



포스트텐션 PSC 거더에 대한 2400 MPa급 강연선의 적용성 분석

박 호¹⁾ · 조재열¹⁾ · 김지상^{2)*}

¹⁾서울대학교 건설환경공학부 ²⁾서경대학교 토목건축공학과

Investigation on Applicability of 2400 MPa Strand for Posttensioned Prestressed Concrete Girders

Ho Park,¹⁾ Jae-Yeol Cho,¹⁾ and Jee-Sang Kim^{2)*}

¹⁾Dept. of Civil and Environmental Engineering, Seoul National University, Seoul 151-744, Korea

²⁾Dept. of Civil Engineering, SeoKyeong University, Seoul 136-704, Korea

ABSTRACT Recently, a high-strength strand of 2400 MPa was developed using domestic technologies. In 2011, KS D 7002 was revised to cover the newly developed high-strength strands to support their practical usage. Presently, however, discussions and evaluations are not sufficient on the mechanical properties of the strands and their performance in structural members. Also, there were no detailed reviews on the need to revise the current design code for practical use of the high-strength strands. In this study, flexural behavior of a member with the high-strength strands was estimated through sectional analysis and a review and comparison of the domestic and foreign design codes were conducted considering the analysis results. Also, the need for the revision of the design code was discussed. Such discussion especially focused on the estimation of the stress in strand, which related with various issues such as determination methods for yield point of strands, time-dependent loss of prestressing force, estimation of stress in strand at member failure, and net strain limit for ductile failure of member. The discussion revealed that some parts in the design code need a revision and the further studies are required.

Keywords : high-strength strand, prestressing tendon, prestressed concrete girder, post-tension

1. 서 론

최근 국내 기술로 기존 1860 MPa급(Grade 270) 강연선보다 인장강도가 증가한 고강도 강연선이 개발되었다. 2008년 P사와 K사가 2160 MPa급 강연선을 개발하였으며,¹⁾ 2011년에는 국토해양부가 지원하는 초장대 교량 사업단이 2400 MPa급의 인장강도를 갖는 강연선의 개발에 성공하였다.²⁾ 이는 1860 MPa급 강연선보다 인장강도가 각각 약 16%와 29%씩 증가한 것이다. 2011년 개정된 KS D 7002 표준³⁾은 새로 개발된 강연선을 반영하여 인장강도에 따라 PC 강연선 7연선의 종류에 C종(SWPC 7CL)과 D종(SWPC 7DL)을 추가하였다. 콘크리트 구조설계기준은 KS 표준을 만족하는 강연선을 사용하도록 규정하고 있으므로 현시점에서도 별도의 개정 없이 고강도 강연선의 구조물 적용이 원칙적으로 가능하다. 그러나 강연선은 1980년대 1860 MPa급이 규격화된 이후 30여년간

강도 증진이 이루어지지 않았기 때문에 새로이 개발된 고강도 강연선의 구조물 적용에 대한 검증이 충분히 이루어지지 않은 것이 사실이다.

고강도 강연선을 구조물에 적용하기 위해서는 고강도 강연선의 역학적 성능 표준화와 고강도 강연선이 적용된 구조물의 성능 검증이 우선되어야 한다. 역학적 성능 표준화는 강연선의 일축 인장 실험, 피로 실험, 릴랙세이션 실험 등을 통해 구조물 설계에 사용되는 강연선의 역학적 특성값(인장강도, 항복강도, 탄성계수, 피로강도, 릴랙세이션 등)을 규정하는 것이며, 구조물의 성능 검증 실험은 각종 단위 실험과 이론적 추론을 통해 도출해낸 예측값을 종합적으로 검증하고 고강도 강연선의 작업성을 파악하기 위함이다.

궁극적으로 고강도 강연선의 구조물 적용은 고강도 강연선에 적합한 설계기준을 요구한다. 관련 설계기준의 개정 및 제정은 실험 결과에 분명히 근거하여야 하지만 실험에 앞서 고강도 강연선의 사용이 구체적으로 어떤 규정과 충돌할 수 있는지 또는 비합리적인 설계 결과를 유발할 수 있는지에 대한 이론적 검토를 수행할 필요가 있다. 이러한 이론적 검토를 통해 실험계획을 보다 명확히

*Corresponding author E-mail : zskim@skuniv.ac.kr

Received July 18, 2012, Revised September 11, 2012,

Accepted September 19, 2012

©2012 by Korea Concrete Institute

수립할 수 있을 뿐만 아니라 실험과 관련이 없거나 실험이 다루지 못하는 범위의 많은 사항을 논의할 수 있기 때문이다.

이론적 검토 결과 고강도 강연선을 휨이 지배적인 구조물에 적용할 때 우선적으로 검토할 필요성이 있을 것으로 판단된 사항은 강연선의 응력 추정이다. 구조물의 전 생애동안 강연선의 응력을 추정하는 것은 다양한 요소와 연관되어 복잡성을 띤다. 강연선의 응력은 프리스트레스 힘에 의한 응력, 손실에 의한 응력, 외부 하중에 의한 응력 등으로 크게 나눌 수 있으며, 이는 설계기준의 관점에서 강연선의 허용 응력 규정, 강연선 항복점의 정의 방법, 재료의 시간적 특성(크리프, 건조수축, 릴랙세이션)에 따른 응력 손실(프리스트레스의 유효율) 추정, 부재 파괴시 강연선의 응력(f_{ps}) 추정 등과 연관된다.

이 논문에서는 고강도 강연선이 적용된 프리스트레스 콘크리트 거더의 단면 해석을 수행하고 그 결과를 바탕으로 위에서 언급한 고강도 강연선의 응력 추정과 관련된 설계기준규정들을 논의하고자 한다. 이러한 논의를 통해 앞으로 수행될 실험적 연구와 설계기준 제·개정 방향과 범위를 도출하고자 하였다.

2. 고강도 강연선이 적용된 구조물의 단면 해석

2.1 해석 모델 및 변수

2.1.1 해석 모델 및 가정

대상 구조물의 휨거동은 단면 해석(sectional analysis)⁴⁾을 통하여 예측하였다. 단면 해석은 보의 단면을 다수의 층으로 나누고 각 층에 재료물성을 부여한 뒤 단면의 변형에 따른 내력을 계산한다. 평면 보존 법칙, 변형률 적합 조건, 힘의 평형 조건을 적용하여 단면력을 계산하였으며 이 때 콘크리트의 인장부담 능력은 무시하였다. 단면은 콘크리트가 극한 변형률(ϵ_{cu})에 도달하거나 강연선이 파단 변형률(ϵ_{pu})에 도달하면 파괴가 일어나는 것으로 설정하였다. 콘크리트의 극한 변형률은 ACI Building Code⁵⁾와 콘크리트 구조설계기준⁶⁾에서 정의하는 대로 0.003으로 설정하였으며 강연선의 파단 변형률은 Table 1과 같다. 일축 인장 실험을 통한 실제 파단 변형률은 이보다 훨씬 크지만 강연선 재료 모델의 수치적 한계 때문에 파단 변형률이 Table 1과 같이 정의되었다. 프리스

Table 1 Material properties of strands

Properties	Tensile strength of strand (MPa)		
	1860	2160	2400
Constant A	0.025	0.025	0.025
Constant B	118	100	90
Constant C	10	10	10
Yield strength, f_{py} (MPa)	1685	1978	2189
Yield strain, ϵ_{py}	0.0104	0.0119	0.0129
Strain at rupture, ϵ_{pu}	0.0415	0.0421	0.0466

트레스 힘은 강연선 인장강도(f_{pu})의 70%만큼 긴장한 후 긴장력의 10%만큼 즉시 손실이 발생하며 유효율을 0.85로 가정하여 단계별로 계산하였다.

