

---

# 비부착 긴장재의 응력을 평가하기 위해 제안된 설계식의 타당성검증

Verification of Proposed Design Equation for Stress Evaluation  
of Unbonded Tendons



임재형\*

Lim, Jae-Hyung



문정호\*\*

Moon, Jeong-Ho



이리형\*\*\*

Lee, Li-Hyung

---

## ABSTRACT

In the previous study<sup>(9)</sup> in relation to the current study, a test program for the verification of the proposed design equation was carried with fourteen prestressed concrete beams with unbonded tendons. Experimental results were compared with the computed results by the proposed design equations. The previous design equations are ACI code, AASHTO LRFD code, the analysis equation with the strain compatibility, Harajli/Kanj' design equation, Chakrabarti' design equation. As a result of comparative studies, it turned out that the proposed design equation could predict the ultimate tendon stress with comparatively high accuracy.

**Keywords** : proposed design equation, prestressed concrete, unbonded tendon, ultimate stress

---

\* 정회원, (주) ALT 구조 이사

\*\* 정회원, 한남대학교 건축공학과 조교수

\*\*\* 정회원, 한양대학교 건축공학부 교수

·본 논문에 대한 토의를 1999년 8월 30일까지 학회로 보내 주시면 1999년 10월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

## 1. 서론

비부착 긴장재를 갖는 프리스트레스트 콘크리트 부재에서 긴장재의 응력을 평가하는 방법에 대한 연구들이 지난 40여년간 많은 연구자들에 의해 진행되어 왔으며, 그 과정에서 긴장재의 응력을 평가할 수 있는 설계식들도 제안<sup>(1)</sup>되었다. 또한 이들을 토대로 ACI 규준도 여러차례 수정되었다. 그러나, 비부착 긴장재의 응력을 보다 정확하게 평가하기 위해서는 아직도 많은 보완이 요구되고 있다. 이에 본 연구자들은 기존연구결과와 분석으로 비부착 긴장재의 응력에 영향을 미치는 많은 변수를 찾아내었고<sup>(3)</sup>, 그 변수들의 조합에 의한 새로운 해석모델을 제안<sup>(2)</sup>하였다. 그리고 제안된 설계식의 타당성을 검증하기 위한 실험도 진행<sup>(9)</sup>하였다. 따라서 본 논문에서는 기존의 설계식들과 실험결과를 비교·분석하며, 본 연구자들이 제안하고 있는 새로운 설계식<sup>(2)</sup>의 타당성을 검증하는 내용에 대해 기술하고자 한다.

## 2. 기존의 설계식

실험결과를 분석하기 위하여 사용된 기존의 설계식들은 다음과 같다. 아래의 설계식은 현재 규준으로 사용되고 있는 식과 기존의 연구자들이 제안하고 있는 식중에서 가장 최근에 발표된 식들을 중심으로 하였다.

첫째는 비선형 해석결과와 비교하여 그 정확도가 검증된 소성힌지 길이 개념을 고려한 변형도 적합조건을 이용한 해석식<sup>(2)</sup>이다.

$$f_{ps} = \frac{1}{\alpha_p A_{ps}} \frac{0.85f_c' b_w \beta_1 \epsilon_{cu} (\frac{L_o}{L}) d_p}{\epsilon_{ps} - \epsilon_{se} - \frac{L_o}{L} (\epsilon_{ce} - \epsilon_{cu})} + \frac{(A_s' - \alpha_s A_s) f_y}{\alpha_p A_{ps}} \quad (1)$$

여기서  $\alpha_p$ 는 긴장재의 위치에 대한 함수이며,  $\alpha_s$ 는 인장철근의 위치에 대한 함수이다.  $\epsilon_{ps}$ 와  $\epsilon_{se}$ 는 긴장재의 극한응력( $f_{ps}$ )과 유효프리스트레스( $f_{se}$ )상태에서의 긴장재 변형도이며,  $\epsilon_{ce}$ 는 유효프리스트레스상태에서의 콘크리트 변형도이다.  $L_o/L$ 은 소성힌지 길이비로써 작용하중의 형태와 스패/춤 비의 함수로 표현<sup>(2)</sup>된다.

둘째는 국내의 철근콘크리트구조 극한강도 설계규준과 동일한 ACI 규준식<sup>(4)</sup>이다. 이는 비부착 긴장재의 응력에 영향을 미치는 일반철근 양과 작용하중의 형태 등을 고려하지 않은 비교적 간단한 식이다.

$$f_{ps} = f_{se} + 69 + \frac{f_c'}{100\rho_p} \text{ MPa for } \frac{L}{d_p} \leq 35 \quad (2a)$$

$$f_{ps} = f_{se} + 69 + \frac{f_c'}{300\rho_p} \text{ MPa for } \frac{L}{d_p} > 35 \quad (2b)$$

셋째는 Naaman/Alkhairi(1991)에 의해 제안된 제안식<sup>(6)</sup>으로 현재 AASHTO LRFD 규준으로 사용하고 있는 식이다.

$$f_{ps} = f_{se} + \Omega_u E_{ps} \epsilon_{cu} (\frac{d_p}{c} - 1) \frac{L_1}{L_2} \quad (3)$$

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

$$\Omega_u = \frac{3.0}{L/d_p} \text{ (2-point or uniform loading)}$$

여기서,  $\epsilon_{cu}$ 는 콘크리트의 극한압축변형도(0.003)이고,  $L_1$ 은 하중이 가력된 스패의 총길이이며,  $L_2$ 는 정착구사이의 긴장재의 총길이이다. 그리고  $c$ 는 중립축거리이다.

