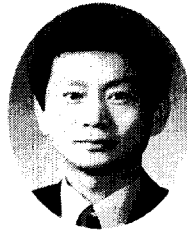


외부 프리스트레스트 콘크리트 부재의 극한상태에서의 강선응력에측식 제안

Prediction of Prestressing Steel Stress at Ultimate State of
Prestressed Concrete Members with External Unbonded Tendons



오병환*

Oh, Byung-Hwan



유성원**

Yoo, Sung-Won

ABSTRACT

The external, unbonded prestressed concrete(PSC) members exhibit very different structural behavior from that of internal bonded PSC members because of eccentricity change and slip occurrence during loading process. The purpose of the present study is to propose the ultimate failure stresses of prestressing(PS) steels for those external unbonded PSC members. To this end, a comprehensive analysis has been made using the nonlinear finite element analysis program developed recently for external unbonded PSC members by authors. A series of major influencing variables have been included in the analysis. It was found that the span-depth ratio, neutral axis depth-effective depth ratio, load geometry, amount of ordinary steel, and prestressing steel ratio have great influence for the ultimate failure stress of PS steel in external unbonded PSC members. The prediction equation for ultimate PS steel stress is proposed and is compared with experimental data as well as existing formulas for internal unbonded members. The Comparison indicates that the proposed equation agrees relatively well with experimental data and that existing formulas including ACI and AASHTO equations shows some discrepancies from experimental ones. The present study allows more realistic analysis and design of prestressed concrete structures with external unbonded tendons.

Keywords : Prestressed Concrete, External Unbonded Tendon, Ultimate Flexural Behavior, Ultimate Tendon Stress, Change of Eccentricity, Deviator.

* 정회원, 서울대학교 토목공학과 교수

** 정회원, 서울대학교 박사후 연구원, 공학박사

· 본 논문에 대한 토의를 2000년 4월 30일까지 학회로 보내 주시면 2000년 6월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

최근에 개정된 국내의 콘크리트구조설계기준¹⁾, 도로교설계기준²⁾, 미국 ACI318³⁾ 및 AASHTO⁴⁾에서는 부착강선 및 비부착 강선의 극한응력 값을 규정하여 강도설계이론에 의한 극한저항모멘트 M_u 를 계산할 수 있도록 규정하고 있다. 그러나, 이들 설계기준은 모두 내부 비부착 강선 (Internal Unbonded Tendon)에 근거한 것으로 내부강선과 외부(External)강선의 구분이 없는 실정이다. 외부 강선의 경우, 내부 비부착 강선의 경우와는 달리 외력에 의한 부재 처짐의 증가에 따라 강선위치의 편심이 변화되고 편향부 (Deviator)에서의 마찰력에 의한 미끌림 현상이 존재하는 특징을 가지고 있다^{5,6)}(Fig. 1). 특히 외부 강선의 편심변화현상은 강선의 응력 증가량에 영향을 미치기도 하지만, 극한에서 강선의 유효깊이도 변화시키므로 결과적으로 극한저항모멘트 값도 내부 비부착 강선과 달라져야 한다.⁵⁻¹²⁾

본 연구자는 이러한 외부 강선을 가진 프리스트레스트 콘크리트(PSC) 부재의 비선형 해석을 위한 유한요소해석기법을 최근에 개발하여 발표하였으며^{5,6)} 본 연구에서는 이를 바탕으로 외부 강선을 가진 PSC부재의 공칭모멘트강도 계산에 필요한 극한상태에서의 강선응력 f_{ps} 를 유도하여 제안하고자 한다. 이를 위하여 본 연구에서는 변형도 적합방법과 함께 변수해석을 통한 외부 강선의 극한상태의 응력값 산정과 그에 따른 극한 공칭휨모멘트강도값의 계산방법을 제안하였다.

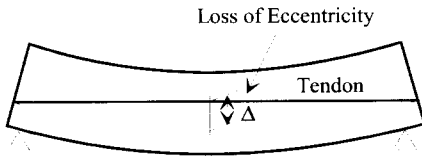


Fig. 1 Effect of eccentricity change of PSC members with external unbonded tendons

2. 비부착 강선 극한응력(f_{ps})의 결정배경

2.1 ACI 318 규정

내부 비부착 강선의 극한응력 증가량을 결정하

기 위해서 1971년 ACI규정에서는 다음 식 (1)을 제안하였다. 식 (1)은 1971년의 Mattock¹¹⁾이 수행한 단순지지 부재의 실험결과에 의해 제안되었으나, 1978년 Gamble과 Mojtahedi¹²⁾는 트러스요소를 이용한 이론적 접근에 의해 식 (1)의 변수인 f_c'/ρ_b 외에 지간길이-유효깊이비 (L/d_p)에도 영향을 받는 것으로 발표하였다.

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f_c'}{100 \rho_b} \leq f_{py}$$

$$\text{or } (f_{pe} + 60,000) \text{ (psi)} \quad (1)$$

여기서, f_{pe} = 유효프리스트레스이며, f_{py} = 강선의 항복강도, f_c' = 콘크리트 압축강도이다.

Gamble과 Mojtahedi의 연구결과에 의해 1983년에 ACI규정은 식 (1)은 지간길이-유효깊이비가 35이하의 경우로 제한함과 동시에 지간길이-유효깊이비가 35를 초과하는 경우는 다음 식 (2)를 규정하여 현재에 이르고 있다.

$$f_{ps} = f_{pe} + 10,000 + \frac{f_c'}{300 \rho_b} \leq f_{py}$$

$$\text{or } (f_{pe} + 30,000) \text{ (psi)} \quad (2)$$

2.2 AASHTO 규정

1983년의 AASHTO규정 역시 ACI와 유사하였으나, 1994년의 규정에서는 지간길이-유효깊이비와 부착감소계수(Bond Reduction Factor) 및 작용하중형태를 변수로 하여 다음 식 (3a)과 같이 개정하였다.

$$f_{ps} = f_{pe} + \Omega_u E_p \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c} - 1 \right) \frac{L_1}{L_2} \leq 0.94 f_{py} \quad (3a)$$

여기서,

$$c = \frac{A_p f_{ps} + A_s f_y - A_s' f_y' - 0.85 \beta_1 f_c' (b - b_w) h_f}{0.85 \beta_1 f_c' b_w}$$

$$\Omega_u (\text{부착감소계수}) = \frac{1.5}{L/d_p} : 1\text{점 집중하중경우,}$$

$$\frac{3.0}{L/d_p} : 2\text{점 집중하중 또는 등분포하중경우}$$

L/d_p = 지간길이-강선의 유효깊이비, L_1 = 하중을 받는 지간길이, L_2 = 강선의 길이 ϵ_{cu} = 콘크리트 압축연단의 극한변형률(=0.003), E_p = 강선의 탄성계수, d_p = 강선의 유효깊이, A_s' 와 f_y' = 압축철근의 면적과 항복강도, b = 플랜지의 유효폭, b_w = 복부 폭 및 h_f = 플랜지의 두께이다.