2.1.2 재료 모델

콘크리트의 재료 모델은 넓은 범위의 압축강도(15~125 MPa)에 적용할 수 있는 Popovics⁷⁾의 모델을 사용하였다. 이 모델에서 콘크리트의 응력(f_c)과 변형률(ϵ_c)의 관계는 식 (1)과 같이 주어진다.

$$\frac{f_c}{f_{ck}} = \frac{n(\epsilon_c/\epsilon_o)}{n-1 + (\epsilon_c/\epsilon_o)^{nk}} \quad (1)$$

여기서, f_{ck} 는 원주형 공시체의 압축시험으로 얻은 최대 응력(MPa), ϵ_o 는 콘크리트 응력이 f_{ck} 일 때 변형률, n 은 콘크리트 응력-변형률 곡선의 형상을 결정하는 계수, k 는 응력-변형률 곡선에서 상승 구간과 하강 구간의 기울기를 조절하는 계수이다. n , k , ϵ_o 는 아래 식과 같이 구한다. 식 (4)에서 E_c 는 초기 접선 탄성계수이다.

$$n = 0.8 + \left(\frac{f_{ck}}{17.2}\right) \quad (2)$$

$$\begin{cases} k = 1.0 & \text{for } \frac{\epsilon_c}{\epsilon_o} \leq 1.0 \\ k = 0.67 + \left(\frac{f_{ck}}{62}\right) & \text{for } \frac{\epsilon_c}{\epsilon_o} > 1.0 \end{cases} \quad (3)$$

$$\epsilon_o = \frac{f_{ck}}{E_c} \left(\frac{n}{n-1}\right) \quad (4)$$

Fig. 1에 Popovics⁷⁾의 모델과 Gowripalan과 Zou⁸⁾의 실험 결과를 비교하여 나타내었다.

강연선은 아래 식 (5)와 같이 modified Ramberg-Osgood 모델⁴⁾을 사용하였다.

$$f_p = E_p \epsilon_p \left\{ A + \frac{(1-A)}{\{1 + (B\epsilon_p)^C\}^{(1/C)}} \right\} \leq f_{pu} \quad (5)$$

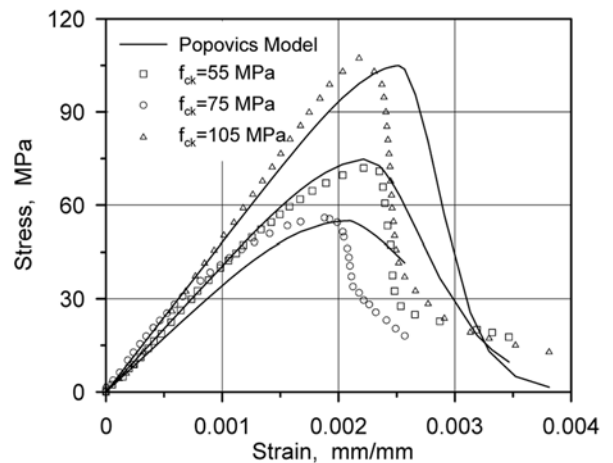


Fig. 1 Comparison of compressive stress-strain curve for concrete and Popovics model⁷⁾

여기서, f_p , ϵ_p , E_p 는 각각 강연선의 응력, 변형률, 탄성계수를 나타내며 A , B , C 는 강연선의 응력-변형률 곡선의 형상을 결정하는 상수이다. 응력-변형률 곡선을 선형탄성 구간, 변이구간, 소성구간으로 나눌 때, A 는 소성구간의 기울기를 나타내는 상수, B 는 선형탄성구간이 끝나는 위치를 정하는 상수, C 는 변이구간곡선의 형상을 결정하는 상수이다. 1860 MPa급 강연선에 대하여 제시된 상수값은 기존 연구에서 참조할 수 있으나, 2160 MPa과 2400 MPa급 강연선에 대하여 제시된 값은 현재 없으므로 여기에서는 탄성계수가 동일하며 각각의 인장강도를 만족하도록 상수값을 Table 1과 같이 가정하였다. 인장강도 증가에 따라 B 값만을 변화시켰으며 A 와 C 값은 동일한 값을 사용하였다. 보다 정확한 상수값은 추후 많은 실험 데이터에 기반한 통계분석을 통해 결정되어야 한다. Fig. 2에 재료 모델로 그려진 응력-변형률 곡선을 나타내었다. 항복강도는 KS D 7002³⁾가 규정하는 대로 0.2% 영구 내력 법(0.2% proof stress)로 정의하였다. Table 1에서 파단시 변형률은 식 (5)의 f_p 가 인장강도에 도달하는 변형률을 의미한다.

2.1.3 해석 단면

해석 단면은 Fig. 3과 같이 경간 30 m에 대한 한국도로공사의 PSC 거더 표준단면을 사용하였다. 아울러 단면 형상에 따른 영향을 알아보기 위해 폭 300 mm와 높이 500 mm의 직사각형 단면도 해석하였다.

