

# 프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력 평가에 관한 연구( I )

- 기존연구 및 ACI 표준식의 고찰 -

## Evaluation of Ultimate Stress of Unbonded Tendon in Prestressed Concrete Members ( I )

- Consideration of ACI code and the State-of-the Art -



임재형\*

Lim, Jae-Hyung



문정호\*\*

Moon, Jeong-Ho



음성우\*\*\*

Eum, Seong-Woo



이리형\*\*\*\*

Lee, Li-Hyung

### ABSTRACT

The current study is a part of series of research about the evaluation method of the unbonded tendon stress in prestressed concrete member at flexural failure. As the first part, previous design equations were examined in order to find whether any modifications may be needed.

A total of 167 experimental results tested for more than 40 years were gathered to build D/B and then previous proposed and codified equations were evaluated with the experimental results. The ACI Code equation and Naaman, Harajli, and Chakrabarti's equations were chosen for the purpose of examination. Then, the followings were obtained from the analytical examination.

It is desirable to compute the tendon stress with the member analysis method instead of the sectional analysis method which has been used in the current ACI Code. The tendon stress may also be influenced significantly by the amount of ordinary bonded

\* 정회원, 금호건설기술연구소 선임연구원

\*\* 정회원, 한남대 건축공학과 조교수

\*\*\* 정회원, 금호건설기술연구소 선임연구원

\*\*\*\* 정회원, 한양대 건축공학과 교수

• 본 논문에 대한 토의를 1997년 10월 30일까지 학회로 보내주  
시면 1997년 12월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

reinforcements and the loading types. And the current ACI Code overestimated the effect of span/depth ratio. As results, it was concluded that the revision of the ACI Code equation should be considered positively. Then, a new design has to be proposed with the reasonable and comprehensive investigation about influential factors on the tendon stress variation.

**Keywords :** unbonded tendon, tendon stress, tie model, span/depth ratio, loading type, bonded reinforcement.

## 1. 서 론

구조물의 장스팬화 및 충고단축 등이 가능한 프리스트레스트 콘크리트 구조는 여러 가지 장점이 있으나, 많은 부분들이 아직 규명되지 못하고 있기 때문에 현재에도 이에 대한 상당한 연구가 진행되고 있다. 특히 비부착 긴장재(unbonded tendon)를 갖는 부재의 거동은 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 부착 긴장재(bonded tendon)를 갖는 부재와는 다르다. 부착 긴장재를 갖는 부재에서는 긴장재와 콘크리트가 충분히 부착되어 있으므로, 긴장재와 콘크리트가 일체로 거동함을 가정한 상태에서 평형방정식과 변형도 적합방정식 등을 적용할 수 있다. 그러나 비부착 긴장재를 갖는 부재에서는 부재의 양단부를 제외하고는 긴장재가 콘크리트와 독립적으로 거동하게 된다. 따라서 긴장재의 응력은 단부 정착구사에서 긴장재가 늘어난 전체 길이에 의해 결정된다. 그러므로 Fig. 1(b)에서와 같이 긴장재의 응력은 부재의 단면에 대한 해석보다는 부재의 전체의 변형에 대한 해석에 의해서 결정되어야 한다.

현재까지 비부착 긴장재를 갖는 부재에 대한 많은 연구가 이루어져 왔으며 이를 토대로 하여 ACI 규준식<sup>1)</sup>을 비롯한 다양한 설계식들이 제안되어 왔다. 그러나 이들 설계식들은 상당히 제한된 변수들에 대한 실험에 근거하고 있다고 할 수 있으며, 한두가지의 한정된 변수만에 의해서 얻어진 자료들을 근거로 일반화시키고 있다는 문제점도 가지고 있다. 또한, 실험결과에 대한 해석 등에 있어서 그 견해가 다를 수도 있는 경우를 제대로 고려

하고 있지 않다. 그러므로 본 연구에서는 기존의 실험결과들을 이용하여 이와같은 문제점들에 대한 종합적인 분석을 실시하고자 한다. 그리고 본논문의 연구결과를 토대로 하여 추후에 본연구의 연속으로 새로운 해석식 및 설계식을 제안하고자 한다. 또한 제안된 설계식을 증명할 수 있는 실험을 실시하며, 이를 기존의 실험결과와 연계시켜 종합적인 분석도 하고자 한다.

## 2. 연구의 목적 및 방법

비부착 긴장재의 극한응력 평가를 위한 본연구자들의 연구는 기존연구의 고찰, 이론해석을 통한 설

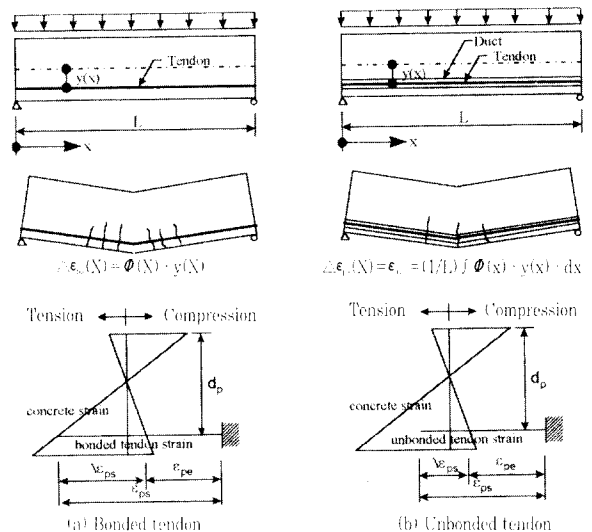


Fig. 1 Behavior of prestressed concrete members

계식의 제안, 실험연구를 통한 제안식의 검증이라는 여러 연구단계로 분류되어 실시되었다.

