



## T형 및 역T형 단면을 가지는 프리텐션부재의 프리스트레스 도입시 허용 압축응력

이득행<sup>1)</sup> · 이정연<sup>1)</sup> · 임주혁<sup>2)</sup> · 김강수<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>서울시립대학교 건축학부 <sup>2)</sup>삼성물산(주)건설부문

### Allowable Compressive Stress of Pre-Tensioned Members with Tee or Inverted Tee Sections at Transfer

Deuck-Hang Lee,<sup>1)</sup> Jeong-Yeon Lee,<sup>1)</sup> Joo-Hyuk Lim,<sup>2)</sup> and Kang-Su Kim<sup>1)\*</sup>

<sup>1)</sup>Dept. of Architectural Engineering, University of Seoul, Seoul 130-743, Korea

<sup>2)</sup>Samsung Engineering and Construction, Housing Division, Seoul 137-857, Korea

**ABSTRACT** In a previous research performed by the authors, the allowable compressive stress coefficient ( $K$ ) in pretensioned members with rectangular section at transfer was proposed based on strength design theory. In this study, a subsequent research of an enormous analysis was performed to determine the  $K$  factor for Tee and inverted Tee section members, considering the effect of section height ( $h$ ), section type, amount of tendons ( $A_{ps}$ ), and eccentricity ratio ( $e/h$ ). Based on the analysis results, the allowable compressive stress coefficients ( $K$ ) for Tee and inverted Tee section members at transfer were derived, which limit the maximum allowable stresses as 80% and 70% of the compressive strengths at the time of release for Tee section and inverted Tee section, respectively. And these were larger than the allowable stresses specified in domestic and other international codes. In order to verify the proposed equations, they were compared to the test results available in literature and other codes, which showed that the allowable stresses in domestic and international codes are unconservative for the cases with low eccentricity ratios while conservative for those with high eccentricity ratios. The proposed equations, however, estimate the allowable stresses of the Tee and inverted Tee section members reasonably close to test results.

**Keywords :** prestress, pretension, allowable compressive stress, transfer, eccentricity ratio

### 1. 서 론

프리텐션 부재는 콘크리트를 타설한 후 초기 재령(early age) 콘크리트에 압축력을 도입하기 때문에 압축 손상 또는 파괴 및 부재 단부 또는 중앙부에서의 균열 등이 발생할 수 있으므로 기준에서는 프리스트레스 도입시 프리텐션 부재의 허용 압축응력을 규정하고 있다. 허용 압축응력 기준은 일반적으로 공장에서 제작되는 프리텐션 부재의 프리스트레스 도입 시기를 결정짓는 중요한 요건이며, 부재 제작 설비의 공정 사이클을 결정짓게 되므로 경제적 파급 효과가 매우 크다.<sup>1)</sup> 그러나 기준<sup>2-7)</sup>에서 제시하고 있는 허용 압축응력은 경험적으로 결정된 값이며, 이론적인 근거가 부족하고 다소 과도하게 규정되어있음이 여러 연구에서 지적되고 있다.<sup>8,9)</sup> 이러한 연구 결과를 바탕으로 최근 ACI318-08<sup>2)</sup>에서는 프리스트레스 도입시 단순 지지된 프리스트레스트 부재의 단부에서 허용 압축

응력을  $0.7f_{cr}$ 로 상향 조정하였다. 그러나 이 논문의 선행 논문<sup>10)</sup>에서 지적한 바와 같이, 프리텐션 부재의 허용 압축응력은 단면 형상, 단면 크기, 도입 프리스트레스의 크기 및 편심비에 의하여 영향을 받는다. 따라서, 이 연구의 선행 연구<sup>10)</sup>에서는 강도설계법<sup>11,12)</sup>을 이용하여 실무에서 사용되는 거의 모든 범위의 단면 크기, 편심비 및 도입 프리스트레스트 크기를 고려하여 방대한 해석을 실시하였고, 그 결과를 바탕으로 프리스트레스 도입시 장방형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력 산정식을 제안하였다.<sup>10)</sup>

이 논문에서는 강도 이론<sup>10-12)</sup>을 이용하여 단면 형상에 따른 허용 압축응력의 변화를 분석하고, 해석 결과를 바탕으로 편심비가 반영된 T형 및 역 T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력 산정식을 제안하고자 한다. 또한, 기존에 수행된 실험 결과<sup>13)</sup>와 제안 산정식의 결과를 비교하여 평가하는 과정도 포함하고자 하였다.

### 2. 기존 연구

Table 1은 현행 국내의 설계기준<sup>2-7)</sup> 및 기존 연구<sup>11,12,14,15)</sup>

\*Corresponding author E-mail: kangkim@uos.ac.kr

Received January 26, 2011, Revised April 6, 2011,

Accepted April 8, 2011

©2011 by Korea Concrete Institute

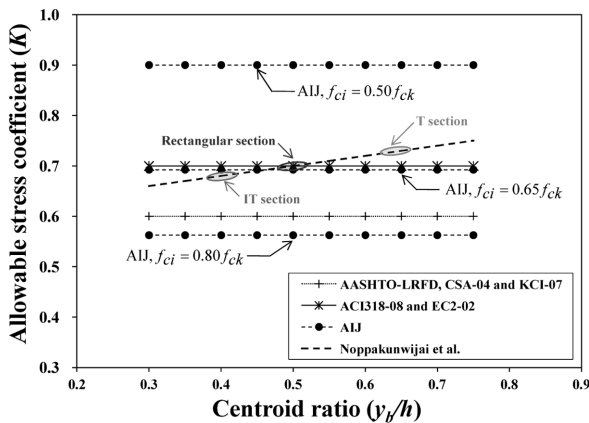
**Table 1** History of allowable compressive stress

| Year | Institute                              | Allowable stresses at transfer           |
|------|--|--|
| 1998 | AIJ-98 <sup>3)</sup>                   | $0.45f_{ck}^{\dagger}$                   |
| 2002 | Eurocode 2 <sup>4)</sup>               | $0.70f_{ci}^{\dagger}$                   |
| 2004 | CSA-04 <sup>6)</sup>                   | $0.60f_{ci}^{\dagger}$                   |
| 2007 | AASHTO-LRFD <sup>5)</sup>              | $0.60f_{ci}^{\dagger}$                   |
| 2007 | KCI-08 <sup>7)</sup>                   | $0.60f_{ci}^{\dagger}$                   |
| 2008 | ACI318-08 <sup>2)</sup>                | $0.70f_{ci}^*$                           |
| 2004 | Noppakunwijai et al. <sup>11,12)</sup> | $(0.6 + y_b/5h)f_{ci} \leq 0.75f_{ci}^*$ |
| 2006 | Hale and Russell <sup>14)</sup>        | $0.70f_{ci}^*$                           |
| 2007 | Dolan and Krohn <sup>15)</sup>         | $0.70f_{ci}$                             |

\*Pre-tension member

† Pre-tension and Post-tension member

들에서 제시하고 있는 프리스트레스 부재의 허용압축응력을 정리하여 나타낸 것이며, 도심비(centroid ratio,  $y_b/h$ )에 대한 기준 및 기존 연구들의 허용 압축응력 계수(K)의 분포를 Fig. 1에 나타내었다. Fig. 1에서 알 수 있듯이 현행 기준들은 단면의 형상에 관계없이 일정한 허용 압축응력값을 제시하고 있으며, 기준들은 서로 상이한 허용 압축응력 값을 제공하고 있다. 이에 비하여 Noppakunwijai et al.<sup>11)</sup>의 제안식은 단면 형상을 간접적으로 반영하고 있으며, 허용 압축응력의 크기는 역T형(Inversed T, IT), 장방형, 그리고 T형 단면의 순서로 증가하는 것을 볼 수 있다. Castro et al.<sup>13)</sup>의 실험 결과에서도 단면 형상에 따라서 허용 압축응력의 크기는 달라지는 것을 확인할 수 있지만(5장 참고), 개정된 ACI318-08<sup>2)</sup>은 단면 형상의 영향을 반영하지 않고 있으며, 이전 연구<sup>10)</sup>에서 지적한 것과 같이 편심비( $e/h$ )의 영향이 고려되지 않은 일정한 허용 압축응력을 제시하고 있다. 따라서, 이 연구에서는 단면 형상 및 편심비( $e/h$ )를 고려한 허용 압축응력 산정식을 제안하기 위하여 선행 연구<sup>10)</sup>인 장방형 단면의 프리텐션 부재의 허용 압축응력 산정 모델을 확장하여 T형 단면 및 역T형 단면에 적용하고자 한다.



**Fig. 1** Comparison of codes and existing model on allowable concrete stress at transfer

### 3. 강도 이론 기반 허용 압축응력의 해석

T형 및 역T형 단면의 허용 압축응력을 결정하기 위하여 선행 연구인 장방형 단면을 갖는 프리텐션 부재<sup>10)</sup>에 대하여 사용한 방법과 동일한 해석 과정을 적용하였다. 허용 압축응력 계수(K)는 프리스트레스 도입 시 당시의 재령 콘크리트 압축강도( $f_{ci}$ )에 대한 압축응력( $f_b$ )의 비율이며,  $f_b$ 는

$$\frac{P_i}{A_g} + \frac{P_i e}{I_g} y_b - \frac{M_g}{I_g} y_b \quad (1)$$

식 (1)에서 표현한 것과 같다. 여기서,  $P_i$ 는 프리스트레스의 크기이고,  $A_g$ 는 부재의 콘크리트 단면적,  $e$ 는 편심거리,  $y_b$ 는 부재의 하단으로부터 단면의 도심까지 떨어진 거리,  $I_g$ 는 단면의 2차모멘트,  $M_g$ 는 자중 모멘트의 크기이다.  $f_{ci}$ 는 Fig. 2에 나타나있듯이 Noppakunwijai et al.<sup>11,12)</sup>의 강도설계법을 통해 힘의 평형방정식과 모멘트 평형방정식을 연립하여 도출할 수 있으며,

$$0.85f_{ci}A_{cc} + A_{ps}f_{ps} - A_s f_s = \frac{1.2P_i}{\phi} \quad (2)$$

$$0.85f_{ci}A_{cc}y_{cc} - A_s f_s (d_s - d_p') + \frac{\kappa M_g}{\phi} = 0 \quad (3)$$