이러한 AASHTO의 개정은 Naaman과 Alkhairi⁽⁸⁾의 연구결과에 근거한 것으로 그들은 내부 비부착 강선의 응력증가량은 f_c'/ρ_b 보다는 c/d_p , L/d_p 및 작용 하중형태에 의존하는 것으로 주장하였다.

한편, 1998년에 AASHTO는 다시 1994년 식의 단순화를 위해 $\epsilon_{cu}=0.003$, $\Omega_u = 3/2(d_p/L)$, $E_p = 2.1 \times 10^5 \text{MPa}$, $L_1/L_2 = L/L_i$, $d_p/c=10$, $3/2L_i = (2 + N_i)/(2L_i) = 1/l_e$ 값을 이용하여 다음 식 (3b)와 같이 개정하였다. 그러나, 본 논문의 후반부에서는 좀 더 정확한 비교를 수행하기 위하여 AASHTO 1994 규정을 본 연구의 제안식 및 해석결과의 비교대상으로 선정하였다.

$$f_{ps} = f_{pe} + 6300 \left(\frac{d_p - c}{l_e} \right) \quad (3b)$$

2.3 도로교 설계기준

1999년 도로교 설계기준⁽²⁾의 비부착 강선의 극한 응력 예측식은 식 (4)와 같으며, 내부 또는 외부 비부착에 대한 구분 없이 규정되어져 있다.

$$\sigma_{ps} = \sigma_{pe} + 1,050 \text{ (kg/cm}^2\text{)} \quad (4)$$

2.4 콘크리트 구조 설계기준

1999년에 개정된 콘크리트 구조 설계기준⁽¹⁾의 비부착 강선의 극한 응력 예측식은 다음 식 (5)와 같으며, 내부 또는 외부 비부착에 대한 구분이 없이 규정되어져 있다. 또한 식 (5)는 ACI 318-95를 준용하고 있다.

지간/높이 ≤ 35 인 경우

$$\sigma_{ps} = \sigma_{pe} + 700 + \frac{\sigma_{ck}}{100 P_p} \leq \sigma_{py}$$

$$\text{or } (\sigma_{pe} + 4,000) \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

지간/높이 > 35 인 경우

$$\sigma_{ps} = \sigma_{pe} + 700 + \frac{\sigma_{ck}}{300 P_p} \leq \sigma_{py}$$

$$\text{or } (\sigma_{pe} + 2,100) \text{ (kg/cm}^2\text{)} \quad (5)$$

2.5 Ramos와 Aparicio의 연구 결과

1996년에 Ramos와 Aparicio⁽⁹⁾는 기존의 시방서 규정과는 달리 외부 비부착 강선의 극한 응력 증가량에 대한 연구를 수행하여 다음 식 (6), Fig. 2와 같이 제안하였다. 그러나 이들의 연구 결과는 기존의 변수들 즉, f_c'/ρ_b 또는 c/d_p 를 고려하지 않았으며 좁은 범위의 지간길이-유효깊이비 ($L/d_p=14\sim 25$)만을 고려하는 등 다소 일반적이지 못하고 또한 체계적이지 못한 단점을 가지고 있다.

$\Delta f_{ps} = 108 \text{ MPa}$: 단순 박스교

$\Delta f_{ps} = 122.5 \text{ MPa}$: 단순 TT교

$\Delta f_{ps} = 20\sim 90 \text{ MPa}$: 연속일체타설박스(Fig. 2)

$\Delta f_{ps} = 39 \text{ MPa}$: 연속분할시공박스 (6)

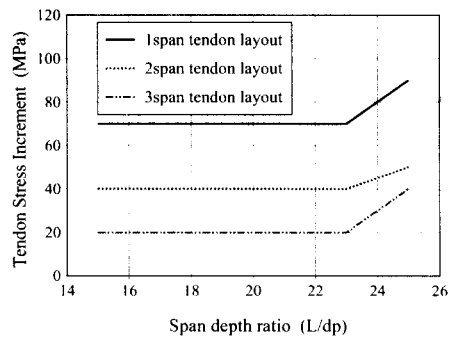


Fig. 2 Tendon stress for continuously monotonic PS concrete box with external unbonded tendons (Ramos & Aparicio⁽⁹⁾)

3. 변형도 적합조건식에 의한 PS강재의 극한응력식 유도

본 연구에서는 등가소성영역, 작용하중형태 및 지간길이-유효깊이비를 변수로 설정한 Harajli¹⁰⁾의 이론을 기초로 편심변화효과를 고려한 외부강선부재의 변형도 적합조건식을 제안하였다.

3.1 기본 가정

Fig. 3(a)에 나타낸 바와 같은 $\frac{1}{3}$ 점에 2개의 집중하중이 작용하는 단순 보를 고려하면, Fig. 3(b)와 같은 극한상태의 곡률분포를 얻을 수 있다. 이때, 본 연구의 기본가정들은 다음과 같다.

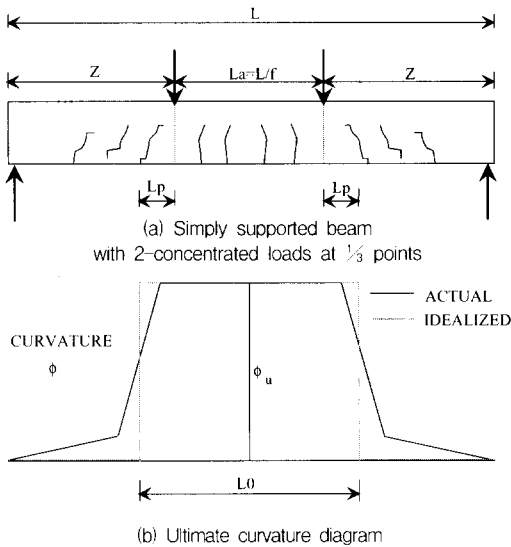


Fig. 3 Simply supported beam with 2-concentrated loads at $\frac{1}{3}$ points and ultimate curvature diagram

- (1) 단면 내에서의 변형도 분포는 직선관계이다.
- (2) Fig. 3(b)에 나타낸 바와 같이 강선의 총 신장량은 가정한 소성영역내에서만 발생된다. 즉, 균열이 발생되지 않는 영역의 기여는 무시한다.
- (3) 극한상태에서의 외부 강선의 응력은 강선길이 전체에서 일정하다. 즉, 극한상태에서의 편향부와 콘크리트사이의 마찰력에 의한 미끌림 현상은 그 영향이 작아 무시한다.

