

# 포스트텐션 정착구역에서의 파열력 산정식 비교 분석

## Comparative Study of Bursting Force Equations for Post-Tensioned Anchorage Zones

김민숙\*  
Kim, Min Sook

윤치호\*\*  
Yoon, Chi Ho

이영학\*\*\*  
Lee, Young Hak

### Abstract

For evaluating equations of bursting force in different codes, comparative study of the formulas was conducted. Because the equations does not consider variables such as shape of anchorages, angle of tendons, and eccentricity, a relation between the bursting forces and the variables has to be analyzed. In this paper, therefore, a comparative analysis of bursting forces computed by equations in the codes and finite element analysis was performed. As a result, it could be figured out that bursting force equations in the local zone were determined by coefficient k.

**Keywords :** Bursting force, Post-tensioning, Anchorage zone, Finite element analysis, Strut-and-tie

### 1. 서론

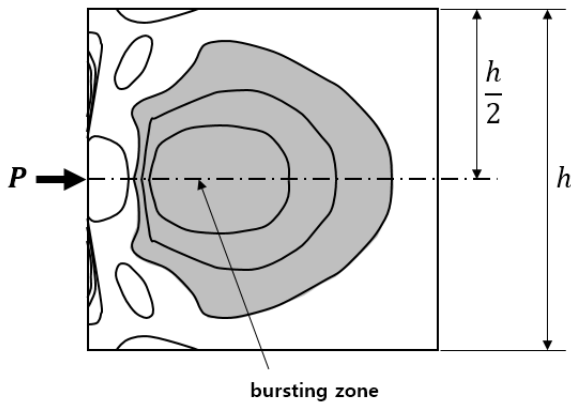
포스트텐션 프리스트레스트 콘크리트는 양생된 부재의 긴장재에 긴장력을 도입하여 콘크리트 단면에 높은 압축력을 전달하게 된다. 이 때 정착구역에서 긴장재의 고정을 위한 정착판 주변에 콘크리트 부재의 축방향으로 매우 큰 지압응력이 발생하게 되며, 긴장재의 수직방향으로는 인장응력이 발생하게 된다 <Fig. 1>. 이러한 인장응력을 파열응력(Bursting force)라고 하며, 파열응력의 크기 및 분포 등을 예측하여 정착구역 내에 적절한 보강을 결정한다. 일반적으로 탄성이론(Solution of elastic theory)을 근거로 한 선형응력 해석(Linear stress analysis)을 적용하여 정착구역의 설계를 수행하는데 정착구역에서는 비선

형적인 응력분포를 보이기 때문에 탄성이론 적용에 한계가 있다. 이에 기존 연구자들이 정착구역 내의 정확한 응력 파악을 위해 실험 및 비선형 유한요소해석 등을 바탕으로 한 연구를 수행하였다.

Mörsch(1924)는 평형이론을 근거로 사각형 정착구의 하중경로 모델과 파열력 산정식을 도출하였다<sup>1)</sup>. Guyon(1953)은 고전적인 탄성론에 근거하여 정착판으로부터 떨어진 구역에서 발생하는 파열응력을 산정하고, 집중하중이 부재의 중앙에 수직으로 도입되는 경우에 정착판의 높이에 대한 부재 단면의 높이의 비에 따라 파열응력 크기와 분포를 연구하였다<sup>2)</sup>. Stone(1980)은 유한요소해석에서 도출된 파열응력 그래프의 넓이와 부재의 두께를 곱하여 파열력을 산정하는 연구를 수행하였다<sup>3)</sup>.

본 논문에서는 현행 설계기준 및 기존 연구자들이 제안한 파열력 산정식을 분석하고, 정착구(Anchorage)의 형상, 긴장재(Tendon)의 각도, 편심의 거리 등의 변수를 고려한 유한요소해석을 통해 각 산정식의 타당성을 평가하고자 하였다.

\* 정회원, 경희대학교 건축공학과 학술연구교수  
Architectural Engineering, Kyung Hee University  
\*\* 학생회원, 경희대학교 건축공학과, 석사과정  
Architectural Engineering, Kyung Hee University  
\*\*\* 교신저자, 정회원, 경희대학교 건축공학과 교수  
Architectural Engineering, Kyung Hee University  
Tel: 031-201-3815 Fax: 031-204-3815  
E-mail: leeyh@khu.ac.kr



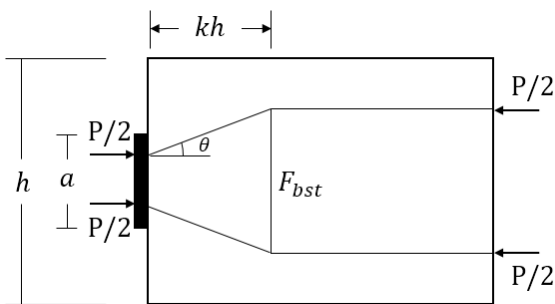
〈Fig. 1〉 Bursting stress distribution in post-tensioned anchorage zone

