

프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비 부착 긴장재의 극한응력 평가에 관한 연구(Ⅱ)

- 변형도 적합 조건을 이용한 설계식의 제안 -

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

- Proposed Design Equation using Strain Compatibility -



임재형*

Lim, Jea-Hyung



문정호**

Moon, Jeong-Ho



음성우***

Eum, Seong-Woo



이리형****

Lee, Li-Hyung

ABSTRACT

This is the second step of research series about prestressed concrete members containing unbonded tendons. In the first step of the research, previously existing design equations and ACI Code equation were investigated and compared with a total of 167 experimental results.

In this paper, a design equation was proposed after a thorough examination about the method which used the concept of plastic hinging zone and the global compatibility requirement of tendon strains. The influential variables of the equation were determined by the theoretical approach and then the coefficients for the variables were determined by the regression. A good agreement was obtained from the comparison with previous design equations. Then, the structural characteristics of the proposed equation were mentioned in this paper as follows. (1) It is desirable to include such variables as the effective prestress, the amount of bonded reinforcements, and the loading types since they can make a

* 정회원, 금호건설기술연구소 선임연구원, 한양대 박사과정

** 정회원, 한양대 건축공학과 조교수

*** 정회원, 금호건설기술연구소 선임연구원

**** 정회원, 한양대 건축공학과 교수

• 본 논문에 대한 토의를 1997년 12월 30일까지 학회로 보내주시면 1998년 2월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

significant affect on unbonded tendon stresses. (2) The square root of f' / ρ_s ratio may be proportional to the unbonded tendon stress in contrast with the ACI Code. (3) The influence of span-depth ratio on the unbonded tendon stress can be explained properly by the concept of plastic hinging zone.

Keywords : Design equation, ultimate stress, unbond tendon strain compatibility

1. 서론

본 연구는 프리스트레스트 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력 평가에 관한 일련의 연구 중에서 두 번째에 해당한다. 첫 번째 연구¹⁾에서는 지난 40여년간의 실험결과들(총 167개)을 수집하여 부재의 휨파괴시 비부착 긴장재의 극한응력에 관한 DB를 구성하였다. 그리고 이들과 기존의 설계식들과 비교하여 그 장단점을 분석하였다. 그리고 이를 토대로 하여 기존 설계식, 특히 ACI 규준식은 수정되는 것이 바람직한 것으로 제안하였다. 비부착 긴장재를 가진 부재에 대해서는 그 특성상 하나 혹은 몇 개의 위험단면만을 선정하여 부재의 휨내력을 검토하는 방법은 적절하지 않고, 부재 전체의 거동을 고려하여 긴장재의 응력이 결정되어야 한다. 따라서 국부적인 적합조건보다는 전체적인 적합조건에 의한 식이 필요하다. 여기에서 국부적인 적합조건은 부재의 임의의 단면에서 긴장재와 콘크리트가 일체로 거동함을 의미한다. 그러나 전체적인 적합조건은 긴장재의 위치에서 콘크리트의 전체적인 길이변화가 긴장재 전체가 늘어난 길이와 같다는 조건이다. 비부착 긴장재를 가진 부재에서는 콘크리트와 긴장재가 정착구에 의해서 연결되므로 부착 긴장재를 가진 부재에서처럼 국부적인 적합조건은 적용할 수 없다. 그러나 현재 사용중이거나 제안되어 있는 기존의 식들은 이러한 전체적인 적합조건을 충분히 고려하고 있다고는 볼 수 없다.

따라서 본 연구에서는 새로운 설계식을 힘의 평형조건, 재료의 특성, 그리고 전체적인 적합조건등을 이용하여 개발하고자 하였다. 그리고 새로운 제안식을 기존 167개 실험체의 실험결과와 비교하여 검증하였다. 이 때 설계식에 사용된 변수들에 대한 계수

는 기존의 실험결과들을 반영하기 위하여 이들을 이용하여 회귀분석을 통하여 찾아내었다. 즉 이론적인 연구로부터 주요변수 및 이들의 조합을 찾아내고, 이들 변수 및 조합에 사용되는 계수를 회귀분석에 의해서 구하였다.

연구의 순서는 먼저 힘의 평형조건, 재료의 특성, 그리고 전체적인 변형도 적합 조건 등에 의한 분석의 가능성을 검토하는 것이다. 여기에서 분석의 가능성 검토는 상기조건을 이용한 해석방법을 사용한 반복계산을 통하여 얻어진 해석값과 실험결과를 비교하는 것을 의미한다. 이와같은 방법에 의해서 그 가능성을 점검한 후, 수계산으로 설계값을 산정하기 위하여 적절한 가정을 사용한 제안식을 제시하였다. 그리고 제안식을 근거로 안전성을 고려한 설계식을 제안하였다. 끝으로 본 연구에서 제안된 식을 기존의 설계식들과 비교하여 그 타당성 역시 검토하였다.

2. 변형도 적합 조건을 이용한 해석

본 연구에서는 소성힌지 길이 개념을 도입한 Haraji²⁾의 변형도 적합 조건에 의한 해석방법을 이용하여 새로운 설계식을 제안하고자 하였다. 변형도 적합 조건을 이용한 해석방법을 이용하면 비부착 긴장재의 응력 변화에 영향을 미칠 수 있는 여러 변수들을 종합적으로 평가할 수 있으며, 또한 소성힌지 길이 개념의 도입으로 국부적이 아닌 전체적인 적합조건을 고려한 해석이 가능하다. 그리고 기존의 실험 결과들을 이용하여 이러한 해석방법의 타당성을 먼저 검증하였다.