3.2 변형도 적합조건식의 유도

앞서 가정한 기본 가정들을 고려한 극한 상태의 위험단면에서의 변형도 분포는 다음 Fig. 4와

같다. 앞의 기본 가정 (1)과 (2)를 고려하면, 편심변화가 발생한 외부 강선의 변형도 $\Delta\epsilon$, 강선의 전체 신장량 Δl_{ps} 및 유효PS이후의 강선 변형도 증가량 $\Delta\epsilon_{ps}$ 은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta\epsilon = \frac{d_{pu} - c}{c} \epsilon_{cu} \quad (7)$$

$$\Delta l_{ps} = (\Delta\epsilon + \epsilon_{ce}) L_0 \quad (8)$$

$$\Delta\epsilon_{ps} = \frac{\Delta l_{ps}}{L} \quad (9)$$

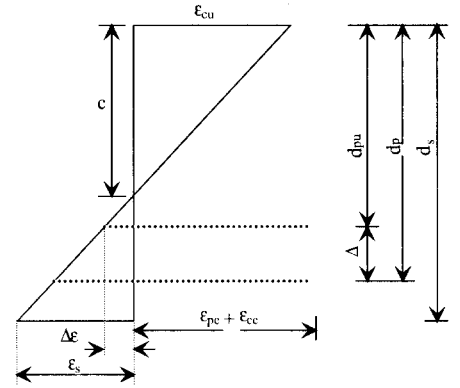


Fig. 4 Strain distribution at critical section of beam with external unbonded tendons

식 (8), (9) 및 (10)을 이용하여, 극한 상태에서의 강선의 변형도 ϵ_{ps} 를 계산하면 다음과 같다.

$$\epsilon_{ps} = \epsilon_{pc} + \Delta\epsilon_{ps} \quad (10)$$

$$= \epsilon_{pc} + \epsilon_{ce} \left(\frac{L_0}{L} \right) + \epsilon_{cu} \frac{d_{pu} - c}{c} \left(\frac{L_0}{L} \right)$$

이때, 식 (10)에서 탈압축(Decompression)시의 추가 변형도 ϵ_{ce} 항은 다른 항들에 비해 그 값이 상당히 작으므로 ϵ_{ce} 를 무시할 수 있다. 따라서 중립축 c 는 다음과 같다.

$$c = \frac{\epsilon_{cu} (L_0/L) d_{pu}}{\epsilon_{ps} - \epsilon_{pc} + \epsilon_{cu} (L_0/L)} \quad (11)$$

한편, 일반적인 "T"형 단면의 보에서 위험단면의 하중 평형조건은 다음과 같다.

$$A_p f_{ps} + A_s f_y - A_s' f_y = 0.85 f_c' b_w \beta_1 c + C_f \quad (12)$$

여기서, $C_f =$ 플랜지에 의한 압축력(= $0.85 f_c' (b - b_w) h_f$)을 의미한다.

식 (11)의 중립축 c 를 식 (12)에 대입하면 변형도 적합조건에 따라 본 연구에서 제안된 휨부재 극한상태에서의 강선응력은 다음과 같다.

$$f_{ps} = \frac{1}{A_p} \left[\frac{0.85 \beta_1 f_c' b_w (L_0/L) d_{pu} \epsilon_{cu}}{\epsilon_{ps} - \epsilon_{pe} + \epsilon_{cu} (L_0/L)} + (A_s' - A_s) f_y + C_f \right] \quad (13)$$

한편, 극한상태의 강선 유효깊이 d_{pu} 에 편심변화 효과를 고려하면 식 (14)와 같다.

$$d_{pu} = d_p - \Delta \quad (14)$$

여기서, 편심변화량 Δ 는 시간길이, 극한 곡률 및 편향부의 위치 및 개수 등의 영향을 받게 된다. 이 Δ 식에 대한 유도는 다음 4~5절에서 기술된다. 강선의 편심변화량 Δ 가 계산되면, 앞에서 유도된 변형도 적합조건식에 따른 극한 강선응력(식 (13))은 다음에 기술되는 강선의 응력-변형도 관계와의 연립 해에 의해서 구할 수 있게 된다. 여기서, 강선의 응력-변형도 관계는 다음 식 (15)와 (16)에 나타난 수정된 Ramberg-Osgood의 함수⁵⁾를 이용하였다.

$$f_{ps} = 200,000 \epsilon_{ps} \left[0.025 + \frac{0.975}{(1 + (118 \epsilon_{ps})^{10})^{0.1}} \right] \leq 1,860 \text{ MPa} : \text{저릴락세이션스트랜드} \quad (15)$$

$$f_{ps} = 200,000 \epsilon_{ps} \left[0.03 + \frac{0.97}{(1 + (121 \epsilon_{ps})^6)^{0.167}} \right] \leq 1,860 \text{ MPa} : \text{응력제거스트랜드} \quad (16)$$

한편 식(8), (10) 및 (11)의 등가 소성영역 L_0 는 Fig. 3에서 다음과 같이 구할 수 있다.

$$L_0 = L_a + 2L_p = \frac{L}{f} + 2L_p \quad (17)$$

L_p 값의 경우, 다음 식 (18)에 나타난 바와 같이 식의 형태가 단순하고 Corley의 실험결과에 근거하여 작성되어 어느 정도의 정확도를 가진 Mattock¹¹⁾의 제안식을 이용하였다.

$$L_p = 0.5 d_{pu} + 0.05 Z \quad (18)$$

식 (17)과 (18)에 의해 다음과 같은 일반적인 형태의 등가소성영역길이 L_0 를 구할 수 있다.

$$L_0 = d_{pu} \left[\frac{L}{d_{pu}} \left(\frac{0.95}{f} + 0.05 \right) + 1.0 \right] \quad (19)$$

$$\frac{L_0}{L} = \frac{0.95}{f} + 0.05 + \frac{1}{L/d_{pu}} \quad (20)$$

식 (20)에서 알 수 있듯이 L_0/L 는 L/d_{pu} 와 f 의 함수이다. 또한, 앞서 제안된 변형도 적합조건식은 결과적으로 시간길이-유효깊이비와 작용하중형태 및 편향부의 개수·위치의 함수임을 알 수 있다. 여기서, 부착 강선의 경우 L_0/L 의 값은 1.0이 된다. 작용하중형태에 따른 변수 f 는 3점 재하(중앙 1개 집중하중 재하) 경우에는 ∞ 이며, 4점 재하($1/3$ 점 2개 집중하중 재하)의 경우에는 3을 적용할 수 있다. 그러나 등분포 하중의 경우는 직접적으로 f 값을 구하기가 힘들지만 Harajli¹⁰⁾의 연구 결과에 의하면, 시간의 중앙에서 각 $1/12$ 떨어진 지점에 2개의 집중하중이 재하되는 경우와 L_p 값이 거의 유사하게 나타나는 것으로 연구되어 이 결과를 사용하였다. 즉, 등분포 하중이 작용하는 경우의 f 값은 6이 된다.

