복 강도	kgf/cm^2
f_y'	압축 철근의 항복 강도	kgf/cm^2
f_{ps}	공칭강도 발휘시 프리스트레싱 긴장재의 인장응력	kgf/cm^2
f_{pu}	프리스트레싱 긴장재의 설계기준 인장강도	kgf/cm^2
f_{py}	프리스트레싱 긴장재의 설계기준 항복강도	kgf/cm^2
M_n	단면의 공칭 휨모멘트 강도	$tonf \cdot m$
M_u	단면의 계수모멘트	$tonf \cdot m$
α	응력 수정 계수, 무차원량	
β	응력 수정 계수, 무차원량	
γ_p	외부 긴장재의 종류에 따른 계수	
ρ_p	외부 CFRP 긴장재비	
ϕ_u	응력 평준화 계수	
Ω_u	부착 감소 계수	
w	인장 철근의 강재 지수	
w'	압축 철근의 강재 지수	

SUMMARY

The objectives of this research are to understand ultimate flexural behavior and to predict ultimate stress of prestressing tendon in the reinforced concrete or prestressed concrete beams strengthened using external prestressing FRP tendons. To achieve this objectives, this research propose rational analysis model to integrate existing models depending on the type of reinforcement.

Proposed equation is used to predict the ultimate stress of prestressing steel and resisting moment capacity of concrete beam. Therefore, the final objective of this research is to provide the basis for designing economical and practical concrete member by predicting accurate safety margin with the integrated analysis model.

This study deals with literature review, developing analysis model, and experimental test with the test parameters affecting the ultimate stress of prestressing steel. All predicting equations proposed many researchers and adopted in ACI, Canadian, and Euro Codes are analyzed to develop a new integrated predicting analysis model. In the experimental study, steel reinforced and prestressed concrete beams strengthened using external tendon are tested with the test parameters having a large effect. The test results are analyzed to confirm the rationality and applicability of the proposed equation for predicting the ultimate stress of prestressing steel. The test parameters are reinforcing bar, internal and external prestressing steel reinforcement ratios, and span to depth ratio.

The main achievement of this research is to expand the existing equations for internal prestressed concrete or external prestressed concrete and to predict the ultimate stress rationally and accurately for the concrete beams with the combination of reinforcing bar, internal and external prestressing steel. Therefore, this integrated analysis model can be used to design a safe and economical concrete beam reinforced with the combination of all the types of reinforcement.

I. 서론

1.1 연구배경

지금까지 콘크리트 부재의 여러 유용한 보강방법 중의 하나는 외부 프리스트레싱(external prestressing)을 이용하는 방법이다. 외부 프리스트레싱 공법은 프리스트레싱 긴장재를 부재단면 밖에 설치하여 보강하는 방법으로, 근래에는 기존 교량의 보강뿐만 아니라 추후 보강의 필요성에 대비하기 위하여 신설교량에도 사용하고 있다. 외부 프리스트레싱 보강공법의 장점은 시공의 단순성으로 강재의 설치가 매우 용이하고, 프리스트레싱 긴장재가 외부에 노출되어 보강재의 상태를 점검하기 쉬워 부식이나 기타 이유로 긴장재에 하자가 발생할 경우 대체가 용이한 점이다. 또한 다른 공법에 비해 보강효과가 매우 크고, 보강정도를 조정하기 쉬운 장점이 있다.



외부 긴장재로는 강재나 FRP(Fiber Reinforced Polymer) Tendon을 이용할 수 있는데 외부 FRP Tendon의 경우 비부식성의 장점을 살릴 수 있고 외부 긴장재의 극한응력이 부재거동에서 단면중속이 아닌 부재중속으로 응력증가량이 적기 때문에 FRP가 탄성재료라는 단점을 극복할 수 있다. 또한 경량성으로 현장 시공성이 좋다는 장점도 가지고 있다.

FRP는 지난 10년간 건설 산업에 적용하기 위하여 상당한 관심과 기대를 전 세계적으로 불러 일으켰다. 이로 인하여 콘크리트 구조물에 철근이나 프리스트레싱 긴장강재 대응으로서의 적용성(applicability)에 대한 연구가 현재 세계 여러 나라의 대학과 연구소에서 활발히 진행 중에 있다. 이는 FRP 봉(bar)이나 FRP Tendon(tendon)이 재래의 철근이나 긴장 강재와 비교하여 비 부식성, 비전기 · 전자성, 고 인장강도, 경량성 등의 뛰어난 장점을 가지고 있으며, 경제적으로는 FRP가 건설분야에 실용화되면 그 시장성이 무한하기 때문이다. 특히, 근래의 FRP 생산기술의 발달, FRP 스포츠용품의 경쟁 우위, 건설 시장에서의 많은 수요에 대한 전망, 재래 구조재료와 FRP 재료와의 복합 설계 개념의 대두, 최근 기존 구조물의 보수 · 보강에의 성공적인 적용 등으로 FRP는 가까운 장래에

주요한 건설재료로서 사용될 것으로 보여진다.

비록 외부 프리스트레싱 보강공법이 시공의 단순성이나 경제적인 이유로 선호되지만 외부 프리스트레싱 Tendon으로 보강된 콘크리트 보의 극한상태에서의 휨모멘트 강도 예측에 관한 시방규정은 불행하게도 아직까지 마련되어 있지 못하다. 즉, 현재 우리나라의 콘크리트 구조설계기준에 따르면 각각 독립적으로 분리된 내부 부착 프리스트레싱 강재의 극한 응력 예측식과 비부착 프리스트레싱 강재의 극한 응력 예측식을 사용하여야 한다. 여기서 가장 중요한 문제점은 각각의 응력 예측식이 다른 보강재, 즉, 내부 부착 프리스트레싱 강재나 외부 비부착 프리스트레싱 강재의 영향을 전혀 고려하고 있지 못하다는 점이다. 더군다나 외부 FRP 긴장재를 사용할 경우 내부 보강재와 서로 이질적인 재료로서 극한상태에서의 응력은 더욱 예측하기 어려운 상황이다.

따라서 본 연구에서는 외부 FRP 프리스트레싱 긴장재를 외부 보강한 콘크리트 보의 극한 휨 해석모델을 제공하고자 한다. Fig 1.1은 FRP 긴장재를 이용한 교량보강 시스템의 예를 보인 것이다.



Fig 1.1 Bridge repair system using FRP tendon

1.2 연구 목적

현재 국내의 교량 공법의 성능향상에 대한 연구는 콘크리트교량일 경우는 일찍부터 프리스트레싱 공법의 원리를 이용하여 기존 교량에 대한 공법으로 외부 긴장재를 이용하였으나, 다양한 Tendon모양에 대한 역학적인 특성과 프리스트레싱 긴장재의 극한응력과 해석방법에 대한 연구들이 거의 이루어져 있지 않으며, 특히 현재까지 내부철근이나 외부 비부착 프리스트레싱 긴장재를 갖는 콘크리트보의 해석과 강도 예측을 위한 공인된 모델에 대한 연구가 매우 드물어 이에 대한 연구가 절실히 필요한 실정이다.

이번 연구에서는 FRP Tendon을 이용하여 외부 프리스트레싱으로 보강된 콘크리트보의 극한 강도 예측을 위한 보강 해석이론을 정립한다. 이를 위하여 통합 해석 극한 응력식을 제시하고 이를 실험을 통하여 확인하고 수정한다.

1.3 연구 과제의 중요성



제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

연구 과제의 중요성을 활용방안과 기대효과로 나누어서 보면

- 활용방안
 - 외부 긴장재에 의한 기존교량의 보강지침으로 활용이 가능하다.
 - FRP에 의한 보강공법의 개발로 공법 선정 시 기초자료로 활용이 가능하다.
 - 교량구조물 보강공사 시방서 제정에 활용이 가능하다.
 - 유지관리 기준 작성 시 기초자료로 활용이 가능하다.

다음은 연구과제를 수행하였을때의 기대효과를 기술적인 측면과 경제 산업적인 측면에서 살펴보면 다음과 같다.

- 기술적 측면
 - 외부 긴장재 보강공법의 개발로 보강기술 선진화를 이룰 수 있다.

- FRP를 사용하여 긴장하는 정착장치 개발로 독자적인 기술력을 확보할 수 있다.
 - 유지관리기준(안)의 작성으로 보강효과를 검증할 수 있고 교량의 체계적인 유지관리를 이룰 수 있다.
- 경제 산업적 특성
 - 노후교량의 성능향상으로 시설물의 직접적인 교체비용이 절감될 수 있다.
 - 효과적인 보강 공법을 적용함으로써 교량의 공용 사용기간이 연장될 수 있다.
 - 효율적인 유지관리로 교량 성능을 예측 가능하게 할 수 있고, 유지관리에 드는 비용이 절감될 수 있다.
 - 보강 관련 신기술 및 신제품의 개발로 보강 산업의 활성화가 된다.
 - FRP 재료의 수요 창출로 FRP 생산의 필요성이 확산되어 FRP에 대한 산업이 활발해질 수 있다.

1.4 논문 구성



본 연구는 총6장으로 구성되어 있는데, 그 내용은 다음과 같다.

제1장은 서론으로 외부 긴장보강 공법의 정의와 연구의 필요성, 연구 목적등을 기술한 부분으로 본 논문의 진행방향에 대하여 기술하고 있다.

제2장은 기존 설계식에 대한 고찰로써 기존의 ACI 시방식과 AASHTO식에 대하여 조사하고, ACI 시방식과 AASHTO식의 한계를 설명하고 새로운 제안식을 기술하였다.

제3장에서는 FRP의 역학적인 특성과 본 연구 실험에서 사용할 CFCC CFRP Tendon에 대하여 기술하였고 콘크리트의 연성에 대하여 과거 문헌을 연구한 것과 적용성에 대하여 기술하였다.

제4장은 실험체의 제원과 실험체를 제작하는 과정, 실험 변수 등을 기술하였다. 그리고 실험을 실시할 때 쓰이는 여러 재료들과 실험하는 방법 등을 같이 기술하였다.

제5장에서는 CFRP Tendon으로 외부 긴장한 콘크리트보에 대하여 정적피로 실험을 실시하여 그 결과를 나타내었고 제안한 식과 실험의 결과를 비교·분석하여 제안식의 타당성을 살펴보았다. 그리고 연성지수를 비교하여 구조물의 안전에 대하여 검토하였다.

제 6장에서는 결론 부분으로 제2장에서 제5장까지 연구 결과를 요약하여 결론을 기술하였으며, 향후 연구과제 등에 대해서도 기술하였다.



II. 기존 설계식에 대한 분석

2.1 비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트의 개요

프리스트레스트 콘크리트 부재에서 긴장재가 콘크리트에 부착되지 않았을 때, 비부착 긴장재를 갖는 부재라고 한다. 비부착이란 이론적으로 긴장재와 긴장재의 주변 콘크리트 사이에 미끄러짐이 발생하기 때문에 긴장재의 위치에서 긴장재와 주변 콘크리트의 변형도가 동일하지 않다는 것이다. 이러한 비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 구조의 일반적인 거동의 특성을 살펴보면, 다음 Fig 2.1에서 살펴볼 수 있다.

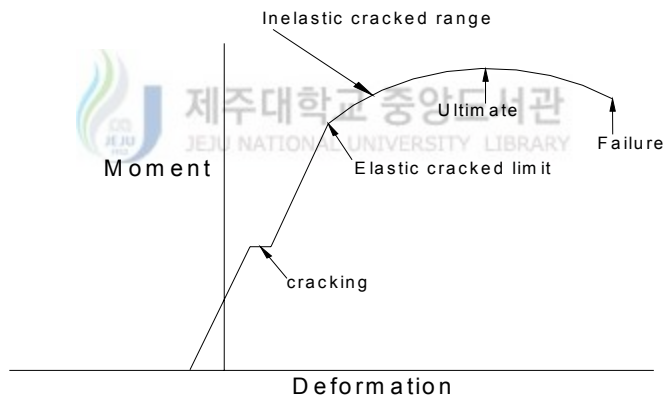


Fig 2.1 Moment-deformation curves for external tendon

일반적으로 실험적, 경험적 접근방법을 사용하여 극한하중 상태에서 비부착 긴장재의 극한응력 f_{ps} 를 평가하는 방법은 다음과 같은 공통적인 식을 사용하고 있다.

$$f_{ps} = f_{se} + \Delta f_{ps} \quad (2-1)$$

여기서, f_{se} 는 긴장재의 유효프리스트레스이고, Δf_{ps} 는 유효프리스트레스 상태 이후의 극한하중상태까지 작용하중의 증가에 따른 긴장재의 응력증가량이다. 유효프리스트레스는 초기 긴장력이 정착에 의하여 손실되고 고정하중의 효과가 포함되었을 때의 긴장력을 말한다. 이러한 f_{ps} 를 산정하기 위하여 많은 연구자들이 비선형해석과 수치적인 해석으로 연구를 진행하였다. 그러나 비선형 해석과 수치적인 해석에 의한 f_{ps} 의 산정은 설계식으로 활용하기 어려우므로 간단한 방법에 의한 f_{ps} 의 예측방정식이 필요하게 되었다. 이에 대하여 지금까지 많은 연구자들은 실험을 통한 f_{ps} 의 경험적인 설계식을 한정된 변수로만 예측하거나 비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 구조의 거동특성을 정확하게 분석하지 않거나, 가능한 많은 변수들을 고려한 해석을 실시하지 않은 경험적인 설계식으로 제안하고 있다. 그리고 FRP 긴장재를 갖는 비부착 프리스트레스트 콘크리트에서 FRP 긴장재의 비부착 긴장재의 극한응력을 평가하는 제안식이 없었다.

따라서 본장에서는 기존연구내용과 실험결과들을 수집·분석하고, 국내의 극한강도 설계법의 기초를 이루고 있는 현행의 ACI 설계식에 대한 문제점을 제시하고, 합리적이고 논리적인 FRP긴장재의 극한응력을 평가할 수 있는 새로운 설계식을 제안하는데 필요한 자료를 제공하기 위한 내용을 다루고자 한다.

2.2 기존연구동향 및 문제점

2.2.1 ACI 설계식의 변천과정과 AASHTO 설계식

ACI 318-63에서는 비부착 긴장재에 대한 극한응력 f_{ps} 를 다음과 같이 산정하도록 되어 있다.

$$\begin{aligned} f_{ps} &= f_{se} + 104 \text{ MPa} \\ f_{ps} &= f_{se} + 15,000 \text{ psi} \end{aligned} \quad (2-2)$$

여기서 f_{se} 는 긴장재의 유효프리스트레스이다.