힘의 평형방정식 및 모멘트 평형방정식은 각각 식 (2)와 (3)으로 표현할 수 있다. 여기서,  $A_{cc}$ 는 콘크리트 등가 응력 블록의 넓이,  $A_{ps}$ 는 긴장재량,  $f_{ps}$ 는 긴장재의 응력,  $A_s$ 는 상부 철근량,  $f_s$ 는 상부 철근의 응력,  $\phi$ 는 강도 감소 계수로 0.7을 사용하였으며,  $P_i$ 의 하중 계수는 1.2를 취하였다.  $y_{cc}$ 는 부재의 하단으로부터 콘크리트 등가 응력 블록의 도심까지 떨어진 거리,  $d_p'$ 는 부재의 하단으로부터 긴장재 도심까지의 거리,  $d_s$ 는 상부 철근의 도심으로부터 부재의 하단까지의 거리, 자중 모멘트의 계수( $\kappa$ )는 1.2를 적용하였다. 식 (2)와 (3)은  $a$ 와  $f_{ci}$ 를 미지수로 가지고 있으며,  $f_{ci}$ 는 식 (2)와 (3)을 연립하여 도출할 수 있다. 식 (2) 및 (3)을 통해 파악할 수 있듯이 단면의 형상, 자중 모멘트( $M_g$ )의 크기, 도입 프리스트레스의 크기(또는 긴장재량,  $A_{ps}$ ), 단면 크기(단면높이,  $h$ ) 및 편심비( $e/h$ ) 등이 허용 압축응력의 주요 변수로 고려되어야 한다. 이 연구에서 고려된 T형 및 역T형 단면의 형상은 TxDOT<sup>16)</sup> 및 PCI design hand book<sup>17)</sup>에서 제시하고 있는 표준 단면에 근거하여 T형 단면의 도심비( $y_b/h$ )는 0.66~0.68, 역T형 단면의  $y_b/h$ 는 0.40~0.41의 범위인 단면을 대상으로 하였다. T형 단면의 단면 상세는 Fig. 3(a)에서 보는 것과 같이 복부의 폭( $b_w$ )은 150 mm, 플랜지의 폭( $b_f$ )은 650 mm로 일정하며, 피복 두께( $d_c$ )는 40 mm이고, 역T형 단면의 단면상세는 Fig. 3(b)에 나타낸 것과 같이  $b_w$ 는 150 mm,  $b_f$ 는 300 mm,  $d_c$ 는 40 mm로 일정하다. T형 단면은 단면도심

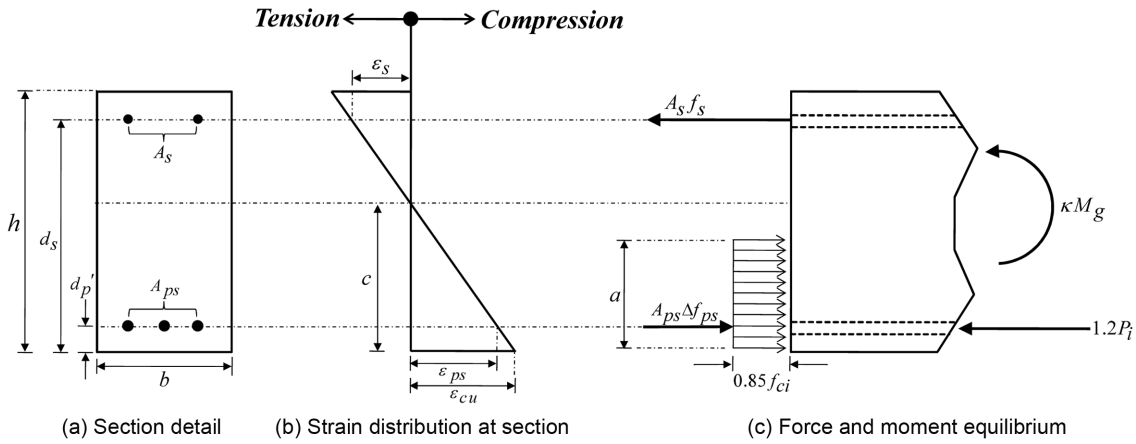


Fig. 2 Sectional analysis through strength design<sup>10,11)</sup>

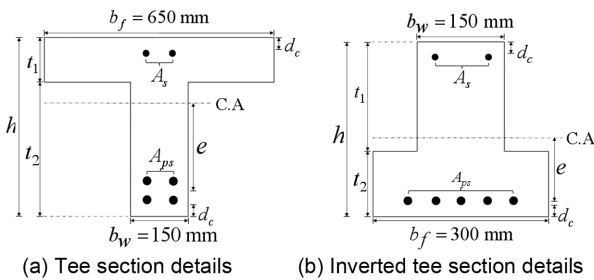


Fig. 3 Details on analysis examples

으로부터 단면의 최하단까지 거리( $y_b$ )가 역T형 및 장방형 단면에 비해 상대적으로 크기 때문에 편심비( $e/h$ )가 0~0.50 범위에 분포하였으며, 역T형 단면의  $e/h$ 는 0~0.30 범위에 분포하였다. 해석에 사용된 긴장재는 직경이 12.7 mm, 공칭 단면적이 98.7 mm<sup>2</sup>, 인장강도( $f_{pu}$ )가 1,860 MPa인 저이완(low relaxation) 긴장재를 사용하였으며, 단면에 배치된 긴장재의 총단면적( $A_{ps}$ )은 296.1~987.0 mm<sup>2</sup>의 범위(평균 선 압축응력 2.3~16.1 MPa 범위)에서 해석을 수행하였다. 부재의 자중 모멘트( $M_g$ )를 고려하기 위해서 부재의 길이를 5~15 m까지 변화시켜 해석하였으며,  $M_g$ 는 부재 단부로부터 전달 길이(transfer length,  $l_t$ )만큼 떨어진 해석 단면에서 고려하였다. 전달 길이( $l_t$ )는 ACI318-89<sup>18)</sup>의 기준을 바탕으로  $0.048f_{pe}d_b$ 를 사용하였으며, 여기서,  $f_{pe}$ 는 유효 프리스트레스 응력이며,  $d_b$ 는 긴장재의 직경이다. 또한,  $e/h$ 가 커짐에 따라서 부재의 상단 부분에 인장응력( $f_t$ )이 인장강도( $f_{ci} = 0.5\sqrt{f_{ci}}$ )를 초과할 경우 인장균열을 제어하기 위하여 상부 철근( $A_s$ )을 배근하였다. 이때의  $A_s$ 은 철근 응력이 항복 강도의 60%이내가 되도록 산정하였다.<sup>2,10)</sup>

### 3.1 단면 크기의 영향

단면 높이( $h$ )의 변화가 허용 압축응력에 미치는 영향을 분석하기 위해서 Table 2에 나타난 것과 같이 T형 단면 및 역T형 단면의 높이( $h$ )를 변화시켜 해석한 TH계열과 IH계열을 계획하였다. TH계열은 단면 높이( $h$ )는 최소

Table 2 Analysis cases for examining the effect of member height on the factor at transfer

| TH series    |                                 |   |  |
|--------------|---------------------------------|---|--|
| $h$ (mm)     | THA series                      | THB series                                    | THC series                                     |
|              | $M_g = 0$<br>3 - $\phi$ 12.7 mm | $l = 10$ m <sup>†</sup><br>3 - $\phi$ 12.7 mm | $l = 10$ m <sup>†</sup><br>6 - $\phi$ 12.7 mm  |
| 300 (0.5)**  | THA - 300(4.6)*                 | THB - 300(4.6)                                | THC - 300(9.2)                                 |
| 400 (0.33)   | THA - 400(4.0)                  | THB - 400(4.0)                                | THC - 400(7.9)                                 |
| 600 (0.33)   | THA - 600(2.6)                  | THB - 600(2.6)                                | THC - 600(5.3)                                 |
| 700 (0.27)   | THA - 700(2.3)                  | THB - 700(2.3)                                | THC - 700(4.6)                                 |
| IH series    |                                 |   |  |
| $h$ (mm)     | IHA series                      | IHB series                                    | IHC series                                     |
|              | $M_g = 0$<br>6 - $\phi$ 12.7 mm | $l = 10$ m <sup>†</sup><br>6 - $\phi$ 12.7 mm | $l = 10$ m <sup>†</sup><br>10 - $\phi$ 12.7 mm |
| 400 (1.67)** | IHA - 400(10.0)*                | IHB - 400(10.0)                               | IHC - 400(16.7)                                |
| 500 (1.50)   | IHA - 500(7.9)                  | IHB - 500(7.9)                                | IHC - 500(13.1)                                |
| 600 (1.40)   | IHA - 600(6.5)                  | IHB - 600(6.5)                                | IHC - 600(10.8)                                |
| 700 (1.33)   | IHA - 700(5.5)                  | IHB - 700(5.5)                                | IHC - 700(9.2)                                 |

<sup>†</sup>  $M_g = 0.28M_{tot}$

\* ( ) :  $f_{ave}$ , average compressive stress (MPa)

\*\* ( ) :  $t_1 / t_2$

300 mm에서 최대 700 mm까지 계획하였으며, 복부 두께( $t_2$ )에 대한 플랜지의 두께( $t_1$ )의 비율인  $t_1 / t_2$ 의 범위는 0.27에서 0.5까지 분포하였다. 긴장재량( $A_{ps}$ )은 296.1~592.2 mm<sup>2</sup>이며, 이는 평균 선 압축응력이 2.3~9.2 MPa에 해당하는 수치이다. TH계열은 다시 THA, THB 및 THC계열로 나뉘어지며, THA계열은 단면 높이가 허용 압축응력 계수에 미치는 영향을 평가하기 위하여 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향을 고려하지 않은 반면에, THB계열은  $M_g$ 의 영향을 추가적으로 고려하였으며 다른 변수는 THA계열과 동일하다.

THC계열은 긴장재량( $A_{ps}$ )을 THB계열에 비하여 2배 배치하여 단면의 높이( $h$ ), 자중 모멘트( $M_g$ ) 및 도입 프리스트레스의 크기의 영향을 고려하였다.