4. 각 설계변수가 강선응력 증가량에 미치는 영향분석

4.1 해석 모델

본 연구에서는 외부 강선의 극한상태에서의 응력증가량을 평가하기 위해서 강선의 편심변화효

과, 편향부에서의 미끌림효과, 부재의 재료 및 기하비선형 및 시간의존성을 고려한 유한요소해석 프로그램을 개발하였으며^{5,6)} 개발된 프로그램과 그에 대한 검증은 참고문헌^{5,6)}에 제시되어 있으며 본 논문에서는 이를 이용하여 다음 4.2절과 같이 변수영향해석을 수행하였다. 여기서, 이 해석 프로그램의 흐름도를 제시하면 Fig. 5와 같다.

4.2 해석 변수

본 연구에서 수행한 해석 설계변수는 6종류의 시간길이-유효깊이비(L/d_p), 3종류의 작용하중 형태, 2종류의 콘크리트 강도, 3종류의 부분프리스트레칭비(R_p), 2종류의 인장철근비(ρ_s), 2종류의 유효PS프리스트레스 응력 및 3종류의 편향부 갯수로 총 1296가지의 많은 해석경우에 대해서 변수해석을 수행하였으며 이들 해석변수의 요약은 Table 1에 나타내었다. 이때, 사용된 단위는 ACI 규정 등과 비교하기 용이하도록 lb-in 를 사용하였다. 한편 강선과 편향부의 마찰계수 값은 "0"(free-slip)으로 가정하였는데 이는 마찰 계수에 의한 강선의 응력은 극한상태로 갈수록 거의 영향이 없어 극한상태에서의 강선응력을 예측함에 있어서 큰 차이가 없기 때문이다.⁶⁾

Table 1 Summary of Analysis variables

Design Variables	Amount	Value
L/d_p	6	5, 10, 15, 25, 35, 50
Type of loads	3	3pt., 4pt., Distributed
f'_c	2	5, 7 ksi
Partial PS ratio	3	0.4, 0.7, 1.0
ρ_s	2	0.08, 0.24
f_{ps}	2	$0.5 f_{pu}$, $0.7 f_{pu}$
No. of deviators	3	0, 1($1/2$ pt.), 2($2-1/3$ pt.)
Total	1296	
Fixed values	$d_p = 16$ inch, $\gamma_c = 0.25$ $f_{pu} = 270$ ksi, $f_y = 60$ ksi	

4.3 극한 강선응력의 해석 결과

4.3.1 ACI 318 Code와의 비교

해석결과와 ACI 318-95와의 비교결과는 Fig. 6에 나타내었다. Fig. 6에서 알 수 있듯이 ACI

식의 주요 변수인 f'_c/ρ_p 는 해석결과와 감소되는 상관성이 있으나 분산성이 큰 것으로 나타나고 있다.

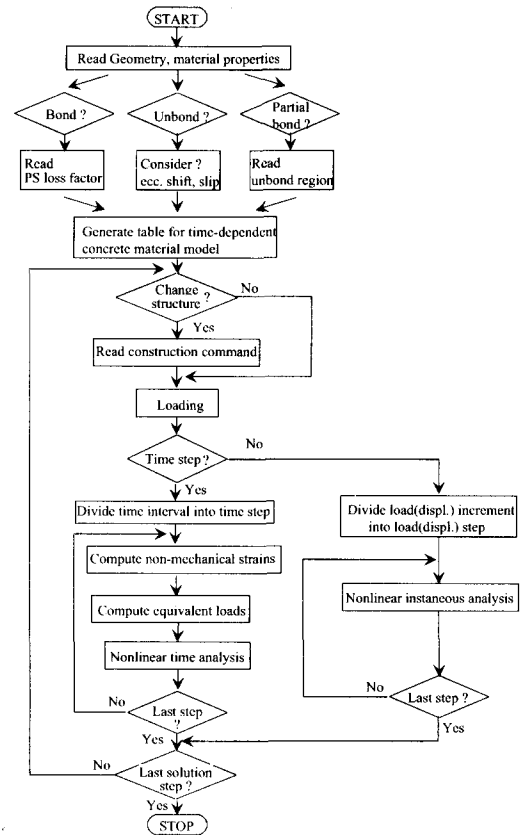


Fig. 5 Flow chart of developed program for members with external unbonded tendons

4.3.2 시간길이-유효깊이비와 작용 하중 형태의 효과

ACI Code에서 채택하고 있는 주변수로서 $\rho_p/f'_c \times 10^5 = 0.0667, 0.1185$ 인 경우에 대해서 작용하중형태에 따른 시간길이-유효깊이비(L/d_p)와 강선의 극한 응력증가량 관계를 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7에서 알 수 있듯이 강선의 응력증가량은 하중의 작용형태에 큰 영향을 받으며, 동일한 조건에서 중앙 1점 집중하중(3-point loading)이 작용할 때 영향이 가장 작은 것으로 나타나고 있다. 또한 시간길이-유효깊이비가 증가할수록 예상할 수 있는 바와 같이 강선 응력증가량은 감소하는 것으로 나타나고 있으며 또한 등

가 소성 영역의 길이가 증가할수록 감소하는 것으로 나타나고 있다.

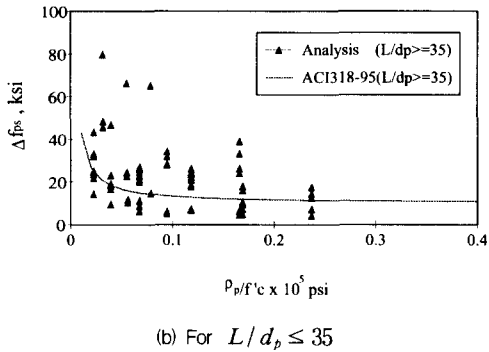
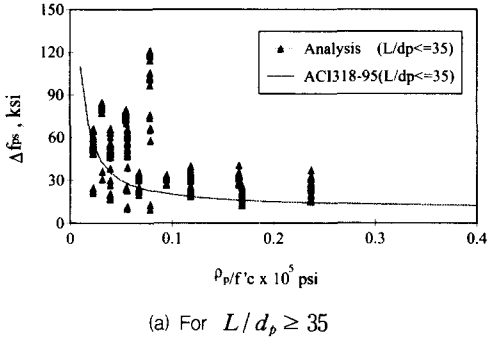