## 2. 파열력 산정식

Mörsch(1924)는 <Fig. 2>와 같이 평형방정식에 근거한 스트럿-타이 모델을 바탕으로 파열력을 산정할 수 있는 식 (1)을 제안하였다<sup>1)</sup>.

$$F_{bst} = \frac{P}{2} \tan \theta = \frac{P}{2} \frac{1}{kh} \left( \frac{h}{4} - \frac{a}{4} \right) \quad (1)$$

여기서,  $F_{bst}$ 는 파열력,  $P$ 는 재하하중,  $h$ 는 부재 단면의 높이,  $a$ 는 정착판의 높이,  $k$ 는 부재의 단면으로부터 최대 파열력이 발생하는 곳까지의 거리를 부재 단면의 높이( $h$ )로 나눈 값으로 위치 계수이다.



〈Fig. 2〉 Strut-and-tie model

또한, 최대 파열응력이 발생하는 위치를 단면 길이의 1/2인 거리로 가정하여 이에 대한 계수  $k$ 를 0.5로 하면 식 (2)와 같이 정리할 수 있다.

$$F_{bst} = 0.25P \left( 1 - \frac{a}{h} \right) \quad (2)$$

Guyon(1953)은 콘크리트 단면 길이에 대한 정착판의 한 변의 길이의 비  $a/h$ 를 변수로 한 정착부 실험을 통해 식 (3)을 제안하였다. 계수  $K$ 는 식 (1)로부터 정리하면  $1/8k$ 로, 위치 계수  $k$ 로써 표현된다. Guyon(1953)은 최대 파열력이 발생하는 위치를 부재의 단면으로부터 부재의 높이의 2/5에 해당하는 곳으로 하여 위치 계수  $k$ 를 0.4로 설정하였다. 이를 통해 식 (4)를 제안하였다<sup>2)</sup>.

$$F_{bst} = \frac{1}{8k} P \left( 1 - \frac{a}{h} \right) = KP \left( 1 - \frac{a}{h} \right) \quad (3)$$

$$F_{bst} = \frac{1}{3} P \left( 1 - \frac{a}{h} \right) \approx 0.35P \left( 1 - \frac{a}{h} \right) \quad (4)$$

Burdet(1990)은 Mörsch(1924)가 제안한 기하학적 형상에 근거한 파열력 산정식에 편심 및 편향의 영향을 고려한 식을 탄성응력해석법의 결과를 근거로 하여 식 (5)를 제안하였다<sup>4)</sup>. 이 식은 최대 파열력이 발생하는 위치를 구하는 식 (6)과 함께 AASHTO-LRFD Bridge Design Specifications<sup>5)</sup>에 채택되었고, 우리나라의 도로교설계기준(Korean Highway Bridge Design Code)<sup>6)</sup>에서도 채택하여 사용하고 있다.

$$F_{bst} = 0.25 \Sigma P_u \left( 1 - \frac{a}{h} \right) + 0.5 P_u \sin \alpha \quad (5)$$

$$d_b = 0.5(h - 2e) + 5e \sin \alpha \quad (6)$$

여기서,  $P_u$ 는 재하하중,  $d_b$ 는 부재의 단면으로부터 최대 파열력이 발생하는 위치까지의 거리,  $\alpha$ 는 긴장재의 각도,  $e$ 는 편심거리이다.

<Table 1>은 각 설계기준의 파열력 기준식을 정리한 것이다. ACI, CEB-FIP는 단일 정착구가 편심이 작용하지 않고 긴장재의 각도 변화가 없다고 가정하고 위치 계수  $k$ 값을 0.5로 제시하고 있다. PTI는 실험 데이터를 바탕으로 위치 계수  $k$ 값을 0.36으로 제안하고 있다. AASHTO와 도로교설계기준은  $0.5 P_u \sin \alpha$ 로 긴장재의 각도를 고려하고 있으나 편

심거리  $e$ 는 최대 파열력이 발생하는 위치까지의 거리  $d_b$ 를 구하는 식 (6)에만 포함하고 있다.

<Table 1> Four different formulas for bursting forces in different codes

Code	Bursting force
ACI, CEB_FIP	$0.25P(1 - \frac{a}{h})$
AASHTO, K.H.B.D. Code	$0.25\Sigma P_u(1 - \frac{a}{h}) + 0.5P_u \sin\alpha$
PTI	$0.35P(1 - \frac{a}{h})$
Mörsch	$\frac{P}{2} \tan\theta = \frac{P}{2} \frac{1}{kh} (\frac{h}{4} - \frac{a}{4})$

### 3. 파열력 산정을 위한 유한요소해석

#### 3.1 모델링

본 논문에서는 기존 파열력 산정식의 타당성 평가를 위해 유한요소해석을 통해 얻은 파열력 산정 결과와 각 파열력 기준식을 통해 산출된 파열력을 비교하였다. 이를 위해 상용 유한요소해석 프로그램 ANSYS를 사용하여 모델링 및 유한요소해석을 수행하였다.