그리고 기존 연구자들이 제안하고 있는 설계식으로 식(4)는 Harajli/Kanj(1991)에 의해 제안된 설계식<sup>(7)</sup>이며, 식(5)는 Chakrabarti(1997)에 의해 제안된 설계식<sup>(8)</sup>이다.

$$f_{ps} = f_{se} + \gamma_o f_{pu} (1.0 - 3.0q_e) \quad (4)$$

$$q_e = \frac{A_{ps} f_{se} + A_s f_y}{b d_p f_c'} < 0.23$$

$$\gamma_o = \frac{n_o}{n} (0.12 + \frac{2.5}{L/d_p})$$

여기서,  $n_o$ 는 하중이 가력된 스패의 총길이이고,  $n$ 은 정착구사이의 긴장재의 총길이이다.

$$f_{ps} = (f_{se} + 69 + A) / (1 - B) \text{ MPa}$$

$$f_{ps} = (f_{se} + 0.65x A f_{ps}) \text{ for } \rho_s = 0 \text{ and } L/d_e > 33$$

$$A = \frac{f_c'}{100\rho_s} \frac{d_p}{d_s} \frac{414}{f_y} (1 + \frac{\rho_s}{0.025}) \leq 138 \text{ MPa} \quad (5)$$

$$B = r f_c' / (100\rho_p f_{se}) \leq 0.25$$

$$r = 1.0 \text{ for } L/d_e \leq 33, \quad r = 0.8 \text{ for } L/d_e > 33$$

끝으로 식(6)은 본 연구자들에 의해 제안된 설계식<sup>(2)</sup>이다.

$$f_{ps} = 70 + 0.8f_{se} + \frac{1}{15} \frac{(A_s' - A_s)f_y}{A_{ps}} + 6.5 \sqrt{\frac{d_s}{d_p} \frac{f_c'}{\rho_p} \left( \frac{1}{f} + \frac{d_p}{L} \right)} \text{ MPa} \quad (6)$$

여기서, 작용하중의 형태에 대한 계수  $f$ 는 1점 집중하중이면  $f=10$ , 2점 집중하중 및 등분포하중이면  $f=3$ 을 사용한다.

### 3. 변수별 효과의 분석

이전의 논문<sup>(9)</sup>에서 실험에 의한 파괴형태와 하중-변위 곡선, 하중-긴장재의 응력증가량 곡선, 변수별 효과에 대한 실험결과를 기술하였다. 그리고 본 논문에서는 이들 결과를 분석하여 본 연구자들이 제안하고 있는 설계식의 타당성에 대해서 분석하였다.

실험에서 선정된 변수별로 비부착 긴장재의 극한응력에 미치는 영향을 검토하기 위하여 각각의 변수에 대한 비부착 긴장재의 응력증가량을 변형도 적합조건에 의한 해석식, ACI 기준식, AASHTO LRFD 기준식, Harajli/Kanj의 설계식, Chakrabarti의 설계식, 그리고 본 연구자들의 설계식을 실험결과와 비교하여 그림 1(a)~그림 1(f)에 나타내었다. 그림에 표시되어 있는 범례는 다음과 같다.

- Exp. = 본 연구의 실험에 의한 결과
- Compatibility = 적합조건에 의한 결과
- ACI = ACI 318-95 기준에 의한 결과
- AASHTO = AASHTO LRFD 기준에 의한 결과
- Harajli/Kanj = Harajli/Kanj 설계식에 의한 결과
- Chakrabarti = Chakrabarti의 설계식에 의한 결과
- Design = 본 연구자들의 설계식에 의한 결과

분석은 실험결과와 변형도 적합조건에 의한 해석결과와의 검토, 본 연구자들에 의한 설계식의 타당성 검증, 제안된 설계식과 현행의 ACI 기준식에 의한 결과의 비교로 다음과 같이 각각의 변수별로 기술하였다. 기존의 설계식들에 의한 비교결

과는 다음절에서 기술하였다.

### 3.1 유효프리스트레스 ( $f_{se}$ )

유효프리스트레스 크기의 변화에 따른 비부착 긴장재의 응력증가량에 대한 해석결과와 실험결과와의 비교를 그림 1(a)에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 소성현저 길이개념이 포함된 변형도 적합조건에 의한 해석결과와 실험결과는 잘 일치하고 있다. 이는 변형도 적합조건에 의한 해석모델이 비부착 긴장재의 극한응력을 평가하는데 적절한 방법임을 나타내는 것이다. 실험결과에서는 유효프리스트레스 크기가 증가할수록 긴장재의 응력증가량은 감소하는 것으로 나타나고 있다. 그러나 현행의 ACI 기준에 의한 결과는 유효프리스트레스의 변화와 관계없이 긴장재의 응력증가량은 변화하지 않고 일정한 값으로 나타나고 있다. 또한, 긴장재의 극한응력( $f_{ps}$ )도 실험값의 68%~83% 정도로 상당히 과소평가하고 있는 것으로 나타났다. 그러나 본 연구자들의 설계식에 의한 결과는 실험결과와 같이 유효프리스트레스 크기가 증가할수록 긴장재의 응력증가량은 감소하는 것으로 나타났으며, 비부착 긴장재의 극한응력( $f_{ps}$ )도 실험값의 77%~87%로 나타나 현행의 ACI 기준식보다는 비부착 긴장재의 극한응력을 실험값에 가깝게, 그러나 적절한 안전율을 가지고 예측하고 있는 것으로 나타났다.

### 3.2 콘크리트 강도 ( $f_c'$ )

콘크리트 강도의 변화에 따른 긴장재의 응력증

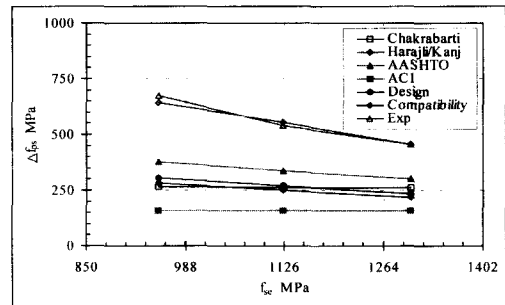


Fig. 1 (a) Comparison of analyzing result and experimental result according to change of effective prestress

가량에 대한 해석결과와 실험결과의 비교를 그림 1(b)에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이, 콘크리트의 강도가 증가할수록 긴장재의 응력증가량은 실험결과와 본 연구자들의 설계식, 현행의 ACI 규준식에 의한 결과에서 모두 증가하는 경향을 나타내고 있다. 그런데 설계식에 따르면 현행의 규준에서는 콘크리트 강도의 증가에 따라 긴장재의 응력증가를 선형적인 증가의 형태로 예측되나, 본 연구자들에 의한 설계식에서는  $f_c'/\rho_p$ 의 항이 제곱근의 형태로 나타나기 때문에 비선형적인 증가의 형태로 예측하고 있다.