Fig. 4(a)에는 THA계열의 해석 결과를 나타내었다. THA계열의 허용 압축응력 계수( $K$ )는  $e/h$ 가 증가함에 따라

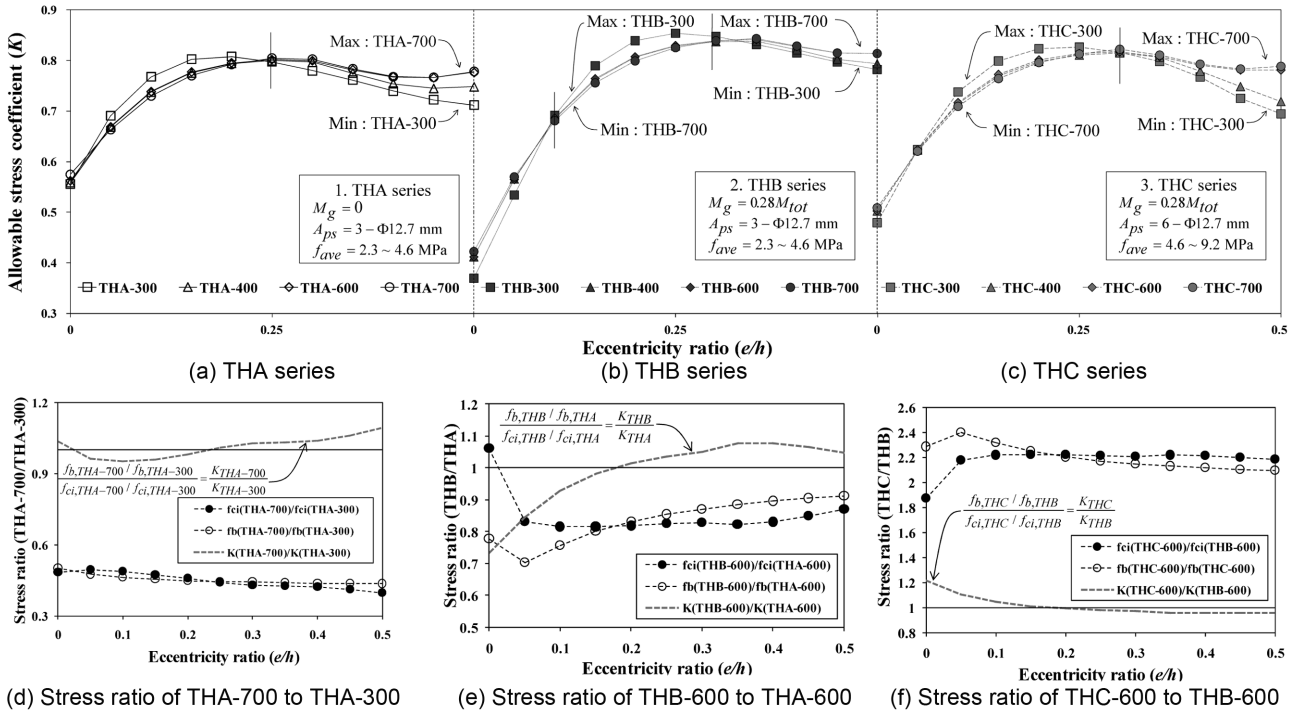


Fig. 4 Analysis results of TH series

비선형적으로 증가하는 경향을 나타내었다. 이는  $e/h$ 가 증가함에 따라 프리스트레스 도입시 콘크리트의 요구 압축강도( $f_{ci}$ )가 비선형적으로 증가하고, 콘크리트의 압축응력( $f_b$ )은 선형적으로 증가하기 때문이다.<sup>10)</sup> 또한,  $e/h$ 가 0.25이하에서는  $h$ 가 증가함에 따라  $K$ 값이 감소하였으나,  $e/h$ 가 0.25 이상에서는  $K$ 값이 증가하였다.  $e/h$ 가 0.25를 기준으로  $h$ 의 변화에 따른  $K$ 의 크기가 반대되는 경향을 나타내는 이유는 Fig. 4(d)에 나타난 것과 같이  $e/h$ 가 0.25이하에서는 THA-300의  $f_{ci}$ 에 대한 THA-700의  $f_{ci}$ 의 비율( $f_{ci,THA-700}/f_{ci,THA-300}$ )이 THA-300의  $f_b$ 에 대한 THA-700의  $f_b$ 의 비율( $f_{b,THA-700}/f_{b,THA-300}$ )보다 크기 때문에 THA-300의  $K$ 에 대한 THA-700의  $K$ 의 비율은

$$\frac{K_{THA-700}}{K_{THA-300}} = \frac{f_{b,THA-700}/f_{b,THA-300}}{f_{ci,THA-700}/f_{ci,THA-300}} \quad (4)$$

1보다 작으므로,  $h$ 가 증가할수록  $K$ 값이 감소한다. 그러나,  $e/h$ 가 0.25 이상에서는 이 경향이 반대로 되어  $K$ 값이 증가한다. 이는  $h$ 가 증가할수록 등가 압축 블럭의 깊이( $a$ )는 증가하므로,  $f_{ci}$ 는 크게 감소하게 되고,  $f_b$ 의 감소 비율은 거의 일정하므로  $e/h$ 가 0.25이상에서는  $h$ 가 증가할수록  $K$ 값이 증가하는 것이다.

Fig. 4(b)에 나타난 THB계열은 THA계열과 다른 변수는 모두 동일하고 부재 단부로부터 전달 길이( $l$ )만큼 떨어진 단면에서 작용되는 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향을 추가적으로 고려한 경우이다. 부재의 단부로부터 전달 길이만큼 떨어진 단면에 작용하는  $M_g$ 는 부재 중앙부의 모멘트( $M_{tot}$ )의 약 28%이다. Fig. 4(e)는  $M_g$ 의 영향을 분석하기 위해 THA계열과 THB계열을 비교하여 나타낸 것이

다.  $e/h$ 에 따른 THA계열의  $f_{ci}$ 에 대한 THB계열의  $f_{ci}$ 의 비율( $f_{ci,THB}/f_{ci,THA}$ )과 THA계열의  $f_b$ 에 대한 THB계열의  $f_b$ 의 비율( $f_{b,THB}/f_{b,THA}$ )이 모두 1보다 작은 것을 볼 수 있으며, 이는  $M_g$ 가 증가하면  $f_{ci}$ 와  $f_b$ 가 감소한다는 것을 의미한다. 또한, 편심비( $e/h$ )가 0.17 이하인 경우에는  $f_{ci,THB}/f_{ci,THA}$ 가  $f_{b,THB}/f_{b,THA}$ 보다 크기 때문에 THA의  $K$ 에 대한 THB의  $K$ 의 비율은

$$\frac{K_{THB}}{K_{THA}} = \frac{f_{b,THB}/f_{b,THA}}{f_{ci,THB}/f_{ci,THA}} \quad (5)$$

1보다 작으므로  $M_g$ 가 증가하면 허용 압축응력 계수( $K$ )가 작아진다. 이는 자중 모멘트( $M_g$ )가 증가하면  $f_{ci}$ 와  $f_b$ 가 모두 감소하게 되지만 두 계열의  $f_{ci}$ 의 상대 비율이  $f_b$ 의 상대 비율보다 크기 때문에  $K$ 값이 감소하게 되는 것이다. 그러나  $e/h$ 가 약 0.17 이상인 경우에는  $K_{THB}/K_{THA}$ 의 비율이 1보다 크므로  $M_g$ 가 증가하면  $K$ 값도 증가한다. 이는 강도 이론에 의한 평형 방정식<sup>10)</sup>에서  $M_g$ 가 증가할수록 균열 제어를 위하여 배치되는 상부 철근량( $A_s$ )이 감소하기 때문에,  $f_{ci,THB}/f_{ci,THA}$ 의 비율이  $f_{b,THB}/f_{b,THA}$ 의 비율보다 작아지게 되어 THB계열의  $K$ 값이 THA계열보다 커지게 된다.

Fig. 4(c)에는  $e/h$ 에 따른 THC계열의 허용 압축응력 계수의 변화를 나타내었고, THC계열의  $A_{ps}$ 는 THB계열의 2배인 592.2 mm<sup>2</sup>이다. 앞서 THA계열에서 설명한 것과 같이 대략 편심비 0.25이하에서는  $h$ 가 증가할수록  $K$ 값이 증가하였고, 편심비 0.30 이상에서는 반대의 경향을 보여주었다. Fig. 4(f)는 THB계열과 THC계열의 해석 결과를 비교하여 나타낸 것이다. THC계열의  $f_{ci}$  및  $f_b$ 는 모

두 THB계열의  $f_{ci}$  및  $f_b$ 에 비하여 증가하는 경향을 보여 주었으며, 편심비( $e/h$ )가 약 0.2이하에서는  $f_{ci,THC}/f_{ci,THB}$ 의 비율이  $f_{b,THC}/f_{b,THB}$ 의 비율보다 작기 때문에 THC계열의  $K$ 값이 THB계열 보다 증가하는 경향을 보여주었다. 반면  $e/h$ 가 약 0.2 이상에서는  $e/h$  및  $A_{ps}$ 가 증가할수록 요구 되는 상부 철근량이 많아지기 때문에  $f_{ci}$ 가 증가한다. 따라서  $f_{ci,THC}/f_{ci,THB}$ 가  $f_{b,THC}/f_{b,THB}$ 보다 크기 때문에 결과적으로  $A_{ps}$ 가 증가할수록  $K$ 값은 감소하는 경향을 보여주었다.

앞서 설명한 TH계열의 해석 결과를 정리하면, THA, THB 및 THC계열 모두  $e/h$ 에 따라 허용 압축응력 계수 ( $K$ )가 비선형적으로 분포하였으며,  $e/h$ 가 0부터 0.20사이인 경우에는  $K$ 는 최대 0.80까지 증가하였다. 이는 장방형 단면에 비해 0.05 더 높은 수치였으며, 부재의 높이( $h$ )가 증가할수록  $K$ 값은 감소하였다. 반면  $e/h$ 가 대략 0.20 이상에서는 TH계열 모두 단면 높이( $h$ )가 증가할수록  $K$ 값은 증가하였다.

역T형 단면을 갖는 프리텐션 부재에서 단면 높이( $h$ )가 허용 압축응력 계수( $K$ )에 미치는 영향을 분석하기 위하여 Table 2에 나타낸 것과 같이 IH계열을 계획하였다. IH계열의 단면의 높이는 400~700 mm의 범위 내에 분포하고, 긴장재량( $A_{ps}$ )은 592.2~987.0 mm<sup>2</sup>이다. 이는 평균 선 압축응력 5.5~16.7 MPa에 해당한다.

Fig. 5(a)에는 IHA계열의 해석 결과를 나타내었다.  $e/h$ 가 약 0.15 이하에서는 단면 높이( $h$ )에 상관없이  $K$ 값이 거의 동일한 반면에,  $e/h$ 가 0.15 이상에서는 부재의  $h$ 가 증가함에 따라  $K$ 값이 증가하였다. 이는 Fig. 5(d)에 나타낸 것과 같이 0.15이하의  $e/h$ 에서는  $h$ 의 변화에 따른  $f_{ci}$ 와  $f_b$ 의 감소 비율이 일정하기 때문에  $K$ 값이  $h$ 에 관계없이

거의 동일한 결과를 나타낸 것이며, 0.15이상의  $e/h$ 에서는 단면 상부 균열 제어 철근량( $A_s$ )의 차이로 인하여  $h$ 가 낮을수록 작은  $K$ 값을 나타낸 것이다.

Fig. 5(b)에는 IHA계열에 자중 모멘트( $M_g$ )를 고려한 IHB계열의 해석 결과를 나타내었으며,  $e/h$ 가 0.15이하에서는 IHA계열과 마찬가지로  $h$ 에 관계없이 거의 동일한  $K$ 값을 나타내었다. Fig. 5(e)는 IHA계열과 IHB계열의  $f_{ci}$ ,  $f_b$  및  $K$ 값의 상대 비율을 나타내었다.  $M_g$ 가 증가할수록  $f_{ci}$ 와  $f_b$ 는 감소하기 때문에 IHA계열의  $f_{ci}$ 에 대한 IHB계열의  $f_{ci}$ 의 비율( $f_{ci,IHB}/f_{ci,IHA}$ )과 IHA계열의  $f_b$ 에 대한 IHB계열의  $f_b$ 의 비율( $f_{b,IHB}/f_{b,IHA}$ )은 모두 1보다 작은 값을 나타내었다.  $e/h$ 가 약 0.10 이하인 경우에는  $f_{ci,IHB}/f_{ci,IHA}$ 는  $e/h$ 가 증가할수록 감소하였으며,  $f_{b,IHB}/f_{b,IHA}$ 는  $e/h$ 가 증가할수록 증가하였다. 반면  $e/h$ 가 0.10 이상에서는 상부 철근이 배치되었기 때문에  $f_{ci,IHB}/f_{ci,IHA}$ 는  $e/h$ 가 증가할수록 증가하였다. 이는 앞서 Fig. 4(e)에서 설명한 것과 같은 결과이다. 결과적으로는 편심비 약 0.10을 경계로 IHB계열  $K$ 값은  $M_g$ 의 영향으로 인하여 IHA계열에 비하여 감소하는 경향을 보여주었으며, 편심비 0.10이상에서는 IHA계열에 비하여  $K$ 값이 증가하는 경향을 보여 주었다.