해석모델은 ETAG-013기준에서 제시하고 있는 하중전달시험(Load transfer test)을 위한 시험체 크기를 기준으로 하였다<sup>7)</sup>. 콘크리트 모델의 단면은 한 변의 길이가 200mm인 정사각형이고, 모델의 길이는 400mm로 하였다. 정착판은 면적으로 인한 영향을 최소화하기 위하여 모든 모델에 동일한 면적으로 적용하였다. 기존 건축용 정착구의 정착판의 평균 면적인 8250(110\*75)mm<sup>2</sup>를 고려하여 정착판의 면적은 8100(90\*90)mm<sup>2</sup>로 설정하였다.

콘크리트의 압축강도는 40MPa, 인장강도는 압축강도의 약 1/10에 해당하는 5MPa를 사용하였다. 구상흑연주철의 인장강도 및 항복강도는 표준규격(KS D 4302)에서 제시한 값을 사용하여 각각 450MPa, 300MPa로 하였다.

3차원 유한요소해석을 위해 절점당 3개의 자유도를 가지는 Solid 185를 사용하여 모델링하고 Mesh

를 형성하였다.

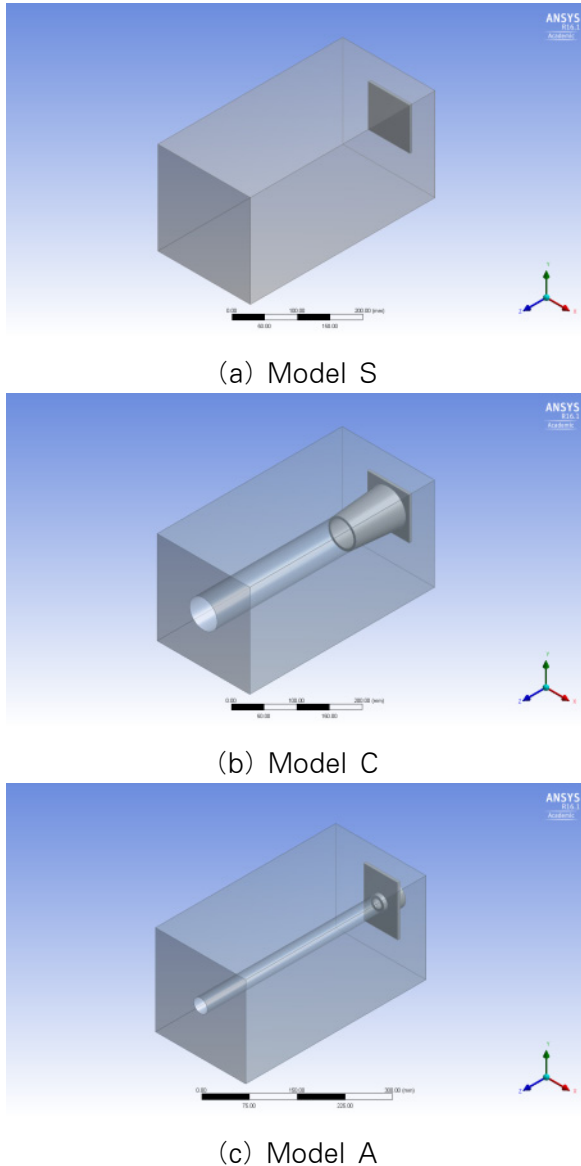
#### 3.2 해석변수 및 해석방법

해석변수는 정착구의 형상, 가력 방법, 긴장재의 각도, 편심의 유무로 설정하였다. 정착구의 형상은 일반적인 정착판 형상과 토목 및 건축에서 주로 사용되는 정착판 형상을 고려하여 3가지로 구분하였다. <Fig. 3>과 같이 사각형 정착판을 가지는 해석 모델은 S(Square)-, 토목용 다연선 정착구가 적용된 모델은 C(Civil)-, 건축용 단일 강연선 정착구가 설치된 모델은 A(Architectural)-로 정의하였다. 가력 방법에 따라서 가력을 하중으로 한 모델은 F(force)-, 응력으로 한 모델은 S(Stress)-로, 긴장재의 각도가 5°일 경우 I(Inclined)-, 편심이 작용할 경우 E(Eccentric)-로 명명하되 콘크리트 단면의 높이를 400mm로 한 것을 나타내기 위해 E4로 하고 뒤에 콘크리트 단면 높이에 대한 편심거리의 비(0.1~0.3)를 표시하여 구분했다. 건축용 정착구를 가지는 모델이 하중으로 가력하고 편심거리가 40mm일 경우에 모델명은 AFE4-01로 나타낼 수 있다.