실험결과를 보면 본 연구자들의 설계식에 의한 결과는 미소하나마 비선형적인 증가의 형태를 보이고 있다. 그러나 실험결과는  $\searrow$  형태이고 본 연구자들의 설계식에 의한 결과는  $\swarrow$  형태로 상이한 결과를 나타내고 있다. 이는  $f_c'=38\text{MPa}$ 인 실험체에서 최대하중에 도달하자마자 다른 실험체와 다르게 취성으로 파괴되었고, 최대하중에 도달하였을 때 최대변위가 다른 실험체의 약 75% 정도밖에 되지 않았기 때문으로,  $f_c'=38\text{MPa}$ 인 실험체가 다른 실험체와 비슷한 최대변위에서 파괴되었다면 긴장재의 응력증가량은 더 큰 값이었을 것으로 예측할 수 있으며, 실험부재의 보유능력을 충분히 발휘하지 못하고 조기에 파괴된 결과를 나타낸 실험오차로 사료된다.

### 3.3 긴장재 양 ( $A_{ps}$ )

긴장재 양의 변화에 따른 긴장재의 응력증가량에 대한 해석결과와 실험결과의 비교를 그림 1(c)에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 실험결과와 변형도 적합조건에 의한 결과가 매우 잘 일치하고 있으며, 긴장재의 양이 증가할수록 긴장재의 응력증가량은 모든 해석식 및 실험결과에서 비선형적인 감소의 형태를 나타내고 있다. 따라서 현행의 ACI 규준식과 본 연구자들의 설계식은 비부착 긴장재의 극한응력을 예측하는데 긴장재의 양에 대한 변수를 바람직한 형태로 고려하고 있는 것으로 판단된다. 다만, 현행의 ACI 규준식은 긴장재의 극한응력을 실험값의 73%~77% 정도로 과소평가하고 있으나, 본 연구자들의 설계식은 실험값의 82% 정도로 예측하고 있다.

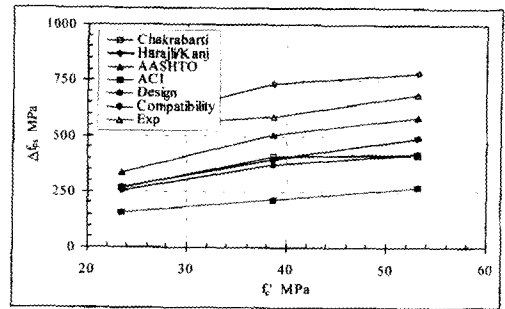


Fig. 1(b) Comparison of analyzing result and experimental result according to change of concrete strength

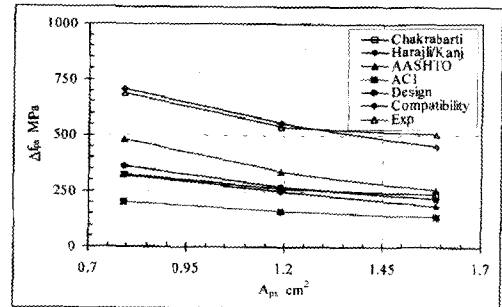


Fig. 1(c) Comparison of analyzing result and experimental result according to change of amount of tendon

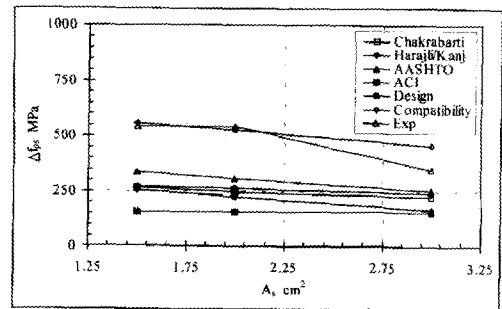


Fig. 1(d) Comparison of analyzing result and experimental result according to change of amount of reinforcement

### 3.4 인장철근 양 ( $A_s$ )

인장철근 양의 변화에 따른 비부착 긴장재의 응력증가량에 대한 해석결과와 실험결과의 비교를 그림 1(d)에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 인장철근의 양이 증가할수록 긴장재의 응력증가량은 모든 해석식 및 실험결과에서 감소의 형태를 나타내고 있으나, ACI 규준식만이 동일하

계 평가하고 있다. 이는 현행의 ACI 규준식에서는 인장철근의 양을 변수로 고려하고 있지 않기 때문이다. 그리고 본 연구의 설계식에 의한 값에서 인장철근 양의 변화에 대해 긴장재의 응력증가량의 변화가 미소하게 나타나고 있는데, 이는 실험체의 구성상<sup>(9)</sup> 인장철근 양의 변화폭이  $\rho_s = 0.00242 \sim 0.00458$ 로 작은 구간에서 변수별 효과를 분석하였기 때문이다. 그러나 실험결과에서와 같이 인장철근은 비부착 긴장재의 극한응력에 영향을 미치기 때문에 본 연구의 설계식에서와 같이 현행의 ACI 규준식은 비부착 긴장재의 극한응력을 평가할 때, 인장철근의 양에 대한 변수를 고려하는 것이 바람직하다고 사료된다.

### 3.5 작용하중 형태 ( $f, L_0/L = 1/f + L/d_p$ )

작용하중의 형태에 따른 긴장재의 응력증가량에 대한 해석결과와 실험결과의 비교를 그림 1(e)에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이, 실험결과에서 작용하중의 형태가 등분포하중(4점 집중하중)일 경우와 2점 집중하중일 경우의 긴장재의 응력증가량은 비슷한 값을 나타내고 있다. 이는 비부착 긴장재의 극한응력을 평가하기 위한 해석적 모델의 제안에서 제시한 결과<sup>(2)</sup>와 같이 2점 집중하중과 등분포하중에 대한 작용하중 형태의 변수를 동일하게 평가할 수 있다는 사실을 증명하는 결과로 판단된다. 따라서 본 연구자들의 설계식에 의한 결과와 같이 비부착 긴장재의 극한응력을 평가할 때 등분포하중과 2점 집중하중은 동일한 작용하중 형태의 계수를 사용하는 것이 바람직하다고 사료된다. 그러나 실험결과에서 알 수 있듯이 1점 집중하중에 대한 결과는 등분포하중 및 2점 집중하중에 의한 결과와 미소하나마 상이한 긴장재의 응력증가량을 나타내고 있으므로 작용하중의 형태도 비부착 긴장재의 극한응력에 영향을 미치는 것으로 판단된다. 그런데 1점 집중하중이 작용한 경우에 긴장재의 응력증가량이 적합조건에 의한 결과보다 실험결과가 높게 나타나고 있는데, 이는 긴장재의 응력증가량에 영향을 미치는 소성힌지 길이가 적합조건에서 가정된 길이보다 실험에서 나타난 결과가 더 크게 나타났기 때문으로 사료된다.