변형도 적합 조건에 의한 해석방법에서는 다음과 같은 가정을 사용하였다.

첫째, 부재 단면의 변형도분포는 중립축으로부터의 거리에 비례한다.

둘째, Fig. 1에서 나타낸 것처럼 비부착 긴장재의 변형은 이상화된 폭률분포에 따라 주로 소성형지 길이 L_p 에서 일어난다.

셋째, 덕트와 긴장재사이의 마찰력은 무시한다.

첫째 가정에 의해 Fig. 2와 같이 단면의 변형도 분포곡선을 나타낼 수 있다. 이 그림에서 ϵ_{ps} 는 유효프리스트레스에 의한 긴장재의 변형도이고, $\Delta\epsilon$ 은 긴장재의 위치에서의 콘크리트 변형도이다. ϵ_{cc} 는 유효프리스트레스에 의한 콘크리트의 압축변형도이며, $\Delta\epsilon_{ps}$ 는 비부착 긴장재의 실제 변형도 증가분이다. ϵ_{cu} 는 극한하중 상태에서의 콘크리트 압축변형도로서 ACI 규준에서는 0.003을 사용하고 있다.

첫째가정과 둘째가정을 이용하여 $\Delta\epsilon$ 과 정착구 사이의 비부착 긴장재의 변형길이 ΔL_{ps} 를 구하고 비부착 긴장재의 변형 증가분 $\Delta\epsilon_{ps}$ 를 구하면 다음과 같다.

$$\Delta\epsilon = \frac{d_c - c}{c} \epsilon_{cu} \quad (1)$$

$$\Delta L_{ps} = \int_{\Omega} (\Delta\epsilon + \epsilon_{cc}) d\Omega = (\Delta\epsilon + \epsilon_{cc}) L \quad (2)$$

$$\Delta\epsilon_{ps} = \frac{\Delta L_{ps}}{L} \quad (3)$$

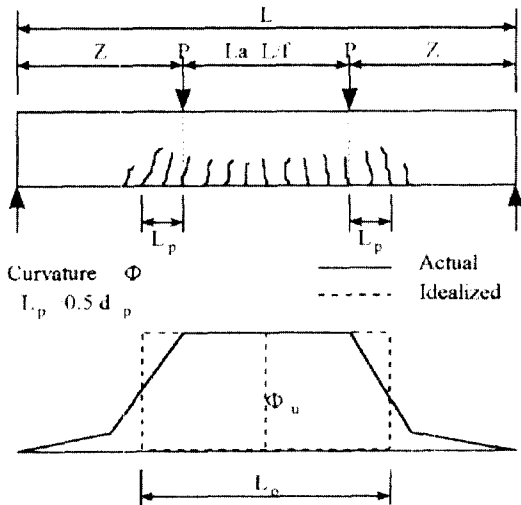


Fig.1 Idealized Curvature distribution along a beam length

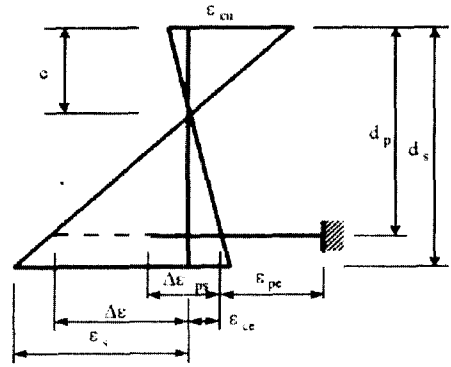


Fig.2 Cross sectional strain distribution of a unbonded member

여기서, L_p 는 Fig. 1에 나타낸 것처럼 부재의 등가 소성형지 길이이며, L 은 정착구사이의 총 길이이다. Ω 는 부재 전체길이의 변형에 대한 변수이다. 식(1), 식(2), 식(3)를 조합하여 비부착 긴장재의 변형도 ϵ_{ps} 를 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \epsilon_{ps} &= \epsilon_{pc} + \Delta\epsilon_{ps} \\ &= \epsilon_{pc} + \epsilon_{cc} \left(\frac{L_p}{L}\right) + \epsilon_{cu} \frac{d_p - c}{c} \left(\frac{L_p}{L}\right) \end{aligned} \quad (4)$$

식(4)로부터 극한하중 상태에서의 임계단면의 중립축거리 c 를 구하고, 임계단면에서의 평형방정식을 정리하면 다음과 같다.

$$c = \frac{\epsilon_{cu} \left(\frac{L_p}{L}\right) d_p}{\epsilon_{ps} - (\epsilon_{pc} + \epsilon_{cc} \frac{L_p}{L}) + \epsilon_{cu} \left(\frac{L_p}{L}\right)} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} A_p f_{ps} \left(d_p - \frac{\beta_1 c}{2}\right) + A_s f_s \left(d_s - \frac{\beta_1 c}{2}\right) - A_c f_c \left(d_c - \frac{\beta_1 c}{2}\right) \\ = 0.85 f_c' b_w \beta_1 c \left(d_c - \frac{\beta_1 c}{2}\right) + C_f \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, $d_c = \frac{A_p f_{ps} d_p + A_s f_s d_s}{A_p f_{ps} + A_s f_s}$ 이다.