Warwaruk등(1962)은 82개의 부분프리스트레스트 콘크리트 장방형보중에서 41개의 비부착 긴장재를 갖는 단순보에 대한 실험을 실시하였는데, 실험의 변수로는 보강 철근량, 콘크리트강도, 작용하중 형태 등이었다. 주요 실험 결과로 첫째, 보강철근이 배근되지 않은 실험체에서는 1개의 주 균열이 진행되면서 최종 파괴된 반면, 보강철근이 배근된 실험체에서는 여러개의 균열이 진행되면서 최종 파괴되었으며, 둘째, 비부착 긴장재의 응력은 최종 파괴시까지 탄성범위에 존재하고 있었다. 이들은 각 변수별로 긴장재의 응력에 대하여 분석을 실시하였고, 분석결과에 의하여 식(2-3)과 같은 설계식을 제안하였다.

$$f_{ps} = f_{se} + (207 - \frac{\rho_p}{f_c} \times 10^{10}) \text{ MPa}$$

$$f_{ps} = f_{se} + (30,000 - \frac{\rho_p}{f_c} \times 10^{10}) \text{ psi} \quad (2-3)$$

$$f_{ps} \leq 0.6f_{pu}$$

여기서, ρ_p 는 긴장재 양의 비이고, f_c' 는 콘크리트의 강도이며, f_{pu} 는 긴장재의 인장강도이다. Warwaruk등은 식(2-3)에 의한 결과와 ACI 318-63 설계식인 식(2-2)에 의한 결과를 실험결과와 비교하였는데, 그 결과 ACI 318-63 설계식이 비부착 긴장재의 극한응력을 과소평가하는 것으로 보고하였다.

그 후 Mattock등(1971)은 7개의 단순보와 3개의 2연속 스펠의 보에 대하여 스펠/유효깊이 비(L/d_p)를 33.6으로 고정하고 부착과 비부착의 상태, 보강철근량, 긴장재량 등을 변수로 실험을 실시하였다. 그 결과 ACI 318-63 설계식에 의한 비부착 긴장재의 극한 응력이 실험결과보다 약 30%정도 적게 평가되었으며, ρ_p/f_c' 의 비가 증가할수록 예측된 결과와 실험결과의 오차는 감소하는 것으로 보고하였다.

또한 비부착 긴장재를 갖는 부재에서의 균열의 폭과 분포형태는 일반철근을 추가적으로 보강하므로써 부착 긴장재를 갖는 부재에서와 비슷한 상태가 되었으며, 비부착 긴장재를 갖는 보의 파괴단면에서의 최소철근량으로 전체단면적의 0.2%가 보강되어야 한다고 하였다. Mattock등은 ACI 318-63 설계식과 Warwaruk등이 제안한 식(2-3)이 낮은 철근비를 갖는 부재에서 긴장재의 응력을

매우 과소평가할 수 있다고 하였으며, 기존 연구자들의 실험결과에 대하여 ρ_p/f_c' 의 비에 대한 Δf_{ps} 의 비교·분석으로 식(2-4)과 같은 제안식을 발표하였다.

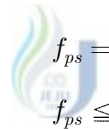
$$f_{ps} = f_{se} + 69 + \frac{1.4f_c'}{100\rho_p} \text{ MPa}$$

$$f_{ps} = f_{se} + 10,000 + \frac{1.4f_c'}{100\rho_p} \text{ psi}$$
(2-4)

그 결과 Mattock 등이 제안한 식(2-4)를 토대로 ACI 318-63 식이 식(2-5)과 같은 ACI 318-77의 식으로 수정되었다.

$$f_{ps} = f_{se} + 69 + \frac{1.4f_c'}{100\rho_p} \text{ MPa}$$

$$f_{ps} \leq f_{se} + 414 \text{ MPa}$$
(2-5)



$$f_{ps} = f_{se} + 10,000 + \frac{1.4f_c'}{100\rho_p} \text{ psi}$$

$$f_{ps} \leq f_{se} + 60,000 \text{ psi}$$

Mojtahadi/Gamble(1978)은 스패ن/유효깊이 비(L/d_p)의 영향에 대한 연구로 Tie모델을 사용하였다. 그 결과 스패น/유효깊이 비가 증가할수록 Tie의 변형도가 급격히 감소할 수 있다고 주장하였다. 이는 스패น/유효깊이 비가 증가할수록 비부착 긴장재의 응력이 과대평가된다는 것이다.

이에 따라 ACI 318-83에서는 스패น/유효깊이 비가 35이상인 경우에 긴장재의 응력을 낮게 평가할 수 있도록 식(2-5)을 식(2-6)으로 수정하였으며, 현재의 ACI 318-95에서도 동일한 식을 사용하도록 하고 있다. 여기서, L 은 스패น, d_p 는 압축축 콘크리트 연단으로부터 긴장재의 중심까지의 거리이다.

$$f_{ps} = f_{se} + 69 + \frac{f'_c}{100\rho_p} \text{ MPa} \quad \text{for} \quad \frac{L}{d_p} \leq 35$$

$$f_{ps} \leq f_{py} \quad \text{or} \quad f_{ps} \leq f_{se} + 414 \text{ MPa}$$

(2-6a)

$$f_{ps} = f_{se} + 69 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \text{ MPa} \quad \text{for} \quad \frac{L}{d_p} > 35$$

$$f_{ps} \leq f_{py} \quad \text{or} \quad f_{ps} \leq f_{se} + 207 \text{ MPa}$$

$$f_{ps} = f_{se} + 10,000 + \frac{f'_c}{100\rho_p} \text{ psi} \quad \text{for} \quad \frac{L}{d_p} \leq 35$$

$$f_{ps} \leq f_{py} \quad \text{or} \quad f_{ps} \leq f_{se} + 60,000 \text{ MPa}$$

(2-6b)

$$f_{ps} = f_{se} + 10,000 + \frac{f'_c}{300\rho_p} \text{ MPa} \quad \text{for} \quad \frac{L}{d_p} > 35$$

$$f_{ps} \leq f_{py} \quad \text{or} \quad f_{ps} \leq f_{se} + 30,000 \text{ MPa}$$

그리고 AASHTO 설계식(1996)에서는 ACI 318-63에서 사용하고 있는 다음과 같은 식을 사용하고 있다.

$$f_{ps} = f_{se} + 104 \text{ MPa}$$

$$f_{ps} = f_{se} + 15,000 \text{ psi}$$

(2-7)

여기서 f_{se} 는 긴장재의 유효프리스트레스이다.

2.2.2 Naaman/Alkhairi의 연구

Naaman/Alkhairi(1991)는 비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력은 부착 긴장재를 갖는 부재에서처럼 최대 휨모멘트에 의하여 파괴되는 단면에서 국부적인 적합조건에 의한 단면해석법 (sectional analysis method)으로 평가될 수 없고, 부재 전체길이의 변형을 고려

한 전체적인 적합조건에 의한 부재의 해석법(member analysis method)으로 평가되어야 한다고 보고하였다. 이들은 이와 같은 사항과 기존의 연구 실험들을 분석하여, 중립축 거리 c 의 함수를 계산하여야하는 식(2-8)과 같은 f_{ps} 의 해석식을 제안하였다. 식(2-8)은 기존의 연구자들이 제안한 식과는 다르게 작용하중 형태라는 변수를 포함하고 있다. 또한, 연속 스패의 부재에서도 비부착 긴장재의 극한응력을 평가할 수 있도록 하였다.

$$f_{ps} = f_{se} + \Delta f_{ps} = f_{se} + \Omega_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c} - 1 \right) \frac{L_1}{L_2}$$

$$f_{ps} \leq 0.94 f_{py}$$

(2-8)

$$\Omega_u = \frac{2.6}{L/d_p} \quad (1 - \textit{point loading})$$

$$\Omega_u = \frac{5.4}{L/d_p} \quad (2 - \textit{point loading})$$

여기서 ϵ_{cu} 는 콘크리트의 압축 변형률이고, L_1 은 하중이 가해진 스패의 총길이이며, L_2 는 정착구사이의 긴장재의 총길이이다. 그런데, 중립축 거리 c 는 식(2-9)와 같은 평형방정식으로부터 2차 방정식을 풀이하여 식(2-10)과 같이 구할 수 있다.

$$A_{ps} f_{ps} + A_s f_y - A_s' f_y = 0.85 f_c' b_w \beta_1 c + 0.85 f_c' (b - b_w) h_f \quad (2-9)$$

$$c = \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4A_1 C_1}}{2A_1} \quad (2-10)$$

$$A_1 = 0.85 f_c' b_w \beta_1$$

여기서, $B_1 = A_{ps} (E_{ps} \epsilon_{cu} \Omega_u (L_1/L_2) - f_{se}) + A_s' f_y - A_s f_y + 0.85 f_c' (b - b_w) h_f$

$$C_1 = -A_{ps} E_{ps} \epsilon_{cu} \Omega_u d_p (L_1/L_2)$$

식(2-9)는 비부착 긴장재의 극한응력을 평가하는 설계식으로 사용할 수 있는 안전율을 확보하고 있지 않으므로, 설계식으로 사용할 수 있도록 Ω_u 의 계수를

조정하여 다음과 같은 식(2-11)을 제안하였다. Naaman/Alkhari에 의하여 제안된 식(2-11)은 최근에 AASHTO LRFD BRIDGE DESIGN SPECIFICATIONS (1994)에 채택되었다.

$$\begin{aligned}
 f_{ps} &= f_{se} + \Delta f_{ps} = f_{se} + \Omega_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c} - 1 \right) \frac{L_1}{L_2} \\
 f_{ps} &\leq 0.94 f_{py}
 \end{aligned}
 \tag{2-11}$$

$$\Omega_u = \frac{1.5}{L/d_p} \quad (1 - \textit{point loading})$$

$$\Omega_u = \frac{3.0}{L/d_p} \quad (2 - \textit{point loading})$$

2.2.3 기존 연구의 문제점

여러 실험을 통해서 ACI 설계식에 의한 Δf_{ps} 는 실험결과를 과소평가하고 있음을 알 수 있다. 이는 현행의 ACI 설계식이 비부착 긴장재의 응력을 평가하는데 있어서 영향을 미칠 수 있는 일반철근의 양 및 작용하중의 형태에 대한 변수를 고려하지 않고, f_{se} 와 ρ_p , f'_c 만의 함수로 평가하고 있는 국부적인 적합조건에 의한 해석법을 적용하고 있기 때문이다.

그리고, Naaman에 의하여 제안된 식과 AASHTO LRFD 설계식은 단면에서 응력블럭의 높이와 작용하중의 형태에 대한 변수를 포함하고 있으므로 비부착 긴장재의 응력을 비교적 양호하게 평가하고 있다. 여기에서 응력블럭의 높이는 긴장재 및 일반철근의 양에 의하여 결정되므로 일반철근의 양도 주요 변수로 사용됨을 알 수 있다. 그러나, 이 식은 2차 방정식을 풀이하여 중립축 거리를 산정해야만 비부착 긴장재의 응력을 평가 할 수 있으므로 설계식으로는 다소 복잡하다고 할 수 있다.

2.3 프리스트레싱 긴장재의 극한 응력식의 제안

2.3.1 ACI 시방식

비부착 프리스트레싱 강재만을 갖는 프리스트레싱 강재의 극한응력은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{L}{d_p} \leq 35 : f_{ps} = f_{pe} + 700 + \frac{f'_c}{100\rho_p} < f_{py} \quad or \quad f_{pe} + 4000 \text{ MPa} \\ \frac{L}{d_p} > 35 : f_{ps} = f_{pe} + 700 + \frac{f'_c}{300\rho_p} < f_{py} \quad or \quad f_{pe} + 2100 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (2-12)$$

2.3.2 ACI 시방식의 확장과 수정

비부착 프리스트레싱 긴장재의 극한응력에 대한 독립된 ACI 설계식을 살펴보면 모두 긴장재비의 함수로 되어 있는데 이는 긴장재량에 따른 인장력과 강재 깊이의 함수임을 뜻한다. 또한 인장력은 중립축의 깊이를 결정할 수 있어 긴장재의 극한 응력은 중립축의 깊이와 긴장재 깊이의 함수로 나타낼 수 있다. 다음은 그 과정을 설명하고 있다.

비부착 프리스트레싱 긴장재의 극한응력식을 인장력의 향으로 나타내면 식 (2-13)과 같다.

$$f_{ps(ub)} = f_{pe} + 700 + \frac{f'_c}{100 \left(\frac{A_{ps(u)} f_{py(u)}}{b d_{p(u)} f_{py(u)}} \right)} \quad (2-13)$$

위 식을 살펴보면 프리스트레싱 긴장재의 극한응력 시방식은 비부착 프리스트레싱 긴장재의 경우 자신만에 의한 인장력의 함수로 표시되어 있다. 따라서, 외부 프리스트레싱 긴장재로 보강된 비부착 프리스트레스트 콘크리트 보에서 위와 같은 독립식을 사용한다면 ACI 시방식의 기준으로 볼 때 각 강재의 극한응력을 높게 평가하여 결국 공칭 휨모멘트 강도를 높게 평가하는 결과를 가져온다. 그러

므로 외부 프리스트레싱 긴장재로 보강된 콘크리트 보에서 각 프리스트레싱 긴장재의 극한응력은 다른 종류의 긴장재 보강정도에 따라 달리 계산되어야 할 것이다. 따라서 외부 프리스트레싱 긴장재를 갖는 콘크리트 보에서 비부착 프리스트레싱 긴장재의 응력은 긴장재의 영향을 고려하여 다음식(2-14)와 같이 확장, 수정하였다.

$$f_{ps}(ub) = f_{pe} + 700 + \frac{f_c'}{100 \left(\frac{A_{ps}(u) + f_{py}(u) + A_s f_y - A_s' f_y}{b d_{p(u)} f_{py}(u)} \right)} \quad (2-14)$$

위의 각 수정 식에서 부착 프리스트레싱 강재의 응력과 비부착 강재의 응력은 보수적으로 최대 한계 값을 사용하였다.

위 식을 중립축의 위치와 강재 깊이의 함수로 간단히 나타내면 비부착 프리스트레싱 강재의 극한 응력은 아래식 (2-15)와 같다.

$$f_{ps}(ub) = f_{pe} + 700 + \frac{f_{py}(u)}{0.85 \beta_1} \left(\frac{d_p(u)}{c_u} \right) \quad (2-15)$$

$$c_u = \frac{A_{ps}(u) f_{py}(u) + A_s f_y - A_s' f_y}{0.85 f_c' b \beta_1}$$

여기서 c_u 는 강재가 극한상태에서 동시에 최대 한계응력에 도달하였을 때의 중립축 깊이이다.

2.3.3 Naaman 식의 확장과 수정

Naaman은 비부착 긴장재의 극한응력도 극한상태에서의 부착감소계수 Ω_u 를 사용하여 중립축과 긴장재 깊이 비의 함수로 제안하였기 때문에 서로 다른 종류의 프리스트레싱 긴장재를 조합 사용한 콘크리트 보에서 비교적 손쉽게 그의 두 식을 위와 같은 내용과 형태로 확장, 수정하였다.

Naaman이 제안한 비부착 프리스트레싱 강재의 응력은 식(2-16)과 같다.

$$f_{ps} = f_{se} + \Delta f_{ps} = f_{se} + \Omega_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c} - 1 \right) \frac{L_1}{L_2}$$

$$f_{ps} \leq 0.94 f_{py}$$

(2-16)

$$\Omega_u = \frac{1.5}{L/d_p} \quad (1 - \textit{point loading})$$

$$\Omega_u = \frac{3.0}{L/d_p} \quad (2 - \textit{point loading})$$

Naaman 제안식을 이용할 경우 위 식이 중립축의 깊이 c 의 함수로 되어 있기 때문에 위의 두 식과 단면의 평형조건식 $C=T$ 의 세 방정식으로부터 미지수 $f_{ps(u)}$, c 를 구하여야 한다. 따라서 위에서 정의한 c_u 와 유사한 c'_u 을 아래와 같이 정의하였다.

$$c'_u = \frac{A_{ps(u)}(0.94f_{py(u)}) + A_s f_y - A'_s f_y}{0.85 f'_c b \beta_1}$$

따라서 비부착 프리스트레싱 긴장재의 극한 응력식을 서로 다른 긴장재 종류의 상호영향을 고려하여 확장, 수정하면 아래식(2-17)과 같다.

$$f_{ps(u)} = f_{pe} + \Omega_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c'_u} - 1 \right) \quad (2-17)$$

2.3.4 극한응력 예측 제안식

이제까지의 기존 시방식들을 확장하고 수정하여 분석한 결과 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한 응력은 프리스트레싱 긴장재의 깊이와 중립축의 깊이의 비의 함수임을 알 수 있다. 따라서 극한상태의 단면에서 변형률 적합조건식을 이용하여 이론적으로 프리스트레싱 강재의 응력을 구할 수 있다.