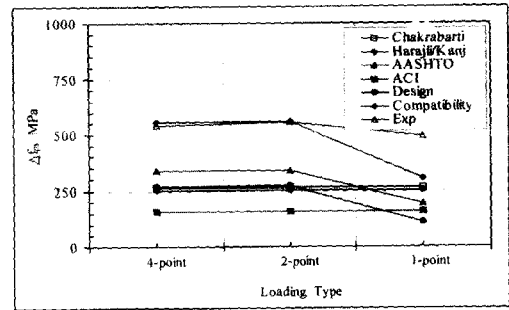


Fig. 1(e) Comparison of analyzing result and experimental result according to change of loading type

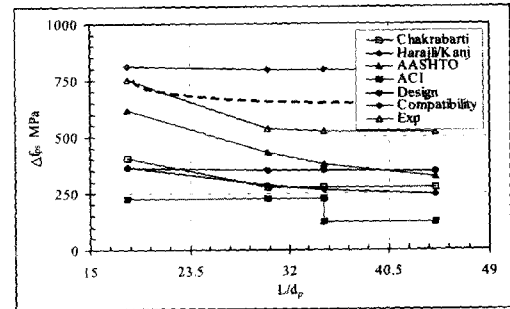


Fig. 1(f) Comparison of analyzing result and experimental result according to change of span/depth ratio

현행의 ACI 규준식에 의한 결과는 작용하중의 형태와 무관하게 긴장재의 응력증가량을 동일한 값으로 평가하고 있다. 이는 ACI 규준식이 작용하중의 형태에 대한 변수를 포함하고 있지 않기 때문이다.

그리고 작용하중의 형태에 대한 영향을 알아보기 위하여 최종파괴의 형태로도 분석하였다. 즉, 실험결과중에서 총 14개의 실험체의 파괴상태를 작용하중의 형태에 따른 균열의 확산범위에 대해 작용하중 형태에 따른 소성힌지 길이의 변화로 분석하였다. 그림 2에 작용하중별로 대표적인 실험체의 최종파괴상태와 가상적인 곡률의 상태를 나타내었는데, 여기서 최대 휨모멘트 위치에서 최대 곡률의 크기를 모두 동일하게 가정하였다. 그림에서 알 수 있듯이 2점 집중하중과 등분포하중(4점 집중하중)에서 균열의 확산범위가 1.8m, 1.9m로 비슷하게 나타났기 때문에 2점 집중하중과 등분포하중을 받는 경우의 소성힌지 길이는 대동소이하다고 할 수 있다. 그러나, 1점 집중하

중이 작용하는 경우에는 2점 집중하중 및 등분포 하중이 가해질 때보다 균열확산의 범위가 1.3m로 작게 나타나고 있다.

따라서, 본 연구자들의 제안식에서 채택하고 있는 작용하중의 형태에 대한 계수가 1점 집중하중과 2점 집중하중 및 등분포 하중으로 크게 두 가지로 구분하여 사용한 것은 타당성이 있다고 사료된다. 이상의 결과는 실험으로 소성힌지 길이를 정확하게 측정하지는 않았지만, 최종파괴된 양상을 살펴볼 때, 2점 집중하중과 등분포하중이 작용할 때의 소성힌지 길이를 동일하게 평가하고, 1점 집중하중과는 구별하여 작용하중의 형태에 대한 계수를 정의할 수 있는 것으로 판단된다.

### 3.6 스패/춤 비 ( $L/d_p$ )

스패/춤 비의 변화에 따른 긴장재의 응력증가량에 대한 해석결과와 실험결과와의 비교를 그림 1(f)에 나타내었다. 실험결과에서 알 수 있듯이 스패/춤 비가 30정도 이전에는 비부착 긴장재의 응력증가량의 변화가 감소하는 것으로 나타나고 있으나, 30이후에는 비부착 긴장재의 응력증가량이 일정하게 나타나고 있다. 그러나 본 연구자들의 설계식에 의한 결과는 스패/춤 비의 변화에 따라 미소한 변화가 있지만 거의 일정하게 나타나고 있다. 이는 해석모델의 제안<sup>(2)</sup>에서 작용하중의 형태와 스패/춤 비의 조합에 의한 소성힌지 길이비의 함수로 변수를 고려하도록 되어 있기 때문인데, 본 연구자들의 설계식은 스패/춤 비가 15 이상인 부재에서는 스패/춤 비의 변화에 따른 비부착 긴장재의 극한응력에 미치는 영향이 미소하게 나타나고 있으며, 스패/춤 비의 효과보다는 작용하중의 형태에 의한 변수에 의해 지배<sup>(2)</sup>되도록 되어 있다. 따라서 본 연구의 실험체는 스패/춤 비가 18보다 크기 때문에 본 연구자들의 설계식으로 비부착 긴장재의 극한응력을 평가할 때 스패/춤 비의 효과가 적게 나타난 것으로 사료된다. 그리고 실험결과에서 나타난 바와 같이 현행의 ACI 규준식에서처럼 스패/춤 비가 35이상인 슬래브와 같은 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력을 평가할 때, 스패/춤 비의 효과를 과대평가하고 있는 것은 바람직하지 못하다고 사료되며, 본