식(5)를 식(6)에 대입하여 비부착 긴장재의 극한응력 f_{ps} 를 구하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} f_{ps} = \frac{1}{\alpha_p A_p} \frac{0.85 f_c' b_w \beta_1 \epsilon_{cu} \left(\frac{L_p}{L}\right) d_p}{\epsilon_{ps} - \epsilon_{cc} \left(\frac{L_p}{L}\right) (\epsilon_{cc} - \epsilon_{cu})} \\ + \frac{(A_s' - \alpha_s A_s) f_s + C_f}{\alpha_p A_p} \end{aligned} \quad (7)$$

$$\alpha_p = (d_p - \frac{\beta_1 c}{2}) / (d_c - \frac{\beta_1 c}{2}),$$

$$\alpha_s = (d_s - \frac{\beta_1 c}{2}) / (d_c - \frac{\beta_1 c}{2})$$

으로써, 긴장재의 위치와 인장철근의 위치에 대한 함수이다.

그러므로, 식(7)에 의한 비부착 긴장재의 극한응력 f_{tu} 는 Fig.3에서 나타낸 긴장재의 재료특성인 응력-변형도 곡선과의 교차점을 반복적으로 계산하여 구할 수 있다.

그런데 등가의 소성힌지 길이 L_0 는 Fig.1에서 나타낸 것처럼 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$L_0 = L_n + 2L_p = \frac{L}{f} + 2L_p \quad (8)$$

여기에서, f_n 는 작용하중의 형태에 따른 계수로써, Harajli에 의한 연구결과, Naaman & Alkhairi에 의한 연구결과와 기존연구의 실험결과를 분석하여 결정하였다. 1개의 집중하중이면 $f=10$ 이고, 2점 집중하중 및 등분포하중이면 $f=3$ 으로 하며, L_n 는 소성힌지 길이로써 실험적으로 유도된다. 본연구에서 사용된 소성힌지 길이는 Mattock¹⁰⁾에 의해 제안된 소성힌지 길이에 관한 식을 수정하여 다음과 같은 식을 채택하였다.

$$L_p = 0.5d_p \quad (9)$$

여기에서, d_p 는 콘크리트의 압축축연단으로 부터 긴장재까지의 거리이다. 이 때 본 연구에서는 Mattock의 제안식보다 작은 값을 선택하였는데, 이는 긴장재가 콘크리트와 부착되어 있지 않는 점을 고려하였기 때문이다. 그러므로 식(8)에 식(9)를 대입하여 계산하면 다음과 같다.

$$L_0 / L = \frac{1}{f} + \frac{1}{L / d_p} \quad (10)$$

여기에서 하나의 중요한 사실로 비부착 긴장재의 응력증가에 큰 영향을 미칠 수 있는 소성힌지 길이비가 작용하중의 종류에 영향을 받으며, 또한 현행 ACI 규준에서 변수로 채택한 스패-츄비의 비가 소성힌지 길이비에 영향을 미침도 알 수 있다. 그러나 스패-츄비의 효과는 집중하중의 경우에는 크게 나타나, 등분포하중이나 2점 집중하중의 경우에는 비비하게 될 수 있다. 예를 들면 슬래브의 경우에는 일반적으로 등분포하중이 작용하게 되

기 때문에 하중조건이 소성힌지 길이비에 미치는 영향에 비하여 스패-츄비의 효과는 약 1/10 정도에 불과함을 알 수 있다.(Fig.4 참조)

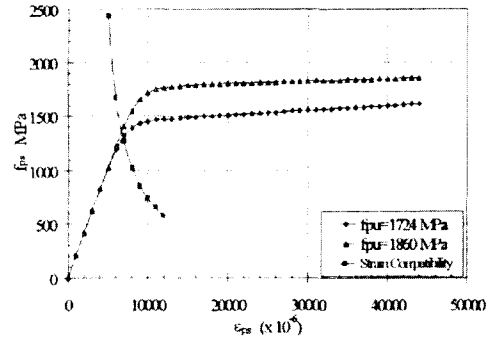


Fig.3 Stress-strain curve of tendon

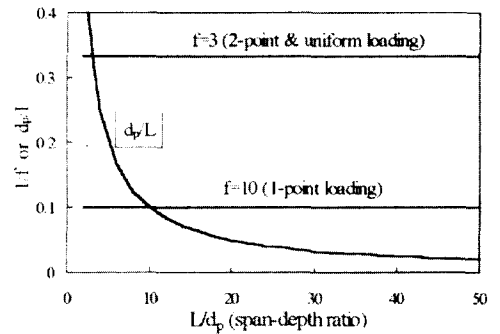


Fig.4 Effects of loading types and span/depth ratios of plastic hinging zone

3. 기존연구의 실험결과와 비교

비부착 긴장재의 극한응력을 평가할 수 있는 변형도 적합 조건을 이용한 방법을 통하여 얻어진 해석결과를 기존연구의 실험결과와 f_{tu} , Δf_{tu} 와 비교하여 Fig. 5에 나타내었으며, 기존연구의 고찰결과¹⁰⁾에서 현행의 ACI 규준식, 기존연구의 제안식 결과와 기존연구의 실험결과를 Δf_{tu} 에 대한 비교로 상관계수 R를 나타내었다. Fig. 5와 기존연구의 고찰결과에서 알 수 있듯이, Δf_{tu} 에 있어서 ACI 규준식에 의한 결과의 상관계수 R은 0.64, Harajli의 제안식에 의한 결과의 상관계수 R은 0.55, Naaman &