정착구는 하중전달시험 기준에 따라 강연선 공칭인장강도의 95%에 이르기 전에 파괴되거나 큰 변형이 일어나지 않아야 한다. 이를 고려하여 입력하는 하중을 보수적으로 1.0  $F_{pk}$ 를 적용하였다. 강도가 1860MPa이고 직경이 15.2mm인 강연선의 인장강도  $F_{pk}$ 는 258kN이다<sup>8)</sup>. 응력으로 하중을 재하하는 경우는 <Fig. 3 (b), (c)> 두 모델에서 쐐기(Wedge)가 정착구에 접촉하는 면적으로 258kN을 나누어 C 모델은 12.45MPa, A 모델은 80MPa로 산정하였다<sup>9)</sup>.

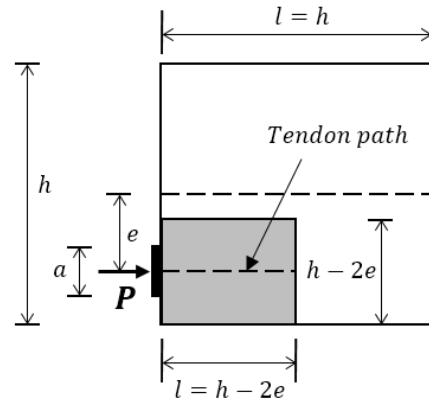
긴장재의 각도는 축에 평행한 것과 그렇지 않은 것으로 0°와 5°로 설정하였다. 이는 파열력 기준식의 전제 조건 중 하나로 기울어진 긴장재의 진행 방향이 부재의 중심축으로 향하지 않으면 각도를 5° 이상 기울일 수 없기 때문이다<sup>10)</sup>.

경계조건을 설정하기 위하여 정착구가 설치되지 않는 반대편의 콘크리트 단면은 완전 고정으로 하였고, 정착구와 콘크리트의 경계조건을 Bonded로 하여 해석이 이루어지는 동안 부재가 움직이거나 분리되지 않도록 하였다.



〈Fig. 3〉 Finite element analysis models

Guyon(1953)은 편심이 작용하는 정착구역을 <Fig. 4>와 같이 대칭 프리즘 접근법을 통해 또 다른 작은 부분으로 나누어 편심이 작용하지 않는 것으로 변형하여 해석을 단순화하였다<sup>2)</sup>. 편심을 적용하기 위하여 정착구의 위치를 아래로 이동시키며 해석을 진행하였다. 편심거리  $e$ 는 콘크리트 단면 길이의 10%인 40mm씩 증가시켰다. 충분한 편심거리를 확보하기 위해 콘크리트 단면을 장변 길이 400mm, 단변 길이 200mm인 직사각형으로 하고, 총 길이는 800mm로 하였다. 모든 해석변수를 <Table 2>에 정리하였다.



〈Fig. 4〉 Eccentric anchorage zone

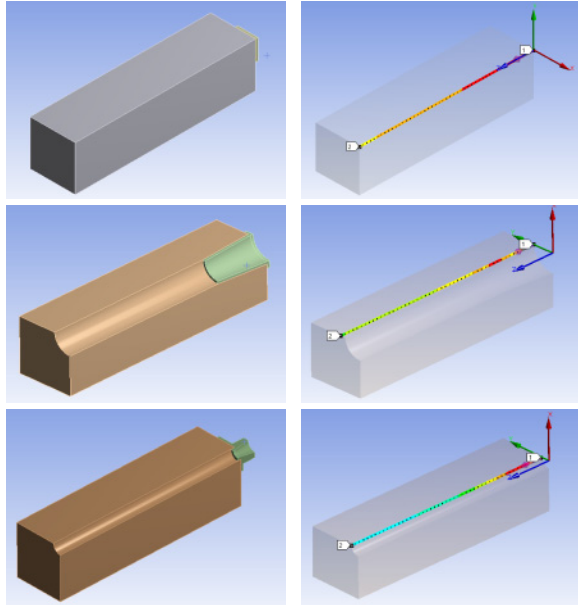
〈Table 2〉 Naming of analysis models depending on variables

	Variable	Name
Anchorage	Bearing plate(Square)	S-
	Multistrand (Civil engineering)	C-
	Monostrand (Architectural engineering)	A-
Loading	Force(Load transfer test)	-F-
	Stress(Wedge)	-S-
Tendon axis angle	5°	-I-
Eccentricity	Eccentric distance	-E4-

정착구와 콘크리트의 경계 부근에서의 높은 응력 집중이 나타나는 것을 고려하여 모델 내부의 인장 응력을 측정하기 위해 <Fig. 5>와 같이 각 모델에 가상의 통로(Path)를 설정하였다. 이에 따라 정착장치의 중심에서 모델의 축 방향으로 진행하며 일정 구간마다 응력 데이터를 측정하여 정리하였다. C와 A 모델의 경우, 쉬스(Sheath)로 인해 비어있는 부분 대신에 콘크리트와 정착구의 경계구역에 근접하고 쉬스에 평행한 통로를 설정하였다.