외부 프리스트레싱 강재의 경우는 비부착 되어 응력이 단면중속이 아니라 부재중속이라는 특성을 고려하여 단면의 변형률 적합조건식으로부터 구한 응력에

다 응력의 전 부재길이에 걸친 균등화에 따른 감소계수를 곱해야 할 것이다. 따라서 이를 고려하여 외부 프리스트레싱 강재의 극한응력은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$f_{ps(u)} = f_{pe} + \Phi_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c_u} - 1 \right) \quad (2-18)$$

Φ_u = 응력 평준화 계수

$$\Phi_{ud} = \frac{\bar{d}_p}{d_p} = \frac{\Sigma(d_{pi} \times L_i) / \Sigma L_i}{d_p}$$

$$\Phi_{um} = \frac{\bar{M}}{M} = \frac{\Sigma(M_i \times L_i) / \Sigma L_i}{M}$$

여기서 Φ_{ud} 는 외부 프리스트레스트 콘크리트 긴장재의 길이에 따른 깊이 변화를 고려한 응력 평준화 계수이고, Φ_{um} 은 부재 길이에 따른 휨모멘트 변화를 고려한 응력 평준화 계수이다.



외부 프리스트레싱 강재의 선형탄성 가정과 최대 중립축 가정, 그리고 그 외의 요인들에 의한 극한응력의 차이를 고려하여 일반적인 형태로 프리스트레싱 긴장재의 깊이와 극한상태의 중립축 깊이의 함수로 나타내면 식(2-19)와 같다.

$$f_{ps(u)} = f_{pe} + d f_{ps(u)} = f_{pe} + [\beta + \alpha \Phi_u E_{ps} \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c_u} - 1 \right)] \text{ MPa} \quad (2-19)$$

$$c_u = \frac{A_{ps(u)} f_{py(u)} + A_s f_y - A_s' f_y}{0.85 f_{ck} b \beta_1} \quad (\text{직사각형보 거동})$$

$$c_u = \frac{A_{ps(u)} f_{py(u)} + A_s f_y - A_s' f_y - 0.85 f_{ck} (b - b_0) h_f}{0.85 f_{ck} b \beta_1} \quad (\text{T형보 거동})$$

여기서 α 와 β 는 기본가정이나 그 외의 요인 등으로 인한 응력수정계수로 실험 등을 통하여 통계적으로 구할 수 있다.

위 제안식은 앞에서도 언급하였듯이 극한상태에서 프리스트레싱 긴장재의 선

형탄성 가정에 기초하고 있다. 이러한 가정은 외부프리스트레싱 긴장재재의 경우 일반적으로 항복응력을 넘지 않고 있으며 내부 프리스트레싱 긴장재의 경우도 외부 프리스트레싱으로 보강된 경우 극한응력이 보강되지 않는 경우에 비하여 최대응력이 감소하기 때문에 유효하다고 할 수 있다.



Ⅲ. FRP 재료에 관한 기존 연구 고찰

3.1 FRP 개요 및 종류

Fiber Reinforced Polymer(FRP)는 일반적으로 강성이 큰 섬유로 보강된 고분자 중합체(polimer matrix)로 정의된다. FRP는 glass, aramid, carbon등과 같은 높은 일축인장강도를 가지는 섬유(fiber)들과 이들이 일체가 되어 거동하도록 하는 폴리머를 기지(matrix)재료로 하여 구성된다. 건설공사에 사용되는 FRP는 섬유체적비율을 65%까지 사용하고 있다.

FRP는 사용된 섬유와 기지(matrix)에 따라 역학적 특성이 달라지게 되며, 그 기하학적 형상도 다양하다. 이는 일반적인 강재와는 달리 어떤 표준을 가지고 제작되는 것이 아니라 세계 여러 제조사들이 각각 그들만의 FRP를 개발, 발전 시켜왔기 때문이다. FRP는 주로 사용된 섬유에 따라 분류된다. 즉 크게 CFRP(Carbon Fiber Reinforced Polymer), GFRP(Glass Fiber Reinforced Polymer), AFRP(Aramid Fiber Reinforced Polymer), 그리고 HFRP(Hybride Fiber Reinforced Polymer)로 나뉘어 진다. 그리고 FRP는 Tendon(strand), 봉(re-bar), 케이블(cable), 격자(grid), 쉬트(sheet), 판(plate)등의 형태로 생산되어 지고 있다. Fig 3.1은 현재 많이 쓰이고 있는 FRP의 형태별 사진을 나타내고 있다.

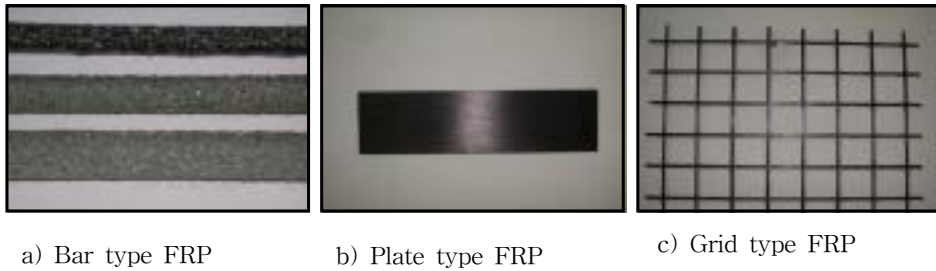


Fig 3.1 FRP composites material

3.2 FRP의 재료적 특성과 역학적 특성

FRP는 사용된 섬유의 종류와 형태별로 다른 특성을 갖고 있기는 하지만, 여기서는 FRP가 가지는 일반적인 특성을 다음과 같이 정리하였다.

먼저, FRP가 가지는 장점은 다음과 같다.

- 1) FRP는 우수한 비부식성을 가지고 있다. 현재 FRP가 주목받고 있는 가장 큰 장점이다. 현재 해양구조물의 염화물의 침투, 확산에 의한 철근의 부식, 콘크리트 교량상판 등의 강수, 습기, 제설제등의 사용으로 인한 철근의 부식 등은 철근의 대체재로서 FRP의 사용성 연구를 촉진시키고 있다.
- 2) FRP는 매우 높은 인장강도를 가지고 있다. FRP re-bar를 이용한 주인장 배근 (FRP re-bar), 외부 부착 공법에 따른 보수·보강(gird, sheet, plate), 외부 Tendon에 의한 보강공법(strand, cable) 등으로 휨 내력을 증진 시킬 수 있는 탁월한 효과를 가질 수 있다.
- 3) FRP는 비자성체(non-magnetic)이면서 비전도체(non-conductive)이다. 고속 철도, 자기부상열차를 위한 구조물과 같이 전자기장의 영향을 받게 되는 곳에서의 건설재료로서 적용시킬 수 있다. 그 외의 MRI와 같은 특별한 설비가 들어가는 병원, 레이더용 구조물 같은 곳에 적용시킬 수 있다.

4) FRP는 경량성이다. 같은 강도를 지닌 강재의 1/4~1/5 정도의 중량을 가진다. 구조물에 자중을 감소시킬 수 있으며, 시공자들의 편의를 도모하여 공사기간을 단축시킬 수 있으며, 직·간접적으로 전체적인 건설비용의 절감을 가져올 수 있다.

다음, FRP가 가지는 단점은 다음과 같다.

1) FRP는 소성 거동을 하지 않는다. Fig. 2.2에서 보는 바와 같이 철근과는 달리 재료가 파단 될 때까지 선형-탄성거동을 한다. 이로 인해 FRP가 사용된 구조물은 연성이 매우 낮게 된다. 또, 구조물의 파단 시 급격한 취성파괴로 인해 사용자에게 상당한 위험을 줄 수 있다. FRP의 많은 장점에도 불구하고 FRP가 널리 사용되지 못하는 이유가 바로 낮은 연성을 가지고 있다는 점이다. Fig. 3.2는 철근과 FRP 재료의 응력-변형률선도를 나타낸 것이다.

2) FRP는 높은 인장강도에 비해 낮은 전단강도를 갖는다. 섬유방향으로는 강재보다 훨씬 높은 인장강도를 가지고 있으나 섬유 직각방향으로는 비교적 낮은 전단강도를 갖는다.

3) FRP는 높은 인장응력 하에서의 응력파손(stress-rupture), 강도저하(strength deterioration)와 같은 현상이 생긴다.

4) FRP는 고가이다. FRP의 비용으로 인해 시공비가 상승하게 된다. 현재 기존의 철근비용이 많은 상승에도 불구하고 FRP는 수요에 대한 불확실한 전망, 생산기술의 부족 등으로 인해 가격이 상당히 비싼 편이다. 하지만, 이 문제는 최근 구조물의 보수·보강에의 성공적인 적용, FRP 재료의 설계개념의 정립으로 인해 건설시장에서의 많은 수요로 차차 해소될 수 있는 부분이다.

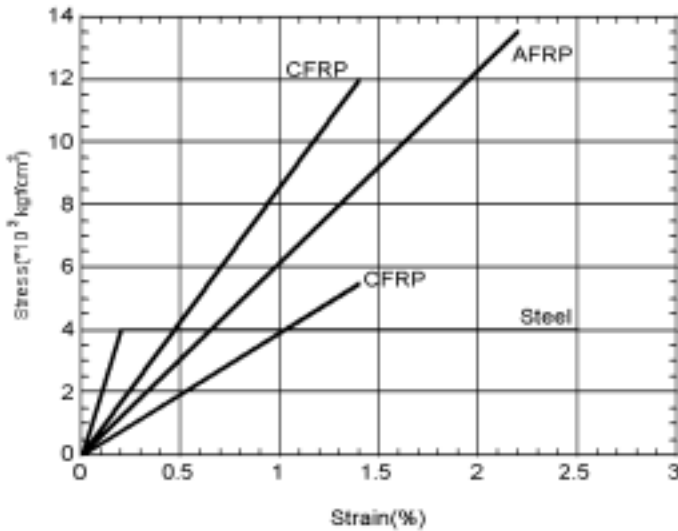


Fig. 3.2 Stress-strain relationship of FRP material and steel

위와 같이 FRP의 재료·역학적 특성을 살펴보았다. 본 연구자는 연구목적에 제시된 바와 같이 FRP 긴장재를 이용하여 외부 보강한 콘크리트보의 극한 강도를 예측하고 일반 긴장재와 FRP 긴장재를 통합하는 모델을 세워서 이를 실험을 통하여 입증할 것이다.

3.3 CFCC(Carbon Fiber Composite Cable)의 개요와 역학적 특징

3.3.1 개요

CFCC는 PS 강재 중 7연선과 비슷한 형태를 가지고 있다. 이 CFRP는 탄소 섬유에 Tokyo Rope사에서 자체 개발한 에폭시를 사용하고 제작하였다.

CFCC의 정착 시스템은 크게 포스트텐션용인 슬리브 형식과 프리텐션 용인 die-cast 형식으로 나뉘어 진다. 겉면에 나사 홈이 파여진 강재 슬래브의 내부에 긴장재를 위치시킨 후, 그 내부를 에폭시로 충전 시킨다. 여기에 SikaDur Hi-Mod LV 에폭시 레진을 사용했는데 이 에폭시는 슬리브 형식의 정착 장치에

서 기본적으로 요구되는 높은 부착 강도와 낮은 초기 건조 수축량을 가지고 있다.

정착은 강재 슬리브 내부에 에폭시를 충전 시키고 이것이 충분히 경화된 후, 프리스트레스를 도입한 후 강재 지압판(steel bearing plate)에 암나사를 이용하여 고정시키는 방법으로 이루어진다. Fig 3.3은 CFCC CFRP와 그의 정착장치를 보여주고 있다.



Fig 3.3(a) View of CFCC CFRP tendon and anchorage(right)



Fig 3.3(b) View of CFCC CFRP tendon and anchorage(left)

3.3.2 CFCC의 역학적 특성

CFCC(Carbon Fiber Composite Cable)의 제조사에서 제공한 역학적 특성과 재료적 특성을 살펴보면 Table 3.1과 Table 3.2 와 같다.

Table 3.1은 CFCC 1×7 12.5 φ의 역학적 특성을 나타내는 표이고, Table 3.2는 실험에 사용할 CFCC의 7연선의 규격을 나타내는 표이다.

Table 3.1 Basic characteristics of CFCC

Properties	Item		1×12.5φ Standard Type
General mechanical properties	Tensile strength	kN/mm^2	2.14
	Tensile modulus	kN	137
	Elongation at break	(%)	1.6
	Specific gravity		1.5
Static properties	Relaxation	(%)	1.3
	Creep strain		0.007×10^{-3}
	Coefficient of linear expansion	$\times 10^{-6}/C$	0.6
	Specific resistance	$(\mu\Omega \text{ cm})$	3.000
	Creep failure load ratio		0.85
Others	Fatigue capacity(Stress range)	N/mm^2	780
	Bending stiffness	$kN \cdot cm^2$	56.9
	Heat resistance	(C)	130

Table 3.2 Standard specifications of CFCC

Configuration diameter (mm)	area (mm^2)	capacity (kN)	density (g/m)
CFCC 1×7 10.5 φ	55.7	104	114
CFCC 1×7 12.5 φ	76.0	142	151
CFCC 1×7 15.2 φ	113.6	199	226

3.4 FRP 긴장재를 사용한 보의 연성(Ductility)

3.4.1 FRP 긴장재를 사용한 보의 연성의 개요

FRP 재료들은 강재와 달리 부식이 되지 않고, 가벼우며, 자성을 갖지 않는 등 여러 장점을 보유하고 있어서 건설 분야에서 사용빈도가 증가추세에 있다. 특히 이들은 높은 인장강도를 갖고 있어서 프리스트레스트 콘크리트에서 강재 긴장재의 대체 재료로 주목을 받고 있다. 그러나 FRP 긴장재들을 건설재료로 활용하기에는 통용되는 시방서의 규정이 아직 완비되지 않아서 허용응력에 대한 적합한 안전율과 강도 설계법에서의 바람직한 강도 감소계수 등에 안전도 관련 계수들을 제정할 때에는 필수적으로 파괴특성으로서 연성(Ductility)이 고려되어야 한다.

연성이란 재료, 구조다면, 구조부재, 또는 구조계가 심각한 저항성의 손실 없이 붕괴(collapse)하기 전까지 보여주는 비선형 변형(inelastic deformation)을 나타내는 정성(qualitative)적인 개념을 말한다. 연성은 정역학적 부정정구조물에서 위험 단면의 과잉응력을 다른 단면으로 재분배 시켜 국부파괴를 지연시키는 역할을 하는 중요한 안전도 계수라 할 수 있다.