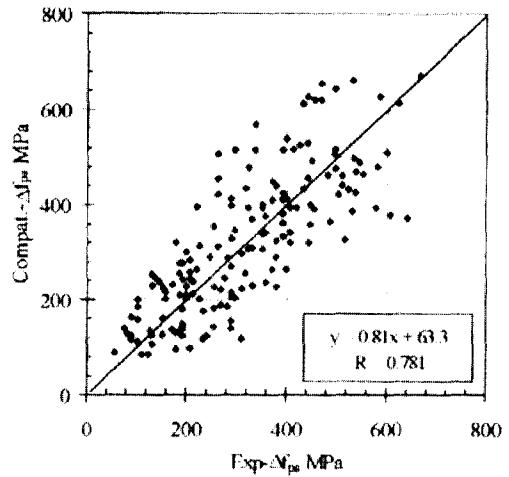
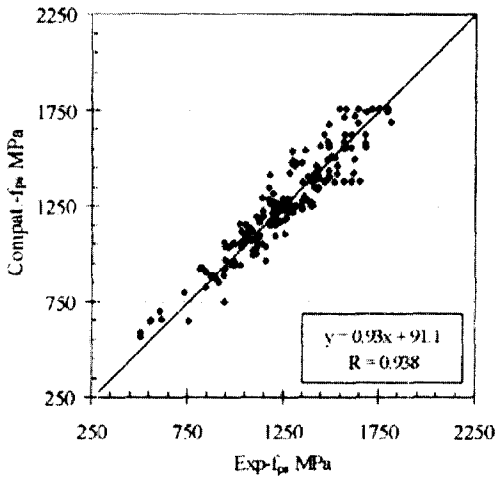


Fig.5 Comparison of analytical method with experiments

Alkhairi에 의해 제안된 설계식에 의한 결과의 상관 계수 R은 0.71로 나타났다. 그러나 변형도 적합 조건에 의한 해석식의 결과는 상관계수가 0.78로 가장 정확함을 알 수 있었으며, 변형도 적합 조건을 이용한 식(7)은 반복적인 계산에 의해 비부착 긴장재의 응력을 산정하여야 하므로 설계식으로 사용하기에는 부적당하다. 따라서 본 연구에서는 이러한 변형도 적합조건을 이용한 식을 이용하여 간단한 제안식 및 설계식을 제안하고자 한다.

4. 비부착 긴장재의 극한응력 평가식의 제안

변형도 적합조건을 이용한 식(7)과 동일한 정확도를 유지하면서 간단한 계산이 가능한 식을 제안하기 위하여 다음과 같은 두가지 가정을 추가적으로 사용하였다.

첫째, 유효표리스트레스 상태에서의 콘크리트의 압축변형도인 ϵ_c 의 값은 무시할 수 있다.

둘째, 비부착 긴장재는 탄성기동을 한다.

여기에서 첫 번째 가정은 실제로 ϵ_c 의 값이 아주 작아서 긴장재의 종곡응력에 미치는 영향이 작기 때문이며, 두 번째 가정은 대부분의 기존 실험결과들에서 부재의 파괴시에도 긴장재가 비선형 기동을 보이지

않았기 때문이다. 왜냐하면 긴장재가 콘크리트와 부착되어 있지 않으므로, 긴장재의 변형이 부재 전체의 길이를 따라 고르게 분포되어야 하기 때문이다. 따라서 응력의 집중이 일어나지 않게 되어 긴장재가 소성변형을 보일 가능성은 아주 작은 것으로 생각할 수 있다.

이상의 가정을 이용하여 장방형 단면을 대상으로 식을 수정하면 다음과 같다.

$$\Delta f_{ps} + \left(\frac{L_u}{L}\right)\epsilon_{cu}E_{ps} = \frac{1}{\alpha_p A_{ps}} \frac{0.85f_c' b_w \beta_1 \epsilon_{cu} \left(\frac{L_u}{L}\right) d_p E_{ps}}{\Delta f_{ps} + \left(\frac{L_u}{L}\right)\epsilon_{cu}E_{ps}} + \frac{(A_s' - \alpha_s A_s) f_y}{\alpha_p A_{ps}} - f_{pw} + \left(\frac{L_u}{L}\right)\epsilon_{cu}E_{ps} \quad (11)$$

그러므로 식(11)을 통하여 Δf_{ps} 를 구하기 위해서 다음과 같은 2차방정식으로 쓸 수 있다.

$$X^2 - BX - C = 0 \quad (12)$$

여기에서,

$$X = \Delta f_{ps} + \left(\frac{L_u}{L}\right)\epsilon_{cu}E_{ps}$$

$$B = \frac{(A_s' - \alpha_s A_s) f_y}{\alpha_p A_{ps}} - f_{pw} + \left(\frac{L_u}{L}\right)\epsilon_{cu}E_{ps}$$

$$C = \frac{1}{\alpha_p A_{ps}} - 0.85f_c' b_w \beta_1 \epsilon_{cu} \left(\frac{L_u}{L}\right) d_p E_{ps}$$