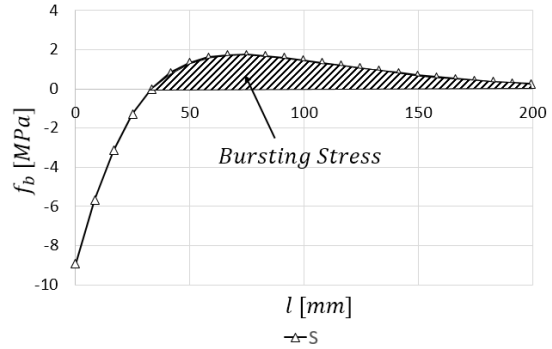
### 3.3 파열력 산정

Stone(1980)은 파열응력 분포 면적에 콘크리트 두께( $t$ )를 곱하여 파열력을 계산하였다<sup>3)</sup>. 같은 방법으



<Fig. 5> Paths for measurement of stresses

로 파열력을 산정하기 위하여 유한요소해석 프로그램을 통해 추출한 S 모델의 파열응력을 그래프로 나타내었다<Fig. 6>. 그래프는 정착구가 위치한 콘크리트의 단면으로부터의 거리를  $x$  축으로 하고 최대 거리는 주 인장응력이 작용하는 콘크리트 단면의 높이  $h$ 이다. 단부에서 작용하던 압축응력이 줄어들면서 인장응력이 시작되는 부분부터 0으로 수렴하는 구간까지의 그래프의 면적을 구하고 콘크리트의 두께( $t$ )를 곱하여 파열력을 계산할 수 있다. 파열응력의 면적은 구분구적법을 활용하여 계산하였다. 또한, 오차를 최소화하기 위해 구간별 파열응력 값은 인접한 두 응력의 중간 값을 사용하였다.



<Fig. 6> Bursting stress distribution of model S

식 (7)은 두 응력의 중간 값을 높이로 하고 응력 간의 거리를 밑면으로 하는 사각형의 면적을 구하는 식으로 파열응력 그래프의 면적을 구하기 위해 사용되었다. 이와 같은 방법으로 각 모델에서 계산된 파열력을 <Table 3>에 정리하였다.

$$\frac{F_{bst,S}}{t} = \sum_{i=0}^n \frac{f(x_i) + f(x_{i+1})}{2} \times (x_{i+1} - x_i) \quad (7)$$

여기서,  $F_{bst,S}$ 은 파열응력 그래프의 면적을 통해 산출된 파열력,  $t$ 는 부재의 두께,  $f(x_i)$ 는 유한요소해석을 통해 산출된 파열응력,  $x_i$ 는 부재의 단면에서 파열응력이 측정된 위치까지의 거리이다.

## 4. 파열력 산정식 평가

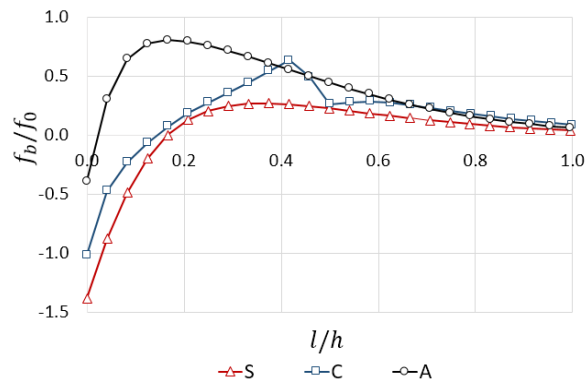
### 4.1 정착구의 형상에 따른 파열력 산정

<Fig. 7>은 정착구의 형상에 따른 파열응력을 나타낸 것이다. S와 C 모델은 최대 파열응력이 발생

<Table 3> Table of finite element analysis for calculating bursting forces

	SF	CF	AF	CS	AS	SIF	CIF	AIF	SFE4-00	SFE4-01	SFE4-02	SFE4-03
$a(mm)$	90	90	110	90	110	90	90	110	90	90	90	90
$h(mm)$	200								400			
$\alpha(^{\circ})$	0					5			0			
$e(mm)$	0								0	40	80	120
$t(mm)$	200											
$P(N)$	258,000											
$k(=l/h)$	0.37	0.42	0.17	0.38	0.12	0.38	0.42	0.16	0.17	0.21	0.28	0.42
$F_{bst}/t$ ( $N/mm$ )	169	298	524	652	469	185	328	541	292	260	202	160
$F_{bst}(kN)$	34	60	105	131	94	37	66	108	58	52	40	32