이상의 여러 연구단계중에서 본 논문에서는 기존 연구의 고찰에 대한 내용을 다루고자 한다. 이러한 연구를 위하여 본 논문에서는 1960년대 이후부터 현대까지 실시된 이론 및 실험적 연구에 대한 자료를 수집하였다. 이론적인 연구의 결과는 주로 설계를 위한 제안식으로 나타나기 때문에 기존의 설계식을 각 나라별로 수집하고, 설계용 제안식을 연구자별로 수집하였다. 또한 이러한 식들을 분석하기 위하여 총 167개의 실험자료가 수집되었다. 이러한 자료들을 설계식과 비교하여 공동 및 추가로 고려되어야 할 사항과 무시될 수 있는 변수들에 관한 연구를 실시하였다. 그리고 현재 우리나라의 강도설계 기준의 근간을 이루고 있는 ACI 규준식의 변천과정을 분석하고, ACI 규준식의 문제점을 분석하여 유용한 정보도 얻고자 하였다.

### 3. 기존의 설계식

일반적으로 극한하중 상태에서 비부착 긴장재를 갖는 부재의 긴장재의 응력을 평가하는 공통적인 접근방법은 다음과 같다.

$$f_{ps} = f_{pe} + \Delta f_{ps} \quad (1)$$

여기서,  $f_{ps}$ 는 비부착 긴장재의 유효프리스트레스 이고,  $\Delta f_{ps}$ 는 부재의 휨과괴시 증가된 비부착 긴장재의 응력이다. 본 연구에서는  $f_{ps}$ 의 산정법에 관한 기초연구를 각국의 규준식 및 제안식 등으로 분류하여 검토하였다. 현재까지 많은 연구자들이 극한하중 상태에서 비부착 긴장재를 가진 부재의 긴장재의 응력을 평가하는 방법에 대한 연구를 수행하였는데, ACI 규준식과 비교를 위하여 ACI 규준식의 변천과정에 사용된 각연구자들의 제안식과 각국의 규준식, 기존연구자들의 제안식 및 사용된 변수들을 요약하여 Table 1에 나타내었다.

ACI 318-63에서는 부재의 휨과괴시 비부착 긴장재의 응력을 Table 1의 식(k)와 같이 산정하도록 되어 있다. Warwaruk 등<sup>17)</sup>은 41개의 비부착 긴장재를 갖는 단순보에 대한 실험을 통하여 보강철근량, 콘크리트의 강도, 작용하중의 형태의 영향을 분석하여 식

Table 1의 (b)을 제안하였으며, 이식과 ACI 318-63에 의한 계산결과를 실험결과와 비교하였는데, 그결과 ACI 318-63 규준식이 비부착 긴장재의 응력을 과소평가할 수 있음을 보였다. 그후 Mattock 등<sup>18)</sup>은 스패-츄의 비( $L/d_p$ )를 33.6으로 고정하고 부착와 비부착의 상태, 보강철근량, 긴장재양 등을 변수로 실험을 실시하였다. 그 결과 ACI 318-63 규준식과 Warwaruk 등이 제안한 식은 낮은 철근비를 갖는 부재에서 긴장재의 응력을 매우 과소평가할 수 있음을 보였다.

또한  $\rho_p/f'_c$ 의 비가 증가할수록 예측된 결과와 실험결과의 오차는 감소하는 것으로 나타났기 때문에 Fig. 2에서와 같이 기존연구자들의 실험결과를  $\rho_p/f'_c$ 의 비에 대한  $\Delta f_{ps}$ 를 비교·분석하여 새로운 제안식을 발표하였다. 그 결과, Mattock의 제안식을 토대로 ACI 318-63의 식이 ACI 318-77의 식으로 수정되었다.

Mojtahedi 등<sup>19)</sup>은 스패-츄의 비( $L/d_p$ )의 영향에 대한 연구로 Fig. 3과 같은 Tie모델을 사용하여 스패-츄의 비가 증가할수록 Tie의 변형도가 급격히 감소할 수 있다고 주장하였다. 이는 스패-츄비가 증가할수록 긴장재의 응력이 과대평가될 수 있다는 것이다. 이에 따라 ACI 318-83에서는 스패-츄의 비가 35이상인 경우에는 긴장재의 응력을 낮게 평가할 수 있도록 설계식을 수정하였으며 현재까지 동일한 식이 사용되고 있다. Harajli<sup>20)</sup>는 작용하중의 형태,  $L/d_p$ 를 변수로 하여 실험과 해석적인 연구를 수행하였으며, 그결과 소성현지의 길이는  $L/d_p$ 의 효과만큼 중요하다는 사실과 ACI 규준식에서 처럼  $\rho_p/f'_c$ 의 비만이 상대적인 설계변수가 아닌 것으로 보고하였다. 또한, 해석적인 연구에서 변형도 적합 조건을 사용하여 현재의 ACI 규준에서  $L/d_p=35$ 을 경계면으로 하여  $f_{ps}$ 의 적용식을 다르게 표현하고 있는 것을  $L/d_p$ 값의 변화를 연속적으로 평가할 수 있고 일반철근의 양을 고려할 수 있는 Table 1의 식(h)를 제안하고 있다.

Naaman 등<sup>21)</sup>은 비부착 긴장재를 가진 부재의 긴장재의 응력은 부착 긴장재를 가진 부재에서 처럼 임계단면에 대한 단면해석법(Sectional analysis method)에 의해서 결정될 수 없고, 구조물 전체의 변형을 고려한 부재의 해석법(Member analysis