FRP 긴장재 재료들은 인장시험에서 극한 변형률이 강재보다 훨씬 작고, 파단 시까지 선형탄성 거동을 보여준다. 극한 변형률은 강재 긴장재가 6.9%를 상회하는 반면에, CFRP 긴장재는 4.6%정도이고, AFRP 긴장재는 2%이하이며, 비교적 변형률이 큰 GFRP 긴장재도 4%에 미치지 못한다. 따라서 FRP 재료의 연성부족이 문제점으로 제기되어 왔으나 아직까지 부분적인 연구 성과들만이 발표되었을 뿐 종합적이고도 체계적인 정리가 부족한 상황이다.

3.4.2 FRP 긴장재가 사용된 보에서의 연성

연성을 측정하기 위한 방법으로 연성지수(Ductility index) 또는 연성계수(Ductility factor)가 사용되는데 이는 곡률(curvature), 회전(rotation), 처짐(deflection)의 비로 정의된다.

$$\mu_\phi = \frac{\phi_u}{\phi_y} \quad , \quad \mu_\theta = \frac{\theta_u}{\theta_y} \quad , \quad \mu_\Delta = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} \quad (3.1)$$

여기서, μ = 연성지수, ϕ = 곡률, θ = 회전, Δ = 처짐
 아래첨자 y = 항복(yielding), u = 극한(ultimate)

위식과 같이 전통적인 식을 이용하는 경우 구조부재의 항복과 극한상태를 명확히 구분하여야만 정확한 연성지수 계산이 가능하다. 철근 콘크리트 구조물의 경우 전통적인 방법으로는 정확한 연성지수를 계산하기 어렵다. FRP 긴장재를 사용한 프리스트레스트 콘크리트 구조물의 경우 FRP 긴장재는 항복하지 않고 파단 시까지 선형-탄성 거동을 하기 때문에 연성지수의 계산이 어려워진다.

전통적인 연성지수 산정식은 비탄성 변형이 일어나면 흡수되는 비탄성 에너지를 전혀 고려하지 못하고 있기 때문에 대부분의 연구자들은 FRP 긴장재가 사용된 보가 많은 처짐량을 가져야만 요구되는 연성을 확보 할 수 있다고 가정해 왔다. 그러나 많은 처짐을 허용할 경우 그에 상응하는 만큼의 탄성에너지가 구조체 내에 저장되게 되고 구조물의 파괴 시에 이 탄성에너지가 발산되어 구조물과 사용자에게 엄청난 피해를 입히게 된다. 따라서 FRP 긴장재가 사용되는 구조물의 경우 이러한 비탄성 에너지가 고려되는 새로운 연성지수 산정식이 필요로 한다.

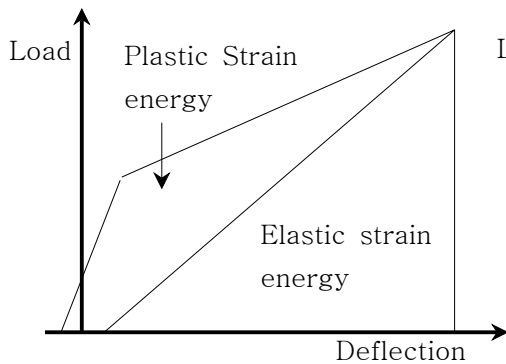


Fig 3.4 Inelastic strain energy as using FRP tendon

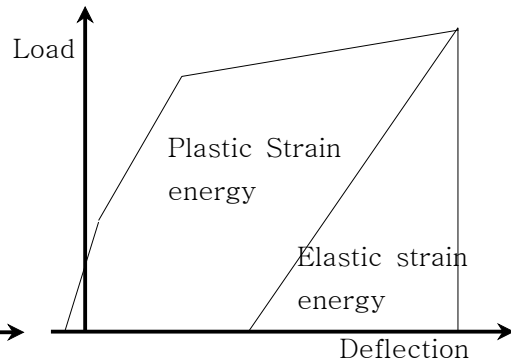


Fig 3.5 Inelastic strain energy as using steel tendon

Fig 3.4와 Fig 3.5는 FRP 긴장재와 강재 긴장재를 사용한 보의 에너지를 비교

한 것이다. 그림에서 FRP 긴장재를 사용한 보가 2~3배 많은 탄성 에너지를 축적하는 반면에 보의 파괴 전까지 소비하는 비탄성 에너지는 훨씬 작은 것으로 알 수 있다. 만약 보의 파괴가 긴장재의 파단에 의하여 발생하면 FRP 긴장재를 사용한 보는 훨씬 많은 양의 탄성 에너지를 발산하게 되므로 구조물과 사용자에게 매우 위험하게 된다.

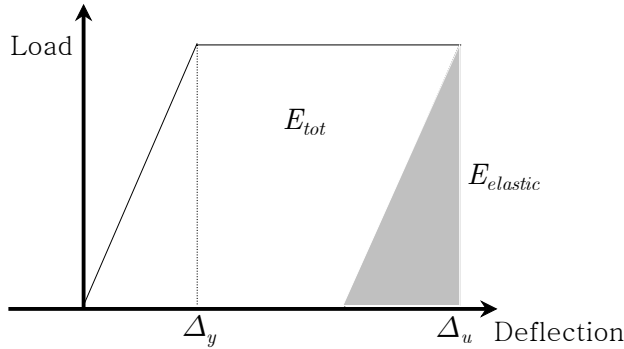
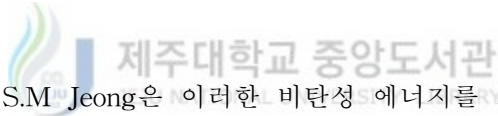


Fig 3.6 Elastic-perfectly plastic flow



A.E Naaman과 S.M Jeong은 이러한 비탄성 에너지를 고려하여 다음과 같은 연성지수 산정식을 제안하였다. 이 제안식은 기존의 연성지수 산정식(3.1)에 기본을 두고 이 식을 에너지 향으로 바꾸어서 표현하였다. Fig 3.6 과 같이 탄-소성 거동을 하는 재료라 가정을 한다면,

$$\frac{E_{tot}}{E_{el}} = 2 \frac{\Delta_u}{\Delta_y} - 1 \text{ 이고,}$$

$\mu = \frac{\Delta_u}{\Delta_y}$ 라고 정의되는 기존의 연성지수 산정식을 위의 식에 대입하면,

$$\mu_{\Delta} = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} = \frac{1}{2} \left(\frac{E_{tot}}{E_{el}} + 1 \right) \quad (3.2)$$

와 같은 에너지 향으로 표현되는 식으로 바뀌게 된다.

여기서 E_{tot} = 하중-처짐 곡선의 면적에 의하여 계산되는 총에너지

E_{el} = 탄성에너지

위의 식(3.2)는 하중-처짐 곡선을 통하여 유도 되었지만 모멘트-곡률 곡선 또는 모멘트-회전 곡선을 통해서도 같은 식을 유도할 수 있다. A.E. Namman과 S.M.Jeong 은 에너지 항으로 표현되는 식(3.2)를 제안하면서 FRP 긴장재가 사용된 보의 경우에 적용될 수 있을 뿐만 아니라 강재 긴장재를 사용한 보의 경우에도 적용이 가능하다고 제안하였다.



IV. 실험체 제작 및 실험

4.1 실험체 제원 및 제작

4.1.1 실험체 제작

실험체는 Fig 4.1에서 보이는 것과 같이 T-형 단면으로 제작하였다. 그리고 압축부분의 균열이 생기는 것을 방지하기 위하여 H13 철근 4개를 사용하였다. 실험체는 단면 크기와 형상에 맞게 합판과 각재를 이용하여 거푸집을 제작하였다. 거푸집은 목재표면에서 굳지 않은 콘크리트의 수분흡수를 방지하기 위하여 윤활유를 표면에 도포하고, 실험체 거푸집 중간 두 곳을 각재로 고정하여 굳지 않은 콘크리트의 측압에 의한 배물림 현상을 방지 하였다. Fig 4.2는 실험체의 전체 모습을 보여주고 있는 그림이다. (단위 mm)

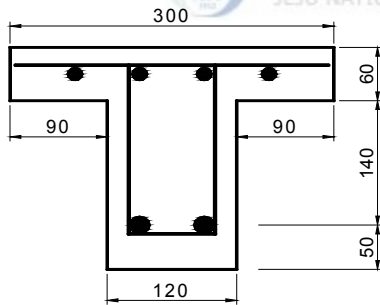


Fig 4.1 Section view of test beam

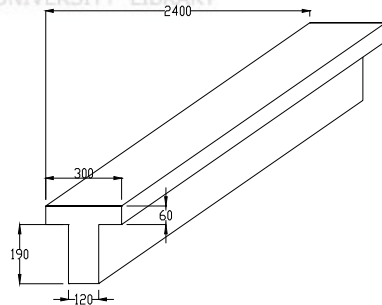


Fig 4.2 Figure of test beam

그리고 주철근의 Strain gauge 부착작업을 위해 먼저 주철근의 표면을 매끄럽게 그라이더와 페이퍼로 처리한 후 아세톤으로 세척하고 Strain gauge를 강력 접착제로 부착하였다. 그 후에 방수코팅제를 바르고 충분한 시간을 두고 말린 다음 Strain gage 방수를 위하여 절연 테이프로 Strain gauge부분을 충분히 감아 배근 및 콘크리트 타설시 Strain gauge를 보호하였다. 각 주철근 마다 Strain

gauge를 부착하여 실험상의 오차를 줄이도록 하였다. 다음 그림은 거푸집제작과 철근을 배근하고 Strain gauge를 부착하는 과정을 보여주는 그림이다.



Fig 4.3 Arrangement for steel



Fig 4.4 Bond for gauge



Fig 4.5 Arrangement for stirrups



Fig 4.6 Fixing steel as form

Fig 4.3은 스트럽을 상부 H-13철근에 배근하는 모습을 보여주고 있다. 스트럽은 H10철근을 사용하였고 계산에 의해서 5cm마다 배근을 실시했다. Fig 4.4는 주철근에 Strain gauge를 부착한 모습이다. 그리고 Fig 4.5는 주철근과 스트럽을 배근하는 모습을 보여주는 그림이다. Fig 4.6은 콘크리트 타설전 철근을 거푸집에 고정하는 모습인데 철근 밑면과 옆면에 스페이서를 놓아서 콘크리트 타설시 철근이 흔들리지 않고 고정이 될 수 있도록 하였다.

콘크리트는 레미콘(ready-mixed concrete)을 사용하였으며 다짐을 위하여 9,000~14,000 Hz/min. 의 진동수와 진폭 1.6mm를 갖는 지름 32mm의 진동봉을

사용하였으며 과도한 진동으로 골재분리가 일어나지 않도록 조심하였고 주철근에 부착되어 있는 Strain gauge의 손상이 없도록 주의를 기울였다.

그리고 T형보 실험체의 시험시 콘크리트의 압축강도를 파악하기 위하여 10개의 실린더형 공시체(지름 10cm 높이 20cm)를 제작하였으며 실험체와 같은 조건에서 양생을 하였다. 한편, 콘크리트 타설 후 양생은 실험체위에 비닐과 천을 덮어두어 수분증발과 온도변화를 방지 하고 거푸집은 4주후에 해체하였다.



4.1.2 실험 변수

Table 4.1 Parameter for ET beam

시험변수	실험체명	내부 철근	외부 CFRP	지간/ 유효높이비
무보강 기준보	ET0	2H22 , $A_s = 7.74cm^2$ $\rho_{used} = 0.51\rho_{max}$	-	
철근비	ET1	2H16 , $A_s = 3.97cm^2$ $\rho_{used} = 0.26\rho_{max}$	$2 \times \phi 12.5$ $F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 152mm^2$	$d_p = 190mm$
	ET2	2H19 , $A_s = 5.73cm^2$ $\rho_{used} = 0.38\rho_{max}$		
	ET3	2H22 , $A_s = 7.74cm^2$ $\rho_{used} = 0.51\rho_{max}$		
	ET4	2H25 , $A_s = 10.1cm^2$ $\rho_{used} = 0.66\rho_{max}$		
외부 CFRP비	ET5	2H22 , $A_s = 7.74cm^2$ $\rho_{used} = 0.51\rho_{max}$	$2 \times \phi 10.5$ $F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 111.4mm^2$	$d_p = 190mm$
	ET3		$2 \times \phi 12.5$ $F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 152mm^2$	
	ET6		$2 \times \phi 15.2$ $F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 227.2mm^2$	
지간/ 유효높이비	ET7	2H22 , $A_s = 7.74cm^2$ $\rho_{used} = 0.51\rho_{max}$	$2 \times \phi 12.5$ $F_j = 0.4F_{pu}$ $A_{ps} = 152mm^2$	$d_p = 1600mm$
	ET3			$d_p = 190mm$
	ET8			$d_p = 220mm$

실험체는 각 실험체별 2개씩 총 18개를 제작하였다.

Table 4.1은 실험 변수를 정리해 놓은 표이다. ET0를 무보강 실험체로 정하여 기준으로 삼고 실험 변수를 철근비 · 외부 CFRP비 · 시간/유효높이비등으로 정하여 실험체를 제작하였다.

4.1.3 사용 재료

(가) 콘크리트

실험체의 콘크리트는 설계강도가 $240\text{kg}/\text{cm}^2$ 로 설계된 레미콘 제품을 사용하였다. 콘크리트는 굵은 골재의 최대치수가 25mm, 슬럼프 값은 10cm 인 보통 포틀랜드 시멘트를 사용하였고, 실험시편의 제작을 위한 레미콘 제품사양은 다음과 같다.

Table 4.2 Concrete specification

골재의 종류에 따른 구분	콘크리트용 부순 골재	
	RC	PC
호칭 강도 (kg/cm^2)	240	350
슬럼프 (cm)	10	
굵은 골재의 최대 치수에 따른 구분 (mm)	25	
시멘트 종류에 따른 구분	1종 보통 포틀랜드 시멘트	
공기량	$4.5 \pm 1.5\%$	
염화물량	$0.30\text{kg}/\text{m}^3$ 이하	

(나) 철근

철근은 RC보에서 인장철근으로 D16, D19, D22, D25를 사용하였고, 압축철근으로 D13을, 전단철근으로 RC보 D10을 사용하였으며 철근의 특성은 다음과 같다.

Table 4.3 Test results of tensile strength of reinforcement

종류	직경(mm)	항복응력 f_y (kg/cm ²)
철근 (SD40)	H10	4,059
	H13	4,479
	H16	4,664
	H19	4,729
	H22	4,276
	H25	4,615

(다) 변형계

실험체의 변형률을 측정하기 위하여 타설 전에 강재용 변형계를 부착하였고, 외부 긴장재에는 실험전 Jacking force가 긴장재 양쪽에 동일하게 주는 것을 확인하기 위하여 양쪽 긴장재 가운데 1개씩 2개를 부착하였다. 변형계는 면처리된 철근부에 변형계 제조회사에서 권장하는 접착제를 사용하여 부착하였고, 방수테이프(VM)로 마감하였다. 그리고 실험전 보 상단을 매끄럽게 한 후, P-2를 발라 콘크리트의 공극을 없앤 후 콘크리트용 변형계를 부착하였다. 변형계의 세목은 다음과 같다.