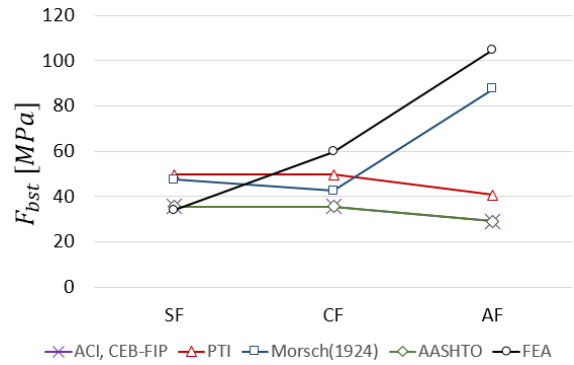
하는 위치 계수  $k(=l/h)$ 는 0.37, 0.42이고, A 모델은 정착구에 근접한 값인 0.17이다. 스트럿 타이 모델 해석을 통한 파열력 산정 시 일반적으로 기준식에서 사용되는 위치 계수의 범위는 0.3~0.5이다. 이와 비교하였을 때, 0.17은 매우 작은 값으로 응력 집중이 정착구에 매우 근접한 부분에서 발생했음을 알 수 있다. 또한 A 모델의 파열응력 면적이 나머지 모델들과 비교해 크게 측정되었다.



<Fig. 7> Transverse stresses in different types of anchorages

C 모델의 경우 응력의 불균형이 나타났다. 이는 콘크리트 내부로 삽입되어 있는 정착구와 콘크리트 경계에 응력 집중이 발생한 후, 콘크리트 단면으로부터 정착구의 몸통부가 끝나는 100mm에서 다시 한 번 응력이 집중되기 때문이다. 이후 C 모델의 파열응력 값은 급격히 감소한 후에 다른 해석 모델과 함께 0으로 수렴한다.

<Fig. 8>은 정착구의 형상별로 하중으로 가력하였을 때, 기준식들과 유한요소해석으로 도출된 파열력에 대한 비교 그래프이다. ACI, CEB-FIP, AASHTO, PTI의 기준식은 가장 일반적인 사각 정착판의 경우, PTI는 보수적으로 ACI, CEB-FIP, AASHTO는 유한요소해석을 통해 구한 값과 유사하게 파열력을 산정한다. 하지만, 토목 및 건축용 정착구가 적용된 해석 모델은 Mörsch(1924)의 위치 계수 값을 이용한 식의 결과를 제외하면 기준식들의 값과 차이가 발생한다. 이는 정착구의 복잡한 형상으로 인해 파열응력이 불균등하여 기준식이 이를 고려하지 않기 때문이다.



<Fig. 8> Comparison between codes and finite element analysis : Anchor shape

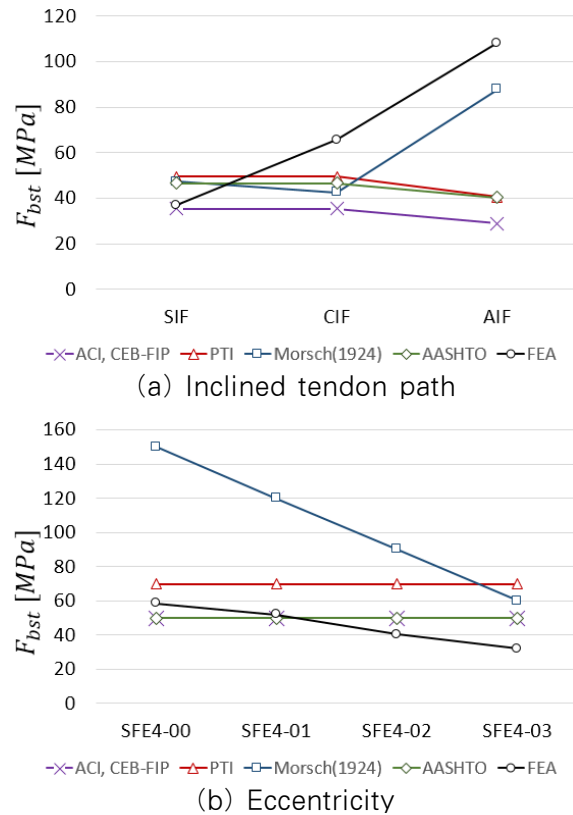
#### 4.2 긴장재의 각도 및 편심에 따른 파열력 산정

<Fig. 9 (a)>는 긴장재의 각도가  $5^\circ$  일 때의 파열력 값을 비교한 것이다. AASHTO의 기준식은  $\sin\alpha$ 를 통해 긴장재의 각도를 고려하고 있다. 축에 평행하게 도입된 경우인 <Fig. 8>과 비교할 때, AASHTO의 파열력 식이 ACI, CEB-FIP와 동일한 값을 가졌던 것과 달리 모든 모델에서 파열력이 증가하여 PTI와 유사한 값을 나타냈다.