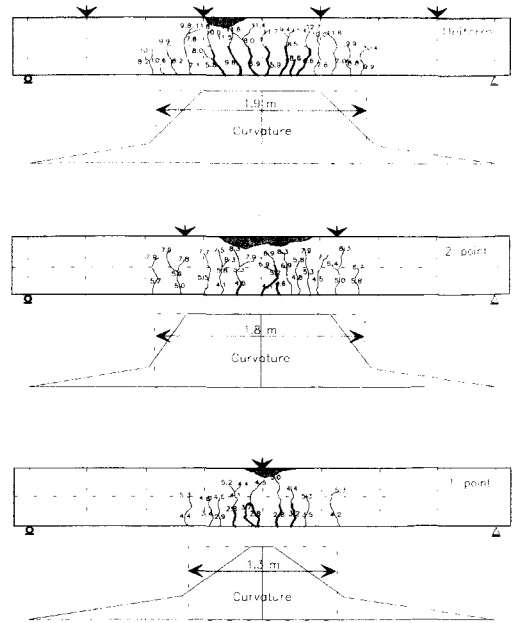


Fig. 2 Failure patterns depending on type of applied load

연구의 설계식은 스패/춤 비가 큰 부재에 대해서는 스패/춤 비의 효과를 합리적으로 고려하고 있다고 사료된다.

다른 변수들에 의한 비교결과와 다르게 스패/춤 비를 변수로 한 실험결과는 적합조건에 의한 해석결과(Compatibility)와 큰 차이를 나타내고 있는데, 이는 실험과정에서 최종파괴라고 판단하여 실험을 종료한 시점이 실험체의 변위가 실험장치의 능력을 초과한 변위량이었기 때문이었다. 따라서 완전한 최종파괴시까지 실험이 진행되었다면, 긴장재의 응력증가량의 실험값은 그림에서 표현된 것처럼 점선으로 표시한 값과 같이 크게 나타날 수 있었으며, 그 결과는 적합조건에 의한 해석결과와 비슷한 결과라고 할 수 있을 것이다. 그리고 최종파괴형태에서도 스패/춤 비가 큰 경우에 소성힌지 길이가 예측한 결과보다 실험결과에서 더 짧게 나타났기 때문에 실험결과와 적합조건에 의한 해석결과는 큰 차이를 나타내고 있다고 사료된다. 그러나 스패/춤 비의 효과에 대한 정확한 분석을 위해서는 스패/춤 비를 변수로 한 상세한 실험을 실시한 후, 보다 정확하게 분석할 필요가 있다.

Table 1 Comparison of  $f_{ps}$  with existing design equations (unit:MPa)

Specimens	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(2) (1)	(3) (1)	(4) (1)	(5) (1)	(6) (1)
A-1	1662.7	1392.1	1280.9	1460.6	1374.4	1386.6	0.84	0.77	0.88	0.83	0.83
B-1	1756.7	1534.4	1458.8	1602.2	1519.4	1561.5	0.87	0.83	0.91	0.86	0.89
B-2	1623.1	1253.1	1107.1	1327.3	1232.9	1217.1	0.77	0.68	0.82	0.76	0.75
C-1	1687.5	1499.4	1318.3	1606.9	1473.3	1510.0	0.89	0.78	0.95	0.87	0.89
C-2	1801.3	1607.4	1387.5	1700.4	1535.1	1531.4	0.89	0.77	0.94	0.85	0.85
D-1	1811.2	1484.6	1325.2	1604.3	1443.8	1448.7	0.82	0.73	0.89	0.80	0.80
D-2	1623.1	1332.0	1253.2	1371.5	1300.9	1352.1	0.82	0.77	0.84	0.80	0.83
E-1	1657.8	1377.0	1275.3	1423.4	1340.4	1360.4	0.83	0.77	0.86	0.81	0.82
E-2	1454.9	1348.0	1265.7	1360.1	1273.4	1330.1	0.93	0.87	0.93	0.88	0.91
F-1	1667.0	1383.8	1270.5	1452.5	1366.0	1376.5	0.83	0.76	0.87	0.82	0.82
F-2	1603.3	1224.2	1270.5	1305.5	1366.0	1376.5	0.76	0.79	0.81	0.85	0.86
G-1	1865.6	1476.4	1337.9	1729.1	1478.8	1517.4	0.79	0.72	0.93	0.79	0.81
G-2	1647.9	1462.8	1338.6	1540.3	1396.6	1388.7	0.89	0.81	0.93	0.85	0.84
G-3	1633.0	1459.7	1234.9	1433.9	1355.8	1388.7	0.89	0.76	0.88	0.83	0.85

\* Note : (1)=Experiment (2)=Design (3)=ACI 318-95  
(4)=AASHTO LRFD (5)=Harajli/Kanj (6)=Chakrabarti

Table 2 Comparison of  $\Delta f_{ps}$  with existing design equations (unit:MPa)

Specimens	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(2) (1)	(3) (1)	(4) (1)	(5) (1)	(6) (1)
A-1	539.8	269.0	157.7	337.6	251.2	263.4	0.50	0.29	0.63	0.47	0.49
B-1	455.9	233.4	157.7	301.3	218.2	260.3	0.51	0.35	0.66	0.48	0.57
B-2	674.1	303.8	157.7	378.1	283.4	267.6	0.45	0.23	0.56	0.42	0.40
C-1	584.6	396.4	215.2	504.1	370.1	406.8	0.68	0.37	0.86	0.63	0.70
C-2	684.0	490.0	270.0	583.1	417.4	413.7	0.72	0.39	0.85	0.61	0.61
D-1	688.4	361.6	202.1	481.4	320.6	325.5	0.53	0.29	0.70	0.47	0.47
D-2	505.8	214.4	135.5	254.0	183.2	234.3	0.42	0.27	0.50	0.36	0.46
E-1	540.4	259.5	157.7	305.9	222.7	242.7	0.48	0.29	0.57	0.41	0.45
E-2	347.0	240.1	157.7	252.2	165.3	222.0	0.69	0.45	0.73	0.48	0.64
F-1	554.0	271.1	157.7	339.9	253.1	263.6	0.49	0.38	0.61	0.46	0.48
F-2	490.8	111.4	157.7	192.7	253.1	263.6	0.23	0.32	0.39	0.52	0.54
G-1	753.2	363.8	225.2	616.6	365.9	404.5	0.48	0.30	0.82	0.49	0.54
G-2	535.3	350.2	225.9	427.7	283.7	275.8	0.65	0.42	0.80	0.53	0.52
G-3	520.5	347.0	122.2	321.7	242.9	275.8	0.67	0.23	0.62	0.47	0.53