Fig. 5(c)에는 도입 프리스트레스의 영향을 알아보기 위하여 IHB계열에서 긴장재량( $A_{ps}$ )을 제외한 모든 변수는 동일한 IHC계열의 해석 결과를 나타내었다. IHC계열의  $A_{ps}$ 는 IHB계열의 약 1.67배인 987.0 mm<sup>2</sup>이며, 평균 선 압축응력은 9.2~16.7 MPa의 범위이다. Fig. 5(f)는 IHB계열과 IHC계열의  $f_{ci}$ ,  $f_b$  및  $K$ 의 상대 비율을 나타내었다.  $A_{ps}$ 가 증가할수록  $f_{ci}$ 와  $f_b$ 는 증가하기 때문에 IHB계열의  $f_{ci}$

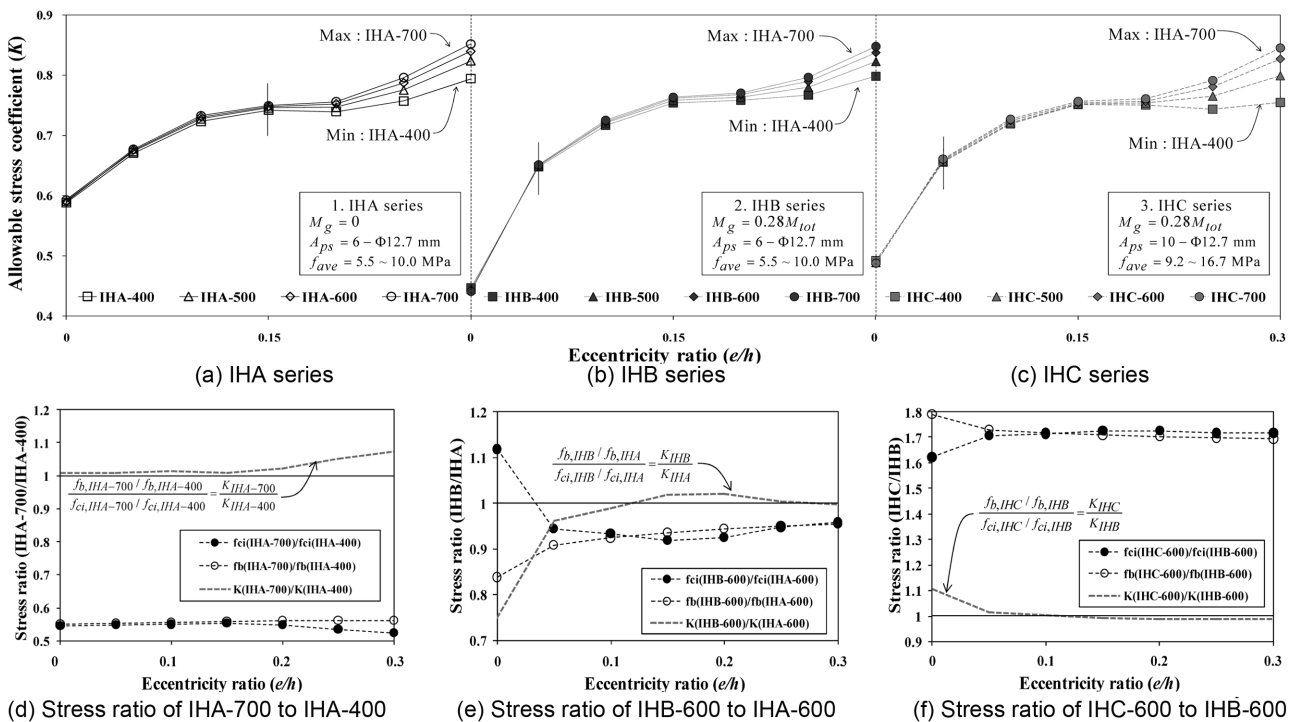


Fig. 5 Analysis results of IH series

에 대한 IHC계열의  $f_{ci}$ 의 비율( $f_{ci,IHC}/f_{ci,IHB}$ )과 IHC계열의  $f_b$ 에 대한 IHB계열의  $f_b$ 의 비율( $f_{b,IHC}/f_{b,IHB}$ )은 1보다 큰 수치를 보여주었으며,  $e/h$ 가 0.10 이하일 경우에는  $f_{ci,IHC}/f_{ci,IHB}$ 의 비율이  $f_{b,IHC}/f_{b,IHB}$ 의 비율 보다 작기 때문에 IHC 계열의  $K$ 값이 IHB계열보다 크게 나타났고,  $e/h$ 가 0.10 이상일 경우  $f_{ci,IHC}/f_{ci,IHB}$ 의 비율이  $f_{b,IHC}/f_{b,IHB}$ 의 비율에 비하여 크기 때문에 IHC계열의  $K$ 값이 IHB계열보다 낮은 값을 보여 주었다.

IHC계열 역시 TH계열과 마찬가지로  $e/h$ 에 따라서 허용 압축응력 계수( $K$ )가 비선형적으로 변화하였으며,  $e/h$ 가 0.15 이하에서는  $K$ 값이 최대 0.75~0.76까지 분포하였고,  $e/h$ 가 0.15 이상에서는 부재의 높이( $h$ )가 증가할수록  $K$  값은 증가하는 양상을 보였다.

Figs. 4 및 5에 나타난 TH계열 및 IHC계열의 해석 결과는  $e/h$ 에 따라서  $K$ 값이 크게 변화되는 것을 보여주었으며, 선행 연구<sup>10)</sup>에서 제시한 장방형 단면의 경우와 마찬가지로 낮은  $e/h$ 에서는 기준들<sup>2-7)</sup>에서 제시하고 있는 허용 압축응력이 비안전측의 결과를 제공할 수 있음을 알 수 있다. 또한, TH계열 및 IHC계열의  $K$ 값은  $e/h$ 가 변화하여도  $h$ 에 관계없이 거의 동일한  $K$ 값의 분포를 보여주었다. 이와 더불어, 긴장재량( $A_{ps}$ )과 자중 모멘트( $M_g$ )도 허용 압축응력 계수( $K$ )의 변화를 야기하므로 이에 대한 추가적인 고려가 요구된다.

### 3.2 프리스트레싱 힘의 영향

긴장재량의 변화( $A_{ps}$ )가 허용 압축응력 계수( $K$ )에 미치는 영향을 분석하기 위하여 Table 3에 나타난 것과 같이 TA계열 및 IA계열을 계획하였다. TA계열의 긴장재량( $A_{ps}$ )은 296.1 mm<sup>2</sup>에서 789.6 mm<sup>2</sup>까지 계획하였으며, 이는 평균 선 압축응력이 2.6 MPa에서 10.5 MPa에 해당하는 범위이며, IA계열의 긴장재량( $A_{ps}$ )은 395.0 mm<sup>2</sup>에서 987.0 mm<sup>2</sup>로서, 이는 평균 선 압축응력이 5.3 MPa에서 16.7 MPa에 해당하는 범위이다. Fig. 6에는 도입 프리스트레스의 크기 변화에 따른 T형 단면의 허용 압축응력 계수( $K$ )를  $e/h$ 에 대하여 나타내었다. 먼저, TAA계열에서는 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향을 고려하지 않았으며, 긴장재량( $A_{ps}$ )이 증가함에 따른 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향을 고려하기 위해 TAB계열을 계획하였다. TAA계열과 TAB계열은  $M_g$ 를 제외한 모든 변수는 동일하며, 평균 선 압축응력은 3.9~10.5 MPa에 해당된다. TAB계열은 전달 길이( $l$ )가 765 mm만큼 떨어진 위치에서 단면의  $M_g$ 를 계산하였으며, 이는 중앙 부 모멘트( $M_{tot}$ )의 0.28배에 해당하는 값이다. TAC계열은 TAB계열에서 단면 높이를 200 mm 증가시켜 해석하였다.

Fig. 6(a)에는 TAA계열의 해석 결과를 나타내었다.  $e/h$ 가 0.30 이하에서는 긴장재량( $A_{ps}$ )에 관계없이 해석 결과들이 거의 일치되는 결과를 보여주었으며,  $e/h$ 가 0.30 이상에서는 긴장재량( $A_{ps}$ )이 증가할수록  $K$ 값은 감소하는 경향을 나타내었다. 이와 같은 이유는 앞서 설명한 TH계열과 동일하므로 자세한 설명은 생략한다.

**Table 3** Analysis cases for examining the effect of prestressing force on the factor at transfer

| TA series                                      |                                       |   |   |
|--|---------------------------------------|---|---|
| No. of tendon ( $A_{ps}$ )*                    | TAA series                            | TAB series                              | TAC series                              |
|  |                                       | $M_g = 0$<br>$h = 400$ mm<br>(0.33)**   | $l = 10$ mm**<br>$h = 400$ mm<br>(0.33) |
| 3 - $\phi 12.7$ mm<br>(296.1 mm <sup>2</sup> ) | TAA - 3<br>(3.9) <sup>†</sup>         | TAB - 3<br>(3.9)                        | TAC - 3<br>(2.6)                        |
| 4 - $\phi 12.7$ mm<br>(394.8 mm <sup>2</sup> ) | TAA - 4<br>(5.3)                      | TAB - 4<br>(5.3)                        | TAC - 4<br>(3.5)                        |
| 6 - $\phi 12.7$ mm<br>(592.2 mm <sup>2</sup> ) | TAA - 6<br>(7.9)                      | TAB - 6<br>(7.9)                        | TAC - 6<br>(5.3)                        |
| 8 - $\phi 12.7$ mm<br>(789.6 mm <sup>2</sup> ) | TAA - 8<br>(10.5)                     | TAB - 8<br>(10.5)                       | TAC - 8<br>(7.0)                        |
| IA series                                      |                                       |   |   |
| No. of tendon ( $A_{ps}$ )*                    | IAA series                            | IAB series                              | IAC series                              |
|  | $M_g = 0$<br>$h = 400$ mm<br>(1.67)** | $l = 10$ mm**<br>$h = 400$ mm<br>(1.67) | $l = 10$ m**<br>$h = 500$ mm<br>(1.50)  |
| 4 - $\phi 12.7$ mm<br>(395 mm <sup>2</sup> )   | IAA - 4<br>(6.7) <sup>†</sup>         | IAB - 4<br>(6.7)                        | IAC - 4<br>(5.3)                        |
| 6 - $\phi 12.7$ mm<br>(592 mm <sup>2</sup> )   | IAA - 6<br>(10.0)                     | IAB - 6<br>(10.0)                       | IAC - 6<br>(7.9)                        |
| 8 - $\phi 12.7$ mm<br>(790 mm <sup>2</sup> )   | IAA - 8<br>(13.4)                     | IAB - 8<br>(13.4)                       | IAC - 8<br>(10.5)                       |
| 10 - $\phi 12.7$ mm<br>(987 mm <sup>2</sup> )  | IAA - 10<br>(16.7)                    | IAB - 10<br>(16.7)                      | IAC - 10<br>(13.1)                      |