Table 4.4 Steel strain gauge specification

GAUGE TYPE	<i>FLA-5-11</i>
GAUGE FACTOR	$2.13 \pm 1\%$
ADHESIVE	<i>P-2</i>
COEFFICIENT OF THERMAL EXPANSION	$11.8 \times 10^{-6} / ^\circ C$
TEMPERATURE COEFFICIENT OF G.F	$+0.1 \pm 0.05 \% / 10^\circ C$
OTHER	Tokyo Sokki Kenkyujo Co., Ltd.

Table 4.5 Concrete strain gauge specification

GAUGE TYPE	<i>PL-60-11</i>
GAUGE FACTOR	$2.13 \pm 1\%$
ADHESIVE	<i>P-2</i>
COEFFICIENT OF THERMAL EXPANSION	$11.8 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$
TEMPERATURE COEFFICIENT OF G.F	$+0.12 \pm 0.05 \%/10^\circ\text{C}$
OTHER	Tokyo Sokki Kenkyujo Co., Ltd.

4.2 CFCC 정착과 긴장

긴장재의 긴장은 hollow jack을 사용하여 긴장작업을 수행하였다. CFCC의 경우 직접 jack으로 긴장작업을 수행하기 어려우므로 Sleeve와 Tension rod를 Coupler로 연결시킨 후에 Tension rod를 긴장하여 CFCC 긴장재에 프리스트레싱 힘을 도입시키는 방법을 사용하였다. 그리고 CFCC 긴장재를 긴장하고 고정할 때 꺾임을 방지하기 위하여 Bearing Plate에 경사를 주어서 CFCC 긴장재가 꺾이지 않고 긴장 또는 고정이 되도록 하였다. Bearing Plat의 경사는 각 CFCC 긴장재의 직경에 맞추어서 꺾이는 각도를 계산하여 제작하였다. Fig 4.7은 CFCC 긴장재를 긴장하는 방법을 보여주는 그림이고 Fig 4.8은 CFCC 긴장재를 긴장하는 모습을 보여주고 있다.

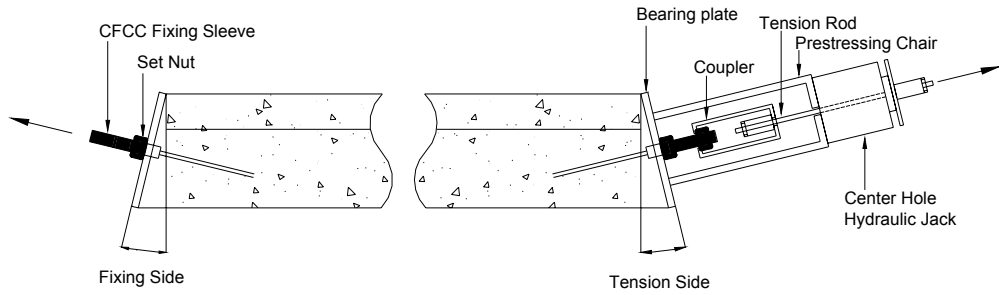


Fig 4.8 CFCC tendon's jacking method



Fig 4.8 Jacking view of tendon

4.3 실험 및 데이터 수집

실험체의 구조내력 및 거동을 평가하기 위하여 하중은 4점 재하법으로 지간의 1/3 지점 두 곳에 하중이 작용될 수 있도록 강재보를 설치하고 가력 프레임에서 유압하중기를 사용하여 파괴시까지 재하하였고, 가력 프레임과 유압하중기 사이에 Load cell을 설치하여 하중값을 확인하였다. 그리고, 하중은 변위조절 방법으로 분당 약 1.5mm의 속도로 재하하였으며 재하하중 약 2tonf 마다 균열을 표시하여 확인하였다. 데이터의 수집은 동적변형률 측정기를 이용, 컴퓨터 자동데이터 수집프로그램을 이용하여 작용하중 및 처짐과 철근콘크리트, 내부 및 외부 프리스트레싱 강재의 변형률을 측정하였다.

그리고 보 실험체의 변위를 측정하기 위하여 보의 중앙에 변위계(LVDT)를 설치하였다. Fig 4.9는 실험 전 실험체의 모습을 보여주고, Fig 4.10은 데이터 수집을 위한 기기 및 Strain gauge 위치를 나타내고 있다.



Fig 4.9 Real view of test beam

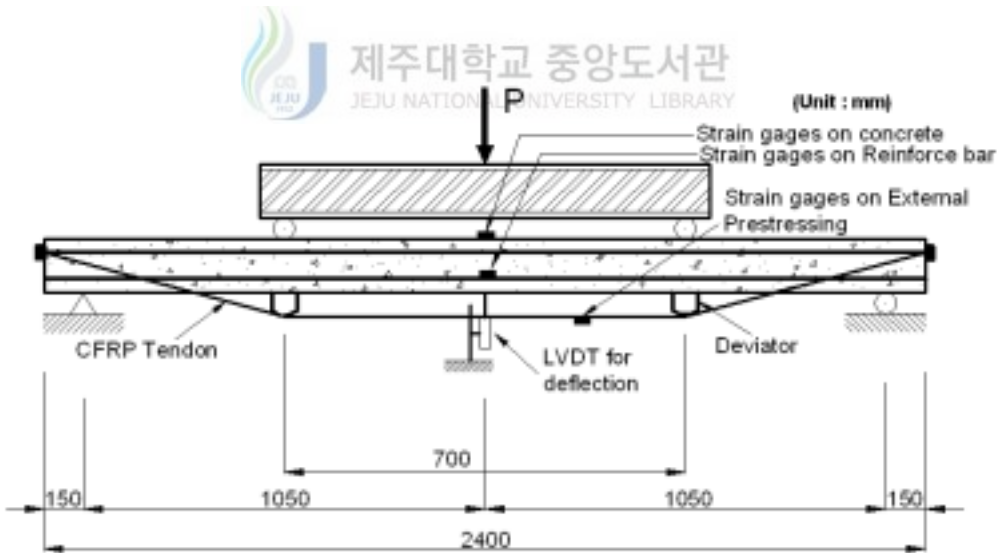


Fig 4.10 Arrangement for data acquisition

V. 실험 결과 및 분석

5.1 본의 실험 결과 및 분석

다음 Table 5.1은 외부 프리스트레싱으로 보강된 RC보의 최대하중과 처짐을 나타낸 것이다.

Table 5.1 Summary of ultimated Load and deflection

시험변수	실험체명	최대하중 (tonf)	처짐* (mm)
무보강 기준보	ET0	22.59	29.9
 철근비	ET1	18.76	24.73
	ET2	23.45	37.28
	ET3	30.57	39.15
	ET4	29.95	37.28
외부 PS강재비	ET5	25.78	32.78
	ET3	30.57	39.15
	ET6	32.67	31.98
지간/유효높이비	ET7	27.53	33.68
	ET3	30.57	39.15
	ET8	32.41	33.94

* 최대하중에서의 처짐

외부 프리스트레싱으로 보강된 철근 콘크리트 보의 실험결과는 Table 5.2에 다시 정리하였다.

Table 5.2 Summary of ultimated External tendon's stress

실험체명	최대극한하중 (tonf)	극한처짐(mm)*	외부 긴장재의 극한변형률(*10 ⁻³)**	외부 긴장재의 극한응력(kg/cm ²)**
ET1	18.76	29.9	3.93	5384.1
ET2	23.45	24.73	4.43	6069.1
ET3	30.57	37.28	4.57	6260.9
ET4	29.95	39.15	2.66	3644.2
ET5	25.78	37.28	2.72	3726.4
ET6	32.67	31.98	1.76	2411.2
ET7	27.53	33.68	3.55	4863.5
ET8	32.41	33.94	4.93	6754.1

* 최대 극한하중시의 처짐

** 유효변형률로부터 증가된 변형률과 유효응력으로부터 증가된 응력으로 선형탄성 가정

외부 프리스트레싱 Tendon으로 보강된 철근 콘크리트 보의 실험결과를 제안된 프리스트레싱 긴장재의 응력예측식(식 2-19)에 적용하기 위하여 측정된 외부 프리스트레싱 긴장재의 응력을 긴장재와 중립축의 깊이의 함수(d_p/c_u)로 표시하여 응력수정계수 α 와 β 를 구하여 제안된 일반식에 나타내었다. 제안된 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력 예측식을 다시 나타내면 다음과 같다.

$$f_{ps(u)} = f_{pc} + df_{ps(u)} = f_{pc} + [\beta + \alpha \Phi_u E_{FRP} \epsilon_{cu} (\frac{d_p}{c_u} - 1)] \text{ MPa} \quad (2-19)$$

$$c_u = \frac{A_{ps(u)} f_{py(u)} + A_s f_y - A_s' f_y}{0.85 f_{ck} b \beta_1} \quad (\text{직사각형보 거동})$$

$$c_u = \frac{A_{ps(u)} f_{py(u)} + A_s f_y - A_s' f_y - 0.85 f_{ck} (b - b_0) h_f}{0.85 f_{ck} b \beta_1} \quad (\text{T형보 거동})$$

또한, $\Phi_u = \text{응력 평균화 계수} = 0.445$

$$\Phi_{ud} = \frac{\bar{d}_p}{d_p} = \frac{\Sigma(d_{pi} \times L_i) / \Sigma L_i}{d_p} = 0.66$$

$$\Phi_{um} = \frac{\bar{M}}{M} = \frac{\Sigma(M_i \times L_i) / \Sigma L_i}{M} = 0.667$$

다음 Table 5.3은 외부 프리스트레싱 긴장재의 측정 및 예측 응력 값들을 비교 하였으며 이런 값들을 d_p/c_u 의 함수값으로 그래프로 나타내어 응력수정계수 α, β 를 구하였다.

Table 5.3 Summary result of experiment

실험체	측정응력 (kg/cm ²)	ACI식 (kg/cm ²)	$\frac{d_p}{c_u}$	철근강 재지수	외부긴 장재 지수	지간/유 효높이 비	제안식18 (kg/cm ²)	제안식19 (kg/cm ²)
ET1	5384.1	1,892.5	2.45	0.101	0.132	11.05	3,880.8	5,298.7
ET2	6,069.1	1,992.5	2.10	0.148	0.132	11.05	2,948.4	4,506.1
ET3	6,260.9	1,892.5	1.91	0.181	0.132	11.05	2,439.9	4,073.9
ET4	3,644.2	1,892.5	1.59	0.254	0.132	11.05	1,585.8	3,348.0
ET5	3,726.4	2,327.1	1.71	0.181	0.095	11.05	1,885.2	3,602.4
ET6	2,411.2	1,497.8	1.08	0.181	0.208	11.05	218.86	2,186.0
ET7	4,863.5	1,704.2	1.61	0.181	0.132	10.00	1,633.1	3,388.1
ET8	6,754.1	2,080.8	2.22	0.181	0.132	12.35	3,246.8	4,759.7

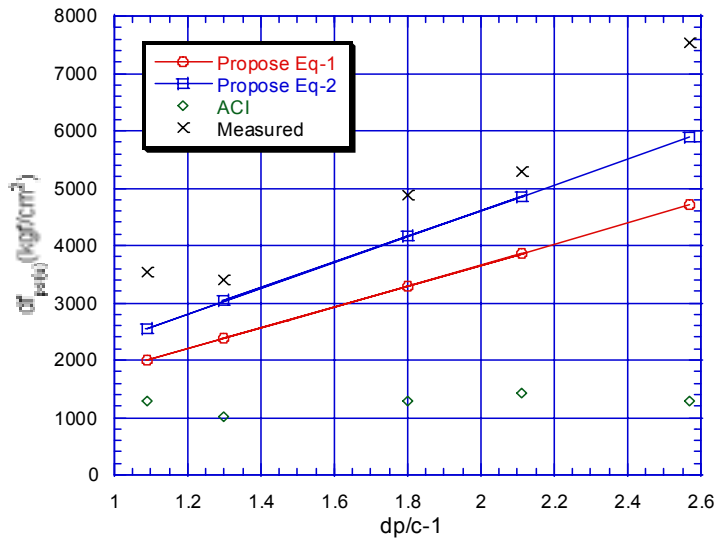


Fig 5.1 Comparison of increased stress ($df_{ps(u)}$) and span/depth ratio



Fig 5.1에서 보인바와 같이 제안된 응력 예측식 (2-19)은 응력수정계수 α 가 0.85, β 가 2,000일 때 실측된 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력 증가분의 경향을 가장 잘 표현해주고 있다. 즉 프리스트레싱 긴장재와 중립축의 깊이의 비가 증가할수록 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력이 증가된다. 한편 기존의 ACI나 우리나라의 시방식은 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력의 경향을 전혀 나타내고 있지 못하는데 이는 기존의 시방식이 철근 콘크리트 내부 철근의 영향을 고려하고 있지 않으며 긴장재 깊이의 영향도 효과적으로 고려하고 있지 못하기 때문이다.

한편 본 실험결과의 해석에서는 보의 변형에 따른 긴장재의 편심변화에 의한 2차 효과와 중간 긴장재 지지점에서의 마찰은 무시하였다.

(가) 철근비의 영향

본 실험에서 세 가지 변수들 중에 첫 번째로 철근비의 영향을 살펴보면, 우선 철근비의 영향을 살펴보기 위해 ET1 ~ ET4 의 실험체를 비교하였다. Fig 5.2를 살펴보면 ACI 시방식은 내부 철근의 영향을 전혀 고려하고 있지 않고 있기 때문에 내부철근의 영향을 나타내고 있지 못함을 확인할 수 있다. 반면 제안식은 실험값과 유사한 기울기를 나타내고 있으며 실험값과 유사하게 나타내고 있다. Fig 5.3는 철근비에 대한 하중-처짐도를 나타내고 있다. 여기서 ET0은 외부강선을 배치하지 않은 무보강 RC보를 나타낸 것이며, Fig 5.4는 하중-외부 CFRP 긴장재의 변형률을 나타내고 있는데 그림을 살펴보면 하중-처짐도와 유사한 경향을 나타내고 있음을 보여주고 있다. 그리고 Fig 5.5는 처짐-외부 CFRP 긴장재의 변형률을 나타내고 있는데 동일 처짐에서 철근비가 증가할수록 외부 CFRP 긴장재의 응력 증가의 정도가 낮아짐을 기울기로부터 확인할 수 있다.