Table 1 Summary of various codified equations and proposed equations

No of eq.	Authors or Code (year)	Equation for fps	Parameters
(a)	Janney et al. (1956)	$f_{ps} = f_{pc} + \lambda E_{ps} (\Delta \epsilon_{ps})$	$f_{pc}$
(b)	Warwaruk et al. (1962)	$f_{ps} = f_{pc} + (30,000 - \frac{\rho_p}{f_c} \times 10^{10}) \text{psi}$	$f_{pc}, A_{ps}, f_c'$
(c)	Pannell (1969)	$f_{ps} = \frac{f_c' \left( \frac{A_{ps} f_{pc}}{(b_s d_s f_c') + \lambda} \right)}{L + \lambda / (0.85 \beta_1)}$ $\lambda = \frac{10.5 \rho_p \epsilon_s E_{ps} d_s}{L f_c'}$	$f_{ps}, A_{ps}, f_c', L/d_s$
(d)	Mattock et al. (1971)	$f_{ps} = f_{pc} + 10,000 + \frac{1.4 f_c'}{100 \rho_p} \text{psi}$	$f_{pc}, A_{ps}, f_c'$
(e)	Tam/Pannell (1976)	$f_{ps} = f_c' \left( \frac{A_{ps} f_{pc}}{(b_s d_s f_c') + \lambda} - \frac{A_s f_c}{(b_s d_s f_c') \lambda} \right) / \rho_p$	$f_{ps}, A_{ps}, A_s, f_c, f_c', L/d_s$
(f)	Mojtahedi/Gamble (1978)	-	$f_{ps}, A_{ps}, f_c', L/d_s$
(g)	Du/Tao (1985)	$f_{ps} = f_{pc} + 114 - \frac{278.46}{b_s d_s f_c'} (A_{ps} f_{pc} + A_s f_c) \text{psi}$	$f_{ps}, A_{ps}, A_s, f_c, f_c'$
(h)	Harajli/Kanj (1991)	$f_{ps} = f_{pc} + \gamma f_{pc} (1.0 - 3.0 \frac{A_{ps} f_{pc} + A_s f_c}{b d_s f_c'})$	$f_{ps}, A_{ps}, A_s, f_c, f_c', L/d_s$
(i)	Naaman/Alkhalairi (1991)	$f_{ps} = f_{pc} + \Delta f_{ps} = f_{pc} + \phi_s E_{ps} \epsilon_s \left( \frac{d_p}{c} - 1 \right) \frac{1.4}{l_z}$	$f_{ps}, A_{ps}, A_s, A', f_c, f_c', \text{Loading type, } L/d_s$
(j)	Chakrabarti (1995)	$f_{ps} = (f_{pc} + 10,000 + A) / (1 - B) \text{psi}$ $f_{ps} = (f_{pc} + 0.65 \times \Delta f_{ps}) \text{ for } \rho_p = 0 \text{ and } L/d > 33$ $A = \frac{f_c' d_s}{100 \rho_p} \left( \frac{60,000}{f_c'} (1 + \frac{\rho_p}{0.025}) \leq 20,000 \text{ psi} \right)$ $B = r f_c' / (100 \rho_p f_{pc}) \leq 0.25$ $r = 1.0 \text{ for } L/d \leq 33, \quad r = 0.8 \text{ for } L/d > 33$	$f_{ps}, A_{ps}, A_s, f_c, f_c', L/d$
(k)	U.S.A. (1963)	$f_{ps} = f_{pc} + 15,000 \text{ psi}$	$f_{pc}$
(l)	U.S.A. (1977)	$f_{ps} = f_{pc} + 10,000 + \frac{f_c'}{100 \rho_p} \text{psi}$	$f_{ps}, A_{ps}, f_c'$
(m)	U.S.A. (1983)	$f_{ps} = f_{pc} + 10,000 + \frac{f_c'}{100 \rho_p} \text{psi for } \frac{L}{d_s} \leq 35$ $f_{ps} = f_{pc} + 10,000 + \frac{f_c'}{300 \rho_p} \text{psi for } \frac{L}{d_s} > 35$	$f_{ps}, A_{ps}, f_c', L/d_s$
(n)	Canadian	$f_{ps} = f_{pc} + \frac{725}{L} (d_s - c_s) \text{ ksi}$ $c_s = \frac{(\phi_s A_{ps} f_{ps} + \phi_s A_s f_c)}{0.85 \phi_s \beta_1 f_c' b_s}$	$f_{ps}, A_{ps}, f_{ps}, A_s, f_c, f_c', L/d_s$
(o)	Dutch	$f_{ps} = 1.05 f_{pc}$	$f_{pc}$
(p)	Germany	$f_{ps} = f_{pc} + \Delta f_{ps} (f_{ps})$ $\Delta f_{ps} = E_{ps} (\Delta l_s / L)$ $\Delta l_s = d_{ps} / 17$	$f_{ps}, L/d_s$
(q)	British	$f_{ps} = f_{pc} + \frac{1020}{(L/d_s)} \left( 1 - \frac{1.7 f_{ps} A_{ps}}{f_c b_s d_s} \right) \text{ ksi}$	$f_{ps}, A_{ps}, f_{ps}, L/d_s$
(r)	Swiss	$f_{ps} = f_{pc} + 0.075 E_{ps} (d_s / L) \text{ (Edge span)}$ $f_{ps} = f_{pc} + E_{ps} (0.00125 L + 0.1 h) / l_s \text{ (Inner span)}$	$f_{ps}, L/d_s$

\* 1 psi = 0.006895 MPa

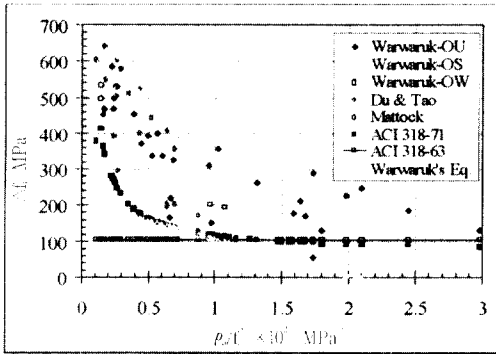


Fig.2 Relationship between  $\rho_c/f_c'$  and  $\Delta f_{cs}$

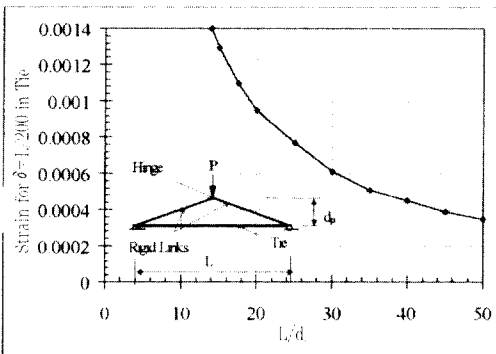


Fig.3 Steel strain versus  $L/d$ , by Mojtabehi & Gamble's tie model

method)을 통하여 결정되어야 한다고 보고하고 있다. 이들도 이와 같은 사항과 기존연구의 실험결과를 분석하여 Table 1의 식(i)와 같은 식을 제안하였다.