\* $A_{ps}$ : Total area of tendons

\*\* $M_g = 0.28 M_{tot}$

\*\*\* ( ):  $t_1 / t_2$

<sup>†</sup> ( ):  $f_{ave}$ , average compressive stress (MPa)

Fig. 6(b)에는 TAA계열에 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향을 고려한 TAB계열의 해석 결과를 나타내었다. TAB계열은 자중 모멘트의 영향으로 인하여 긴장재량( $A_{ps}$ )에 따라서 동일한  $e/h$ 에서 다소 상이한  $K$ 값을 보였으며, 편심비 0.20이하에서는 긴장재량( $A_{ps}$ )이 많을수록  $K$ 가 큰 값을 보였으며, 편심비가 0.20 이상인 경우에는 긴장재량( $A_{ps}$ )이 많을수록 낮은  $K$ 값을 보여주었다. 또한 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향으로 인하여  $e/h$ 가 약 0.16 이하에서는 TAA계열에 비하여 상대적으로 작은  $K$ 값을 나타냈고,  $e/h$ 가 약 0.16 이상에서는 TAA계열에 비하여 높은  $K$ 값을 나타냈다.

Fig. 6(c)에는  $e/h$ 의 변화에 따른 긴장재량( $A_{ps}$ )과 부재의 높이( $h$ )의 영향을 고려하기 위해 TAB계열에서  $h$ 를 제외한 다른 변수는 모두 동일한 TAC계열의 해석 결과를 나타내었다. TAC계열의 평균 선 압축응력은 2.6~7.0 MPa의 범위이며, TAC계열의  $h$ 는 TAB계열보다 1.5배 큰 600 mm이다. 앞서 TAB계열과 마찬가지로 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향으로 인하여 동일한  $e/h$ 에서 긴장재량( $A_{ps}$ )에 따라서 약간 다른  $K$ 값을 나타내었고,  $e/h$ 가 약 0.20 이하에서는 TAB계열의  $K$ 값과 거의 동일하였으며,  $e/h$ 가

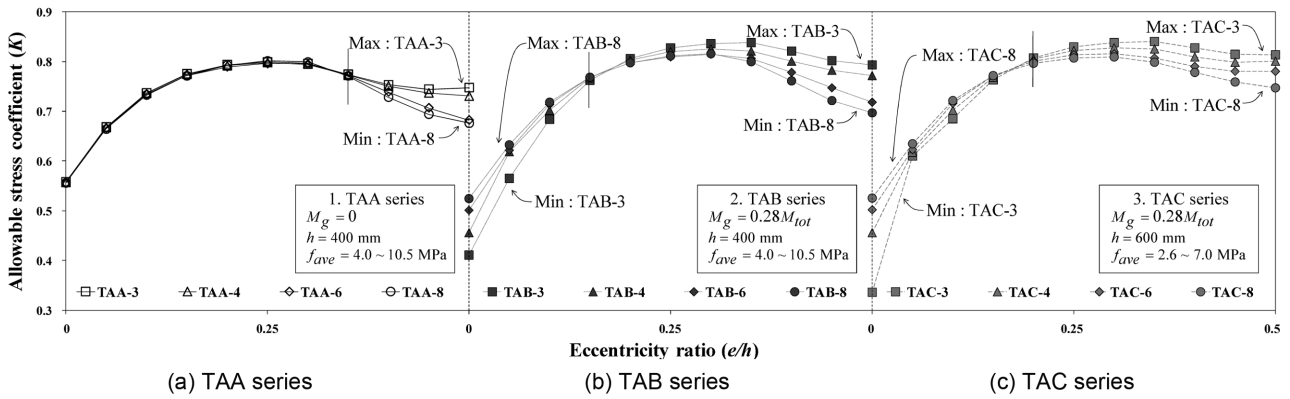


Fig. 6 Analysis results of TA series

약 0.20 이상에서는 앞서 설명한 TH계열과 마찬가지로  $h$ 가 증가할수록  $K$ 값이 증가하는 결과를 나타내었다.

역T형 단면을 갖는 프리텐션 부재에서 긴장재량( $A_{ps}$ )의 변화가 허용 압축응력 계수( $K$ )에 미치는 영향을 분석하기 위하여 Table 3에 나타난 것과 같이 IA계열을 계획하였다. IA계열의 단면 높이는 400~500 mm의 범위이며, 긴장재량( $A_{ps}$ )은 395.0~987.0 mm<sup>2</sup>이다. 이를 평균 선 압축응력으로 산정하면 5.3~16.7 MPa의 범위이다. Fig. 7에는 긴장재량( $A_{ps}$ )에 따른 역 T형 단면의 허용 압축응력 계수( $K$ )를  $e/h$ 에 대하여 나타내었다. 먼저, Fig. 7(a)에는 IAA계열의 해석 결과를 나타내었다. IAA계열은 편심비( $e/h$ )가 약 0.20 이하에서는 긴장재량( $A_{ps}$ )에 관계없이 해석 결과들의  $K$ 값은 거의 동일하였으며, 상부 철근이 배근되기 시작하는 편심비인 0.20 이상에서는 긴장재량( $A_{ps}$ )이 증가할수록 도입 프리스트레스의 크기가 커지므로  $K$ 값은 감소하는 경향을 나타내었다.

Fig. 7(b)에는 IAA계열에 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향을 고려한 IAB계열을 계획하였고, IAB계열의 평균 선 압축응력은 6.7~16.7 MPa의 범위 내에 분포하며, IAB계열의 해석 단면은 부재 단부로부터 전달 길이( $l$ )인 765 mm만큼 떨어진 위치이다. IAB계열은  $e/h$ 가 약 0.15 이하에서는 긴장재량( $A_{ps}$ )이 증가할수록 허용 압축응력 계수( $K$ )는 증가하였고,  $e/h$ 가 약 0.15 이상에서는  $A_{ps}$ 가 증가할수록  $K$ 값은 감소하였다. 또한 0.15 이하의 편심비에서는  $M_g$ 의

영향으로 인하여 IAA계열에 비하여  $K$ 값은 감소하며, 0.15 이상의 편심비에서는 IAA계열에 비하여  $K$ 값은 증가하였다.

Fig. 7(c)에는 역T형 단면에서 긴장재량( $A_{ps}$ )이 변화함에 따른 부재의 높이( $h$ )의 영향을 알아보기 위해 IAC계열에서  $h$ 를 제외한 모든 변수가 동일한 IAC계열의 해석 결과를 나타내었다. IAC계열의 평균 선 압축응력은 5.3~13.1 MPa의 범위이고, IAC계열의  $h$ 는 IAB계열의 1.25배 증가된 500 mm이다.  $e/h$ 가 약 0.25 이하에서는 IAB계열과 거의 동일한  $K$ 값을 보여주었고,  $e/h$ 가 0.25 이상에서는  $h$ 의 영향으로 인하여 IAC계열의  $K$ 가 IAB계열에 비하여 큰 값을 보여주었다. 이는 IH계열의 해석 결과를 통해 확인했듯이  $e/h$ 가 0.25 이상인 편심비에서는  $h$ 가 증가할수록  $a$ 가 증가하므로  $f_b$ 는 일정한 반면  $f_{ct}$ 는 감소하기 때문이다.

Figs. 6 및 7에서 설명한 TA계열 및 IA계열의 해석 결과를 정리하면 T형 단면과 역T형 단면 모두 낮은 편심비에서는  $A_{ps}$ 가 증가함에 따라  $K$ 값은 증가하였고, 높은 편심비에서는  $A_{ps}$ 가 증가함에 따라  $K$ 값이 감소하는 결과를 나타내었으며, T형 단면의 최대  $K$ 값이 역T형 단면의 최대  $K$ 값보다 높았다.

### 3.3 자중 모멘트의 영향

부재 길이( $l$ )의 변화가(즉, 자중 모멘트  $M_g$ 의 크기 변

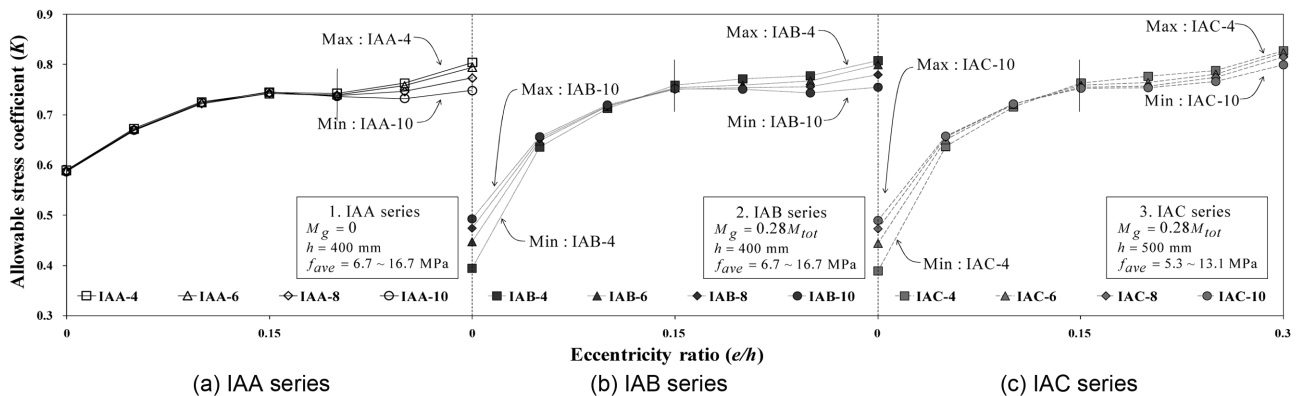


Fig. 7 Analysis results of IA series

화) 허용 압축응력 계수( $K$ )에 미치는 영향을 알아보기 위해 Table 4에 나타난 것과 같이 T형 단면의 TM계열과 역T형 단면의 IM계열을 계획하였다.

TM계열 및 IM계열은 자중 모멘트( $M_g$ )를 고려하지 않은 경우와 부재의 길이( $l$ )가 5~10m까지 변하는 경우로 구성된다. 해석은 부재의 단부로부터 전달 길이( $l_t$ ) 765 mm만큼 떨어진 위치에 대하여 고려하였으며, 부재 길이에 따라서 자중 모멘트( $M_g$ )의 영향도가 달라지게 된다.