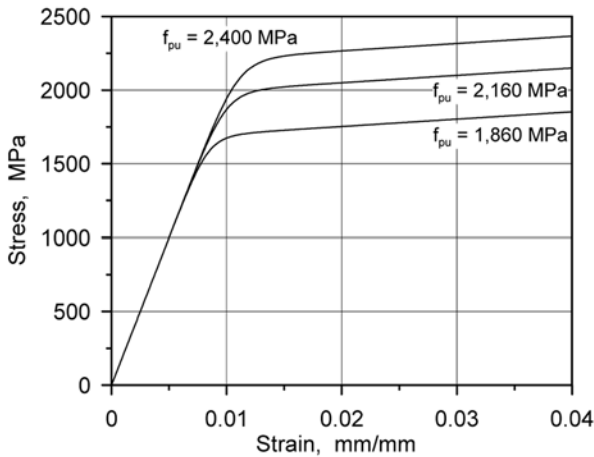


Fig. 2 Modified Ramberg-Osgood model

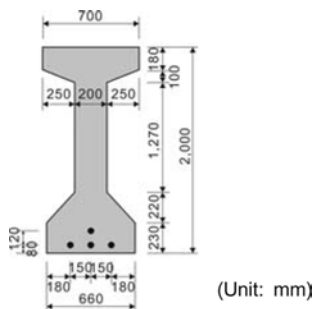


Fig. 3 Cross section of PSC girder for the analysis

2.1.4 해석 변수

해석 변수는 단면 형상 외에 콘크리트 압축강도, 강연선 인장강도, 강재량이다. 콘크리트 압축강도는 40 MPa부터 100 MPa까지 10 MPa 단위로 변화시켰다. 강연선 인장강도는 1860 MPa, 2160 MPa, 2400 MPa로 설정하였으며 부재가 동일한 휨강도를 갖도록 Table 2와 같이 인장강도에 따라 강재량을 조절하였다. 사용된 강연선은 모두 지름 12.7 mm이다. 앞서 프리스트레스 힘을 인장강도에 비례하여 도입하는 것으로 하였으므로 인장강도에 따른 강재량의 조절은 프리스트레스 힘을 동일하게 만들어 주며 또한 휨강도 역시 유사하게 만들 수 있다. 이 외에도 Table 3과 같이 콘크리트 압축강도를 40 MPa, 강연선 인장강도를 2400 MPa로 고정시키고 강재량을 변화시켜 강재비수에 따른 휨거동의 변화를 검토하였다.

2.2 해석 결과

2.2.1 콘크리트 압축강도와 강연선 인장강도에 따른 휨거동

Fig. 4는 콘크리트 압축강도가 40 MPa과 100 MPa인 I형 단면의 모멘트-곡률 곡선이다. 실선, 굵은 점선, 가는 점선은 각각 1860 MPa, 2160 MPa, 2400 MPa 강연선을 의미한다. 콘크리트 압축강도가 증가하여도 휨강도는 크게 증가하지 않았다. 휨강도의 증가는 콘크리트 압축강도가 40 MPa에서 50 MPa로 증가할 때 13705 kN·m에서 14400 kN·m로 증가하여 가장 컸으며 이후 압축강도 증가에 따른 휨강도의 증가량은 지속적으로 감소하였다. 이러한 휨강도 증가 양상은 부재 파괴시 강연선 응력에 기인한다. Fig. 5에서 보듯이 40 MPa에서 f_{ps} 는 항복응력 부근에 위치하지만 50 MPa부터 소성구간에 위치한다. 따라서 콘크리트 압축강도가 40 MPa에서 50 MPa로 증가할 때 강연선 응력의 변화가 가장 크며 이후에는 변화량이 감소한다.

Fig. 4에서는 보는 바와 같이 동일한 휨강도를 갖도록 강연선의 인장강도에 따라 강재량을 조절한 경우 강연선의 인장강도는 휨거동에 거의 영향을 미치지 못하였다. 반면, 콘크리트 압축강도가 증가하면서 부재 파괴시 단면의 곡률은 증가하였다. 중립축이 상승하여 압축력이 작용하는 면적이 감소하여도 콘크리트의 압축강도가 높은 응력 집중을 부담할 수 있기 때문이다. Fig. 5, 6에서 보듯이 파괴시 단면의 곡률의 증가로 인해 강연선의 응력과 변

Table 2 Parameters for analysis: tensile strength of strand

Properties	Tensile strength of strand (MPa)		
	1860	2160	2400
Total area, A_p (mm ²)	4738 (48 strands)	4047 (41 strands)	3652 (37 strands)
Reinforcement ratio, ρ_p	0.0036	0.0031	0.0027

$\rho_p = A_p / b d_p$, where A_p = area of prestressing steel, b = width of compression face of member, d_p = distance from extreme compression fiber to centroid of prestressing steel

Table 3 Parameters for analysis: reinforcement index ($f_{ck} = 40 \text{ MPa}$, $f_{pu} = 2400 \text{ MPa}$)

Section type	Parameters											
	Number of strands	14	21	28	35	42	49	56	63	70	77	84
I-type section	Area (mm^2)	1381.8	2072.7	2763.6	3454.5	4145.4	4836.3	5527.2	6218.1	6909.0	7599.9	8290.8
	Reinforcement ratio, ρ_p	0.0010	0.0015	0.0021	0.0026	0.0031	0.0036	0.0042	0.0047	0.0053	0.0059	0.0065
	Reinforcement index, ω_p	0.061	0.089	0.116	0.141	0.159	0.176	0.192	0.209	0.226	0.244	0.262
Rectangular section	Number of strands	1	2	3	4	5	6	7	8	10		
	Area (mm^2)	98.7	197.4	296.1	394.8	493.5	592.2	690.9	789.6	987.0		
	Reinforcement ratio, ρ_p	0.0008	0.0016	0.0024	0.0031	0.0039	0.0047	0.0055	0.0063	0.0078		
	Reinforcement index, ω_p	0.047	0.090	0.133	0.175	0.216	0.253	0.287	0.317	0.373		

$\omega_p = \rho_p f_{ps} / f_{ck}$, where ρ_p = reinforcement ratio, f_{ps} = stress in prestressing strand at nominal flexural strength

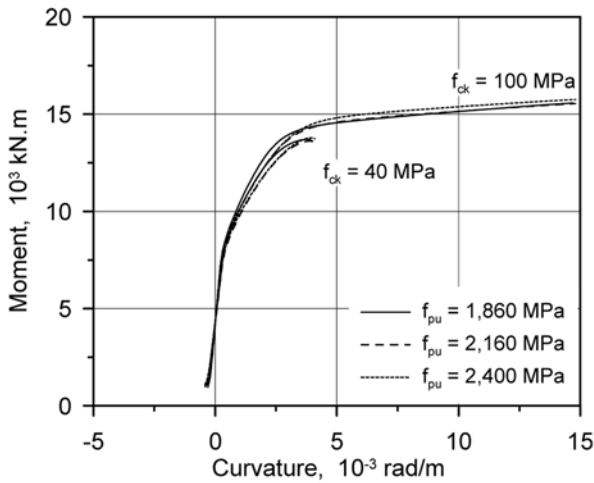


Fig. 4 Moment-curvature curve

형률 또한 증가하였다. 부재 파괴시 강연선은 대부분의 경우 항복점을 초과하였으며 콘크리트 압축강도 100 MPa 까지 강연선의 파단은 일어나지 않았다.