\* Note : (1)=Experiment (2)=Design (3)=ACI 318-95  
(4)=AASHTO LRFD (5)=Harajli/Kanj (6)=Chakrabarti

#### 4. 설계식들의 비교

본 연구의 실험결과에 대해서 기존의 설계식과 본 연구자들의 설계식의 결과를 비교하기 위하여,  $f_{ps}$ ,  $\Delta f_{ps}$ 의 값으로 실험결과에 대한 기존의 설계식, 본 연구의 설계식의 결과의 비로 표 1과 표 2에 나타내었다. 표 1에서 알 수 있듯이,  $f_{ps}$ 에서 본 연구자들의 설계식은 실험값의 76%~93%의

값으로 예측하고 있으며, 현행의 ACI 규준식은 실험값의 65%~87%의 값으로 예측하고 있다. AASHTO LRFD 규준식은 71%~95%의 값으로 예측하고 있고, Harajli/Kanj의 설계식은 71%~89%, Chakrabarti의 설계식은 72%~92%의 값으로 예측하고 있다. 현행의 ACI 규준식에 의한 결과만이 평균값에서 실험값의 80% 이하인 것으로 나타났고, 나머지 4개의 설계식은

평균값으로 실험값의 80% 이상의 값으로 비부착 긴장재의 극한응력을 예측하고 있는 것으로 나타났다. 4개의 설계식에 의한 값들은 대부분 대동소이하게 비부착 긴장재의 극한응력을 예측하고 있는 것으로 나타났다. 표 2에 나타낸  $\Delta f_{ps}$ 의 값으로 비교할 때, ACI 기준식에 의한 결과값은 평균값으로 실험값의 약 35% 정도로 예측하고 있으나, 4개의 설계식에서는 평균값으로 실험값의 약 53% 이상으로 예측하고 있는 것으로 나타났다. 따라서 현행의 ACI 기준식은 비부착 긴장재의 극한응력을 평가함에 있어서 과소평가하고 있는 것으로 사료된다.

상기의 기술한 내용에서 실험결과와 본 연구의 설계식에 의한 결과, 현행의 ACI 기준식에 의한 결과들을 비교하였는데, 그 비교결과에 의하면 현행의 ACI 기준식에 의한 결과는 비부착 긴장재의 극한응력을 과소평가하고 있으며 본 연구의 설계식으로 비부착 긴장재의 극한응력을 평가하는 것은 현행의 ACI 기준식보다 실험값에 근접하는 것으로 나타났다.

각 설계식에 의한 예측값을 실험값과 비교하여 설계식들의 특징을 중심으로 비교한 결과를 정리하면 다음과 같다.

첫째, 유효프리스트레스의 크기를 변수로한 결과의 비교에서 AASHTO LRFD, Harajli/Kanj, 본 연구자들의 설계식에 의한 결과는 실험결과와 같이 유효프리스트레스 크기가 증가할수록 긴장재의 응력증가량의 감소경향이 뚜렷하게 나타나고 있으나, Chakrabarti의 설계식에 의한 결과에서는 미약하게 나타나고 있다. 이는 Chakrabarti의 설계식에 고려되고 있는 유효프리스트레스 크기가 설계식의 분자와 분모에서 동시에 존재하고 있기 때문에 유효프리스트레스의 효과가 상쇄된 것으로 사료된다.

둘째, 콘크리트 강도에 의한 비교에서 알 수 있듯이 AASHTO LRFD, Harajli/Kanj, 본 연구자들의 설계식에 의한 결과는 콘크리트 강도의 효과를 콘크리트 강도의 변화에 따라 고려하고 있으나, Chakrabarti의 설계식에 의한 결과에서는 콘크리트 강도가 증가할수록 비부착 긴장재의 응력증가량을 일정하게 예측하고 있다. 이는 Chakrabarti의 설계식에 대한 상한값의 규정 때

문이다. 즉, 콘크리트 강도가 고강도일 때 비부착 긴장재의 극한응력을 과대평가할 수 있고, 이 값은 설계식의 상한값을 초과하여 설계식의 상한값에 제한받는 설계식의 특성때문으로 사료된다.

셋째, 긴장재와 인장철근의 양에 대한 변수를 고려한 비교에서는 4가지 설계식 모두에서 긴장재와 인장철근의 양은 긴장재의 응력에 영향을 미치는 것으로 나타났다. 그러나 Chakrabarti의 설계식은 일반철근의 양, 즉  $\rho_s=0$ 인 단면에서의 긴장재의 응력평가방법에 대해 명확하게 설명하고 있지 못하고 있다.

넷째, Harajli/Kanj, Chakrabarti의 설계식에서는 작용하중의 형태에 대한 변수가 고려되어 있지 않기 때문에 작용하중의 형태에 무관하게 비부착 긴장재의 응력증가량을 일정하게 평가하고 있는 것으로 나타났다. 그러나 AASHTO LRFD, 본 연구자들의 설계식에 의한 결과는 작용하중의 형태를 변수로 고려하고 있기 때문에 작용하중의 형태에 따라 긴장재의 응력증가량을 상이하게 평가하고 있다.

다섯째, AASHTO LRFD 기준, Harajli/Kanj, Chakrabarti의 설계식은 스펠/춤 비가 낮을때로부터 높을때로 변화할 때 비부착 긴장재의 응력증가량이 점점 감소하는 경향을 나타내고 있으나, 본 연구자들의 설계식에서는 이미 실험값과 비교·분석된 것처럼 스펠/춤 비의 변화에 따라 긴장재의 응력증가량이 무시할 수 있을 정도로 작게 변하는 것으로 평가하고 있다.

이상의 결과로부터 본 연구자들에 의한 설계식은 변수별 변화에 따라 비부착 긴장재의 극한응력을 비교적 정확하게 예측할 수 있는 것으로 사료된다.