#### 4. 기존실험 결과와 설계식의 비교

기존연구와 각국의 설계기준식을 분석하기 위하여 1962년부터 1995년까지 각국의 13명의 연구자들에 의하여 연구되어진 167개의 실험자료들을 수집하여 Table 2에 나타내었다. 그리고 ACI 기준식, Harajli에 의해 제안된 식, 그리고 Naaman 등에 의해 제안된 식에 의한 값들을 실험결과와 비교하였다. 그리고 최근(1995년)에 연구된 결과로서 Chakrabarti<sup>10)</sup>에 의한 연구결과도 실험결과와 비교하였다. (Fig. 4~Fig. 7). 그림에는 비부착 긴장재의 응력증가의 내용을 실험결과와 제안된 식에 의한  $\Delta f_{cs}$ 의 비교를 나타냈으며, 완전한 상호관계를 나타내는 선과 보수통계법인 단순회귀분석법에 의한 상관계수 R을 나타내었다. 상관계수 R은 결정계

Table. 2 Summary of test results

Authors/year	study	Loading type	L/d	No. of tests
Warwaruk et al(1962)	E, T	S, T	3.8-5.2	41
Parnell(1969)	E, T	S	12.0-40.9	38
Mattock et al(1971)	E, T	T	33.6	7(3-span beam)
Tam & Parnell(1976)	E, T	S	19.0-45.0	8
Burns et al(1978)	E	S	53.3	6(3-span slab)
Cooke et al(1981)	E, T	T	20.0-40.0	9
Elzaraty & Nilson(1982)	E, T	T	21.0	8
Du & Tao(1985)	E	T	19.1	22
Chakrabarti & Whang(1987)	E	T	21.0	8
Chouinard(1989)	E	T	15.0	6
Harajli & Kanji(1991)	E	S, T	7.8-19.2	26
Burns et al(1993)	E	T	15.8-27.3	6(2-span beam)
Chakrabarti(1995)	E, T	T	17.1-55.2	33

No. of tests = 1 if not except the poor specimens of 51 test

E = Experimental Study, T = Theoretical Study

S = Single concentrated loading at midspan, T = Two point loading, U = Uniform loading

수 R<sup>2</sup>의 제곱근 값으로 R<0.2 이면 전혀 상관관계가 없고, 0.2≤R<0.6 이면 약간 상관관계가 있으며, 0.6≤R 이면 상관관계가 크다고 할 수 있다.

Fig. 4에서 알 수 있듯이, ACI 기준식에 의한  $\Delta f_{cs}$ 는 실험결과를 과소평가하고 있다는 사실을 알 수 있다. 이는 현행의 ACI 기준이 비부착 긴장재의 응력을 평가하는데 있어서 영향을 미칠 수 있는 일반철근의 양 및 작용하중의 형태에 대한 변수를 고려하지 않고,  $f_{cs}$ 와  $\rho_c, f_c'$ 만의 함수로 평가하고 있기 때문으로 사료된다.

Fig. 5는 Harajli에 의해 제안된 식으로 나타난 결과로써 분산의 정도가 크게 나타나고 있으며, ACI 기준식에 의한 결과보다도 상관계수 R은 작게 나타나고 있다. 이는 스펠-축비(L/d<sub>s</sub>)에 대한 변수와 일반철근의 양에 대한 변수가 고려되어 있으나, 작용하중의 형태에 대한 변수가 고려되어 있지 않고 있기 때문으로 사료된다.

그러나, Fig. 6에 나타난 Naaman 등에 의해 제안된 식은 단면에서 응력블록의 높이와 작용하중의 형태에 대한 변수를 포함하고 있으므로 비부착 긴장재의 응력을 비교적 양호하게 평가하고 있다. 여기에서 응력블록의 높이는 긴장재 및 일반철근의 양에 의해서 결정되므로 일반철근의 양도 주요 변수로 사용됨을 알 수 있다. 그러나, 이 식은 2차방정식을 풀이하여 중립축 거리를 산정해야만 비부착 긴장재의 응력을 평가할 수 있으므로 설계식으로는 다소 복잡

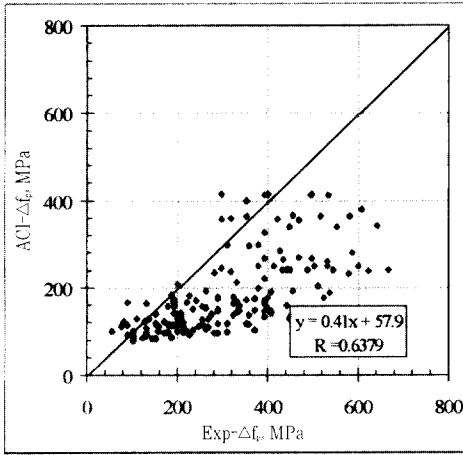


Fig. 4  $\Delta f_{cs}$  predicted by ACI 318-89 code versus experiments

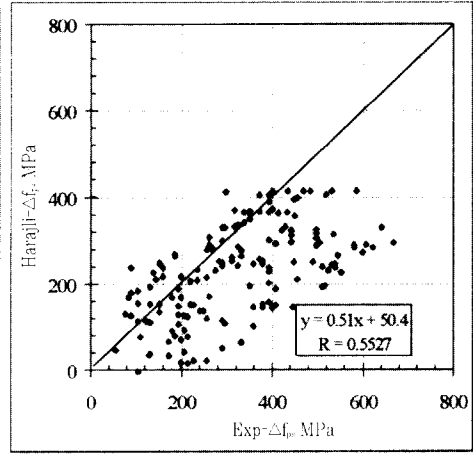


Fig. 5  $\Delta f_{cs}$  predicted by Harajli code versus experiments versus experiments