Fig. 5에서 2400 MPa 강연선에 대한 그래프와 Fig. 6을 비교하면, 콘크리트 압축강도가 40 MPa인 경우 순인장 변형률은 인장지배변형률 한계인 0.005를 초과하지만 실제 강연선의 응력과 변형률은 항복점을 넘지 못하였음을 알 수 있다. 여기서 순인장 변형률은 부재 파괴시 강연선의 변형률과 유효 프리스트레스 힘에 의한 강연선 변형률의 차이로 계산하였으며 유효 프리스트레스 힘에 의한 강연선 변형률은 1860 MPa, 2160 MPa, 2400 MPa 강연선에 대하여 각각 0.0051, 0.0059, 0.0065이었다. 이러한 결론은 강연선 항복점의 정의 방법과 응력-변형률 곡선에 따라 변동될 수 있으나, 해석 조건에서 40 MPa의 콘크리트와 고강도 강연선을 동시에 사용할 경우 인장지배단면 설계가 강연선의 항복을 보장하지 못할 수 있음을 의미한다.

2.2.2 강재량과 단면형상에 따른 휨거동

강재량이 증가할수록 휨강도는 증가하고 부재 파괴시 강연선 변형률과 단면의 곡률은 감소하였다. 직사각형 단면에서 강재지수가 0.047인 경우 강재 파단으로 부재 파

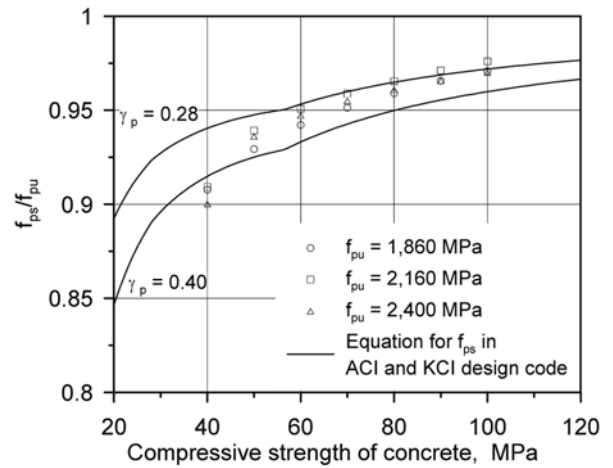


Fig. 5 Strand stress at member failure according to compressive strength of concrete

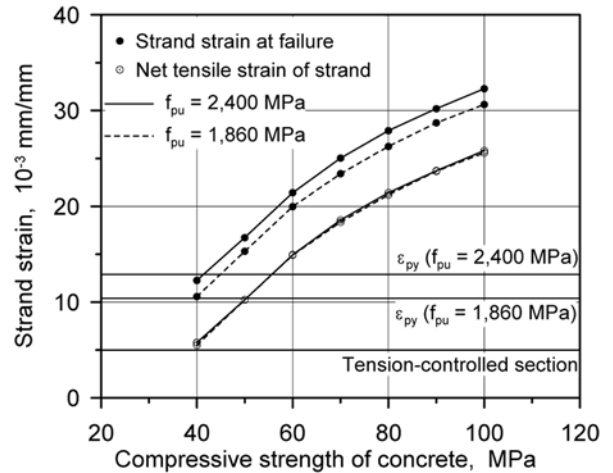


Fig. 6 Strand strain at member failure according to compressive strength of concrete

괴가 일어났으나 이 경우를 제외하고 나머지 해석 사례에서 강재 파단은 일어나지 않았다. Fig. 7과 8에서 보듯이 I형 단면의 경우 강재지수 0.141($\rho_p f_{pu} / f_{ck} = 0.154$)에서 부재 파괴시 강연선의 응력과 변형률이 항복점 근처에 위치하였다. 이보다 큰 강재지수에서 강연선은 항복하지

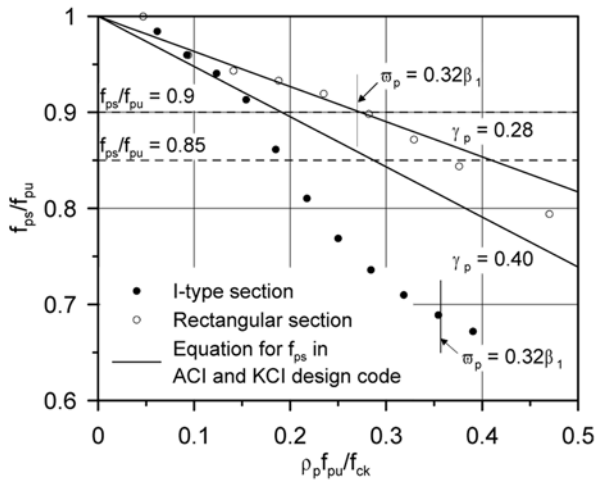


Fig. 7 Strand stress at member failure according to $\rho_p f_{pu}/f_{ck}$

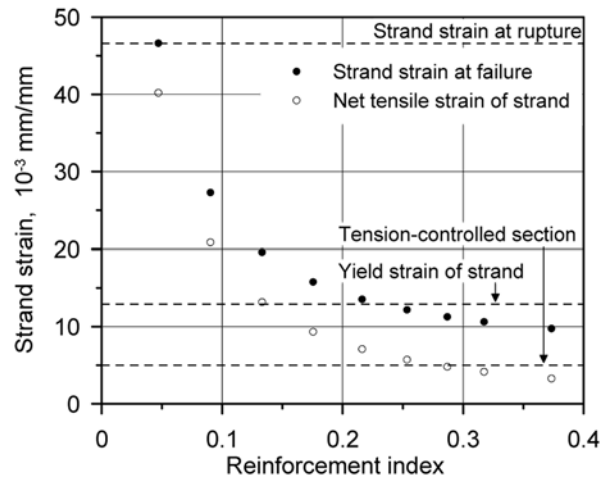


Fig. 9 Strand strain at member failure according to reinforcement index (rectangular section)

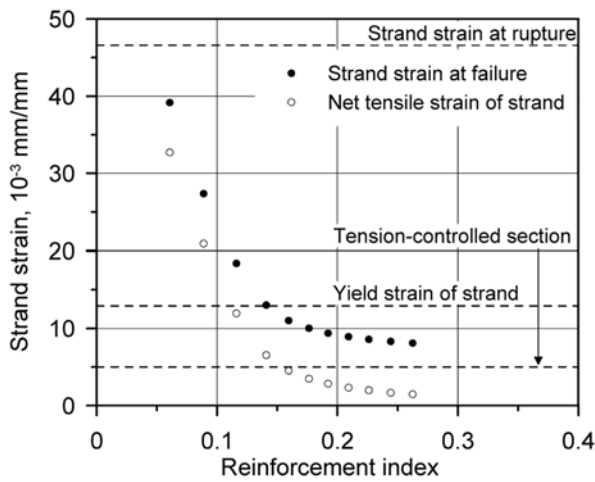


Fig. 8 Strand strain at member failure according to reinforcement index (I-type section)