상기의 일반식에 대한 해는 2차방정식의 근의 공식으로 구할 수 있다. 이 때 근의 공식에 대해 $\sqrt{1+x^2} \approx 1+0.5x$ ($|x| < 1$)와 같은 약산적인 풀이방법을 도입하여 해를 계산하였다. 그런데 여기에서 x 로 표현된 값은 C/B 에 해당하여 계산결과에 민감하게 작용하게 되므로, 수치적으로 안정적인 값을 얻을 수 없게 된다. 따라서 본 연구에서는 이와같은 약산법에 의해서 식을 유도하였고, 여기에 나타난 계수들은 기존의 실험결과들을 이용하여 찾고자 하였다. 따라서 이러한 유도방법에 의해서 중요변수 및 이들의 조합을 결정하고 각 변수 및 조합이 미치는 영향계수를 임의의 상수 Q_1, Q_2, Q_3 로 치환하여 다음과 같이 나타냈다.

$$\Delta f_{ps} = -Q_1 f_{pc} + Q_1 \frac{(A_s' - \alpha A_s) f_y}{\alpha_p A_{ps}} - Q_3 \frac{L_0}{L} \epsilon_{cu} E_{ps} + \frac{f_c'}{\alpha_p \rho_p} 0.85 \beta_1 \epsilon_{cu} \left(\frac{L_0}{L} \right) E_{ps} \quad (13)$$

이 때 식(13)의 제3항과 제4항은 동일한 변수를 공유하고 있으므로 이를 고려하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta f_{ps} = -Q_1 f_{pc} + Q_2 \frac{(A_s' - \alpha A_s) f_y}{\alpha_p A_{ps}} + \frac{f_c'}{\alpha_p \rho_p} \left(\frac{L_0}{L} \right) \left[\sqrt{0.85 \beta_1 \epsilon_{cu} E_{ps} - Q_3 \epsilon_{cu} E_{ps}} \cdot \frac{\sqrt{L_0}}{\sqrt{L}} \cdot \frac{f_c'}{\alpha_p \rho_p} \right] \quad (14)$$

그런데 식(14)의 []안의 두 번째항에서 L_0/L 은 1보다 작고 분모가 상대적으로 큰 값이므로, 이항을 $\sqrt{(L_0/L)} / \sqrt{(f_c' / \alpha_p \rho_p)} \approx 0$ 으로 할 수 있다. α_p 와 α 는 긴장재의 위치와 인장철근의 위치에 대한 함수로써 d_p 와 d_s 로 표현할 수 있다. 따라서 새로운 계수 K_0, K_1, K_2, K_3 를 사용하여 이를 f_{ps} 에 관하여 정리하면 다음과 같이 일반화 할 수 있다.

$$f_{ps} = K_0 + K_1 \cdot f_{pc} + K_2 \cdot \frac{(A_s' - A_s) f_y}{A_{ps}} + K_3 \cdot \frac{d_s f_c'}{d_p \rho_p} \left(\frac{L_0}{L} \right) \quad (15)$$

본 연구에서는 식(15)에 포함된 임의의 상수 K_0, K_1, K_2, K_3 를 구하기 위하여 기존연구의 167개 실험

체의 실험결과를 모수통계법인 중회귀분석법으로 분석하여 결정하고자 하였다.

4.1 제안식의 회귀분석

상기의 식(15)에서 임의의 상수 K_0, K_1, K_2, K_3 를 결정하기 위한 회귀분석의 일반식으로 표현하면 다음과 같다.

$$f_{ps} = K_0 + K_1 \cdot f_{pc} + K_2 \cdot \frac{(A_s' - A_s) f_y}{A_{ps}} + K_3 \cdot \frac{d_s f_c'}{d_p \rho_p} \left(\frac{L_0}{L} \right) \Rightarrow y_i = \beta_0 + \beta_1 x_{1i} + \beta_2 x_{2i} + \beta_3 x_{3i} + \epsilon_i \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (16)$$

여기서, 종속변수는 $y_i = f_{ps}$ 이며, 독립변수는 $x_{1i} = f_{pc}, x_{2i} = \frac{(A_s' - A_s) f_y}{A_{ps}}, x_{3i} = \frac{d_s f_c'}{d_p \rho_p} \left(\frac{L_0}{L} \right)$ 로 3개이다. 그리고 $\beta_0 = K_0, \beta_1 = K_1, \beta_2 = K_2, \beta_3 = K_3$ 이며, ϵ_i 는 오차이다.

회귀분석을 위한 일반식을 모수통계분석방법인 중회귀분석법으로 $n=167$ 개의 기존연구 실험결과에 대해 회귀분석한 결과, 다음과 같은 제안식이 얻어졌다.