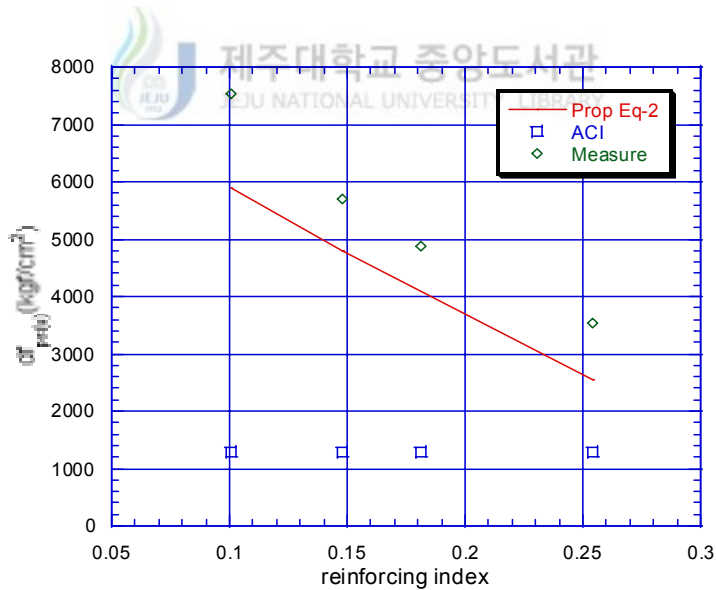


Fig 5.2 Increased ultimate of external PS and reinforcing index of re-bar

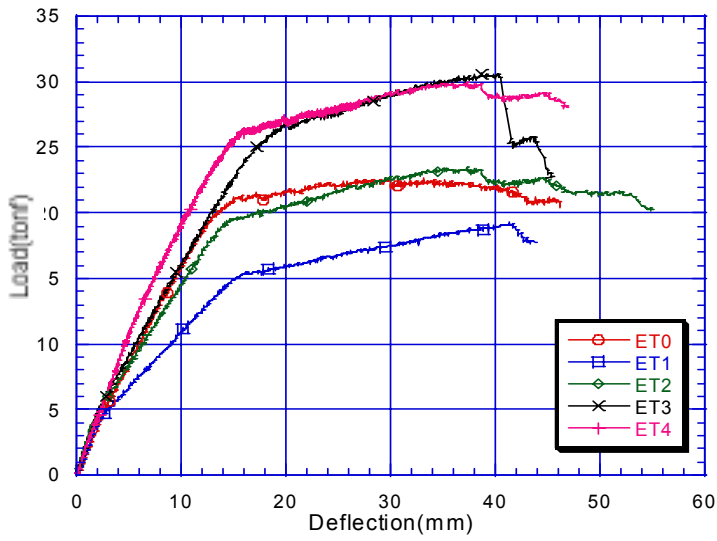


Fig 5.3 Load-Deflection curves with different re-bar ratio

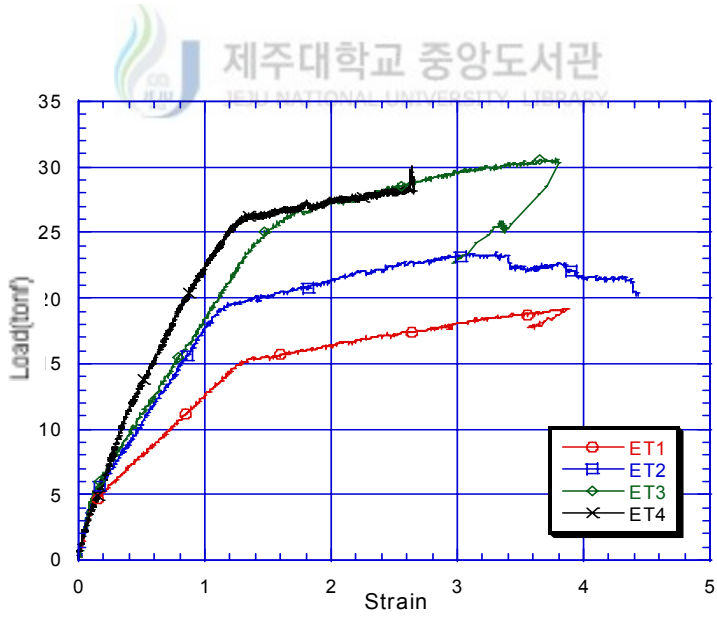


Fig 5.4 Load-strain of external PS tendon curves with different re-bar ratio

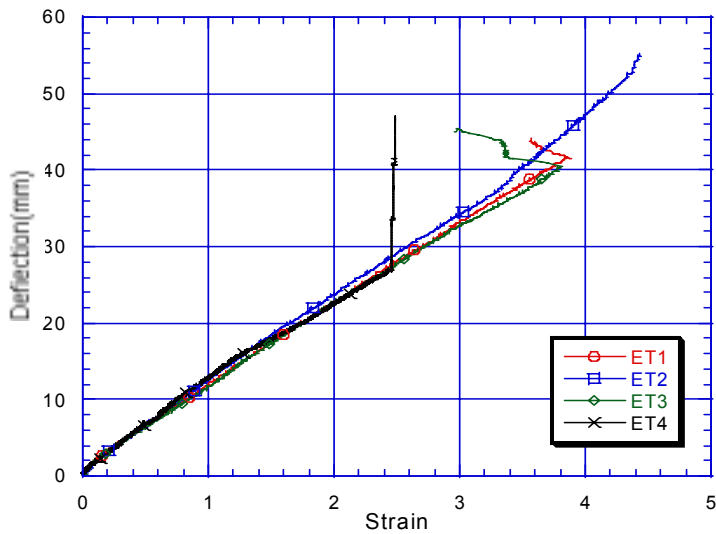


Fig 5.5 Deflection-strain of external PS tendon curves with different re-bar ratio



(나) 외부 PS강재비의 영향

두 번째 실험번호로써 외부 CFRP 긴장재비를 변화시켜서 실험하였는데 ET5 ~ ET6보가 여기에 해당된다. Fig 5.6은 외부 CFRP 긴장재비에 대한 극한응력 증가분을 나타내고 있는데 그림을 살펴보면 ACI시방식은 외부 강재량을 표현하고는 있지만 실험값과 제안식과 비교해볼 때 기울기로부터 차이가 나고 있음을 확인할 수 있다. Fig 5.7은 외부 CFRP 긴장재비에 대한 하중-처짐도를 나타내고 있는데 외부 CFRP 긴장재비에 따라 최대하중값이 커지는 것을 확인할 수 있으며, Fig 5.8은 하중-외부 CFRP 긴장재 변형률을 나타내고 있는데 앞선 하중-처짐도와 유사함을 알 수 있다. 이 그림으로 앞선 변수 철근비에서와 마찬가지로 외부CFRP 긴장재의 극한응력이 외부 CFRP 긴장재비에의 증가에 따라 선형적으로 비례하고 있음을 알 수 있다. 다음 Fig 5.9는 외부 CFRP 긴장재비에 따른 처짐-외부 CFRP 긴장재 변형률도를 나타내고 있는데 앞에서처럼 동일 처짐에서 CFRP 긴장재비가 증가할수록 응력의 증가가 낮게 나타내고 있음을 알 수 있다

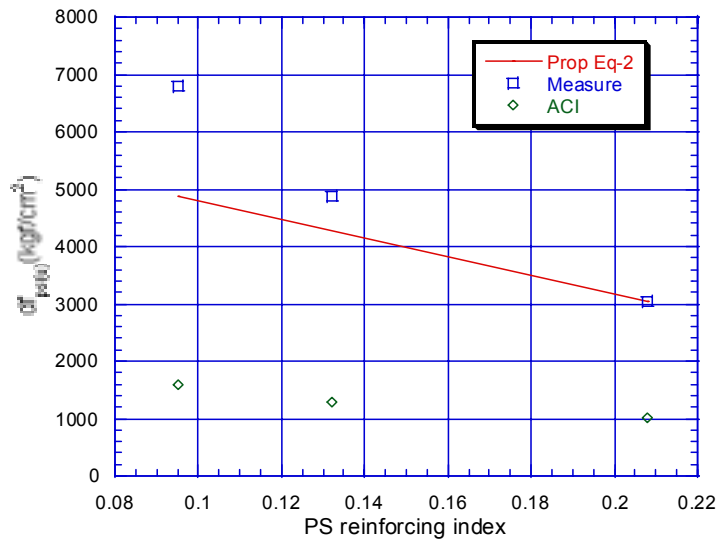


Fig 5.6 Increased ultimate stress of external PS tendon and reinforcing index of external PS tendon

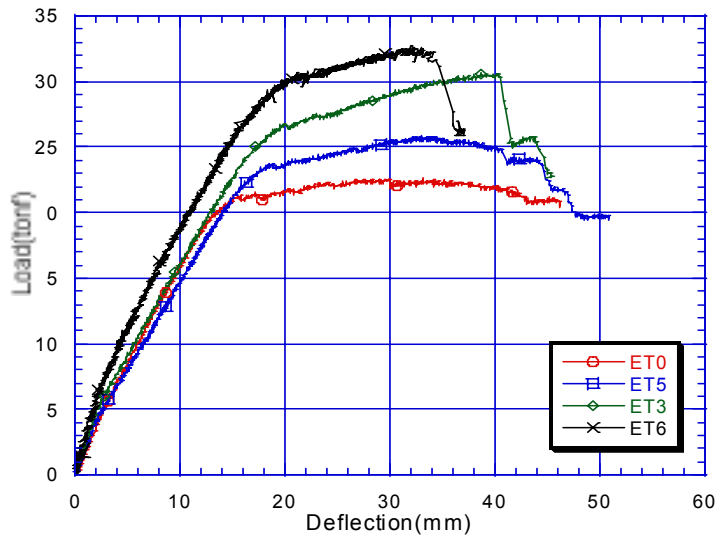


Fig 5.7 Load-Deflection curves with different external PS tendon ratio

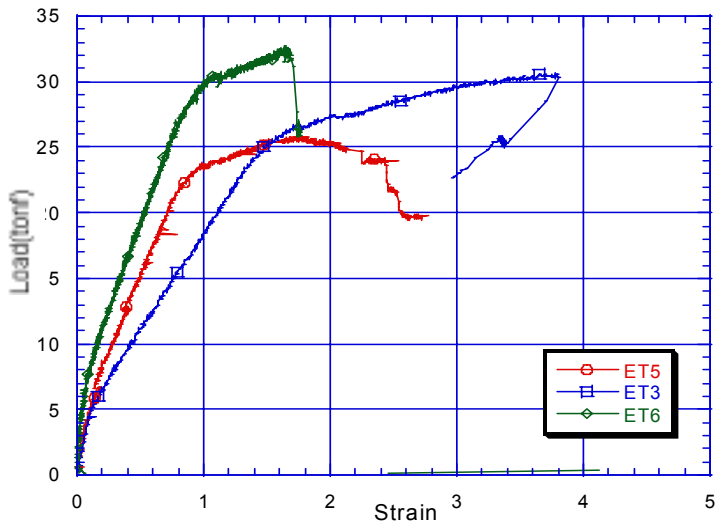


Fig 5.8 Load-strain of external PS tendon curves with different external PS tendon ratio

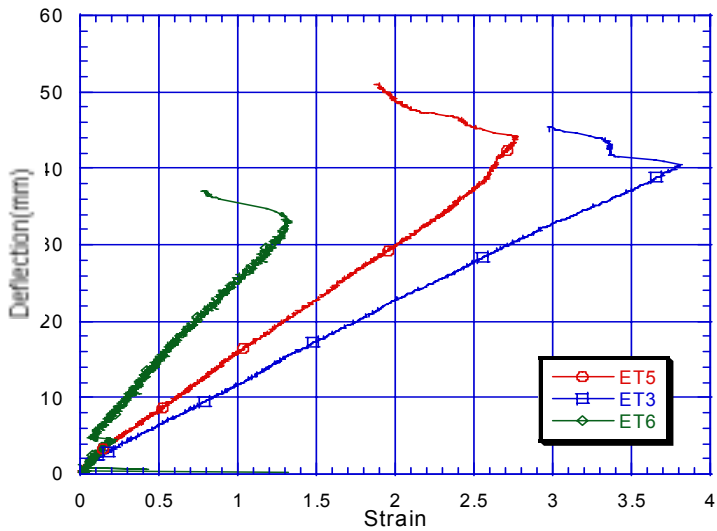


Fig 5.9 Deflection-strain of external PS tendon curves with different external PS tendon ratio

(다) 지간/유효높이 비(L/d_p)의 영향

본 실험의 변수 중 마지막으로 지간/유효높이 비의 영향을 살펴보았는데 여기에는 ET7 ~ ET8이 해당된다. Fig 5.10에서도 앞선 변수들과 마찬가지로 기울기의 경향성으로 봐서 차이가 남을 확인할 수 있다. Fig 5.11은 지간/유효높이 비에 따른 하중-처짐도를 나타내고 있는데, L/d_p 가 증가할수록 최대하중값이 커짐을 알 수 있으며, Fig 5.12는 L/d_p 에 따른 하중-외부 CFRP 긴장재 변형률도를 나타내고 있는데 이도 앞에서처럼 하중-처짐도 곡선과 유사한 경향을 나타내고 있다. 이도 앞의 변수처럼 외부 CFRP 긴장재의 극한응력이 L/d_p 의 증가에 따라 선형적으로 비례함을 알 수 있다. Fig 5.13은 L/d_p 에 따른 처짐-외부 PS강재 변형률도를 나타내고 있는데 마찬가지로 동일 처짐에서 L/d_p 가 증가할수록 외부 CFRP 긴장재의 극한응력이 작아짐을 기울기로부터 알 수 있다.

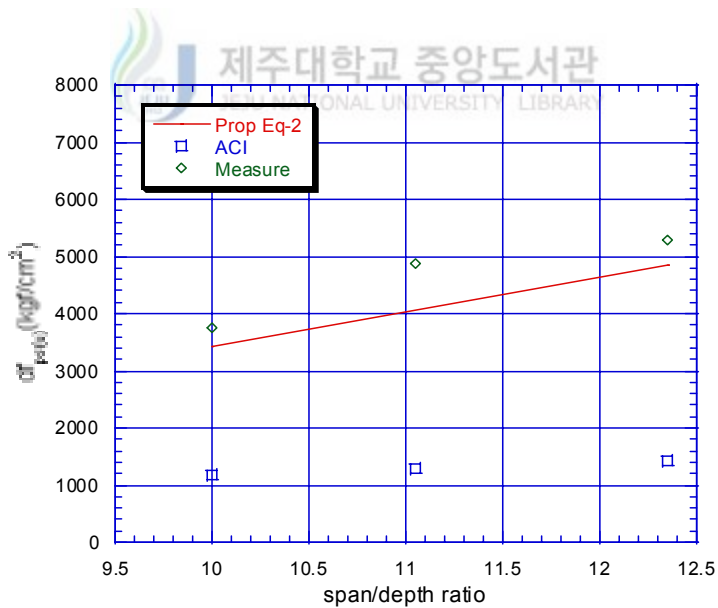


Fig 5.10 Increased ultimate stress of external PS tendon and span/depth ratio

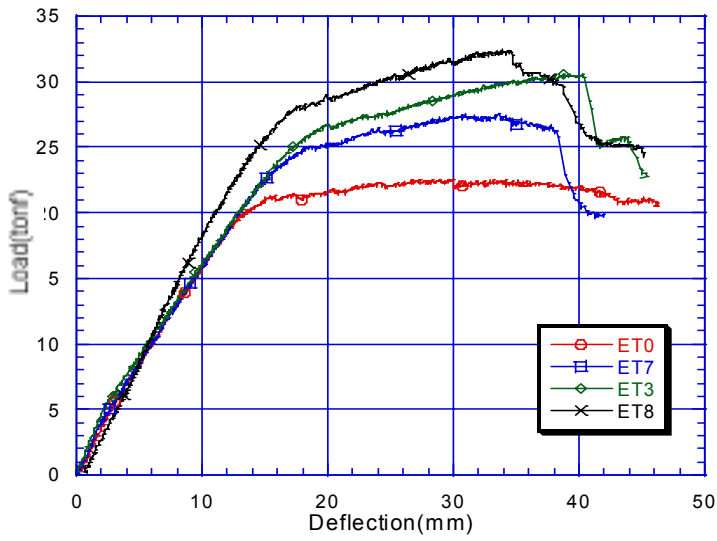


Fig 5.11 Load-Deflection curves with different span/depth ratio

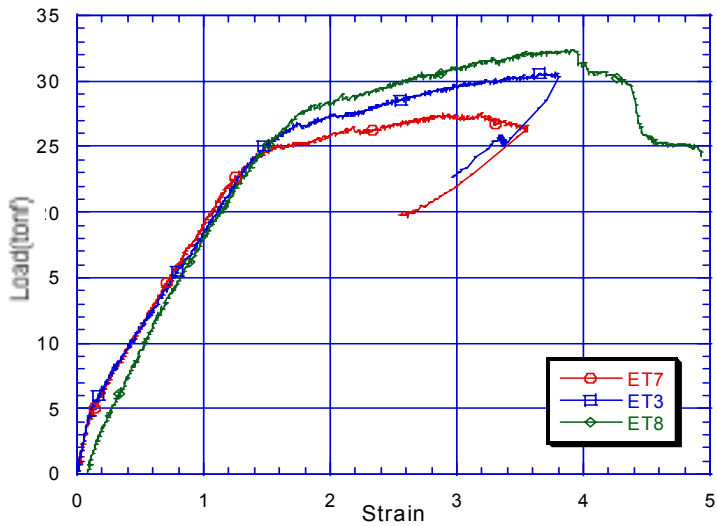


Fig 5.12 Load-strain of external PS tendon curves with different span/depth ratio