Fig. 8(a)는 부재의 높이( $h$ )가 400 mm이고, 긴장재량( $A_{ps}$ )은 296.1 mm<sup>2</sup>이며, 평균 선 압축응력은 4.0 MPa인 TMA

계열의 해석 결과를 보여주고 있다. TMA계열의 허용 압축응력 계수( $K$ )는  $e/h$ 가 0.15 이하에서는  $M_g$ 가 증가할수록 감소하였고,  $e/h$ 가 0.20 이상에서는  $M_g$ 가 증가할수록 증가하였다. 이 경향은 TMB 및 TMC계열에서도 동일하게 나타났다.

Fig. 8(b)에는 TMA계열에 비해 긴장재량( $A_{ps}$ )을 2배로 증가시킨 TMB계열의 해석 결과를 나타내었다. TMB계열의 긴장재량은 592.2 mm<sup>2</sup>이며, 평균 선 압축응력은 7.9 MPa에 해당된다.  $e/h$ 가 약 0.17이하에서는 TMB계열의 값이 TMA계열에 비하여 증가하였으며, 0.17이상의  $e/h$ 에서는 TMB계열의 값이 TMA계열에 비하여 감소하였다.

Fig. 8(c)에는 TMA계열에 비해 단면 높이를 1.5배 증가시킨 TMC계열의 해석 결과를 나타내었다. TMC계열의 단면 높이는 600 mm이고, 평균 선 압축응력은 2.6 MPa이다.  $e/h$ 가 약 0.20 이하에서는 TMC계열의  $K$ 값과 TMA계열의  $K$ 값이 거의 일치되는 경향을 보여주었으며,  $e/h$ 가 약 0.25 이상에서는 TMC계열의  $K$ 값이 TMA계열에 비하여 큰 값을 나타내었다.

역T형 단면의 부재 길이( $l$ )의 변화가(즉, 자중 모멘트  $M_g$ 의 크기 변화) 허용 압축응력 계수( $K$ )에 미치는 영향을 알아보기 위하여 IM계열을 계획하였다. Figure 9(a)에는 부재의 높이( $h$ )가 400 mm이고, 긴장재량( $A_{ps}$ )은 592.2 mm<sup>2</sup> (평균 선 압축응력이 10.0 MPa)인 IMA계열의 해석 결과를 나타내었다. IMA계열은 편심비( $e/h$ )가 약 0.10 이하에서는 자중 모멘트( $M_g$ )가 증가할수록  $K$ 값은 감소하였고,  $e/h$ 가 약 0.15 이상에서는  $K$ 값이 증가하는 양상을 보였으며, IMB 및 IMC계열에서도 동일한 경향을 보여주었다.

Fig. 9(b)에는 IMA계열에 비하여 긴장재가 약 1.67배인 987.0 mm<sup>2</sup>(평균 선 압축응력은 16.7 MPa)이 배치된 IMB계열의 해석 결과를 나타내었다. IMB계열은 편심비( $e/h$ )가 0.15이하에서는 IMA계열에 비하여  $K$ 값이 증가되었으며,  $e/h$ 가 0.15이상에서는 IMA계열에 비하여 감소된  $K$ 값을 나타내었다.

Fig. 9(c)에는 IMA계열에 비하여 높이를 1.25배 증가시킨 IMC계열의 해석 결과를 나타내었다. IMC계열은 IMA계열과  $h$ 를 제외한 다른 변수는 모두 동일하며 IMC

**Table 4** Analysis cases for examining the effect of on the factor at transfer

| TM series |  |  |  |
|-----------|--|--|--|
|           | TMA series   | TMB series                                     | TMC series                                   |
| $l$ (m)   | $h = 400$ mm<br>(0.33) <sup>†</sup>                        | $h = 400$ mm<br>(0.33)                         | $h = 600$ mm<br>(0.33)                       |
|           | 3 - $\phi$ 12.7 mm<br>( $f_{ave} = 4.0$ MPa) <sup>††</sup> | 6 - $\phi$ 12.7 mm<br>( $f_{ave} = 7.9$ MPa)   | 3 - $\phi$ 12.7 mm<br>( $f_{ave} = 2.6$ MPa) |
| N*        | TMA - 0  | TMB - 0  | TMC - 0                                      |
| 5**       | TMA - 5  | TMB - 5  | TMC - 5                                      |
| 10***     | TMA - 10   | TMB - 10                                       | TMC - 10                                     |
| 15****    | TMA - 15   | TMB - 15                                       | TMC - 15                                     |
| IM series |  |  |  |
|           | IMA series   | IMB series                                     | IMC series                                   |
| $l$ (m)   | $h = 400$ mm<br>(1.67)                                     | $h = 400$ mm<br>(1.67)                         | $h = 500$ mm<br>(1.50)                       |
|           | 6 - $\phi$ 12.7 mm<br>( $f_{ave} = 10.0$ MPa) <sup>†</sup> | 10 - $\phi$ 12.7 mm<br>( $f_{ave} = 16.7$ MPa) | 6 - $\phi$ 12.7 mm<br>( $f_{ave} = 7.9$ MPa) |
| N*        | IMA - 0  | IMB - 0  | IMC - 0                                      |
| 5**       | IMA - 5  | IMB - 5  | IMC - 5                                      |
| 10***     | IMA - 10   | IMB - 10                                       | IMC - 10                                     |
| 15****    | IMA - 15   | IMB - 15                                       | IMC - 15                                     |

\*N :  $M_g$  effect is neglected in analysis

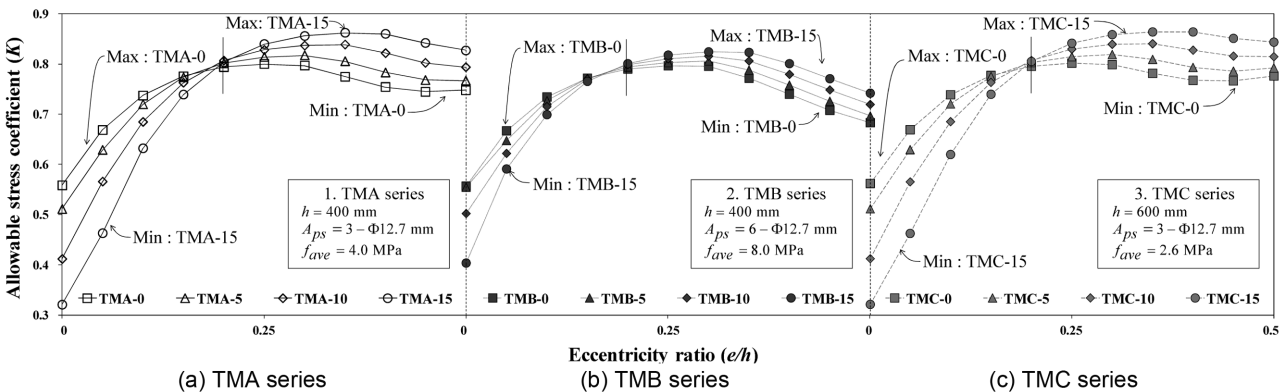
\*\* $M_g$  : 0.52  $M_{tot}$

\*\*\* $M_g$  : 0.28  $M_{tot}$

\*\*\*\* $M_g$  : 0.19  $M_{tot}$

<sup>†</sup>( ) :  $t_1 / t_2$

<sup>††</sup>( ) :  $f_{ave}$ , average compressive stress (MPa)



**Fig. 8** Analysis results of TM series



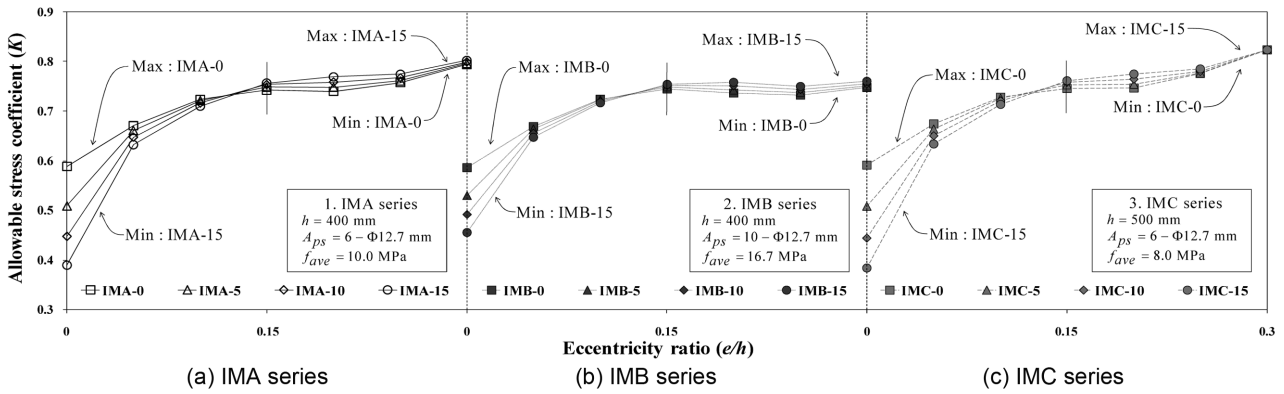


Fig. 9 Analysis results of IM series

계열의  $h$ 는 500 mm이고, 평균 선 압축응력은 7.9 MPa이다. IMC계열은 편심비( $e/h$ )가 0.20 이하에서는 IMA계열과 거의 일치되는 값을 보여주었으며,  $e/h$ 가 0.25 이상에서는 IMA계열에 비하여 증가된  $K$ 값을 나타내었다.

Figs. 8 및 9에서 설명한 TM계열 및 IM계열의 해석 결과를 정리하면, 낮은 편심비에서는  $M_g$ 가 증가할수록  $K$ 값이 감소하였으며, 높은 편심비에서는  $M_g$ 가 증가할수록  $K$ 값이 증가하는 일관된 경향을 보여주었다.