제안식 :

$$f_{ps} = 207 + 0.75 \cdot f_{pc} + \frac{1}{12} \cdot \frac{(A_s' - A_s) f_y}{A_{ps}} + 6.8 \cdot \frac{d_s f_c'}{d_p \rho_p} \left(\frac{1}{f} + \frac{d_p}{L} \right) \text{MPa} \quad (17a)$$

$$f_{ps} = 30,000 + 0.75 \cdot f_{pc} + \frac{1}{12} \cdot \frac{(A_s' - A_s) f_y}{A_{ps}} + 82 \cdot \frac{d_s f_c'}{d_p \rho_p} \left(\frac{1}{f} + \frac{d_p}{L} \right) \text{psi} \quad (17b)$$

이와같은 제안식에 의한 계산결과와 기존연구의 실험결과를 Fig.6에 $f_{ps}, \Delta f_{ps}$ 의 비교로 나타내었다. 그림에서 나타난 상관계수 R에서도 알 수 있듯이, 기존연구에 의한 제안식 및 ACI 규준식보다도 극한하중 상태에서 비부착 긴장재의 응력을 더욱 정확하게 예측할 수 있음을 알 수 있다.

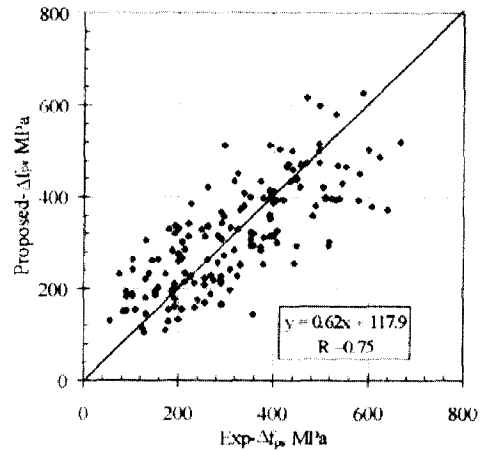
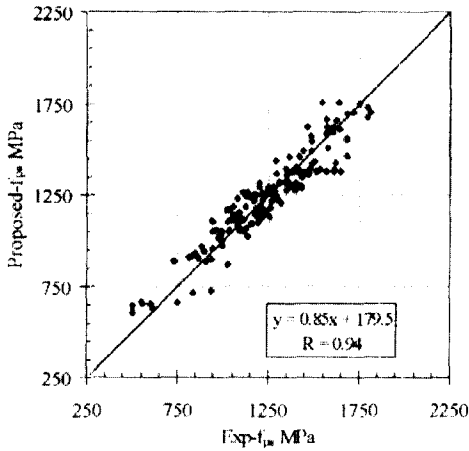


Fig.6 Comparison of proposed equation with experiments

또한 본 연구에서는 이러한 제안식을 근거로 안전율을 고려하여 극한강도 설계식을 유도하였다. 안전계수의 확보를 위한 K_1 , K_2 , K_3 , K_4 계수는 기존연구에 의한 실험결과에서 상한의 실험값과 해석값이 완전상호관계라고 가정하고 중회귀분석법을 사용하면 $K_1=70$, $K_2=0.8$, $K_3=1/15$, $K_4=6.5$ 을 얻을 수 있다. 따라서, 본 연구에서 제안하고 있는 설계식은 다음과 같으며, 그결과를 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7에서 알 수 있듯이 예측결과들이 설계식으로 사용할 수 있는 안전율을 확보하고 있으며, 상관계수 R에서도 기존의 설계식보다 우수한 것으로 나타났다.

설계식 :

$$f_{ps} = 70 + 0.8 \cdot f_{pc} + \frac{1}{15} \cdot \frac{(A_s - A_c) f_y}{A_{ps}} + 6.5 \cdot \sqrt{\frac{d_s f_c}{d_p \rho_p}} \left(\frac{1}{f} + \frac{d_s}{L} \right) \text{MPa} \quad (18a)$$

$$f_{pc} + 70 \leq f_{ps} \leq f_{ps} \text{MPa}$$

$$f_{ps} = 10,000 + 0.8 \cdot f_{pc} + \frac{1}{15} \cdot \frac{(A_s - A_c) f_y}{A_{ps}} + 80 \cdot \sqrt{\frac{d_s f_c}{d_p \rho_p}} \left(\frac{1}{f} + \frac{d_s}{L} \right) \text{psi} \quad (18b)$$

$$f_{pc} + 10,000 \leq f_{ps} \leq f_{ps} \text{psi}$$

$f=10$ (1점 집중하중), $f=3$ (2점 집중하중 및 등분포하중)

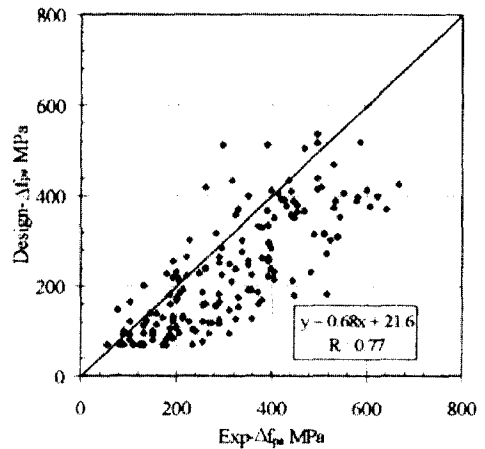
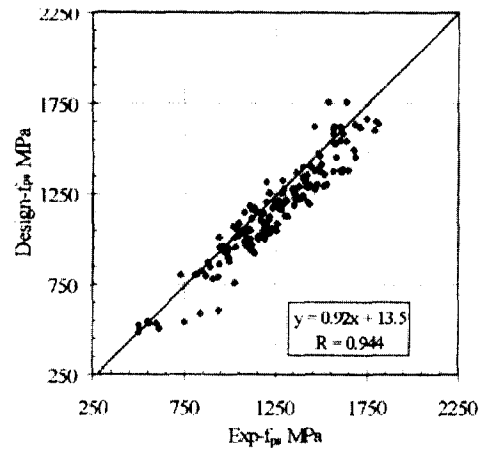


Fig.7 Comparison of proposed design equation with experiments

4.2 본연구의 제안식과 설계식에 대한 평가

본 연구에서 제안된 제안식과 설계식의 정확성을 비교하기 위하여 Table 1에서와 같이 ACI 318-89 규정식, Naaman 등의 설계식, Naaman 등의 제안식, 변형도 적합 조건을 이용한 해석식에 의한 결과와 실험결과와의 f_{ps} , Δf_{ps} 에 대한 상관계수 R을 비교하여 보았다.