Fig. 6 Comparison between analyses and ACI318 Code

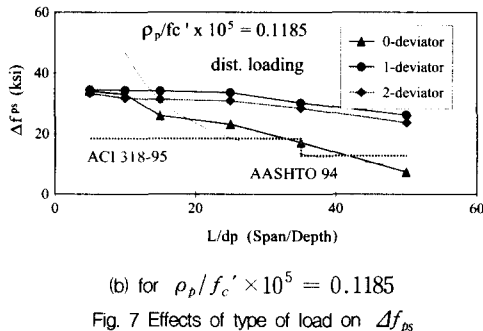
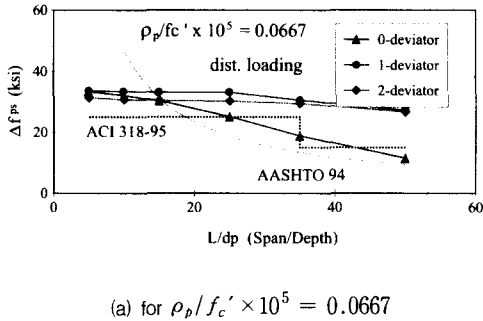


Fig. 7 Effects of type of load on Δf_{ps}

4.3.3 편향부의 효과

편향부의 효과에 대한 해석결과는 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 8에서 알 수 있듯이 편향부의 갯수 및 위치에 대한 영향은 앞서 설명한 하중형태와 지간길이-유효깊이비에 비해 상관성이 크지 않은 것으로 나타났다. 다만, 편향부가 없는 경우의 지간길이-유효깊이비에 따른 강선응력 증가량의 감소현상은 다소 크게 나타났는데 이는 편심량 감소효과가 크기 때문일 것으로 판단된다. 이러한 사실에서 볼 때, 편향부의 갯수와 위치는 편심량 감소에 의한 극한 유효깊이에 영향을 미치고 극한 유효깊이의 영향은 강선응력 증가량에 영향을 미친다. 따라서 편향부의 갯수와 위치는 강선응력 증가량에 영향을 미친다.

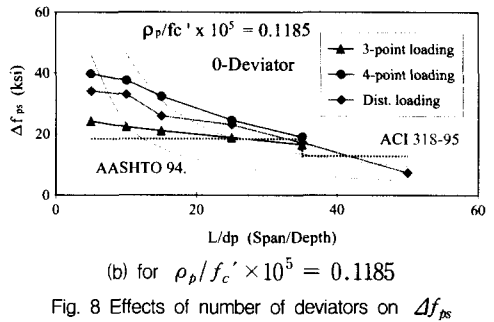
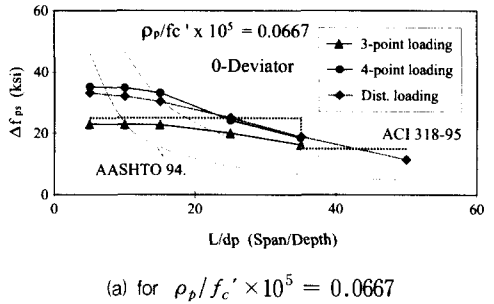


Fig. 8 Effects of number of deviators on Δf_{ps}

4.3.4 콘크리트강도의 효과

콘크리트 압축강도가 강선의 응력증가량에 미치는 영향을 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9에서 알 수 있듯이 콘크리트 강도 자체만은 강선의 응력증가량의 변수가 아님을 알 수 있다.

4.3.5 철근 및 강선의 영향

외부강선 응력증가량의 영향변수를 찾기 위해

여러 변수를 고려한 결과, 식 (11)에서 보인바와 같이 c/d_{pu} (중립축깊이/극한유효깊이)가 주요인자로 추정되어 다음 Fig. 10~11에 ACI 318-95 변수 ρ_p/f_c' 와 비교하여 나타내었다. Fig. 10(a)에 의하면, 동일한 극한 저항능력을 가진 경우, 철근량증가 ($R_p=0.4$)는 강선응력 증가량의 급격한 감소현상을 유발하며, 또한 Fig. 10(b)에서 보듯이 c/d_{pu} 에 따라 급격히 변화하여 c/d_{pu} 가 주변수임을 알 수 있다. 또한 Fig. 11에서 알 수 있듯이 유효긴장응력 f_{ps} 의 크기는 c/d_{pu} 에 영향을 주고 c/d_{pu} 는 강선응력에 영향을 주므로 결국 f_{ps} 의 크기는 강선응력 증가량에 영향을 미친다.

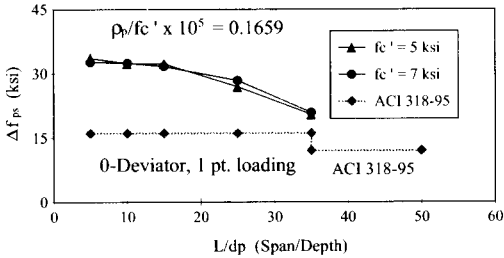
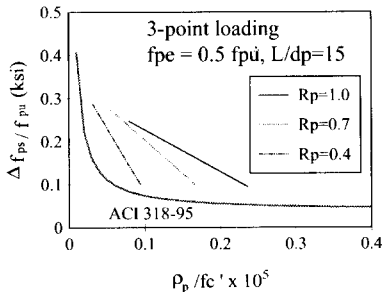
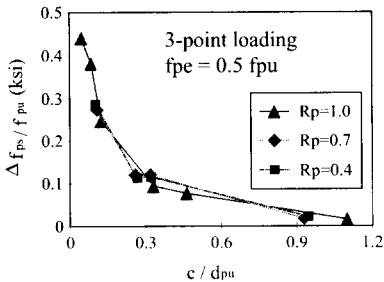


Fig. 9 Effect of concrete strength on the stress increment of tendon

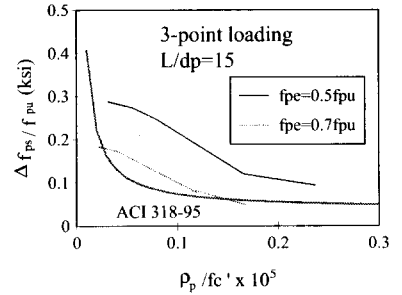


(a) ρ_p/f_c vs. tendon stress

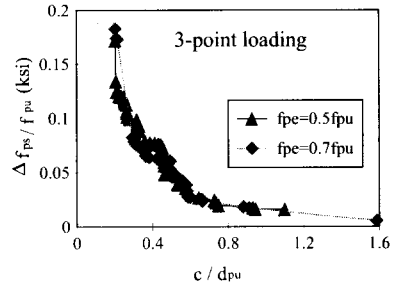


(b) c/d_{pu} vs. tendon stress

Fig. 10 Effect of prestressing ratio on Δf_{ps}



(a) ρ_p/f_c vs. tendon stress



(b) c/d_{pu} vs. tendon stress

Fig. 11 Effect of effective prestress on Δf_{ps}

4.4 편심 변화량의 해석 결과

4.4.1 편향부 및 지간길이-유효깊이비 효과

편심 변화량 해석결과에 의한 지간길이-유효깊이비에 따른 편향부의 개수별 비교결과는 Fig. 12에 나타내었다. Fig. 12에서 알 수 있듯이 편심 변화량은 지간길이-유효깊이비에 비례적으로 영향을 받으며, 특히 편향부가 없는 경우의 편심 변화량은 편향부가 존재하는 경우에 비해서 매우 큰 것으로 나타났다.