#### 4. 프리스트레스 도입시 허용 압축응력 제안식

이 연구에서는 T형 단면 및 역T형 단면을 갖는 프리텐션 부재에 프리스트레스 도입시 허용 압축응력 계수( $K$ )를 결정하기 위하여 주요 영향인자들인 편심비( $e/h$ ), 긴장재량( $A_{ps}$ ), 자중 모멘트( $M_g$ ) 및 단면의 크기를 고려하여 방대한 양의 해석을 수행하였다. 해석한 결과, T형 단면의 경우에는  $e/h$ 가 약 0.2까지 허용 압축응력 계수( $K$ )가 증가하는 양상을 보였고,  $e/h$ 가 약 0.15~0.20 일 때  $K$ 가 최대값을 나타냈으며, 그 수치는 약 0.80이다. 또한, 해석 결과를 통해  $e/h$ 가 약 0.20 이하에서는 단면 높이( $h$ ) 및  $M_g$ 가 증가할수록  $K$ 값은 감소하였으며,  $A_{ps}$ 가 증가하면  $K$ 값도 증가하였다. 반면  $e/h$ 가 약 0.20 이상에서는  $h$  및  $M_g$ 가 증가할수록  $K$ 값은 증가하였으나  $A_{ps}$ 가 증가할수록  $K$ 값은 감소하였다. 역T형 단면의 경우,  $e/h$ 가 약 0.15까지  $K$ 가 증가하였고,  $e/h$ 가 약 0.10~0.15일 때  $K$ 는 최대값을 나타냈으며, 그 크기는 0.73~0.75였다. 또한  $e/h$ 가 0.15 이하에서는 T형 단면과 마찬가지로  $h$  및  $M_g$ 가 증가할수록  $K$ 값이 감소하였고,  $A_{ps}$ 가 증가할수록  $K$ 값도 증가하였다. 반면에  $e/h$ 가 0.15 이상에서는  $h$  및  $M_g$ 가 증가할수록  $K$ 값은 증가하였으나  $A_{ps}$ 가 증가할수록  $K$ 값은 감소하였다.

Fig. 10에는 앞서 설명한 T형 및 역T형 단면의 해석 결과들의 최대 및 최소값을 연결한 포락선을 나타내었다. 최소값은 앞서 설명한 것과 같이 낮은 편심비에서는 단면 높이 및 자중 모멘트가 크고, 도입 프리스트레스의 크기가 작은 계열들이 분포하였고, 편심비가 큰 경우에는 단면 높이 및 자중 모멘트가 작고, 도입 프리스트레

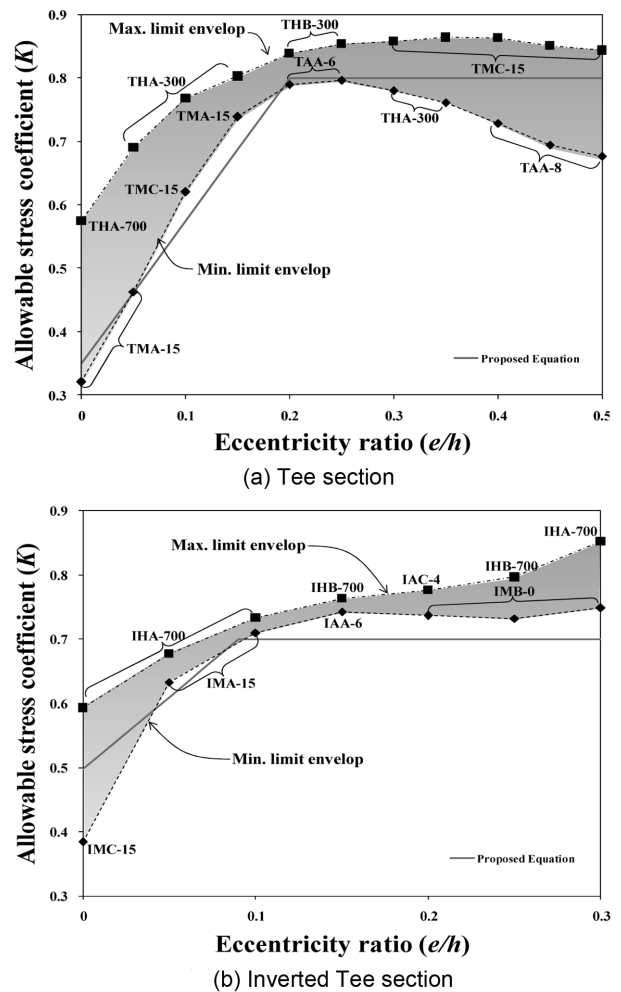


Fig. 10 Analysis results and the simplified equation

스의 크기가 큰 계열들이 분포하였다. Fig. 10에 나타난 비선형 최소 포락 곡선을 선형화하여 T형 단면의 허용 압축응력 계수( $K$ )는

$$K = 2.25 \left( \frac{e}{h} \right) + 0.35 \leq 0.80 \quad (6)$$

으로 나타낼 수 있고, 역 T형 단면의 경우에는

$$K = 2.25 \left( \frac{e}{h} \right) + 0.50 \leq 0.70 \quad (7)$$

으로 나타낼 수 있다. 실제 해석 결과에서는 T형 단면의 경우  $K$ 값이 최대 0.85까지 분포하였고, 역T형 단면의 경우 최대 0.75까지 분포하였지만, 안전측의 결과를 제공하고자 최소 포락선에 근접하게  $K$ 의 최대값을 제한하였다.

이 연구에서 제안한 단면 형상 및 편심비( $e/h$ )를 고려한 허용 압축응력 계수( $K$ )는 Fig. 11에 나타낸 것과 같이 ACI318-08<sup>2)</sup>, EC2-02<sup>4)</sup>, AASHTO-LRFD<sup>5)</sup>, CSA-04<sup>6)</sup> 및 KCI-07<sup>7)</sup> 등의 설계 기준들에서 일정한 수치로 허용 압축응력 계수( $K$ )를 제시하고 있는 것에 비하여 단면 형상에 따라서 제안식의 기울기, 절편 및 최대값이 다르고, T형 단면의 경우  $K$ 의 최대값은 0.80으로 고려된 단면 형상들 중에서 가장 크며, 장방형 단면의 경우  $K$ 의 최대값은 0.75, 역T형 단면은 0.70으로 제한하였다. 그러나, 낮은 편심비에서는 여러 설계 기준들에 비하여 상당히 낮은 허용 압축응력값으로 제한하였다.

### 5. 제안식의 평가

이 연구에서 제안한 허용 압축응력 계수를(식 (6) 및 (7)) 평가하기 위하여 기존의 실험 결과와 비교해 보기로 한다. 그러나 비교 분석에 활용될 수 있는 실험 결과가 많지 않기 때문에 이 연구에서는 Table 5에 나타낸 Castro et al.<sup>13)</sup>이 수행한 프리텐션 부재의 프리스트레스 도입 실험을 이용한다.

Fig. 12(a)에는 T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 프리스트레스 도입 실험 결과와 제안식을 비교하여 나타내었으며, 프리스트레스 도입시에 콘크리트의 압축강도( $f_{ci}$ )는 23.9~29.1 MPa의 범위이고, 편심비( $e/h$ )는 0.292~0.393의 범위이며, 실험체에 도입된 프리스트레스의 최소값은  $0.62f_{ci}$ , 최대값은  $0.1f_{ci}$ 이다. T형 실험체의 경우 어떠한 실험체에서도 프리스트레스 도입시에 균열 등의 손상이 발

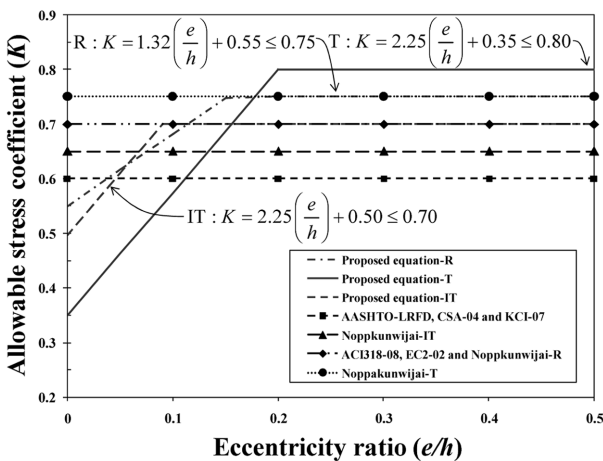


Fig. 11 The proposed allowable compressive stress factor ( $K$ ) for Tee, rectangular and inverted Tee section

Table 5 Specimen details for verifications<sup>13)</sup>

| Specimen* | $e/h$ ** | $Kf_{ci}$ (MPa) | $f_{ci}$ (MPa) <sup>†</sup> | Test results <sup>††</sup> |
|-----------|----------|-----------------|-----------------------------|----------------------------|
| T1-74-2   | 0.357    | $0.68f_{ci}$    | 29.1                        | N                          |
| T1-82-2   | 0.393    | $0.62f_{ci}$    | 29.1                        | N                          |
| T2-76-3   | 0.292    | $0.79f_{ci}$    | 27.2                        | N                          |
| T2-85-3   | 0.340    | $0.86f_{ci}$    | 27.2                        | N                          |
| T2-76-4   | 0.292    | $0.81f_{ci}$    | 26.2                        | N                          |
| T2-85-4   | 0.340    | $0.85f_{ci}$    | 26.2                        | N                          |
| T2-76-5   | 0.297    | $0.91f_{ci}$    | 23.9                        | N                          |
| T2-85-5   | 0.341    | $1.0f_{ci}$     | 23.9                        | N                          |
| IT1-76-2  | 0.174    | $0.68f_{ci}$    | 26.3                        | N                          |
| IT1-84-2  | 0.209    | $0.73f_{ci}$    | 26.3                        | C                          |
| IT3-85-3  | 0.193    | $0.79f_{ci}$    | 29.8                        | C                          |
| IT2-85-3  | 0.193    | $0.76f_{ci}$    | 28.0                        | C                          |
| IT3-85-4  | 0.193    | $0.83f_{ci}$    | 26.2                        | C                          |
| IT2-85-4  | 0.193    | $0.83f_{ci}$    | 26.2                        | C                          |
| IT3-85-5  | 0.194    | $0.79f_{ci}$    | 27.9                        | C                          |
| IT2-85-5  | 0.193    | $0.8f_{ci}$     | 27.9                        | C                          |

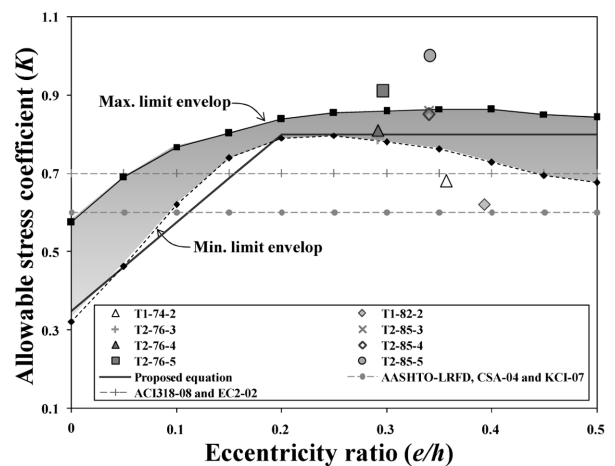
\* Refer to Castro et al's notations in reference 13

\*\* Eccentricity ratio

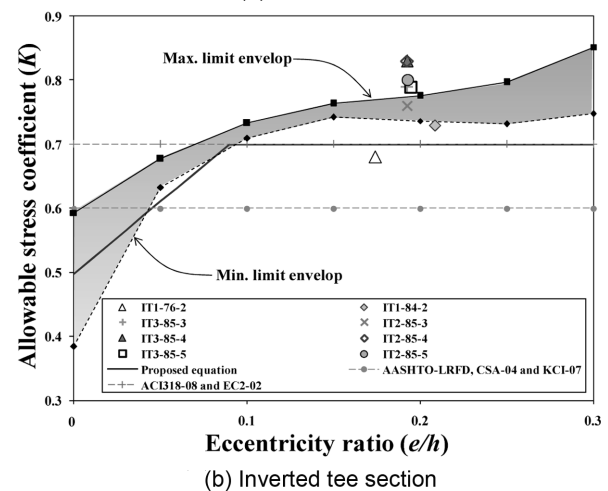
<sup>†</sup> Compressive strength of concrete at release