Table 1 Summary of the correlation coefficients

Equations	References	Correlation coefficient, R
Computation equation	Strain compatibility	0.78
	Naaman & Alkhairi	0.75
	Proposed equation	0.75
Design equation	ACI 318-89	0.61
	Naaman & Alkhairi	0.71
	Proposed design equation	0.77

Table 1에 나타낸 바와같이 ACI 318-89 규정식에 의한 결과의 상관관계($R=0.64$)보다 본 연구에서 제안된 설계식에 의한 상관관계($R=0.77$)가 우수한 것으로 나타났으며, Naaman 등에 의해 제안된 식에 의한 결과와 본연구에서 제안된 제안식에 의한 결과와는 유사한 정확성을 가지고 극한하중 상태에서 비부착 긴장재의 응력을 결정할 수 있는 것으로 나타났다. 그러나, Naaman 등에 의해 제안된 식은 2차 방정식을 풀이하여 중립축거리를 구해야하는 복잡한 계산과정이 필요하므로 설계식으로는 유용하지 못한 단점이 있으나, 본연구에서 제안한 식은 비교적 간단한 방법으로 비부착 긴장재의 응력을 예측할 수 있는 장점이 있다.

4.3 제안된 설계식에 대한 고찰

본 연구에서 제안된 설계식의 특징 및 장점 등을 구조역학적인 면에서 분석한 결과는 다섯가지로 요약할 수 있다. 첫째로 설계식의 첫항인 상수항을 통하여 계산값이 수치적으로 안정되게 할 수 있다. 둘째로 제안된 설계식은 유효프리스트레스 f_{ps} 를 변수로 포함하고 있다는 점을 들 수 있다. 즉 설계식을 Δf_{ps} 에 관한 식으로 바꾸면 $0.2f_{ps}$ 가 Δf_{ps} 를 계산하는데 사용되는 변수임을 알 수 있다. 그러나 기존식들은 Δf_{ps} 계산식에 f_{ps} 를 포함하고 있지 않으므로 f_{ps} 값에

무관하게 Δf_{ps} 값이 결정되며, 이는 기존의 실험결과에서도 알 수 있었다. 따라서 f_{ps} 값이 증가하면 Δf_{ps} 가 감소하며, 그 반대인 경우에는 Δf_{ps} 가 증가하게 되는 점은 본 연구의 제안식의 장점이라 할 수 있다.

셋째로 본 설계식은 부분긴장된 (partially prestressed) 부재에서 긴장재의 f_{ps} 를 정확하게 계산할 수 있다. 현행 ACI 규준에 따르면 일반철근이 긴장재와 함께 사용된다 해도 이를 고려할 수 없다. 그러나 부분긴장된 프리스트레스트 콘크리트 부재에서는 일반철근의 양을 설계자의 판단에 따라 사용하게 되는 구조이므로 이를 고려할 수 있어야 한다. 본 논문의 식(6)에 따르면 일반철근의 양이 단면의 평형 방정식에 영향을 미침을 알 수 있다. 이는 곧 단면의 곡률에 영향을 미치게 되고, 궁극적으로는 긴장재의 응력에 영향을 미치게 된다. 따라서 인장철근 및 긴장재의 양이 많을수록, 그리고 압축철근의 양이 작을수록 긴장재의 응력이 작게 평가되는 본 논문의 설계식은 구조적으로 합당한 것으로 사료된다.

네째로 본 연구에서 제안된 식도 ACI 규준과 동일한 변수인 f'_{cp} 를 포함하고 있다는 점이다. 그러나 이러한 변수가 제품근의 형태로 나타남을 알 수 있다. 이에 대한 타당성은 식(12)에서 찾을 수 있다. 식(12)의 세 번째항인 C에 f'_{cp} 가 포함되어 있기 때문에 f'_{cp} 는 제품근의 형태로 설계식에 나타나야 함을 알 수 있다.

끝으로 소성현지 길이비가 중요한 변수이며, 이는 하중의 형태 및 스팬-축비의 값으로 나타낼 수 있다는 점이다. 그런데 현행 ACI에서도 스팬-축비의 값을 변수로 하고 있으나 이는 본 연구와 관련된 첫 번째 논문에서 지적한 바와 같이 그 타당성에 대한 재고가 필요하다. 그러나 본 연구의 설계식의 전개방법에 따르면 스팬-축비가 미치는 영향이 소성현지 길이의 개념에 의해서 역학적으로 타당성이 있는 방법으로 평가될 수 있음을 알 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 소성현지 길이 개념과 변형도 적합 조건에 의해서 비부착 긴장재의 응력을 평가할 수 있는 설계식을 제안하였다. 그리고 이를 기존의 설계식들과 비교하였으며, 제안된 설계식의 타당성도 검토

하였다. 그리고 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 비부착 긴장재를 갖는 부재의 해석에서 소성현저 길이를 고려한 변형도 적합 조건은 극한하중 상태의 비부착 긴장재 응력을 비교적 정확하게 예측할 수 있다.