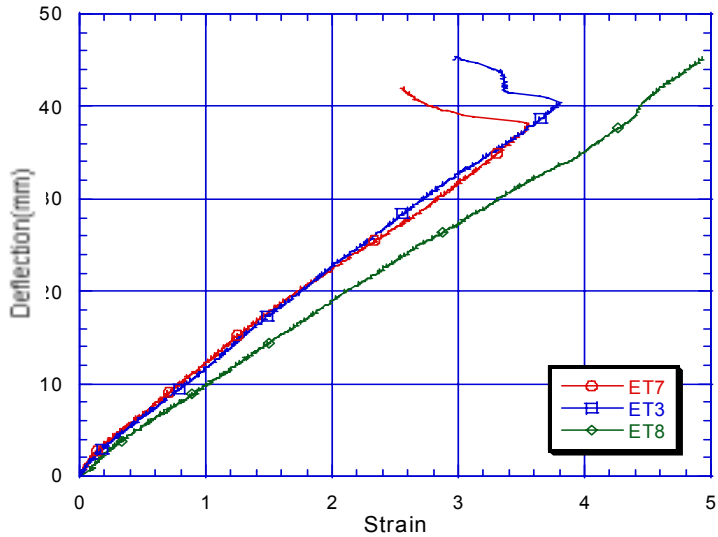


Fig 5.13 Deflection-strain of external PS tendon curves with different span/depth ratio



Fig 5.14는 계산된 M_n 값과 측정된 M_u 값을 비교하여 나타낸 그래프이다. 이는 제안식에 의하여 계산된 모멘트 값과 실험을 통하여 측정된 모멘트 값을 나타내고 있는데 계산된 모멘트 강도가 실험에 의하여 측정된 모멘트 강도의 약 85% 정도를 예측하고 있다.

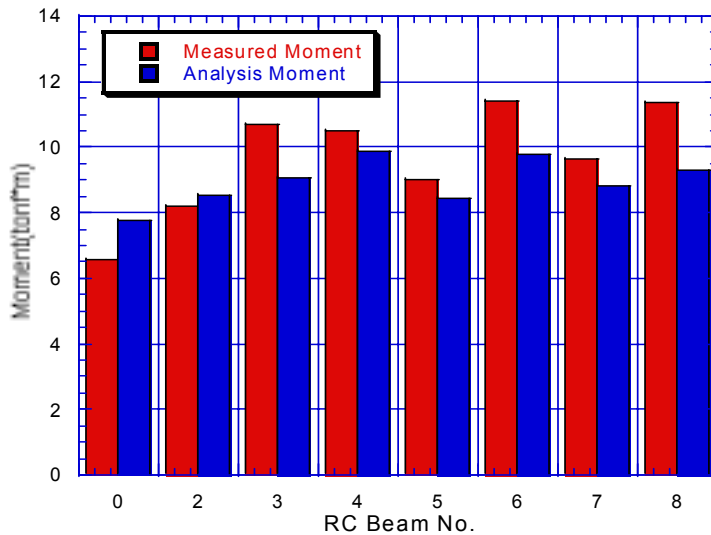


Fig 5.14 Comparison of measured and claculated moment



5.2 균열 양상

다음은 각 실험체별 균열 양상과 실험체의 실험 사진이다.

상단 가운데 사진은 실험체의 실험 할 때의 전체적인 모습과 균열을 보여주는 사진이고, 하단 좌측 사진은 실험체의 압축파괴가 일어날 때 플랜지에 생기는 균열의 모습을 보여주고 있다. 그리고 하단 우측 사진은 실험 시 보의 가운데 부분의 균열을 보여주는 사진이다. 마지막으로 사진의 하단에는 각 하중별 균열의 모습을 보여주는 그림이다.

실험 시 보의 균열을 살펴보면 무보강 실험체와 나머지 외부 보강한 실험체를 비교할 때 보의 가운데 보강된 부분이 무보강 실험체일 경우 많은 균열과 낮은 하중에서 균열이 생겨 플랜지방향으로 발전하는 반면 외부 보강한 실험체의 경우 보의 가운데 보강된 부분에서는 높은 하중에서 균열이 발생하여 플랜지 방향으로 균열이 발전하는 반면 보의 양쪽 부분에서는 가운데 보강된 부분에서보다

는 낮은 하중에서 균열이 발생하여 보의 가운데 부분보다는 낮은 하중에서 플랜지 부분까지 균열이 발전하였다. 그리고 각 변수별로 균열 상태를 살펴보면 내부 철근비가 높을수록 높은 하중에서 플랜지까지 균열이 발전하지만 내부 철근비가 낮을수록 낮은 하중에서 균열이 플랜지까지 발전하는 것을 볼 수 있다. 외부 긴장재비의 영향에서도 외부 긴장재비가 클수록 높은 하중에서 균열이 플랜지까지 발전하지만 외부 긴장재비가 낮은 상태에서는 낮은 하중에서 균열이 플랜지에 도달하였다. 그리고 마지막으로 지간/유효높이 비에서 지간/유효높이 비가 깊을수록 높은 하중에서 균열이 플랜지에 발전하지만 지간/유효높이 비가 낮을수록 낮은 하중에서 균열이 플랜지에 도달하였다.

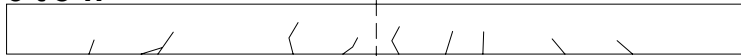
그리고 모든 실험체에서 사인장 균열은 생기지 않았고, 모든 실험체에서 압축 파괴를 하였다.



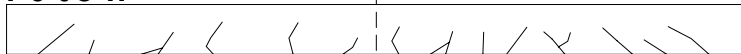
ETO



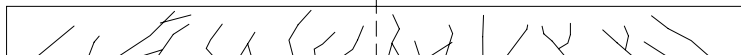
6 t o n



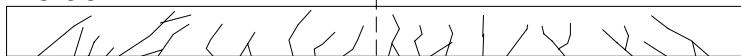
1 0 t o n



1 4 t o n



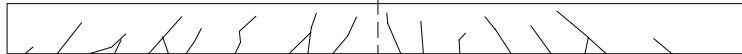
1 8 t o n



ET1



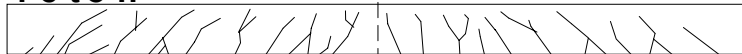
10 t o n



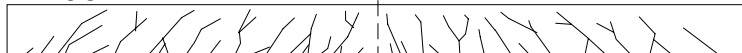
14 t o n



18 t o n



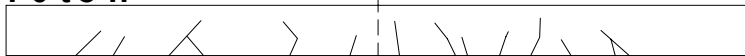
22 t o n



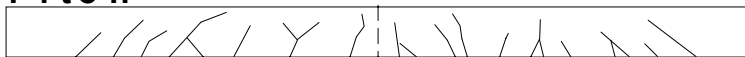
ET2



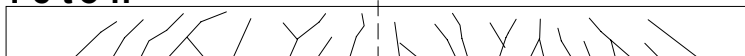
10 to n



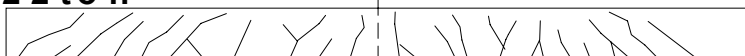
14 to n



18 to n



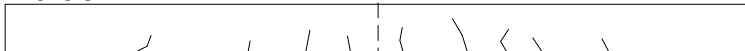
22 to n



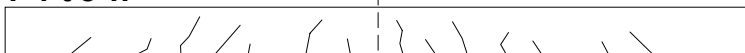
ET3



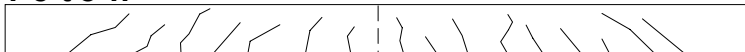
10 t o n



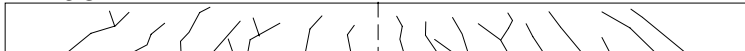
14 t o n



18 t o n



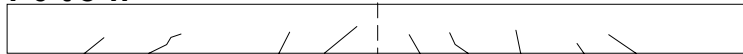
22 t o n



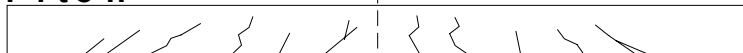
ET4



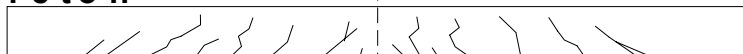
10 ton



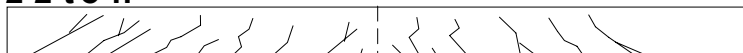
14 ton



18 ton



22 ton



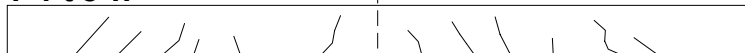
ET5



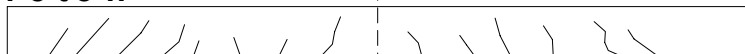
10 t o n



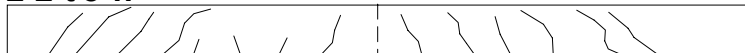
14 t o n



18 t o n



22 t o n



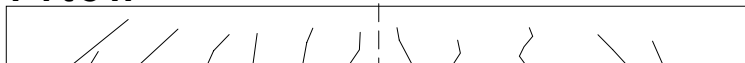
ET6



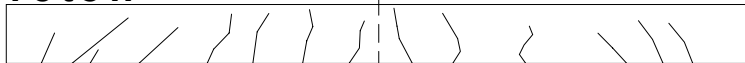
10 ton



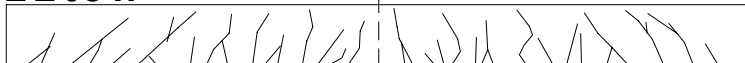
14 ton



18 ton



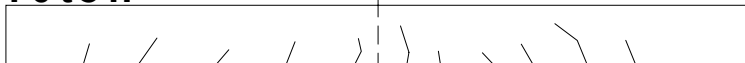
22 ton



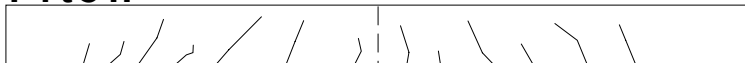
ET7



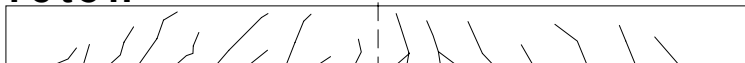
10 ton



14 ton



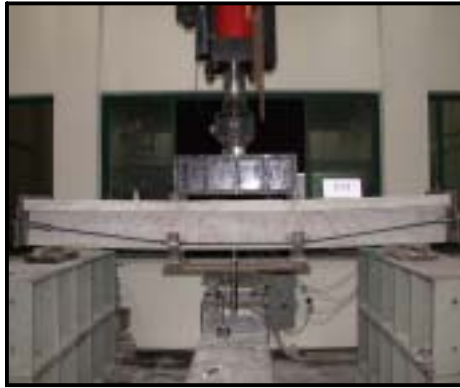
18 ton



22 ton



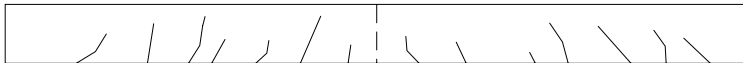
ET8



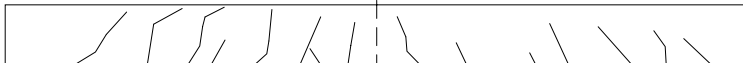
10ton



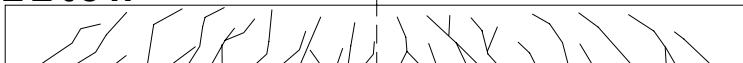
14ton



18ton



22ton



5.3 CFRP 긴장재를 사용한 보의 연성

CFRP 긴장재는 재료자체가 연성이 부족하므로 실제 설계와 사용함에 있어서 많은 어려움이 있다. 본 연구에서는 제작된 실험체 별로 기존의 연성지수 산정식과 A.E. Namman과 S.M. Jeong이 제안한 파괴시 에너지 개념을 이용한 연성지수 산정식을 이용하여 각 실험체의 연성지수를 평가하였다.

기존의 연성지수 산정식은 처짐을 이용한 식($\mu_{\Delta} = \frac{\Delta_u}{\Delta_y}$)를 이용하여 표현하였고, 연성지수 산정에 있어서 항복점은 인장철근의 항복점을 기준으로 하였다. 일반적으로 실험체에 있어서 파괴하중은 첫 번째, 하중-처짐 곡선에서 가장 높은 하중, 두 번째, 보가 완전히 파괴될 때의 하중, 세 번째, 하중-처짐 곡선에서 가장 높은 하중의 80%에 해당하는 하중에서 결정을 하는데 본 연구에서는 하중-처짐 곡선에서 가장 높은 하중을 파괴하중으로 생각하고 연성지수를 산정하였다.

파괴 시 에너지 개념을 이용한 연성지수 산정식의 사용을 위하여 하중-처짐 곡선을 수치 적분하여 전체에너지를 계산하였다. 보의 탄성에너지를 구하기 위해서는 보의 탄성거동 기울기를 계산하여야 한다. 본 연구에서는 곡선의 평균기울기를 구하여 연성에너지를 산정하였다.

$$\mu_{\Delta} = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} = \frac{1}{2} \left(\frac{E_{tot}}{E_{el}} + 1 \right) \quad (5.1)$$

여기서, $E_{tot} = E_{inel} + E_{el}$

아래 Table 5.5는 전통적인 방법과 파괴 시 에너지를 이용하여 연성지수를 구한 것을 나타내고 있다. 그리고 Fig 5.15는 실험체 별로 연성지수를 산정하여 그래프로 나타내었다.