유한요소해석 결과 값과 비교하여 기준식이 사각형 정착판을 가진 해석 모델의 파열력을 안정적으로 예측하고 있음을 알 수 있다. 이에 사각형 정착판을 가진 모델을 이용하여 편심거리를 변수로 하여 해석을 진행하였다. <Fig. 9 (b)>는 이를 그래프로 나타낸 것이다. 이 때, Guyon(1953)의 방법을 적용하여 정착구역의 높이를  $h - 2e$ 로 하고 유한요소해석 결과를 통해 파열력을 계산하였다.

편심이 작용하지 않는 SFE4-00은 PTI와 Mörsch(1924)의 기준식보다 작은 값을 나타내었다. 이는 Mörsch(1924)의 산정식의 경우 Guyon(1953)의 정착구역을 분할하여 편심이 작용하지 않는 구역으로 변형하는 이론이 적용되지 않았으므로 값에 큰 차이를 보이는 것이다. PTI의 경우, 유한요소해석의 파열력보다 모든 구간에서 높은 값을 유지하므로 보수적인 설계기준임을 알 수 있다. 편심이 작용하는 모델인 SFE4-01부터는 편심거리가 커질수록 유한요소해석의 파열력은 선형으로 감소하였다. 모든 기준에서 파열력은 일정한 값을 유지하는데, 이는 각각의 기준식이 편심을 고려하지 않기 때문이다.

또한 유한요소해석으로 계산된 SFE4-00의 파열력이 SFE4-03의 파열력에 약 2배의 값을 가지는 것을 통해 편심이 파열력 산정에 반드시 고려해야 할 요소인 것으로 판단된다.



〈Fig. 9〉 Comparison between codes and finite element analysis :  $\alpha, E$

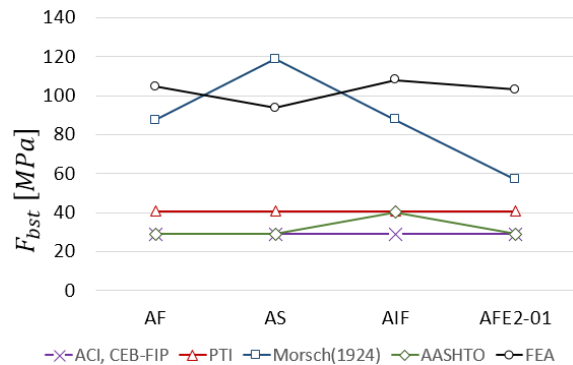
### 4.3 위치 계수 $k$ 에 따른 파열력 산정

〈Fig. 10〉은 A 모델들의 파열력을 비교한 것이다. Morsch(1924)의 제안식이 유한요소해석의 결과로 산정된 파열력에 가장 근접하였다. 그러나 전술한 바와 같이 편심이 작용하는 모델에 대해서는 그 정확도가 낮아지는 것을 확인할 수 있었다. AASHTO의 그래프가 AIF 모델에서 값이 변화되는 이유는 긴장재의 각도를 식에서 고려하고 있기 때문이다.

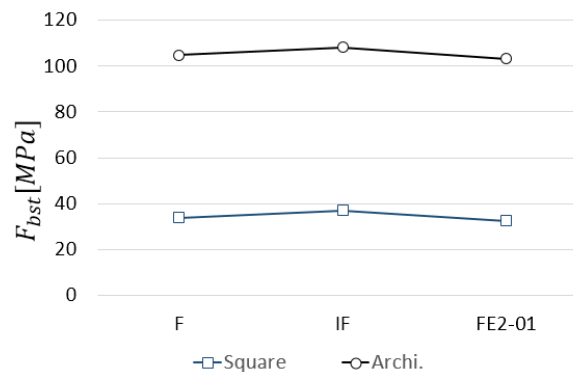
A 모델에 대한 유한요소해석의 파열력은 모든 기준식의 파열력을 크게 초과하고 있다. 이는 기준식이 A 모델의 파열력을 산정하기에 적합하지 않음을 나타낸다. A 모델의 정착구 형태가 높이가 110mm