## 5. 제안된 설계식의 평가

본 연구에서 실험된 실험결과로 기존의 설계식과 본 연구자들의 설계식을 평가하기 위하여 그림 3(a)와 그림 3(b)에  $f_{ps}$ ,  $\Delta f_{ps}$ 의 비교를 나타내었고, 실험결과와 기존의 설계식들의 예측값/실험값 비( $f_{psp}/f_{pse}$  와  $\Delta f_{psp}/\Delta f_{pse}$ )를 통계학적인 분석으로 표 3에 평균값과 표준편차, 그림 4에 정규분포곡선으로 나타내었다. 그림 3에서는 본



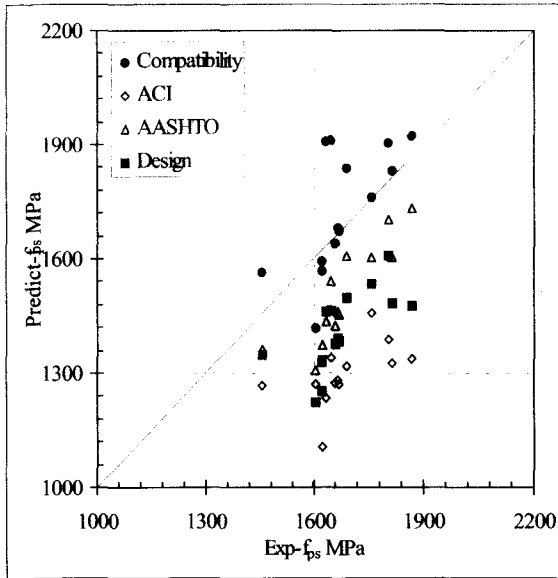


Fig. 3 (a) Comparisons of predicted  $f_{ps}$  by previous design equations

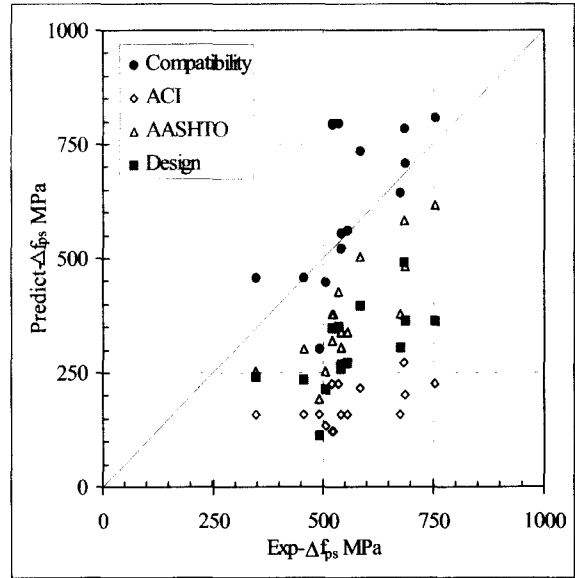


Fig. 3 (b) Comparisons of predicted  $\Delta f_{ps}$  by previous design equations

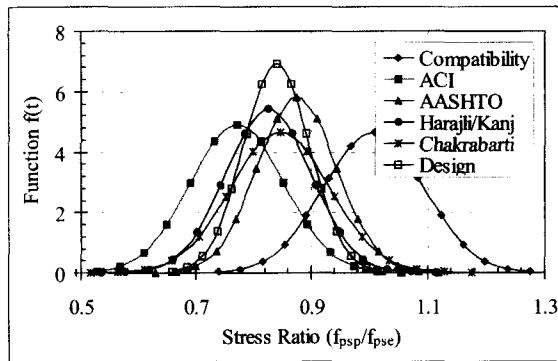


Fig. 4(a) Normal distribution curve for  $f_{ps}$

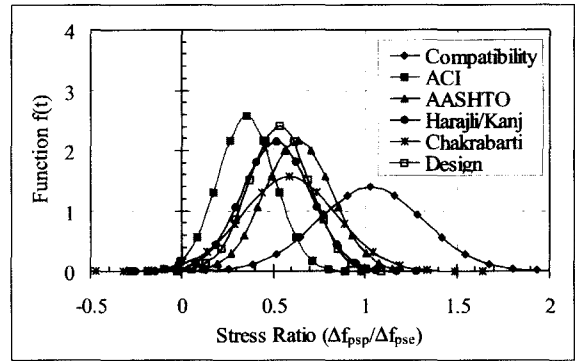


Fig. 4(b) Normal distribution curve for  $\Delta f_{ps}$

Table 3 Average value and standard deviation of predicted value/experimental value ratio

	$f_{psp}/f_{pse}$ Ratio		$\Delta f_{psp}/\Delta f_{pse}$ Ratio	
	Mean values	Standard deviations	Mean values	Standard deviations
Compatibility	1.01	0.086	1.03	0.286
ACI	0.77	0.081	0.35	0.155
AASHTO	0.88	0.069	0.63	0.184
Harajli/Kanj	0.83	0.074	0.51	0.185
Chakrabarti	0.85	0.086	0.58	0.255
Design	0.84	0.058	0.53	0.166

연구자들의 설계식에 의한 결과와 비슷한 결과를 나타내고 있는 Harajli/Kanj, Chakrabarti의

설계식에 의한 결과는 제외하고 현행규준으로 사용되고 있는 AASHTO LRFD, ACI 규준에 의한 결과로만 비교하였다. 비교의 기준은 그림 3에서 실험값에 대한 예측값들의 분포경향을 파악할 수 있고, 이들 결과에 의한 통계학적인 분석결과인 표 3에서는 예측값/실험값 비의 평균값이 높을수록 표준편차는 작을수록 확실적인 신뢰성이 우수하다고 할 수 있으며, 그림 4의 정규분포 곡선에서는 그래프의 높이가 높고 폭이 좁을수록 확실적인 신뢰성이 우수하다고 할 수 있다.

그림 3에서 알 수 있듯이 적합조건에 의한 해석결과(Compatibility)는 실험값에 근접하는 결과를 나타내고 있는데, 표 3과 그림 4에 나타낸

통계학적인 분석결과에서도 예측값/실험값 비가  $f_{ps}$ 에서 1.01,  $\Delta f_{ps}$ 에서 1.03으로 비부착 긴장재의 응력을 정확하게 예측하고 있다.