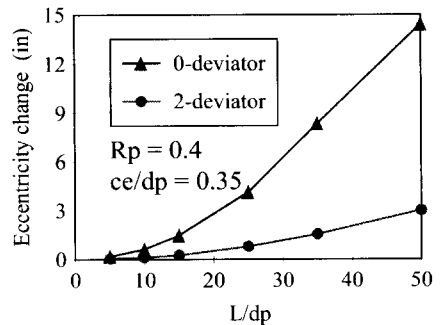


Fig. 12 Effect of deviators on Δ according to L/d_p

4.4.2 작용하중형태의 효과

작용하중 형태에 따른 편심변화효과는 Fig. 13에 나타내었으며, Fig. 13에서 알 수 있듯이 4점재하의 경우가 편심변화에 가장 큰 영향을 주는 것으로 나타나고 있으나, 전체적으로는 하중 형태에 따른 크기 차이는 미미한 것을 알 수 있다.

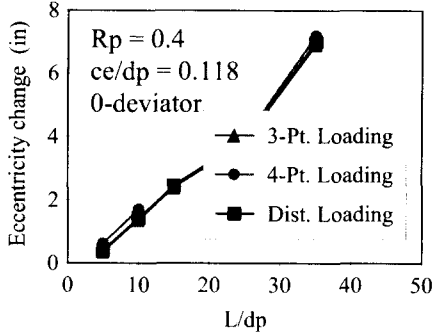


Fig. 13 Effect of type of loads on Δ according to L/d_p

4.4.3 부분 프리스트레싱비 (R_p) 및 유효중립축깊이-유효깊이비 (c_e/d_p)의 효과

부분프리스트레싱비 (R_p) 및 유효중립축깊이-유효깊이비 (c_e/d_p)의 효과는 Fig. 14, 15에 나타내었다. Fig. 14에서 알 수 있듯이 부분프리스트레싱비는 편심변화량에 반비례하는 것을 알 수 있으며, 특히 편향부가 없는 경우에 그 현상이 더욱 두드러지는 것으로 나타났다. 또한, Fig. 15에서 알 수 있듯이 강선 응력이 유효 PS 응력인 경우의 중립축깊인 유효중립축깊이와 유효깊이의 비 (c_e/d_p)는 편심변화량에 비례관계가 있는 것으로 나타나고 있으며, 이 경우는 편향부 존재 경우가 더 큰 영향을 받는 것으로 나타났다.

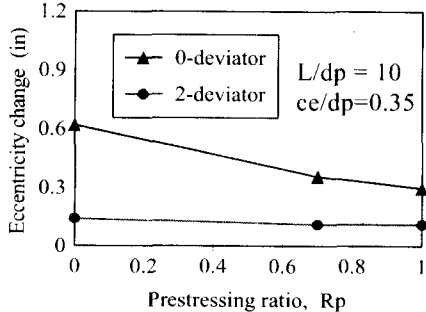


Fig. 14 Effect of R_p on Δ according to L/d_p

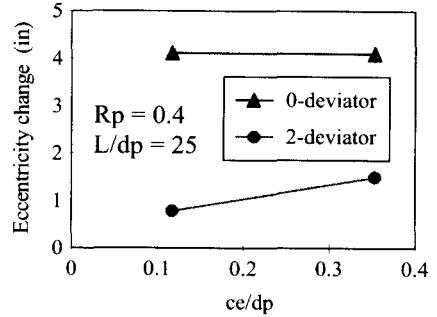


Fig. 15 Effect of c_e/d_p on Δ according to L/d_p

5. 편심변화량 및 극한상태의 강선응력 예측식의 제안

5.1 편심변화량의 예측식

외부 강선의 편심 변화량 Δ 는 앞의 4절의 해석 결과로부터 주로 시간길이-유효깊이비, 부분 프리스트레싱비, 그리고 유효중립축깊이-유효깊이비의 영향을 받는 것으로 나타났으며 이론적인 극한상태에서의 편심변화량은 다음 식 (21)과 같다. 식 (21b)에서 알 수 있듯이 편심변화량은 극한상태에서의 곡률, PS효과, 시간길이 등에 영향을 받는 것으로 나타났는데 이들은 앞서 나타난 해석 결과의 영향인자들과 물리적 의미가 유사하므로 해석결과와 영향인자들을 근거로 하여 이것을 식으로 표시하면 다음 식 (22)와 같다. 이때, 편심량 변화는 편향부의 개수 및 위치에 따라 크게 영향을 받으므로 이 경우를 구분하여 4절의 해석 결과를 통계분석하였으며 예측식의 계수는 Table 2와 같이 도출되었다. 한편, 부재 중앙에 편향부가 있는 경우는 중앙점에서의 편심변화현상이 발생되지 않는 이유로 이 경우는 제외하였다.

$$\Delta = k_1 \frac{M_u L^2}{E_c I_c} - k_2 \frac{f_{ps} A_p (e_0 - \Delta) L^2}{E_c I_c} \quad (21a)$$

$$\Delta = \frac{(k_1 \phi_u - k_2 \phi_{pu}) L^2}{1 + k_2 \phi_{pu} L^2} \quad (21b)$$

이때, ϕ_u : 외력에 의한 극한 곡률, ϕ_{pu} : PS 힘에 의한 극한 곡률, k_1, k_2 : 편향부 형상계수

(예 : 3점재하, 편향부 없는 단순보 경우, $k_1 = 23/216$, $k_2 = 1/8$)

$$\Delta = a_1 (L/d_p)^{a_2} R_p^{a_3} (c_e/d_p)^{a_4} \quad (\text{mm}) \quad (22)$$

$$c_e = \frac{A_p f_{pe} + A_s f_y - A_s' f_y}{0.85 \beta_1 f_c' b}, \quad R_p = \frac{A_p f_{pe}}{A_p f_{pe} + A_s f_y}$$

Table 2 Coefficients for Eq. (22)

No. of deviators	a1	a2	a3	a4	Corr. coef.
0	0.57	1.48	-0.58	-0.05	0.95
More than 2 (except center point)	0.02	1.72	-0.43	-0.60	0.98

5.2 실제 구조물의 강선응력의 예측식 및 설계식

5.2.1 강선응력 예측식의 제안

앞의 4.3절의 해석결과와 분석내용을 살펴보면 하중형태에 따라 L/d_p , c/d_{pu} 및 ρ_p/f_c' 의 증가에 따라 극한상태에서 강선응력 증가량이 감소하는 것으로 나타나고 있다. 이러한 경향은 하중형태에 따라 다르고, 특히 Fig. 8에서 보듯이 편향부가 없는 경우와 있는 경우가 구분되는 경향을 보이고 있다. 따라서, 본 연구에서는 이들의 영향을 고려하여 다음과 같은 형태의 외부 강선 응력 증가량 식을 유도하였다.