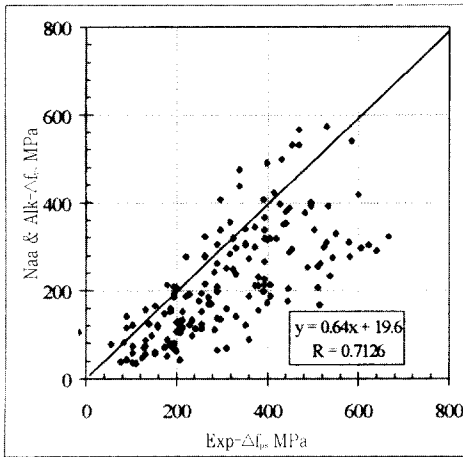


Fig. 6  $\Delta f_{cs}$  predicted by Naaman & Alkhalairi versus experiments

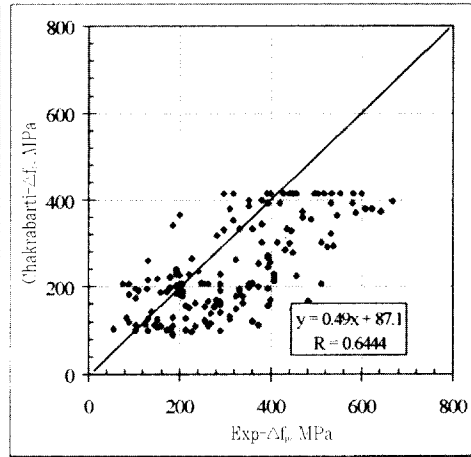


Fig. 7  $\Delta f_{cs}$  predicted by Chakrabarti hairi versus experiments versus experiments

하다고 할 수 있다.

Fig. 7에서 Chakrabarti에 의한 결과와 실험결과와의 비교를 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 설계식으로 사용할 수 있는 안전율이 포함되어 있지 않은 결과를 나타내고 있으며, 또한 Table 1의 식(j)에서 알 수 있듯이 일반철근의 양이 포함되지 않은 콘크리트 단면에 대한 해석은 또다른 식을 적용해야 하는 불편한 점도 있다. 그리고 이 제안식은 합리적이고 논리적인 이론적 근거에 의해서 제안된 식이 아닌<sup>9)</sup> 것으로 판단된다. 따라서 이상의 결과로부터 이 제안식은 설계식으로 활용하기에 부적절한 제안식이라고 사료된다.

이상의 기존연구에 대한 분석결과, 비부착 긴장재의 응력을 적절하게 평가하기 위해서는 긴장재의 유효프리스트레스, 긴장재 양 및 콘크리트 강도와 일반철근 양, 스패-츄의 비 및 작용하중의 형태 등이 종합적으로 고려되어야 하고, 합리적인 이론에 근거하여 평가될 수 있어야 한다.

## 5. 현행 기준식의 분석

현행 ACI 기준 및 국내강도설계법에 의한 비부착 긴장재의 응력산정 식은 ACI 318-77의 식을 토대로 Mojtahedi 등의 연구결과를 반영하여 개정한

ACI 318-83 식과 동일하다. Mojtahedi 등은 ACI 318-77의 식이 스패-츄의 비가 큰 부재에서 비부착 긴장재의 응력을 과대평가할 수 있음을 보였다. 이를 증명하기 위하여 기존의 실험결과 및 간단한 해석모델을 사용하였으며, 그 결과가 ACI 318-83의 식에 반영되어 현재까지 사용되고 있다. 보의 스패-츄의 비가 35보다 큰 경우에는 Table 1의 식(1)에서 분모에 사용중인 100 대신에 300을 사용하도록 하여 기존의 식을 그대로 유지한 채로 스패-츄의 비가 큰 부재에서의 긴장재 응력을 작게 평가하도록 개정하였다. 그러므로 이러한 변화의 타당성을 논하기 위해서는 ACI 규준의 식이 바뀌게 되었던 과정을 먼저 자세히 검토할 필요가 있다. 이러한 변천 과정은 ACI-ASCE Committee 423<sup>10)</sup>의 보고서의 내용에 잘 나타나 있으며, 이 보고서와 동일한 내용이 PTI Manual<sup>11)</sup>에도 나타나 있다.

상기의 위원회 보고서의 내용중 필요한 부분을 요약하면 다음과 같다. "ACI 318-77의 식은 주로 보에 대한 실험에 근거하고 있으며, 또한 스패-츄의 비가 35이하인 실험체들로 구성되어 있다. 그러나 Mojtahedi 등의 연구결과에 따르면 스패-츄의 비가 35보다 큰 경우에는 ACI 318-77의 식이 긴장재의 응력을 과대평가할 가능성이 있다. 그러므로 충분한 연구가 선행되기 전까지는 스패-츄의 비가 큰 일방향 슬래브, 이방향 플랫 플레이트나 플랫 슬래브의 경우에 대한 식은 다음과 같이 수정되는 것이 바람직하다." 이와같은 위원회의 의견이 규준에 반영되어 현재와 같은 식이 사용되고 있다. 결과적으로 ACI의 식은 스패-츄의 비가 35이하인 보에 대한 실험을 근거로한 Warwaruk 등의 제안식(Table 1의 식(b))에 근거를 두고 있으며, 스패-츄의 비를 추가로 고려하고 있음을 알 수 있다. 즉, Mojtahedi 등의 연구결과는 스패-츄의 비를 강조하였으며, 규준에서는 이를 반영하여 스패-츄의 비를 변수로 고려하였다. 그러나 두께가 얇은 슬래브와 일상적인 보의 차이는 스패-츄의 비뿐만이 아니다. 슬래브에 사용되는 긴장재의 양이 일반적으로 보에 비하여 상당히 작기 때문에 이러한 차이도 고려하여야 한다. 규준의 식을 보면 보강 긴장재의 비( $\rho$ )가 분모에 있음을 알 수 있는데, 이 값이 작아질수록 부재의 츄파는 무관하게 긴장재의 응력이 증가할 수 있음을 알

수 있다. 비록 보강 긴장재의 비값에 300이라는 숫자를 곱하고 있지만 슬래브의 경우에는 부재의 폭이 넓어 전체적인 값이 상당히 작아져서 결과적으로는 긴장재의 응력을 크게 평가할 가능성이 추가로 있음을 예측할 수 있다.