(2) 현행의 ACI 기준 및 국내의 극한강도설계법에 따른 비부착 긴장재의 응력 산정법은 본 연구에서 제안된 설계법으로 개정할 수 있다.

(3) 비부착 긴장재의 응력산정시 유효프리스트레스, 일반철근의 양, 작용하중의 형태 등은 중요한 변수로 작용할 수 있으므로 설계식에 고려하는 것이 바람직하다.

(4) 비부착 긴장재의 응력산정식은 현행 ACI 기준식과는 다르게 f'/ρ_s 항의 제곱근과 비례하는 함수 관계에 있다.

(5) 스패-츨비가 비부착 긴장재의 응력에 미치는 영향은 소성현저 길이의 개념에 의해서 역학적으로 타당하게 설명할 수 있다.

감사의 글

본 연구는 금호건설 기술연구소와 한양대학교 초대형 구조시스템 연구 센터와의 공동연구 결과임.

참고 문헌

1. 임재형, 문성호, 음성우, 이리형, "프리스트레스드 콘크리트 부재에서 비부착 긴장재의 극한응력 평가에 관한 연구 (1) - 기존연구 및 ACI 기준식의 고찰 -", 콘크리트학회 논문집 제9권 4호, 1997. 8, pp 167-176.
2. 문성호, 이리형, "부착되지 않은 텐돈을 갖는 PS콘크리트 연속부재의 해석적 연구", 한국콘크리트학회 논문집 제7권 6호, 1995. 12., pp 197-208.
3. Harajli, M. H., "Effect of span-depth ratio on the ultimate steel stress in unbonded prestressed concrete members," ACI Journal, May-June, 1990, pp 305-312.
4. Park, R., and Pauly, T., "Reinforced concrete structures," John Wiley & Sons, New York, 1975, 769 pp.
5. ACI-ASCE Committee 423, "Recommendations for concrete members prestressed with unbonded

- tendon," ACI Journal, May-June 1989.
6. ACI Committee 318, "Building code requirements for reinforced concrete and commentary (ACI 318-89)," American Concrete Institute, Detroit, 1989, 353 pp.
7. Standard specification for highway bridges, 13th edition, American Association of Highway and Transportation Officials, Washington, D. C., 1983, 399 pp.
8. Post-Tensioning Manual, Fifth Edition, Post-tensioning Institute, Phoenix, AZ, 1990.
9. Naaman, A. E., "Prestressed concrete analysis and design - Fundamentals," McGraw-Hill Book Company, pp 149-181.
10. Naaman, A. E., "Ultimate analysis of prestressed and partially prestressed sections by strain compatibility," PCI Journal, Jan.-Feb., 1977, pp 32-51.
11. Naaman, A. E., "Partially prestressed concrete : review and recommendations," PCI Journal, Nov.-Dec., 1985, pp 30-71.
12. Naaman, A. E., and Alkhairi, F. M., "Analysis of beams prestressed with unbonded internal or external tendons," ASCE, Sept., 1992, pp 2680-2700.
13. 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, Sep.-Oct., 1991, pp641-651.
14. 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.
15. Harajli, M. H., and Hijazi, S. A., "Evaluation of the ultimate steel stress in partially prestressed concrete members," PCI Journal, Jan.-Feb., 1991, pp 62-82.
16. Chakrabarti, P. R., "Ultimate stress for unbonded post-tensioning tendons in partially prestressed beams," ACI Journal, Nov.-Dec., 1995, pp 689-697.
17. 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.

요 약

본연구는 비부착 긴장재를 갖는 부재에 대한 일련의 연구중 두 번째에 해당한다. 첫 번째 연구(1)에서는 기존연구의 제안식과 현행의 ACI 기준의 문제점을 고찰하고 기존의 총 167개 실험결과와 비교·분석하였다. 본 연구에서는 소성힌지 길이 개념과 변형도 적합조건에 의해서 비부착 긴장재의 응력을 평가할 수 있는 방법에 대한 검토를 통하여, 새로운 설계식을 제안하였다. 이는 이론적인 분석에 의한 변수설정과 기존 실험결과를 이용한 중회귀분석법을 사용하였다. 그리고 제안된 설계식을 기존의 식들과 비교하여 좋은 결과를 얻었으며, 제안된 설계식의 특성을 다음과 같이 설명하였다. (1) 비부착 긴장재의 응력산정시 유효프리스트레스, 일반철근의 양, 작용하중의 형태 등은 중요한 변수로 작용할 수 있으므로, 설계식에 고려하는 것이 바람직하다. (2) 비부착 긴장재의 응력산정식은 현행 ACI 기준식과는 다르게 f'/ρ_s 항의 세공근과 비례하는 함수관계에 있다. (3) 스패-춤비가 비부착 긴장재의 응력에 미치는 영향은 소성힌지 길이의 개념에 의해서 역학적으로 타당하게 설명할 수 있다.

(접수일자 : 1997. 5. 8)