$$f_{ps} = f_{pe} + \Delta f_{ps} = f_{pe} + a_1 (L/d_p)^{a_2} \left(\frac{f_c'}{\rho_p}\right)^{a_3} \left(\frac{l_1}{l_2}\right)^{a_4}$$

$$\left(\left(\frac{c}{d_{pu}}\right)^{a_4} - 1\right) f_{pu} \leq f_{ps} \quad (\text{ksi}) \quad (23)$$

상기식을 해석결과와 각 하중 경우 및 편향부 형태별로 회귀분석한 결과, 편향부가 없고, 3점재하의 경우, $a_2 = -0.34$, $a_3 = 0.17$, $a_4 = -0.50$ 으로 나타났으며, 다른 경우도 이와 유사하게 도출되어, 식 (24)와 Table 3을 실제 구조물의 합리적인 예측식으로 도출하였다.

$$f_{ps} = f_{pe} + \Delta f_{ps} = f_{pe} + \frac{a_1}{a_2 \sqrt{L/d_p}} \sqrt[6]{\frac{f_c'}{\rho_p}} \left(\frac{l_1}{l_2}\right)^{a_4}$$

$$\left(\sqrt{\frac{1}{d_{pu}}} - 1\right) f_{pu} \leq f_{ps} \quad (\text{ksi}) \quad (24)$$

여기서, l_1/l_2 는 연속보의 영향을 고려하기 위한 것으로 AASHTO 규정⁴⁾ 등과 유사하게 도입된 값이며, 이때 $l_1 =$ 하중을 받는 지간길이, $l_2 =$ 강선의 길이 및 $c =$ 중립축 깊이를 나타낸다.

5.2.2 극한 강선응력 설계식의 제안

앞의 예측식 (24)는 Fig. 16에서 알 수 있듯이 상관성은 좋으나 실제 값보다 크게 예측될 수 있으므로, 실제 설계 등에 적용하는 경우, 안전성을 확보하기 위해서는 소정의 안전율을 고려하여야 한다. 따라서 본 연구에서는 제안된 예측식의 하한경계(Lower bound)치 개념으로 신뢰수준 95%를 적용한 경우의 안전율(=1/0.80=1.25)을 도입하였으며, 그 결과는 다음 식 (25)와 Fig. 16에 나타내었다.

Table 3 Coefficients for prediction equation Eq. (24), (25)

Load type	Deviator	a_1	a_2	Corr. coef.
3-pt. loading	with deviators	0.053	6	0.95
	without deviators	0.085	3	0.94
4-pt. or distributed loading	with deviators	0.084	6	0.95
	without deviators	0.114	3	0.93

$$f_{ps} = f_{pe} + \Delta f_{ps} = f_{pe} + \frac{0.80 \times a_1}{a_2 \sqrt{L/d_p}} \sqrt[6]{\frac{f_c'}{\rho_p}} \left(\frac{l_1}{l_2}\right)^{a_4}$$

$$\left(\sqrt{\frac{1}{d_{pu}}} - 1\right) f_{pu} \leq f_{ps} \quad (\text{ksi}) \quad (25)$$

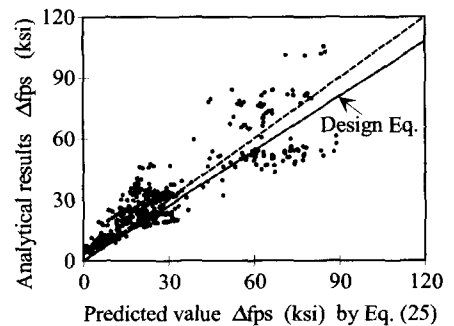


Fig. 16 Proposed values and analytical values

6. 제안된 예측식의 검증

유한요소해석 결과로부터 도출된 예측식 식 (24)과 (25)의 검증을 위해 Tan과 Ng의⁷⁾ 실험

결과와 비교하여 Table 4에 나타내었고, 또한 기존 설계시방서의 규정들 및 최근 타 연구결과와도 비교하여 Table 4에 나타내었다. 이 비교표에서 보듯이 본 연구에서 유도 제안된 식이 실험결과와 잘 맞고 있는 것을 볼 수 있으며 다른 시방서 식들은 안전율($=1/0.40 \sim 1/0.65$)을 고려하여 작성된 점과 내부 비부착 강선 부재에 근거하여 작성된 점을 감안하면 실험결과보다 다소 크게 계산되고 또한 안전측에 들지 않는 경우도 있음을 알 수 있다. 따라서, 본 연구에서 제안한 개념 즉, 외부 비부착 강선의 극한 응력 또는 극한 모멘트 예측에는 편심량 변화효과를 고려하는 것이 필요하며, 부분 프리스트레스트된 부재에서는 강선량과 철근량의 상대적인 강도인자효과도 고려하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

7. 제안된 예측식과 기존 규정들과의 비교

본 연구에서 제안된 예측식과 ACI 318 및 AASHTO 규정의 식들과의 비교결과를 Fig. 17~18에 나타내었다. Fig. 17에서 알 수 있듯이 ρ_p/f_c' 값이 상당히 작은 경우에는 ACI 318 규정식이 항상 외부 강선의 제안식보다 크게 추정되며 편향부가 없고 3점 하중 경우를 제외하고는 본 연구의 제안식보다 다소 작게 강선의 응력 증가량을 예측하고 있는 것을 알 수 있다. 이는 본 연구의 설계식 작성시 고려한 안전율이 상대적으로 작기 때문인 것으로 판단된다.

Fig. 18에서 알 수 있듯이 AASHTO 규정은 L/d_b 의 변화를 본 연구에서 제안한 변화량보다 더 크게 추정하여 L/d_b 값이 작은 경우는 AASHTO 규정이 외부 강선의 제안식보다 크게 추정되며,

반대로, L/d_b 값이 큰 경우에는 강선 응력증가량을 다소 작게 추정하는 것으로 나타나고 있다.