Mojtahedi 등은 스패-츄 비의 효과를 강조하기 위하여 Fig. 3 및 Fig. 8(a)와 같은 해석 모델(Tie Model)을 제안하였다. Tie모델은  $L/d_p$ 가 증가할수록 비부착 긴장재의 변형도가 급격히 감소할 수 있다는 점을 보이고 있다. 그러나 이는 비부착 긴장재의 응력을 극한하중 상태가 아닌 부재의 최대변위가 부재길이의 1/200일 때의 응력에 대해서 비교한 결과이다. 그런데 부재의 치짐은 부재의 츄파 직접적인 관계가 있기 때문에 하나의 척도인 1/200을 동시에 적용하는 것은 무리가 따른다. 또한 이 Tie 모델은 비부착 긴장재를 가진 부재의 거동을 적절히 표현할 수 없음도 간파할 수 없다.

Fig. 8(b)에서와 같이 Rigid Links와 Tie의 중앙에 무한강성을 가진 부재를 첨가하여야 실제에 보다 가까운 모델이 될 수 있으며, 이를 대상으로 할 때는  $L/d_p$ 가 증가할수록 Fig. 8(a)의 Tie모델에 의한 결과와는 상이하게 나타나고 있다(Fig. 9). 즉 스패-츄의 비가 큰 경우에도 긴장재의 응력이 모델 B에 의한 결과와 같이 크게 증가할 수도 있음을 알 수 있다.

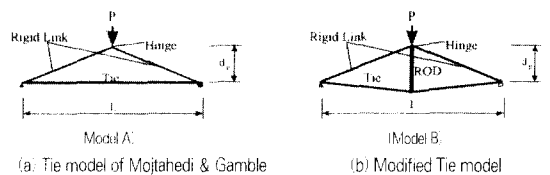


Fig. 8 Analytical models for the  $L/d$  effects

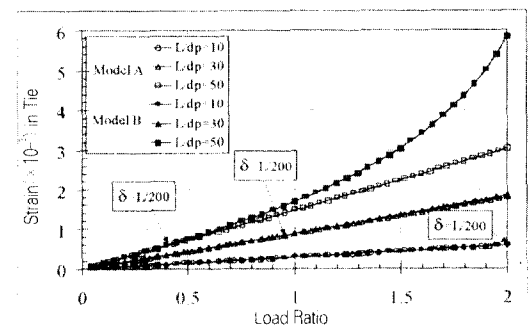


Fig. 9 Comparison of analysis results for model A and B

비부착 긴장재의 응력증가는 긴장재의 위치에서 콘크리트의 변형도를 적분한 값에 비례하게 된다. 그러므로 긴장재의 응력증가는 부재 길이방향으로의 곡률분포와 중립축으로 부터의 긴장재의 위치에 큰 영향을 받는다. 그런데 동일한 길이의 부재에서 춤이 작은 부재, 즉 스패-춤의 비가 큰 부재는 춤이 큰 부재, 즉 스패-춤의 비가 작은 부재에 비하여 곡률의 값이 커질 수 있다. 그러므로 스패-춤의 비가 큰 부재에서 긴장재가 중립축으로 부터 가까운 거리에 위치하고는 있지만 상대적으로 곡률이 크므로 서로 상쇄되는 효과가 발생할 수도 있다.

Mojtahedi 등은 이상과 같은 해석 모델과 함께 기존의 실험연구중에서 스패-춤의 비가 큰 실험체들을 따로 모아서 검토를 실시하였으며, Table 3에 Mojtahedi 등이 인용한 실험체들을 나타내었다.

그런데, 실제로 Mojtahedi 등이 인용한 대부분 실험체의 보강 긴장재의 비를 Fig. 2의 가로좌표값 ( $\rho_f/f' \times 10^2 \text{ MPa}^{-1}$ )으로 환산하면 0.3이하의 값들이 주류임을 알 수 있다.

이때 이들 실험체에서 긴장재의 예상 설계응력은 긴장재의 양에 민감하게 증폭됨을 알 수 있다. 그러므로 스패-춤의 비값만이 긴장재의 응력을 과대평가 하는데 독자적으로 영향을 미치지 않는 것으

로 예상할 수 있다. 따라서, Mojtahedi 등이 인용한 실험체들을 보다 깊이 있게 검토하였을 때 현행규준식의 문제점을 찾을 수 있다.

Mojtahedi 등이 인용한 실험체중에서 Charney 등<sup>[20]</sup>에 의한 실험체인 Slab A와 Slab B의 파괴형태를 먼저 검토하였다. 이들 실험체들은 부착철근이 절단된 위치에서 발생한 균열에 의해 부재가 종국 파괴되었음을 알 수 있었다. 비부착 긴장재를 가진 부재에서는 긴장재가 콘크리트와 부착되어 있지 않으므로 긴장재에 의한 콘크리트의 균열분산 효과는 거의 기대할 수 없기 때문에 부착철근을 추가로 사용하여야 한다. 그러나 이들 실험체들에서는 이러한 부착철근이 연속으로 배근되지 않고 중도에서 절단되었기 때문에 이 부위에서의 균열강도가 부재전체의 강도에 큰 영향을 미쳤음을 알 수 있다.