않았으며, 순인장 변형률 역시 0.005 미만인 것이 인장 지배단면과 압축지배단면 사이에 위치한다. ACI Building Code⁵⁾와 콘크리트 구조설계기준⁶⁾의 부재 파괴시 강연선 응력 추정식은 I형 단면에 대하여 강재량이 증가할수록 응력을 크게 과대평가하는 경향을 보였다. 이러한 경향은 Mattock,⁹⁾ Harajli와 Naaman¹⁰⁾의 해석 연구에서도 지적된 바 있다. 이러한 과대평가는 최대 강재량 제한에 의해 과도한 수준이 되지 않도록 제약된다. Mattock은 설계기준에서 제시하는 최대 강재량 제한 규정을 만족할 경우 f_{ps} 가 과대평가되더라도 부재의 휨강도는 충분히 합리적으로 예측될 수 있음을 보였다. 최대 강재량은 이전 설계기준에는 강재지수로 조절되었으나($\omega_p \leq 0.36\beta_1$) 2007년 개정 이후 순인장 변형률로 조절된다. 인장지배단면의 기준점인 순인장 변형률 0.005를 강재지수로 환산하면 $0.32\beta_1$ 이 된다. 강연선 항복 후 부재가 파괴된다면 설계기준의 f_{ps} 추정식은 단면해석 결과와 유사한 결과를 줄 것이다.

Fig. 7과 9에서 보듯이 직사각형 단면의 경우 강재지

수 0.216($\rho_p f_{pu}/f_{ck} = 0.235$)에서 부재 파괴시 강연선의 응력과 변형률이 항복점 근처에 위치하였다. 직사각형 단면의 경우 설계기준의 f_{ps} 추정식은 단면해석 결과와 매우 유사하였다. 이것은 직사각형 단면이 중립축의 위치에 상관없이 일정한 폭을 갖기 때문이다.

앞서 언급한 인장지배단면 구분과 실제 강연선 항복 사이의 차이는 Fig. 8과 9에서도 관측된다. Fig. 8에서 부재 파괴시 강연선 변형률은 강재지수 0.141일 때 항복점 근처에 위치하지만 순인장변형률은 강재지수 0.159일 때 0.005 근처에 도달한다. 직사각형 단면은 이보다 차이가 크다. 강재지수 0.216일 때 부재 파괴시 강연선 변형률이 항복점 근처에 위치하지만 순인장변형률이 0.005 근처에 도달하는 강재지수는 0.287이다.

3. 고강도 강연선의 응력 추정과 관련된 설계기준 규정

이 절에서는 단면해석 결과를 바탕으로 고강도 강연선의 응력 추정과 관련된 설계기준 규정에 대하여 논의한다. 단면해석 결과 부재 파괴시 강연선의 응력 추정식은 고강도 강연선에도 적용 가능할 것으로 파악되었으나 한편으로 부재의 연성 파괴를 보장하기 위한 인장지배단면 설계가 강연선의 실제 항복을 유발하지 않을 가능성이 있었다. PS 긴장재의 순인장변형률은 외부 하중에 의한 변형률 외에 긴장력에 의한 변형률과 손실에도 영향을 받으며 이는 설계기준의 규정 중 강연선 항복점의 정의, 재료의 시간적 특성에 따른 응력 손실 추정, 부재 파괴시 강연선의 응력 추정식 등과 연관된다.

3.1 부재 파괴시 긴장재 항복과 인장지배단면의 구분

부재의 연성파괴는 콘크리트의 압축파괴 이전에 강연선의 항복으로 부재 파괴가 시작되어야 하며 따라서 강연선의 항복 여부가 중요하다. 현 설계기준에서 부재의 연

성파괴는 부재의 단면을 인장지배단면으로 설계함으로써 보장하고 있다. 한편 강연선의 항복은 강연선 변형률의 항복점 초과 여부로 직접적으로 판단할 수 있다. 고강도 강연선에서 이 두 기준이 서로 다른 결과를 보일 수 있는 이유는 다음과 같이 쉽게 설명될 수 있다. 기존 1860 MPa 급 강연선에서 항복변형률은 약 0.01이며, 모든 손실이 일어난 후 강연선의 변형률은 일반적인 포스트텐션 거더의 경우 약 0.005 내외이다. 즉 유효 프리스트레스 힘에 의한 0.005의 변형률을 미리 갖고 있는 강연선이 항복하기 위해 필요한 추가의 변형률(순인장변형률)은 0.005이며 이는 인장지배단면의 기준과 정확히 일치한다. 그러나 고강도 강연선에서는 상황이 달라진다. 고강도 강연선은 기존 강연선과 동일한 강성을 지니므로 항복 변형률 역시 인장강도의 비율과 유사한 비율로 증가할 것이다. 따라서 2400 MPa 강연선의 항복변형률은 약 29% 증가하여 0.0129가 된다. 이는 단면 해석시 modified Ramberg-Osgood 모델에 0.2% 영구 내력법을 적용하여 구한 항복변형률과 같다. 동일한 프리스트레스 힘 수준과 손실을 가정할 경우 유효 프리스트레스 힘에 의한 강연선의 변형률은 약 0.0065이다. 고강도 강연선이 항복하기 위해 필요한 순인장변형률은 0.0065가 되며 이는 인장지배변형률 한계를 훨씬 상회한다. 따라서 현 설계기준에 따라 인장지배단면으로 설계하여도 부재 파괴시 강연선의 실제 항복을 보장하지 못할 수 있다. 이러한 설명을 보다 명확히 하기 위해서는 강연선의 항복점 정의와 프리스트레스 힘의 손실 추정에 대하여 살펴볼 필요가 있다.

3.2 PS 강연선의 항복점 정의

PS 강연선의 항복응력은 허용 응력과 부재 파괴시 강연선 응력에 영향을 미친다. 강연선 허용응력은 도입 가능한 긴장력과 강재량의 설계를 제한하므로 고강도 강연선의 항복응력 결정은 휨이 지배적인 구조물 설계시 매우 중요한 요소이다. 강연선의 항복점 정의 방법은 여러 가지가 있을 수 있으나 국내의 주요 설계기준에서는 3가지의 방법이 일반적으로 사용되고 있다. 첫 번째는 강연선의 변형률이 1%에 도달하였을 때 응력을 항복응력으로 정하는 방법으로 ASTM A416/A416M¹¹⁾이 규정하고 있다. 두 번째는 강연선 응력-변형률 곡선의 선형탄성 구간 기울기를 수평 이동하여 응력-변형률 곡선과의 접점을 항복 응력으로 정하는 방법으로 이 방법은 다시 0.001만큼 수평 이동하는 방법과 0.002만큼 수평 이동하는 방법으로 나누어진다. Eurocode2¹²⁾는 전자의 방법을 사용하며 우리나라 KS D 7002³⁾는 후자를 규정하고 있다. 강연선의 일축 인장 시험에 따른 응력-변형률 곡선과 항복점 정의 방법을 Fig. 10에 도시하였으며 Table 4에는 각 방법에 따라 측정된 항복응력과 항복변형률을 정리하였다. 기존 1860 MPa급 강연선은 적용 방법에 상관없이 유사한 항복응력과 항복변형률을 가진다는 것을 알 수 있다. 그러나 고강도 강연선에 대해서는 세 가지 방법 사