ACI 규준에 의한 결과에서는 그림 3에서 알 수 있듯이 본 연구자들의 설계식에 의한 결과보다도 비부착 긴장재의 응력을 과소평가하고 있는 것으로 나타났으며, AASHTO LRFD 규준에 의한 결과는 본 연구자들의 설계식에 의한 결과보다도 실험값에 근접하는 결과를 나타내고 있다. 그러나 그림 3과 같은 비교만에 의해서 AASHTO LRFD 규준에 의한 결과가 본 연구자들의 설계식에 의한 결과보다도 실험값에 근접한 결과를 나타내고 있으므로 우수한 설계식이라고 단정할 수 없다고 사료된다. 왜냐하면 AASHTO LRFD 규준식은 2차 방정식을 풀이하여 중립축거리를 산정해야만 비부착 긴장재의 응력을 평가할 수 있으므로 설계식으로 다소복잡할 수 있으며, 표 3과 그림 4에 나타난 통계학적인 분석결과의 비교에서 알 수 있기 때문이다. 즉, 본 연구자들의 설계식에 의한 결과의 평균값에서 AASHTO LRFD 규준보다 약간 적게 예측되고 있지만, 흠어짐 현상(표준편차)에서는 본 연구자들의 설계식에 의한 값이 우수하기 때문에 비부착 긴장재의 응력을 평가하는 설계식으로써는 그 정확성이 대동소이하다고 할 수 있다. 특히,  $\Delta f_{ps}$ 에서 Chakrabarti의 설계식은 본 연구자들의 설계식보다 긴장재의 응력증가량을 더 정확하게 예측하고 있지만, 흠어짐 현상 즉, 그림 4에서와 같이 그래프의 폭이 넓게 나타나고 있기 때문에 본 연구자들의 설계식보다도 비부착 긴장재의 응력을 더 정확하게 예측할 수 있다고 판단되지 않는다.

## 6. 결 론

본 연구자들은 소성힌지 길이개념의 도입과 변형도 적합조건을 이용하여 비부착 긴장재의 응력을 평가할 수 있는 새로운 해석적 모델<sup>(2)</sup>을 제안하였고, 제안된 새로운 설계식을 검증하기 위한 14개의 실험체를 제작하여 실험을 실시<sup>(9)</sup>하였다. 그리고 현행의 ACI 규준식, 기존의 설계식과 비교도 실시하였는데 그 결과를 정리하면 다음과 같다.

유효프리스트레스의 크기와 일반철근의 양은 비부착 긴장재의 응력에 영향을 미치는 변수이므로 비부착 긴장재의 응력을 평가할 때 이들을 변수로 고려하는 것이 바람직하며, 작용하중의 형태에 대한 변수와 스패/춤 비가 적은 경우에 대한 변수는 본 연구와 같은 한정된 실험결과와 해석적 연구결과로 그 결론을 단정하기가 어려우므로 추가적인 상세한 실험을 실시한 후 재평가하는 것이 바람직하다고 사료된다. 그러나 슬래브와 같이 스패/춤 비가 높은 경우에 현행의 ACI 규준은 스패/춤 비의 효과를 과대평가하고 있으므로 스패/춤 비의 효과는 재고찰되어야 한다고 판단된다.

결론적으로 실험결과와 현행의 ACI 규준식, 본 연구자들의 설계식에 의해 비부착 긴장재의 응력을 평가한 결과, 본 연구자들이 제안한 설계식이 비부착 긴장재의 응력을 평가하는데 보다 실험값에 근접하는 적절한 방법인 것으로 판단되었다.

## 감사의 글

본 연구는 금호건설기술연구소와 한양대학교 초대형 구조시스템 연구센터와의 공동연구 결과의 일부분임.

## 참고문헌

1. 임재형, 문정호, 음성우, 이리형, "프리스트레스드 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력 평가에 관한 연구(I) -기존연구 및 ACI 규준식의 고찰-", 한국콘크리트학회 논문집 제9권 4호, 1997. 8, pp 167-176.
2. 임재형, 문정호, 음성우, 이리형, "프리스트레스드 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력 평가에 관한 연구(II) -변형도 적합조건을 이용한 설계식의 제안-", 한국콘크리트학회 논문집 제9권 5호 1997. 10, pp 105-114.
3. 임재형, 이리형, "비부착 긴장재의 극한응력에 영향을 미치는 변수별 효과에 관한 해석적 연구", 대한건축학회 논문집 제13권 10호 1997. 10, pp 291-300.
4. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-95) and Commentary (ACI 318R-95)".

- American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1995, 369 pp.
5. ACI-ASCE Committee 423, "Recommendations for concrete members prestressed with unbonded tendon", ACI Journal, May-June 1989.
  6. 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.
  7. Harajli, M. H., and Kanj, M. Y., "Ultimate flexural strength of concrete members prestressed with unbonded tendons", ACI Journal, VOL. 88, No. 6, 1991, pp 663-673.
  8. Chakrabarti, P. R., "Ultimate stress for unbonded post-tensioning tendons in partially prestressed beams", ACI Journal, Nov.-Dec., 1995, pp 689-697.
  9. 임재형, 문정호, 이리형, "비부착 긴장재의 응력에 영향을 미치는 중요변수에 대한 실험연구", 한국콘크리트학회 논문집 제11권 1호, 1999. 2.

### 요 약

본 연구와 관련한 이전의 연구<sup>(9)</sup>에서는 본 연구자들이 제안한 설계식의 타당성을 검증하기 위하여 선정된 변수별로 실험체를 제작하여 실험을 실시하였고 실험결과를 분석하였다. 본 연구에서는 실험결과에 대하여 본 연구자들이 제안한 설계식과 기존의 설계식들에 의한 해석결과를 비교분석하여 본 연구자들의 설계식의 타당성을 검증하였다. 사용된 기존의 설계식은 현행의 ACI 표준식, AASHTO LRFD 표준식, 변형도 적합조건에 의한 해석식, Harajli/Kanj의 설계식, Chakrabarti의 설계식 등이다. 비교·분석결과에 의하면 본 연구자들이 제안한 설계식이 비부착 긴장재의 응력을 평가하는데 보다 적절한 방법임을 증명하였다.

(접수일자 : 1998.9.24)