결과적으로 이들 부재들은 충분한 강도를 발휘하지 못하고 조기에 파괴되었을 가능성이 있다. 이는 곧 부착철근이 중도에서 절단되지 않았다면 긴장재의 응력이 보다 더 증대될 수도 있었음을 의미한다고 할 수 있다.

Burns 등<sup>[19]</sup>의 Flat Plate I, II, III 실험체도 역시 분석을 시도하였는데, 그 결과 이들 실험체의 실험 목적은 두가지였음을 알 수 있었다. 즉 동일한

Table 3 Changes in unbonded tendon stress of shallow members quoted by Mojtahedi & Gamble

Specimens	Authors	L/d <sub>i</sub>	No of spans	Type of loading	Δf, ksi		Failure patterns
					Observed	ACI 318-77	
Slab A	Vines	52	3	pattern	19.5	39.9	Crack
Slab B	Charney	53	3	pattern	21	53.4	Crack
Flat Plate I	Burns &	51	Panels(9)	1 point	6-25	29.0	Punching
Flat Plate II	Hemakom	51	Panels(9)	1 point	9-15	38.5	Punching
Flat Plate III	Burns & Winter	51	Panels(4)	1 point	5-23	28.3	Punching
S-1	Hemakom	60	2	1 point	24.5-32.3	26.1	
S-2		60	2	1 point	34.4-35	26.6	
S-3		60	2	1 point	17.9-22.8	20.3	
C-I	Chen	36	2	1 point	20.4-27.0	20.5	
C-II		36	2	1 point	21.0-55.8	27.8	
Z-I	Geber-Michael	60	2	1 point	13.2-27.9	20.8	
Z-II		60	2	1 point	19.7-33.2	20.3	
S	Scordelis	34	Panels(4)	Uniform	22.0	51.6	Punching
RU1	Mattock et al	33.6	Panels(1)	4 points	25	19.7	Punching
RU2		33.6	Panels(1)	4 points	18.6	18.3	Punching
Mark 4	Brotchie-Beresford	57.6	Panels(8)	Uniform	25.8	32.2	Punching

\* 1 ksi = 6.895 MPa



실험체에 대하여 휨실험을 실시한 후, 튕림전단 (punching shear) 실험을 추가로 실시하였다. 그러므로 휨모멘트에 의해서 부재가 파괴되지 않도록 적절한 순간에 휨실험을 중지하고 2차적으로 전단실험을 실시하였다. 그러므로 휨실험에 의해서 얻어진 긴장재의 응력값은 더 커질 수도 있었을 것으로 예상할 수도 있다. 일반적으로 부재의 비탄성변형은 최대하중근처에서 급격히 일어나게 되는데, 실험이 중도에서 중지되었으므로 이들 실험체를 대상으로 긴장재의 응력증가에 대한 논리적인 근거를 찾기에 는 미흡하다고 할 수 있다.

이상과 같이 Mojtabedi 등이 인용한 실험체들중 에서 상향수의 실험체가 스펠-춤의 비의 효과를 정확 하게 예측하게 하는 데는 미흡함을 알 수 있다.

이상과 같은 분석을 통하여 현행 ACI 규준식은 ACI 318-77의 식이 비부착 긴장재의 응력을 잘 평가할 수 있다는 가정을 근거로 스펠-춤의 비의 효과를 추가적으로 고려하고 있음을 알 수 있다. 그런데 ACI-ASCE Committee 423의 보고서에 따르면 ACI 318-77의 식은 한정된 변수를 가진 실험체들을 대상으로 만들어진 경험식임을 알 수 있다. 즉 실험체들의 스펠-춤의 비가 대부분 35이하이며, 보강 긴장재의 양이 일반적으로 사용되는 보를 대상으로 하였다. 그러므로 슬래브와 같이 보강 긴장재의 비가 작은 실험체의 경우에 대해서는 긴장재의 응력이 급격히 증가될 수도 있다는 사실에 근거(Fig. 9)하여 스펠-춤의 비의 효과에 대한 타당성이 의문시 될 수도 있다.

그런데, 최근에 Naaman 등이 제안한 식(Table 1의 식(i))에 따르면 긴장재의 응력증가는 곡률의 변화에 비례하도록 만들어진 식임을 알 수 있다. 이 식에 따르면 긴장재의 응력은 긴장재의 양의 제곱근에 부분적으로 반비례함도 알 수 있다. 따라서 Naaman 등의 식이 Warwaruk 이후에 발표된 보다 많은 실험체를 대상으로 제안된 경험식임을 비추어 볼 때, 현행 ACI 규준에서는 보강 긴장재비의 효과가 과대평가될 수도 있음을 예측할 수 있다.

## 6. 결 론

(1) 현행의 ACI 규준에 따르면 비부착 긴장재의

응력을 임계단면에 대한 해석을 통하여 계산하도록 되어 있다. 그러나 Harajli의 변형도 적합성 조건을 이용한 해석방법이나 Naaman 등의 연구 등에 비추어 볼 때, 부재양단의 정착구 사이에서의 긴장재의 변형을 고려한 부재 전체의 해석을 통하여 긴장재의 응력을 평가하는 방법이 바람직하다.

(2) ACI 규준식에서는 콘크리트의 강도 및 긴장재의 양으로만 비부착 긴장재의 극한응력을 평가하고 있으나, 긴장재의 극한응력에 큰 영향을 미치는 다른 중요변수들을 포함하지 못하고 있다. 따라서 다른 주요변수인 일반철근의 양 및 작용하중의 형태 등이 미치는 영향에 대한 정밀한 분석을 통하여 설계식에 반영하여야 한다.