<sup>††</sup> C: cracking at top fiber of critical section

N: crack is not observed



(a) Tee section



(b) Inverted tee section

Fig. 12 Verification of proposed method by comparison with existing test results

생하지 않았다. 즉, T형 단면의 허용 압축응력은 장방형 단면에 비하여 상대적으로 높다는 것을 의미하며, 이러한 T형 단면의 허용 압축응력을 제안식에 의하여 비교적 근접하게 산정할 수 있다는 것을 알 수 있다. 이에 비하여 AASHTO-LRFD,<sup>5)</sup> CSA-04<sup>6)</sup> 및 KCI-07<sup>7)</sup>의 허용 압축응력 기준은 T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력을 과도하게 안전측으로 규정하고 있음을 알 수 있으며, ACI318-08<sup>2)</sup> 및 EC2-02<sup>4)</sup>의 허용 압축응력 기준은 이들 보다 비교적 근사하게 평가하고 있음을 알 수 있다. 다만, 낮은 편심비를 갖는 실험체에 대한 실험 결과는 기존 연구 결과가 없기 때문에 이에 대한 제안식의 타당성을 추가적으로 검토할 필요가 있을 것이다.

Fig. 12(b)에는 역T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 프리스트레스 도입 실험 결과와 제안식을 비교하여 나타낸 것이다. 역T형 실험체의 경우 실험체에 도입된 프리스트레스의 최소값은  $0.68f_{ci}$ 이고, 최대값은  $0.83f_{ci}$ 이다. 또한 역T형 실험체의  $e/h$ 는 0.174~0.194의 범위 내에 분포하고,  $f_{ci}$ 는 26.3~29.8 MPa까지 해당한다. IT1-76-2 실험체를 제외한 모든 실험체는 단면의 인장측에 균열이 발생하였다. 제안식, ACI318-08<sup>2)</sup> 및 EC2-02<sup>4)</sup>의 허용 압축응력 기준은 손상이 발생한 역 T형 단면을 갖는 실험체들의 허용 압축응력을 비교적 정확하게 예측하였으며, 제안식, ACI318-08<sup>2)</sup> 및 EC2-02<sup>4)</sup>의 허용 압축응력 기준은 손상이 발생한 역 T형 단면을 갖는 실험체들의 허용 압축응력을 비교적 정확하게 예측하였으며, 손상이 발생되지 않은 IT1-76-2 실험체의  $f_{ci}$ 는  $0.68f_{ci}$ 로 제안식의  $K$  최대값인  $0.70f_{ci}$ 보다 낮은 수치였다. 이는 제안식, ACI318-08<sup>2)</sup> 및 EC2-02<sup>4)</sup>이 비교적 정확하게 허용 압축응력을 평가하고 있음을 보여주는 것이다. 그러나 역T형 실험체 역시 낮은 편심비 및 높은 편심비를 가지는 기존 실험 결과가 없기 때문에 추가적인 실험을 통해 제안식을 검증할 필요가 있을 것이다. AASHTO-LRFD<sup>5)</sup>, CSA-04<sup>6)</sup> 및 KCI-07<sup>7)</sup>의 허용 압축응력 기준은 앞서 T형 단면과 마찬가지로 역T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력을 과도하게 안전측으로 규정하고 있다는 것을 확인할 수 있다.

## 6. 결 론

이 연구에서는 강도 이론을 바탕으로 T형 및 역T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력을 결정하기 위하여 주요 변수가 고려된 방대한 해석적 연구를 수행하였으며, 해석 결과를 통해 단면 형상 및 편심비가 프리스트레스 도입시 프리텐션 부재의 허용 압축응력 계수에 매우 중요한 영향 인자임을 확인하였다. 이와 같은 해석적 결과를 바탕으로 단면 형상에 따라서 편심비가 반영된 허용 압축응력 계수 산정식을 제안하였고, 기존에 수행되었던 실험 결과와 제안식을 비교하여 평가한 결과, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 강도 이론을 바탕으로 프리스트레스 도입시 프리텐

션 부재의 허용 압축응력을 분석한 결과 낮은 편심비에서는 여러 국가의 기준들에서 제시하고 있는 허용 압축응력 계수가 비안전측의 결과를 보여주어 이에 대한 고려가 요구된다.

- 2) T형 단면의 경우  $e/h$ 가 0.15 이하에서는 자중 모멘트의 크기가 증가할수록 그리고 부재의 높이가 증가할수록 허용 압축응력 계수( $K$ )는 감소하였으며, 긴장재량이 증가할수록  $K$ 는 증가하였다. 또한 역T형 단면의 경우  $e/h$ 가 0.10 이하에서 T형 단면의 해석 결과와 같은 경향을 보였다.
- 3)  $e/h$ 가 0.20 이상에서의 T형 단면은 자중 모멘트의 크기가 증가할수록 그리고 부재의 높이가 증가할수록 허용 압축응력 계수( $K$ )는 증가하였으나 긴장재량이 증가할수록  $K$ 는 감소하였다. 역T형 단면의 경우  $e/h$ 가 0.15 이상에서 T형 단면의 해석 결과와 같은 경향을 보였다.
- 4) 이 연구의 제안식에서는 상대적으로 낮은 편심비를 가진 단면의 경우에 편심비가 증가함에 따라 허용 압축응력 계수( $K$ )가 선형적으로 증가하며, 높은 편심비를 가진 단면의 경우에는 최대 허용 압축응력 계수를 T형 단면과 역T형 단면에 대하여 각각 0.80과 0.70으로 제한하였다.
- 5) 이 연구에서 제안한 허용 압축응력 계수는 기존의 허용 압축응력 값들과 다르게 단면 형상 및 편심비를 반영하였고, 간접적으로 단면 크기, 프리스트레스 크기 및 자중 모멘트의 크기를 반영하였으며, 실험 결과와 비교한 결과, 실험체들의 허용 압축응력을 비교적 정확하게 평가하였다.

## 감사의 글

이 논문은 2010년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업이다 (No. 2010-0003728).

## 참고문헌

1. Collins, M. P. and Mitchell, D., *Prestressed Concrete Structure*, Prentice Hill, 1991, 766 pp.
2. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary* (ACI 318M-08), American Concrete Institute, Farmington Hills, 2008, 473 pp.
3. Architectural Institute of Japan, *Standard for Structural Design and Construction of Prestressed Concrete Structures*, Architectural Institute of Japan, 1998, 474 pp.
4. Comité Européen de Normalisation (CEN), *Eurocode 2: Design of Concrete Structures-Part 1-1 General Rules and Rules for Buildings*, prEN 1992-1, 2002, 211 pp.
5. American Association of State Highway and Transportation Officials, *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, Third Edition, AASHTO, Washington, DC, 2007, 1450 pp.
6. CSA Committee A23.3-04, *Design of Concrete Structures*,

- Canadian Standards Association, 2004, 232 pp.
7. 한국콘크리트학회, 콘크리트구조설계기준 해설, 기문당, 2007, 523 pp.
  8. Lin, T. Y., "Tentative Recommendations for Prestressed Concrete," *ACI Journal, Proceedings*, Part 2 Detroit, MI, 1958, pp. 1232~1233.
  9. Siess, C. P., "Research, Building Codes and Engineering Practice," *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 56, No. 11, 1960, pp. 1105~1122.
  10. 이정연, 이득행, 김강수, 황진하, 임주혁, 이진섭, "장방형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 프리스트레스 도입시 허용 압축응력," 대한건축학회논문집(구조계), 27권, 5호, 2011, pp. 57~67.
  11. Noppakunwijai, P., Tadros, M. K., Ma, J. Z., and Mast, R. F., "Strength Design of Pretensioned Flexural Concrete Members at Prestress Transfer," *PCI Journal*, Vol. 46, No. 1, 2001, pp. 34~52.
  12. Noppakunwijai, P., Tadros, M. K., and Sun, C., "Application of the Strength Design Method for Flexural Members at Prestress Transfer," *PCI Journal*, Vol. 48, No. 5, 2003, pp. 1~14.
  13. Castro, A., Kreger, M., Bayrak, O., Breen, J. E., and Wood, S., "Allowable Design Release Stresses for Pretensioned Concrete Beams," Report No. FHWA/TX-04/0-4086-2, Center for Transportation Research, University of Texas, Austin TX, 2004, 127 pp.
  14. Hale, W. M. and Russell, B. W., "Effect of Allowable Compressive Stress at Release on Prestress Loss and on the Performance of Precast, Prestressed Concrete Bridge Girders," *PCI Journal*, Vol. 51, No. 2, 2006, pp. 14~25.
  15. Dolan, C. W. and Krohn, J. J., "A Case for Increasing the Allowable Compressive Release Stress for Prestressed Concrete," *PCI Journal*, Vol. 52, No. 1, 2007, pp. 2~5.
  16. Texas Department of Transportation, Bridge Division Standard Drawings, 2005 (www.dot.state.tx.us).
  17. PCI Industry Hand Book Committee, *PCI Design Hand Book*, Fifth ed., Precast and Prestressed Concrete Institute, 624 pp.
  18. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Reinforced Concrete*(ACI 318-89), American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1989, 144 pp.

---

**요 약** 이 연구의 선행 연구에서는 강도 이론을 바탕으로 장방형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력 계수 산정식을 제안하였다. 이 연구에서는 프리스트레스 도입시 T형 단면 및 역T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력 계수를 결정하기 위하여 선행 연구에서 적용한 강도 이론을 바탕으로 단면의 크기, 단면 형상, 긴장재량 및 편심비를 고려한 방대한 해석을 수행하였다. 해석 결과를 바탕으로 허용 압축응력 계수 산정식을 유도하였으며, 제안된 산정식은 프리스트레스 도입시 허용 압축응력을 T형 및 역T형 단면에서 각각 당시 콘크리트 압축강도의 80% 및 70%로 제한하였고 이는 기존의 설계기준들에서 제공하는 값보다 높은 수치였다. 제안식을 검증하기 위하여 기존의 수행된 실험 결과 및 각국의 설계기준과 비교한 결과, 낮은 편심비에서 국내·외 기준은 비안전측의 결과를, 높은 편심비에서는 오히려 과도하게 안전측의 결과를 제공할 수 있는 것으로 나타났으며, 이에 비해 제안식은 T형 및 역 T형 단면을 갖는 프리텐션 부재의 허용 압축응력을 매우 합리적으로 평가하였다.

**핵심어** : 프리스트레스, 프리텐션, 허용 압축응력, 전달, 편심비