계산된 연성지수를 살펴보면 강성이 클수록 연성지수 값이 작아지는 것을 볼 수 있다. 실험에 사용된 보에서 ET1~ET4 펴보면 이러한 경향을 알 수 있다. 실험에서 가장 큰 내력을 보였던 ET4 실험체가 작은 연성지수를 나타내면서 그러한 경향을 보여주고 있다. CFRP 긴장재를 사용한 프리스트레스트 콘크리트 보

에서 인장철근을 늘려서 배치함으로써 보의 내력은 상승시킬 수 있지만 그에 따른 보의 연성의 확보에는 인장철근이 작은 비율의 보에서보다는 연성이 저하되므로 적절한 인장 철근의 배치가 필요함을 알 수 있다.

그리고 실험체 ET5, ET3, ET6 실험체에서 외부 PS CFRP 긴장재량을 늘려서 배치함으로써 연성의 확보가 가능함을 알 수 있다. 그리고 마지막으로 지간/유효 높이의 변화에서 지간/유효높이가 낮은 보일수록 연성지수가 높아지고 지간/유효 높이가 높은 보일수록 연성지수가 낮아짐을 알 수 있다.

Table 5.5 Summary of ductility and strain energy index

Specimen	Ductility index	Strain energy index		
	$\mu_{\Delta} = \Delta_w / \Delta_y$	E_{tot} (tonf*mm)	E_{el} (tonf*mm)	index
ET0	1.90	512.6	183.1	1.90
ET1	2.37	405.98	130.36	2.06
ET2	2.04	592.04	211.93	1.90
ET3	1.95	850.31	317.20	1.84
ET4	1.87	555.58	222.36	1.75
ET5	1.79	677.37	259.27	1.81
ET6	2.01	820.13	280.76	1.96
ET7	2.27	630.1	381.99	1.77
ET8	2.05	801.13	309.19	1.79

실험체의 대부분의 보에서 연성지수가 2에 근접하는 값을 보이고 있는데 모든 보에서 휨-압축파괴를 하였기 때문에 연성을 확보할 수 있고, 이 결과를 통하여 CFRP 긴장재를 사용한 보에서는 구조물의 휨-압축 파괴를 통하여 충분한 연성을 확보 할 수 있음을 알 수 있다.

따라서 CFRP 긴장재를 사용한 보에서 충분한 연성을 확보하기 위하여 이러한 휨-압축 파괴가 유도될 수 있도록 설계식에 대한 고려가 있어야 한다.

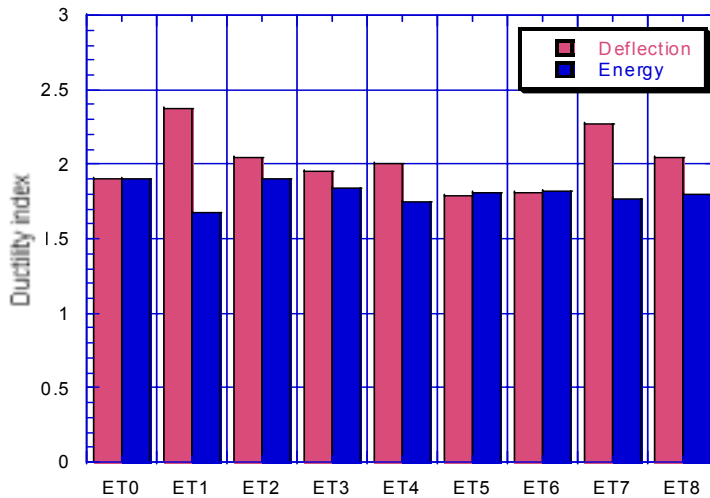


Fig 5.15 Comparison of ductility index and strain energy index

이상의 결과에서와 같이 적절한 배근을 통하여 필요한 만큼의 연성개선이 가능하다. 즉 우선적으로 유효프리트레싱 양과 사용재료의 양을 조절하여 큰 변화량을 확보하고, 일반철근을 보강함으로 철근의 소성변형에너지를 적절히 활용하여 궁극적으로 연성의 개선이 가능하다. 그리고 최대변형을 얻기 위하여 적절한 배근량을 평형철근비에서 확보 할 수 있다. 경우에 따라서는 연성의 확보를 위하여 경제성을 희생해야 할 수도 있을 것이다.

VI. 결론

6.1 요약 및 결론

외부 프리스트레싱으로 보강한 철근 콘크리트보의 휨 거동을 실험한 결과 다음과 같은 결론을 내릴 수 있다.

1. 앞서 나열한 ACI시방식과 이를 준용하고 있는 우리나라 시방식의 경우 RC보에서는 내부 철근의 영향을 고려하고 있지 못하고 있기 때문에 외부 프리스트레싱으로 보강한 RC보의 극한응력 거동을 예측하지 못하고 있다.
2. 반대로 ACI시방식과 우리나라 시방식의 경우 부착 프리스트레싱 강재만 갖는 보는 내부 부착의 경우 외부 비부착의 영향을 고려하고 있지 못하다.
3. 본 실험과 같이 외부 비부착 긴장재로 보강한 RC보의 경우 극한응력식을 식 (2-12)으로 표현하고 있기 때문에 표현하면 과대평가 혹은 변수별 조합에 따라 과소평가할 소지가 있다.
4. 외부 비부착 긴장재 갖는 RC보에서 외부 프리스트레싱 강재의 극한응력은 RC보에서는 내부 철근비의 증가에 따라 감소함을 알 수 있다.
5. 외부 비부착 긴장재 갖는 RC보에서 외부 프리스트레싱 강재의 극한응력은 외부 CFRP 긴장재비의 증가에 따라 감소함을 알 수 있다.
6. 외부 비부착 긴장재를 갖는 RC보에서 외부 프리스트레싱 긴장재의 극한응력은 지간/유효높이 비(L/d_p)의 증가에 따라 감소함을 알 수 있다.

7. 외부 비부착 긴장재를 갖는 RC보에서 외부 긴장재 도입으로 인한 상연의 인장응력과 하중재하로 인한 압축응력을 번갈아서 받기 때문에 그 단면에 대한 피로(Fatigue) 연구가 필요할 것으로 사료된다.
8. 외부 비부착 긴장재를 갖는 RC보에서 외부 프리스트레싱 강재의 극한응력은 보의 처짐과 선형적으로 비례함을 알 수 있다.
9. CFRP 긴장재깊이와 중립축 깊이비(d_p/c_u)로 나타낸 극한응력 제안식은 응력 평준화계수(Φ_u)와 응력수정계수(α, β) 등을 도입하여 나타낼 수 있고 실험값과 유사하게 예측할 수 있다.
10. CFRP tendon을 사용한 보에서 적절한 내부 철근의 배근과 유효프리스트레싱 양, 사용재료의 양등을 조절하여 연성의 개선이 가능하다.



VII. 참고문헌

- 도로교통설계기준·해설, 대한토목학회, 2003.
- 박상렬, "외부 프리스트레싱 텐던으로 보강된 콘크리트보의 극한 휨거동." 목적 기초연구 최종보고서, 한국과학재단, 2002.8 과제번호R05-2000-000-00374-0
- 오병환, 유성원, "외부 프리스트레스트 콘크리트 부재의 극한상태에서의 강선응력 예측식 제안." 콘크리트학회 논문집, 제11권 6호, 99. 12, pp. 12-24.
- 이중윤, 임재형, 문정호, 신경재, "비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 보에서 긴장재 응력의 과대평가." 콘크리트학회 논문집, 제11권 4호, 99. 9, pp. 73-81.
- 임재형, 문정호, 이리형, "비부착 긴장재의 응력에 영향을 미치는 중요변수에 대한 실험연구." 콘크리트학회 논문집, 제11권 1호, 99. 2, pp. 209-219.
- 임재형, 문정호, 음성우, 이리형, "프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력에 관한 연구(I)-기존연구 및 ACI 설계식의 고찰." 콘크리트 학회지, 제9권 4호, 97. 8, pp. 167-176.
- 정상모, "Evaluation of Ductility for Concrete Beam Prestressed with FRP Tendon." 한국콘크리트학회 학술발표회 논문집, 제 10권 2호, pp 643-648.
- 한국콘크리트학회, 2003, 콘크리트 구조 설계기준.
- ACI-ASCE Committee 423, "Recommendations for concrete members prestressed with unbonded tendon." ACI Journal, May-June 1989.
- ACI Committee 318, "Building code requirements for structural concrete (ACI 318-95) and commentary (ACI 318R-95)." American Concrete Institute, Detroit, 1995.
- AASHTO, AASHTO LRFD Bridge Design Specification, SI unit 1st Ed., American Association of State Highway and Transportation Official, 1994.
- Campbell, T. I. and Chouinard K. L. (1991), "Influence of Nonprestressed Reinforcement on the Strength of Unbonded Partially Prestressed

- Concrete Members", ACI Structural Journal, Vol. 88, No. 5, pp. 546-551.
- Canadian Standards Association Can3-A23.3-M84), "Design of Concrete Structures for Buildings," Dec. 1984.
- Du, G. and Tao, X., "Ultimate Stress in Unbonded Tendons of Partially Prestressed Concrete Beams," PCI Journal, Vol. 30, No. 6, Nov-Dec. 1985, pp. 72-91.
- Harajli, M. H., "Strengthening of Concrete Beams by External Prestressing," PCI Journal, Vol. 38, No. 6, Nov-Dec. 1993, pp. 76-88.
- Harajli, M. H. and Naaman, A. E., "Evaluation of the Ultimate Steel Stress in Partially Prestressed Flexural Members," Journal of the Prestressed Concrete Institute, Vol. 30, No. 5, Sept-Oct. 1985.
- Mattock, A. H., "Modification of the ACI Equation for Stress in Bonded Prestressed Reinforcement at Flexural Ultimate," ACI Journal, Vol. 81, No. 4, July-Aug. 1984, pp. 331-339.
- Mattock, A. H., Yamazaki, J., and Jattula, B. T., "Comparative Study of Prestressed Concrete Beams with and without Bond," ACI Journal, Vol. 68, No.3, Feb. 1971, pp. 116-125.
- Naaman, A. E., "Ultimate Analysis of Prestressed and Partially Prestressed Section by Strain Compatibility," Journal of the Prestressed Concrete Institute, Vol. 22, Jan-Feb. 1977, pp. 32-51.
- Naaman, A. E. and Alkhairi, F. M., "Stress at Ultimate in Unbonded Post-Tensioning Tendons: Part 2-Proposed Methodology," ACI Structural Journal, Vol. 88, No. 6, Nov-Dec. 1991, pp. 683-692.
- Naaman, A. E., "A New Methodology for the Analysis of Beams Prestressed with External or Unbonded Tendons," ACI SP-120-16, pp. 339-354.
- Naaman, A. E., "Partial Prestressing in the Rehabilitation of Concrete Bridge," Bridge Evaluation, Repair and Rehabilitation, Proceedings of the 1st Us-European Workshop, A. S. Npwak and E. Absi Editors, The University of Michigan, 1987, pp. 391-406
- Naaman A. E., "External Prestressing for Rehabilitation: Analysis and Design Implications," 4th International Conference on Structural Failure,

- Durability and retrofitting," Singapore, July 1993.
- Pannell, F. N., "The Ultimate Moment of Resistance of Unbonded Prestressed Concrete Beams," Magazine of Concrete Research, Vol. 21, No.66, March 1969, pp. 43-54.
- Alkhairi, F. M. and Naaman, A. E., "Analysis of Beams Prestressed with Unbonded internal or External Tendons " Journal of Structural Engineering, ASCE, V. 119, No. 9, Sept. 1993, pp. 2680-2700
- Alkhairi, F. M. and Naaman, A. E., "Analytical Evaluation of Concrete Beams Prestressed with Unbonded Tendons" Proceedings of the International Conference on Rehabilitation and Development of Civil Engineering Infrastructure Systems, V. I, 1997, pp. 676-690
- Aparicio, A. C. and Ramos, O., "Flexural Strength of Externally prestressed Concrete Bridges" ACI Structural Journal, V. 93, No. 5, September-October 1996, pp. 512-523
- Dall'asta, A. and Dezi, L., "Nonlinear Behavior of Externally Prestressed Composite Beams: Analytical Model" Journal of Structural Engineering, ASCE, V. 124, No. 5, May 1998, pp. 588-597
- Eibl, J., " Externally Prestressed Bridges" External Prestressing in Bridges, SP-120, American Concrete Institute, Detroit, June 1990, pp. 375-388
- Jartoux, P. and Lacroix, R., "Development of External Prestressing in Bridges: Evolution of the Technique " External Prestressing in Bridges, SP-120, American Concrete Institute, Detroit, June 1990, pp.83-106
- Nowak, A. S., Naaman, A. E., and Ting, S. C., "Reliability Analysis of Externally Prestressed Concrete Bridge Girders " External Prestressing in Bridges, SP-120, American Concrete Institute, Detroit, June 1990, pp.437-454
- Virlogeux, M. P., "External Prestressing: From Construction History to Modern Technique and Technology" External Prestressing in Bridges, SP-120, American Concrete Institute, Detroit, June 1990, pp. 1-60

감사의 글...

이 논문이 완성되는데 많은 분의 도움이 있었습니다. 이 자리를 빌어서 그 분들에게 감사하다는 말을 남기고 싶습니다.

우선 부족한 저를 이 논문이 완성되는데 많은 가르침을 주신 박상렬 교수님께 깊은 감사의 말을 전하고 싶습니다. 그리고 제가 구조를 전공하는데 많은 가르침을 주신 김상진 교수님과 토목해양공학과 교수님이신 양성기 교수님, 김남형 교수님, 남정만 교수님, 이병걸 교수님께도 감사하다는 말을 하고 싶습니다.

그리고 제가 연구실에 들어와서 많은 가르침과 도움을 주신 연구실 선배님 성욱형, 창훈형, 용철형, 태우형과 실험할 때 도움을 준 연구실 후배 성룡이, 경남, 성협, 근혁, 경태에게 고마운 마음을 전합니다. 또 내가 대학원 생활을 하면서 많은 도움을 준 토목해양공학과 대학원생인 민수형, 경보형, 승범형, 태혁, 혁춘, 강일, 성환, 준호, 행식에게도 고맙다는 말을 전하고 싶습니다.

어찌보면 2년간 위의 학교 분들 이외에 많은 분들에게 비록 학문적인 도움은 아니지만 정신적으로나 다른 면으로 많은 도움을 받았습니다. 우선 친구들...너무 너무 고맙고 2년간의 결과물을 그 친구들에게 줄 수 있어서 매우 다행이라 생각합니다. 그리고 나에게 항상 열심히 사는 모습을 보이시면서 자극을 준 형님들과 형수님들에게도 깊은 감사의 마음을 전합니다. 또 초등학교 친구들...지금은 비록 불확실한 미래에 걱정을 많이 하고 생각들도 많지만 언젠가는 꼭 그 생각들을 이룰것이라 생각한다...마지막으로 서울에 있는 승빈, 열심히 사는 모습이 보기 좋은 상현이 아빠 기훈과 상현이 엄마 성희에게도 감사의 마음을 전합니다. 그 외에도 어찌보면 인연이라는 이름으로 나와 얽혀서 나에게 많은 도움을 준 친구들, 선배들, 동생들에게도 고맙다는 말을 전하고 싶습니다. 이름이 없다고 빠지지 않았으면 하는 바램입니다.

그리고 2년간 나를 버티게 해준 할머니, 아버지, 어머니, 동생과 친척분들에게 진심으로 감사한 마음을 전합니다. 이제는 집에서 볼수 있는 시간이 많아지겠네요...

2005년 1월
연구실에서