(3) 부재의 스펠-춤의 효과를 강조하기 위하여 Mojtabedi 등이 사용한 해석모델에 의한 해석결과 는 현행 ACI의 설계식에 반영되었는데, 그 모델링 방법이나 극한하중상태에 대한 정의에 있어서 역학적으로 제고가 필요하다. 또한 이들이 인용한 실험체들의 제작상태 및 파괴형태의 정의 등에 대한 해석의 차이로 인하여 스펠-춤의 효과가 실제보다 과대평가될 수도 있다. 그리고 스펠-춤의 효과는 긴장재의 양과는 무관하게 독립적으로 분석이 될 수 없는 것으로 판단된다.

(4) 현행 ACI 규준식은 본 논문에서 언급된 문제점에 대한 보완이 필요하며, 이를 위해서는 비부착 긴장재의 극한응력에 영향을 미칠 수 있는 중요 변수들에 대한 보다 합리적이며 종합적인 분석을 통한 설계방법이 제시되어야 한다.

본 연구의 연속으로 (2) 및 (4)항에서 언급된 부분에 대한 이론 및 실험적 연구가 현재 진행되고 있으며, 그 일부가 본 논문에 연속하여 발표될 예정이다.

## 감사의 글

본 연구는 금호건설 기술연구소와 한양대학교 초대형 구조시스템 연구 센터와의 공동연구결과임.

## 참 고 문 헌

1. ACI Committee 318, "Building code requirements for reinforced concrete and commentary (ACI 318-95)," American Concrete Institute,

- Detroit, 1995.
2. Warwaruk, J., Sozen, M. A., and Siess, C. P., "Strength and behavior in flexure of prestressed concrete beams," University of Illinois Engineering Experiment Station Bulletin No. 464, Urbana., Ill., Aug., 1962.
  3. Mattock, A. H., Yamazaki, J., and Katula, B. T., "Comparative study of prestressed concrete beams with and without bond," ACI Journal, Feb., 1971, pp 116~125.
  4. Mojtahedi, S., and Gamble, W. L., "Ultimate steel stresses in unbonded prestressed concrete," Preceding, ASCE, Jul., 1978, pp 1159~1165.
  5. Harajli, M. H., "Effect of span-depth ratio on the ultimate steel stress in unbonded prestressed concrete members," ACI Journal, May-Jun., 1990, pp 305~312.
  6. Harajli, M. H., and Kanj, M. Y., "Ultimate flexural strength of concrete members prestressed with unbonded tendons," ACI Journal, Nov.-Dec., 1991, pp 663~673.
  7. Naaman, A. E., and Alkhairi, F. M., "Stress at ultimate in unbonded post-tensioning tendons Part I : Evaluation of the State-of-the Art," ACI Journal, Sept.-Oct., 1991, pp 641~651.
  8. Naaman, A. E., and Alkhairi, F. M., "Stress at ultimate in unbonded post-tensioning tendons. Part II : Proposed Methodology," ACI Journal, Nov. Dec., 1991, pp 683~692.
  9. Chakrabarti, P. R., "Ultimate stress for unbonded post-tensioning tendons in partially prestressed beams," ACI Journal, Nov.-Dec., 1995, pp 689~697.
  10. ACI-ASCE Committee 423, "Recommendations for concrete members prestressed with unbonded tendon," ACI Journal, May-June 1989.
  11. Post-Tensioning Manual, Fifth Edition, Post-Tensioning Institute, Phoenix, AZ, 1990.
  12. Burns, N. H., Charney, F. A., and Vines, W. R., "Tests of one-way posttensioned slabs with unbonded tendons," PCI Journal, Sept.-Oct., 1978, pp 66~83.
  13. Cooke, N., Park, R., and Yong, P., "Flexural strength of prestressed concrete members with Unbonded Tendons," PCI Journal, Nov.-Dec., 1981, pp 52~80.
  14. Janney, J. R., Hognestad, E., and McHenry D., "Ultimate flexural strength of prestressed and conventionally reinforced concrete beams," ACI Journal, Feb., 1956, pp 601~620.
  15. Moon, J.-H., and Burns, N. H., "Flexural behavior of members with unbonded tendons. I : theory," J. of Struct. Engrg., ASCE, Vol.123, No.8, Aug., 1997.
  16. Moon, J.-H., and Burns, N. H., "Flexural behavior of members with unbonded tendons. II : application," J. of Struct. Engrg., ASCE, Vol.123, No.8, Aug., 1997.

## 요 약

본 연구는 비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 부재에서 긴장재의 극한응력을 평가하는 방법에 관한 일련의 연구중 그 첫 번째 단계로 기존 설계식들의 문제점에 대한 분석을 실시하였다. 이를 위하여 지난 40여년간 실시되었던 총 167개의 실험결과들에 대한 D/B를 구축하였으며, 기존의 제안식 및 설계식들을 실험결과와 비교하였다. 기존의 설계식으로는 현행 ACI 규준식을 선정하였으며, 제안식으로는 Naaman, Harajli, 그리고 Chakrabarti의 식에 대하여 분석을 실시하였다. 그리고 이러한 분석을 통하여 다음과 같은 사실들을 알 수 있었다.

비부착 긴장재의 극한응력은 현행의 ACI 규준에서와 같이 임계단면에 대한 해석을 통하여 계산하는 것보다 부재 전체의 해석을 통하여 계산하는 것이 바람직하다. 또한 현행 ACI 규준식에서는 포함하고 있지 않은 주요변수인 일반철근의 양 및 작용하중의 형태 등도 긴장재의 극한응력에 큰 영향을 미칠 수 있다. 그리고 현행의 ACI 규준식은 스팬-춤비의 효과가 실제보다 과대평가될 수도 있다. 따라서 현행 ACI 규준식은 이러한 문제점에 대한 보완이 필요하며, 이를 위해서는 비부착 긴장재의 극한응력에 영향을 미칠 수 있는 중요 변수들에 대한 보다 합리적이며 종합적인 분석을 통한 설계방법이 제시되어야 한다.

(접수일자 : 1997. 5. 8)