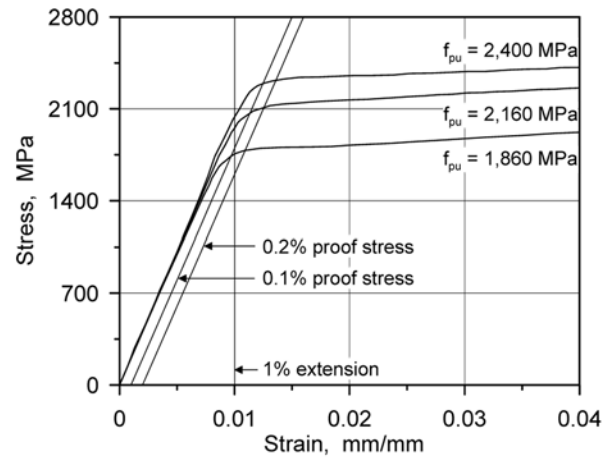


Fig. 10 Determination of yield stress and strain for strand

Table 4 Yield stress and strain of strand according to determination methods

Properties	Tensile strength of strand (MPa)					
	1860		2160		2400	
	f_{py} (MPa)	ϵ_{py} (%)	f_{py} (MPa)	ϵ_{py} (%)	f_{py} (MPa)	ϵ_{py} (%)
1% extension	1755	1.00	1954	1.00	2039	1.00
0.1% proof stress	1738	0.97	2068	1.13	2293	1.25
0.2% proof stress	1784	1.09	2110	1.26	2317	1.36

이의 차이가 있으며, 특히 1% extension법은 큰 차이를 보이고 있다.

현 설계기준에 따르면 긴장시 긴장재의 허용응력은 $0.80f_{pu}$ 와 $0.94f_{py}$ 중 작은 값 이하로 규정된다. 구조물에 흔히 사용되는 저릴렉세이션 강연선은 설계시 항복비(f_{py}/f_{pu})를 0.9로 가정하므로 $0.80f_{pu}$ 가 더 지배적이다. 고강도 강연선의 경우 1% extension법을 제외한 나머지 방법 적용시 항복비가 0.9 이상이므로 동일하게 $0.80f_{pu}$ 가 더 지배적이다. 따라서 3.1절의 논의에서 강연선의 항복점과 긴장력의 수준을 가정한 부분은 유효하다.

3.3 고강도 강연선의 장기 손실

고강도 강연선으로 프리스트레스 힘을 도입하는 PSC 구조물을 현 설계기준에 따라 설계할 경우 유효성이 가장 의문시될 수 있는 규정은 긴장재의 릴렉세이션 손실 추정이다. 강연선의 재료적 특성이 바뀌었을 뿐만 아니라 2008년 도로교 설계기준의 경우 릴렉세이션 손실 추정식에 강연선 인장강도의 제한을 두고 있기 때문이다. 2012년 개정된 한계상태설계법 도로교 설계기준의 경우 Eurocode2와 유사한 장기손실 추정식으로 개정되면서 강연선 인장강도 제한이 사라졌다(현재 2012년 도로교 설계기준은 3년간의 유예기간이 있으며 2008년 도로교 설계기준이 여전히 사용되고 있다). 그러나 Eurocode2의 릴

랙세이션 손실 추정식 또한 기존 1860급 강연선의 실험 결과를 바탕으로 제시되었으므로 2012년 도로교 설계기준을 적용한다고 하여도 고강도 강연선에 대한 적용성 여부는 여전히 의문으로 남는다.

경제적인 측면에서 고강도 강연선은 고강도 콘크리트와 함께 사용될 수 있으므로 고강도 강연선의 사용에 따른 장기 손실은 릴랙세이션 뿐만 아니라 크리프와 건조수축 역시 고려할 필요가 있다. 현재 콘크리트 구조설계기준은 구체적인 장기 손실 추정식을 규정하고 있지 않으며 PSC 거더 설계시 주로 적용되는 식은 도로교 설계기준에서 규정하고 있는 식이다. 이 식들은 1973~77년 AASHTO specification에서 제시된 것¹³⁾으로 2007년 AASHTO LRFD specification은 관련 식들을 모두 개정하였다.¹⁴⁾

강연선 생산업체에서 수행한 소수의 릴랙세이션 시험 결과 고강도 강연선은 KS D 7002³⁾의 저릴랙세이션 강연선 기준(최대 손실량 2.5%)을 만족하는 릴랙세이션 손실량을 보였다. 고강도 강연선의 릴랙세이션 손실량이 기존의 강연선과 비슷하거나 소폭의 변화만을 보인다고 가정하면 고강도 강연선을 사용한 프리스트레스 힘의 유효율은 증가할 것이다. 도입되는 프리스트레스 응력은 기존보다 더 증가하지만 손실량은 비슷하기 때문이다. 따라서 고강도 강연선이 항복하기 위해 필요한 순인장변형률을 감소시켜 인장지배변형률 한계에 가깝게 할 수 있다. 그러나 유효율의 증가가 미치는 영향은 유효율이 매우 높지 않은 이상 제한적일 수 있다. 유효율이 0.95이더라도 동일한 긴장력에 대하여 유효 프리스트레스 힘에 의한 강연선의 변형률은 0.0072가 되고 항복변형률과의 차이는 0.0057로 인장지배변형률 한계보다 여전히 크다.

3.4 부재 파괴시 긴장재 인장응력 추정식의 적용성

고강도 강연선에 대한 현 설계기준의 f_{ps} 추정식의 적용성을 분석하기 위하여 응력 추정식을 이용한 응력-변형률 곡선을 작성하였다. 설계기준의 응력 추정식으로 응력-변형률 곡선을 작성하는 과정은 Loov¹⁵⁾의 방법론을 따랐다. 보강재로 강연선만이 사용될 경우 현 설계기준의 응력 추정식은 다음과 같이 주어진다.

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \rho_p \frac{f_{pu}}{f_{ck}} \right) \quad (6)$$

여기서, γ_p 는 PS 강연선의 종류에 따른 계수로 항복강도와 인장강도의 비에 따라 값이 주어진다. β_1 은 중립축의 깊이와 콘크리트 등가사각형 응력 분포 깊이의 비이다.