인 직사각형 정착판을 가지고 있어 정사각형이나 원형 정착판을 갖는 정착구와 다르게 응력 불균형 및 집중현상이 크게 나타났다. 건축용 정착구가 사용된 모델의 파열력을 대다수의 기준에서 채택하고 있는 식 (3)의 형태를 가진 산정식을 통해 산정하고자 한다면  $K$ 값을 0.25가 아닌 약 0.75를 사용해야 한다. 이를 통한 위치 계수  $k$ 는 1/6으로 산출된다. 이는 〈Fig. 11〉과 같이 A 모델의 파열력이 기준식에 의해 도출된 값과 유사한 값을 갖는 S 모델에 약 3배이기 때문이다. 이를 아래에 식으로 나타내었다.

$$F_{bst} = 0.75P_u \left(1 - \frac{a}{h}\right) \quad (8)$$



〈Fig. 10〉 Comparison with A model bursting forces



〈Fig. 11〉 Comparison between square plates and architectural anchorages

## 5. 결론

본 연구에서는 현행 설계기준 및 기존 연구자가 제안한 파열력 산정식의 타당성을 평가하기 위하여 비선형 유한요소해석을 수행하였으며 해석 결과와 기존 파열력 산정식의 결과를 비교 및 분석하였다.



1) 설계기준에서 제시하고 있는 파열력 산정식은 정착구의 형상이 사각형 정착판인 경우에는 비교적 해석 결과와 유사한 결과를 보였으나, 건축 및 토목에서 사용되는 정착구 형상을 적용한 모델의 경우 해석 결과를 과소평가하는 결과를 보였다. 사각형 정착판과 같이 단순한 형태의 정착판을 사용한 경우는 파열력 산정식이 타당하나, 보다 복잡한 형상을 가진 정착구의 파열력은 정확히 예측하는데 한계가 있는 것으로 판단된다.

2) 편심이 작용하는 단순한 형상의 프리스트레스트 콘크리트 보의 정착구역 보강 설계는 PTI, AASHTO, ACI, CEB-FIP에서 제시하고 있는 식을 통해 가능하다. 다만, PTI의 경우 다른 설계기준과 비교하여 정착구역 보강 철근량을 다소 높게 산정하는 것으로 나타났다. 또한, 프리스트레스트 콘크리트 보의 긴장재에 편심이 작용하는 경우 Mörsch(1924)가 제안한 파열력 산정식이 다른 설계기준 및 산정식에 비해 보다 정확한 파열력을 예측하는 것으로 나타났다.

3) PTI, AASHTO 등 현행 설계기준에서는 위치계수  $k$  및 스트럿 타이 해석법을 통해 도출된 파열력 산정식을 제시하고 있다. 현행 설계기준에서 제시하고 있는 위치계수  $k$ 값은 토목용 정착구를 적용한 경우에는 해석 결과를 통해 산출한 위치계수와 유사하지만 건축용 정착구를 적용한 경우에는 해석을 통한 위치계수와 산정식을 통한 위치계수에 차이가 발생하는 것으로 나타났다. 따라서 정착구 형상을 고려한 위치계수가 제시되어야 한다고 판단된다.

### 감사의 글

이 논문은 2017년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임 (NRF-NRF-2017R1A2B2005581)

### References

1. Mörsch, E., "über die berechnung der gelenkquader", Beton-und-Eisen, Vol. 12, pp.156-161, 1924

2. Guyon, Y., "Prestressed Concrete", Contractors Record and Municipal Engineering, London, p.543, 1953

3. Stone, W.C., "Design Criteria For Post-Tensioned Anchorage Zone Tensile Stresses", Ph.D. Dissertation, The University of Texas at Austin, p.727, 1980

4. Burdet, O.L., "Analysis and Design of Anchorage Zone in Post-tensioned Concrete Bridges", Ph.D. Dissertation, The University of Texas at Austin, p.443, 1990

5. "AASHTO LRFD bridge design specification (SI units, 5th edition)", American Association of State Highway & Transportation Officials, Washington, D.D., 2010

6. "Korean Highway Bridge Design Code", Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs, p.980, 2010

7. "ETAG 013 - Guideline for european technical approval of Post-tensioning kits for prestressing of structures", European Organisation for Technical Approvals, p.136, 2002

8. Cho, A.S., Jo, Y.W., Jeon, B.K., and Kang, H.K., "Development and Performance Test for Unbonded Post-Tensioned Anchor", Journal of the Korea Concrete Institute, Vol. 27, No. 1, pp.13-14, 2015

9. Taha, M.M.R., and Shrive, N.G., "New Concrete Anchors for Carbon Fiber-Reinforced Polymer Post-Tensioning Tendons-Part 1: State-of-the-Art Review/Design", ACI Structural Journal, Vol. 100, No. 1, Jan.-Feb. pp.91-93, 2003

10. Lee, K.S., "Analysis of Intermediate Anchorage in PSC Box Girder using the Strut-and-Tie Model", Master's Thesis, Sangji University, p.66, 2011

- Received : October 11, 2017
- Revised : October 25, 2017
- Accepted : October 26, 2017