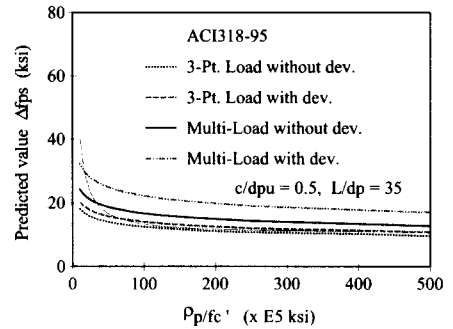


Fig. 17 Comparison of ACI 318 with proposed

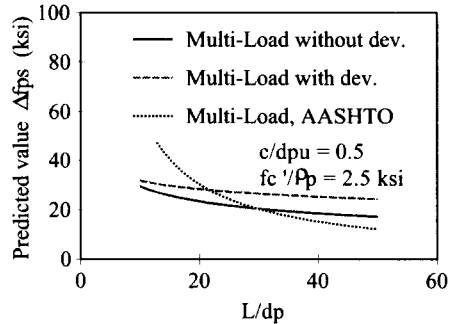


Fig. 18 Comparison of AASHTO with proposed equation

8. 결 론

본 연구에서는 하중에 의해 외부 강선을 가진 PSC 부재에서 발생하는 편심변화 효과 등을 고려하여 비선형 해석을 수행하고, 이로부터 외부 강선의 극한응력식을 제안 및 기존 규정과 비교한 결과, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

Table 4 Comparison of proposed equation and other equations with test data

(unit : MPa)

	$f_{ps, test}$	$f_{ps, predicted}$					$f_{ps, predicted} / f_{ps, test}$				
		Proposed strain-comp.	Proposed equation	Proposed Design equation	ACI	AASHTO	Proposed strain-comp.	Proposed equation	Proposed Design equation	ACI	AASHTO
0-deviator, straight tendon	1667	1653	1630	1572	1555	1688	0.99	0.98	0.94	0.93	1.01
1-deviator, straight tendon	1647	1680	1643	1566	1455	1602	1.02	1.00	0.95	0.88	0.97
1-deviator, draped tendon	1243	1503	1051	922	594	995	1.21	0.85	0.74	0.48	0.80
2-deviator, straight tendon	1665	1670	1636	1559	1440	1590	1.00	0.98	0.94	0.86	0.95

- 1) 강선의 극한응력의 경우, ACI 318 식의 주 변수인 f_c'/ρ_p 보다는 c/d_{pu} 와 L/d_p 가 더 큰 영향을 주는 것으로 나타났다.
- 2) 강선의 극한응력은 하중작용형태에도 큰 영향을 받으며, 편향부는 편심변화량을 좌우하므로 극한 유효깊이에 큰 영향을 주어 이로부터 강선응력에 영향을 미치는 것으로 나타났다.
- 3) 변수해석 결과를 분석하여 강선의 응력 및 편심변화량에 대한 예측식을 제안하였다.
- 4) 제안된 예측식은 실험결과와 잘 일치하는 것으로 나타났으며, 기존 규정 등과 비교할 때 외부 비부착강선의 극한 휨거동을 평가할 때에는 편심변화효과와 함께 시간길이-유효깊이비 그리고 중립축깊이-유효깊이비를 함께 고려하는 것이 타당한 것으로 나타났다.
- 5) 외부강선 극한응력 제안식은 PSC 부재 해석 및 설계시 유용한 기초가 될 것으로 사료된다.

참고문헌

1. 건설교통부, 콘크리트 구조 설계기준, 1999
2. 건설교통부, 도로교 설계기준, 1999
3. ACI, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-95)," 1995.
4. AASHTO, Standard Specifications for Highway Bridges, 1st Edition, 1994, 1998.

5. 유성원, "외부 프리스트레스트 콘크리트 교량부재의 극한 휨거동 해석", 서울대학교, 공학박사 학위논문, 1999.
6. 오병환, 유성원, "외부 강선을 가진 PSC 교량부재의 휨 거동 해석기법 및 프로그램 개발", 대한토목학회논문집, 제 19권, 1-5호, pp.761-771, 1999.
7. Tan, K. H. and Ng, K. H., "Effects of Deviators and Tendon Configuration on Behavior of Externally Prestressed Beams", ACI, Structural Journal, V.94, No.1, 1997.
8. Naaman, A. E. and Alkhalairi, F. M., "Stress at Ultimate in Unbonded Post-Tensioning Tendons: Part 2 - Proposed Methodology", ACI, Structural Journal, V.88, No.6, 1991.
9. Ramos, G. and Aparicio, C., "Ultimate Analysis of Monolithic and Segmental Externally Prestressed Concrete Bridges", ASCE, J. of Bridge Engineering, V.1, No.1, 1996.
10. Harajli, Samir A. H., "Evaluation of the Ultimate Steel Stress in Partially Prestressed Concrete Members", PCI, Structural Journal, 1-2, 1991, pp. 62-82.
11. Mattok, A. H., and Yamazaki, J., and Katula, B., "Comparative Study of prestressed Concrete Beams, With and Without Bond," ACI Journal, Proceedings, V. 68, No.2, February, pp.116-125, 1971.
12. Mojtahedi, S., and Gamble, W., "Ultimate Steel Stress in Unbonded Prestressed Concrete," J. of Structural Division, ASCE, V.104, No. ST7, July, pp. 1159-1165, 1978.

요 약

외부 강선을 가진 PSC 부재는 부착 또는 내부 비부착 강선을 가진 부재와 비교할 때 하중작용에 따른 편심변화와 편향부에서의 강선의 미끌림 현상 등 큰 특징을 가지고 있다. 본 연구에서는 이러한 외부 강선을 가진 PSC 부재의 극한상태에서의 저항모멘트를 평가하기 위하여 필요한 강선응력 증가량 예측식을 제안하였다. 이를 위하여 본 연구자에 의해 개발된 외부 강선을 가진 PSC 부재의 유효요소해석 프로그램으로 각 주요 영향인자에 대한 포괄적인 변수해석을 수행하였으며, 이로부터 외부 강선 부재의 강선응력에 대한 영향인자를 도출하였다. 설계변수해석 결과, 외부 강선을 가진 부재의 경우, ρ_p/f_c' 를 강선응력 증가량의 주변수로 하는 ACI 318규정과 비교할 때, 작용하중의 형태, 철근량, 시간길이-강선 유효 깊이비 및 편심변화 효과가 매우 중요한 영향 인자인 것을 알 수 있었다. 또한 AASHTO규정은 비록 시간길이-강선 유효 깊이비가 본 연구에서의 해석결과와 유사하게 주 영향인자로 고려되고 있으나 외부 강선효과가 고려되지 않아 정확하게 강선응력 값을 표현하고 있지 못하는 것으로 나타나고 있다. 변수해석 결과를 근거로 하여 극한 상태에서의 변형도 적합조건 방법, 편심변화량 추정식 및 강선응력 증가량 추정식을 제안하였고, 이들을 실험 결과와 비교·검증하는 한편, 기존의 ACI 318과 ASSHTO 규정식들과 비교·분석하여 타당성을 입증하였다. 본 연구는 향후 외부 강선을 가지는 PSC 부재의 해석 및 설계에 유용하게 적용될 수 있고 휨 거동을 예측할 수 있는 기초가 될 것으로 판단된다.

(접수일자 : 1999. 6. 24)