식 (6)은 식 (7)을 이용하여 식 (8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{c_{pu}}{d_p} = \frac{\rho_p f_{pu}}{0.85 \beta_1 f_{ck}} \quad (7)$$

$$f_{ps} = f_{pu} \left(1 - 0.85 \gamma_p \frac{c_{pu}}{d_p} \right) \quad (8)$$

여기서, c_{pu} 는 강연선의 응력을 인장강도로 가정하였을 때 중립축의 깊이이다. c_{pu} 를 가정하면 식 (8)에 의해 f_{ps} 를 얻을 수 있다. f_{ps} 에 대응하는 변형률 ϵ_{ps} 는 식 (9)로 계산할 수 있다.

$$\epsilon_{ps} = \epsilon_{pe} - \epsilon_{ce} - \epsilon_{cu} \left(\frac{d_p}{c} - 1 \right) \quad (9)$$

여기서, ϵ_{pe} 는 유효 프리스트레스 힘에 의한 강연선의 변형률, ϵ_{ce} 는 유효 프리스트레스 힘과 자중에 의한 강연선 도심 위치의 콘크리트 변형률, c 는 강연선의 응력이 f_{ps} 일 때 중립축의 위치를 나타낸다. 식 (9)의 각 항은 식 (10)~(12)를 이용하여 구할 수 있다.

$$\epsilon_{pe} = \frac{f_{pe}}{E_p} \quad (10)$$

$$\epsilon_{ce} = \frac{1}{E_c} \left(-\frac{A_p f_{pe}}{A_c} - \frac{A_p f_{pe} e_p^2}{I} + \frac{M_d e_p}{I} \right) \quad (11)$$

$$c = c_{pu} \frac{f_{ps}}{f_{pu}} \quad (12)$$

여기서, f_{pe} 는 유효 프리스트레스 힘에 의한 강연선의 응력, A_c , A_p , I , e_p 는 각각 콘크리트 단면적, 강제량, 단면2차모멘트, 강제 편심거리를 나타낸다.

식 (11)을 계산하기 위해서는 단면정보가 필요하다. 여기에서는 경간 30 m에 대한 한국도로공사의 PSC 빔 거더 표준단면을 사용하였다. 앞서 c_{pu} 를 가정하여 f_{ps} 를 구하였으므로 식 (12)를 매개로 f_{ps} 와 ϵ_{ps} 가 서로 대응하게 된다. 이러한 과정을 거쳐 강연선 인장강도별로 응력-변형률 곡선을 작성하였다. Fig. 11~13은 설계기준에 의한 강연선의 응력-변형률 곡선과 단면 해석시 사용한 modified Ramberg-Osgood 모델 및 실험 결과를 비교하여 나타낸 것이다.

응력-변형률 곡선 비교 결과 현 설계기준의 응력 추정식을 고강도 강연선에 적용하여도 보수적인 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 강연선 인장강도의 영향은 식 (8)

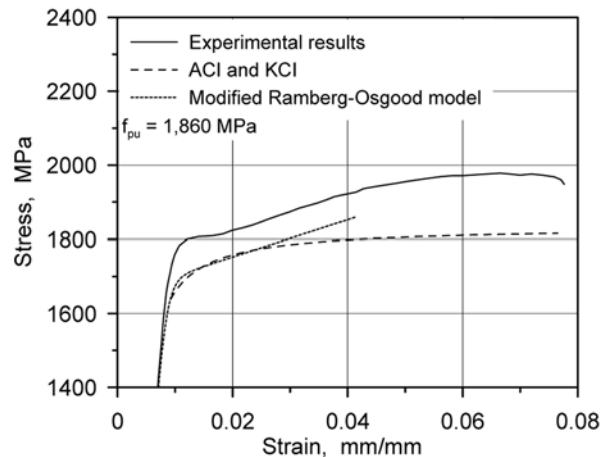


Fig. 11 Comparison of stress-strain curves for strand ($f_{pu} = 1860$ MPa)

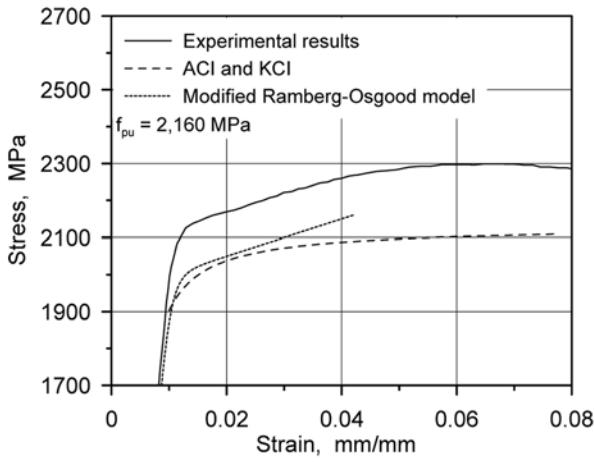


Fig. 12 Comparison of stress-strain curves for strand ($f_{pu} = 2160$ MPa)

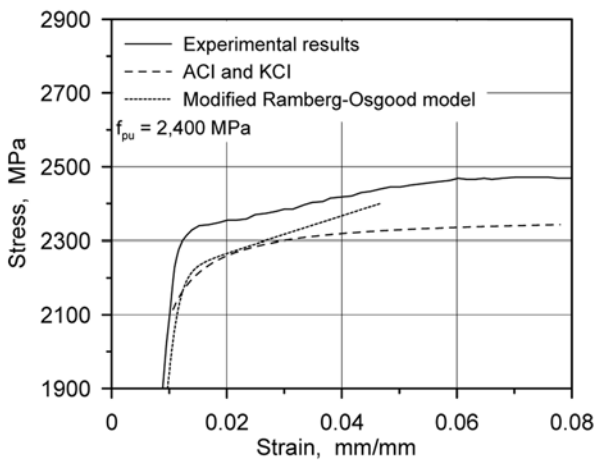


Fig. 13 Comparison of stress-strain curves for strand ($f_{pu} = 2400$ MPa)

의 f_{pu} 항과 식 (10)의 f_{pe} 항에 의해 반영된다. 현 설계기준의 응력 추정식에 의한 응력-변형률 곡선과 modified Ramberg-Osgood 모델은 변형률 0.03까지 유사하다. 단면 해석 사례에서 부재 파괴시 강연선의 변형률은 대부분 0.03 이내에 있었으며, 따라서 이 범위에서 현 설계기준의 응력 추정식은 단면 해석과 유사한 결과를 줄 것이다.

4. 결 론

이 연구에서는 최근 개발된 고강도 강연선의 구조물 적용을 위해 단면 해석을 수행하고 고강도 강연선과 관련된 설계기준 규정을 검토하였다. 단면 해석 결과 고강도 강연선의 인장강도 증가에 따른 강재량 감소는 구조물의 휨거동에 거의 영향을 미치지 않았다. 콘크리트 압축강도는 휨강도 증가에 큰 영향을 주지 못하였으나 보통강도 콘크리트와 고강도 강연선의 조합은 부재 파괴시 강연선이 항복하지 않을 가능성이 존재하였다. 한편, 고강도 강연선의 항복변형률 증가를 항복에 도달하기 위한 순인장변형률을 크게 하여 인장지배변형률 한계와의 차이

를 유발하였다. 강연선의 응력 추정과 관련한 설계기준의 규정을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 현재 국내의 주요 설계기준은 서로 다른 항복점 정의 방법을 갖고 있으며 고강도 강연선의 경우 항복점 정의 방법에 따라 항복응력과 항복변형률이 변화하였다. 고강도 강연선의 항복비는 1% extension법을 적용할 경우 현재 저릴렉세이션 강연선의 항복비보다 작아지며 영구내력법을 적용할 경우 항복비는 증가하였다. 항복비가 커질수록 긴장재의 허용응력은 인장강도에 지배되며 고강도 강연선의 프리스트레스 도입 제한은 현재와 동일할 것으로 추정된다.
- 2) 고강도 강연선의 릴렉세이션 손실은 소수의 시험 결과 현재 저릴렉세이션 강연선 구분기준을 만족하는 것으로 나타났다. 릴렉세이션에 의한 프리스트레스 손실량이 유사할 경우 유효율이 증가하여 강연선 항복에 필요한 순인장변형률과 인장지배변형률 한계의 차이를 좁혀줄 것이다. 그러나 높은 유효율도 이 차이를 완전히 없애지 못한다.
- 3) 따라서, 고강도 강연선을 사용한 휨 구조물에 대하여 인장지배변형률 한계를 재검토할 필요성이 제기된다. 이 때, 고강도 강연선의 항복점 정의방법과 장기 손실에 대한 연구와 논의가 함께 고려되어야 한다.
- 4) 현 설계기준의 부재 파괴시 강연선 응력 추정식은 고강도 강연선에도 보수적인 예측값을 줄 것으로 판단된다.
- 5) 차후 고강도 강연선을 적용한 실물 포스트텐션 PSC 거더에 대해 휨성능 실험을 수행하고 이를 통해 보다 구체적인 논의를 할 계획이다. 또한 프리텐셔닝 방식의 부재에 대한 실험 및 고강도 강연선의 부차과 관련한 문제를 다룰 예정이다.

감사의 글

이 연구는 국토해양부가 주관하고 한국건설교통기술평가원이 시행하는 2011년 R&D 정책인프라사업(기술 표준화 07-01)과 서울대학교 건설환경종합연구소의 지원으로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Kim, J. K., Lee, P. G., and Lee, M. S., "Development of 2160 MPa PS Strand and Application Technology," *Magazine of the Korea Concrete Institute*, Vol. 22 No. 5, 2010, pp. 68-70.
2. Kim, J. K., Lee, P. G., and Kim, C. E., "Design and Behavior of PSC Girder with 2160 MPa/2400 MPa PS Strand," *Proceedings of the Korea Concrete Institute*, Vol. 24, No. 1, 2012, pp. 833-834.
3. KS D 7002, "Uncoated Stress-Relieved Steel Wires and Strands for Prestressed Concrete," Korean Agency for Technology and Standards, Ministry of Knowledge Econ-

- omy, 2011, 14 pp.
4. Collins, M. P. and Mitchell, D., *Prestressed Concrete Structures*, Prentice Hall, New Jersey, 1991, 766 pp.
 5. American Concrete Institute, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-11) and Commentary*, Farmington Hills, Michigan, USA, 2011, 503 pp.
 6. Korea Concrete Institute, *Concrete Design Code and Commentary*, Kimoon dang Publishing Company, 2007, 523 pp.
 7. Popovics, S., "A Numerical Approach to the Complete Stress-Strain Curve of Concrete," *Cement and Concrete Research*, Vol. 3, No. 5, 1973, pp. 483-599.
 8. Gowripalan, N. and Zou, X. W., "Flexural Behavior and Ductility of Prestressed Beams with High-Strength Concrete," *American Concrete Institute*, SP172-31, 1999, pp. 573-600.
 9. Mattock, A. H., "Modification of ACI Code Equation for Stress in Bonded Prestressed Reinforcement at Flexural Ultimate," *ACI Journal*, Vol. 81, No. 4, 1984, pp. 331-339.
 10. Harajli, M. H. and Naaman, A. E., "Evaluation of the Ultimate Steel Stress in Partially Prestressed Flexural Members," *PCI Journal*, Vol. 30, No. 5, 1985, pp. 54-81.
 11. ASTM A416/A416-M, "Standard Specification for Steel Strand, Uncoated Seven-Wire for Prestressing Concrete," *American Society of Testing Material*, ASCE, 2010, 5 pp.
 12. European Committee for Standardization, *Eurocode 2-Design of Concrete Structures*, Brussels, 2002, pp. 42-43.
 13. Tadros, M. K., Al-Omaishi, N., Sequirant, S. J., and Gallt, J. G., *Prestress Losses in Pretensioned High-Strength Concrete Bridge Girders*, NCHRP 496, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, DC, 2003, pp. 11-12.
 14. American Association of State Highway and Transportation Officials, *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, 5th Edition, Washington, DC, USA, 2010, pp. 5-108-5-114.
 15. Loov, R. E., "A General Equation for the Steel Stress for Bonded Prestressed Concrete Members," *PCI Journal*, Vol. 33, No. 6, 1988, pp. 108-137.

요 약 최근 국내 기술로 기존의 PS 강연선보다 인장강도가 크게 증가한 2400 MPa급 고강도 강연선이 세계 최초로 개발되었다. KS D 7002는 2011년 고강도 강연선을 반영하는 개정을 통하여 고강도 강연선의 실용화를 뒷받침하였다. 그러나 고강도 강연선의 역학적 특성과 구조물 적용시 실제 성능에 대한 논의와 검증이 아직 미비한 실정이고 고강도 강연선의 적용을 위한 설계기준의 개정 여부 역시 자세한 검토가 이루어지지 않았다. 고강도 강연선의 실용화를 위해서는 이러한 성능 검증과 설계기준 검토가 우선 수행될 필요가 있다. 이 연구에서는 휨성능 검증 실험에 앞서 단면해석을 통해 휨거동을 예측하였으며 해석 결과를 바탕으로 국내외 설계기준을 비교 검토하였다. 또한 고강도 강연선의 적용에 따른 현 설계기준의 개정 필요성을 논의하였다. 휨거동 측면에서 집중적으로 논의된 부분은 강연선의 응력 추정이었으며 이와 관련하여 강연선의 항복점 정의방법, 고강도 강연선의 장기 손실, 부재 파괴시 강연선 응력 추정식, 부재 연성파괴를 보장하기 위한 인장지배변형률 한계를 논의하였다. 논의 결과 일부 개정 필요성이 제기되었으며 이에 대한 추가의 연구가 필요할 것으로 판단된다.

핵심용어 : 고강도 강연선, 간장재, 프리스트레스트 콘크리트 거더, 포스트텐션