

비부착형 포스트텐션 구조의 모델링기법

Modeling Technologies for Unbonded Post-Tension Systems

강 현 구* 나 창 순†

Kang, Thomas H.-K. Rha, Chang-Soon

요 지

본 연구에서는 비부착형 포스트텐션 시스템의 해석에 적용할 수 있는 모델링기법을 제시하였다. 모델링은 유한요소 해석 프로그램을 이용하였으며, tube-to-tube contact 요소를 도입하여 강연선의 물리적 형상을 직접적으로 모델링하는 방법과 실제의 강연선 외에 가상의 강연선을 콘크리트에 매입하고, 두 개의 강연선을 스프링으로 연결하여 간접적으로 모델링하는 방법을 동시에 제시하고 비교하였다. 콘크리트의 인장경화 현상을 무시하였을 때 두 모델링기법에서는 거의 동일한 결과를 제공하지만 콘크리트의 인장경화를 고려한 경우에는 스프링을 이용한 간접적인 모델링기법을 통해서만 결과를 얻을 수 있었으며, 결과 또한 콘크리트의 경화현상을 고려하지 않은 경우와 다소 상이하였다. 비교를 통하여 비부착형 포스트텐션 시스템의 모델링기법으로 스프링을 이용한 모델링기법을 최종적으로 선정하고 기존의 실험적 연구에서 인용한 실험결과와 해석결과를 비교, 검증하였으며 또한 파라미터 스터디를 통해서 모델링의 적절성을 확인하였다.

핵심용어 : 비부착형, 포스트텐션, 유한요소 해석, tube-to-tube contact 요소, 스프링 모델

Abstract

This study presents modeling technologies applicable to an unbonded post-tension system using a finite element software package. In this study, both direct modeling method and multiple spring method were used. The direct modeling method adopts tube-to-tube contact elements to represent the physical feature of a post-tension system. The multiple spring method uses virtual tendons attached to the real tendons using a number of rigid axial springs that freely rotate at the ends. Both modeling technologies provide accurate predictions. However, only the multiple spring method provides numerically stable and reliable responses with a consideration of concrete tension stiffening effects. Therefore, the multiple spring method turned out to be a generally applicable modeling technology for the unbonded post-tension system. Comparisons were made for the analytical and experimental results for the verification of the selected method, and parameter studies were carried out to confirm the appropriateness of the modeling assumptions and parameters adopted in the analysis.

Keywords : unbonded type, post-tension, finite element analysis, tube-to-tube contact element, spring model

1. 서 론

포스트텐션(Post-Tension) 구조시스템(이하 PT 시스템)은 장스팬 구조에 일반적으로 사용되고 있다. PT시스템은 크게 부착방식과 비부착방식으로 대별되는데, 특히 비부착방식의 경우 콘크리트와 강연선(tendon) 사이의 상호작용 때문에 그 모델링과 해석에 더욱 많은 관심과 주의가 필요하다. 점차 확대되는 PT 구조시스템의 사용과 더불어 보다 간편하고 적용하기 쉬운 해석프로그램이 요구되는데, 특히 범

용프로그램을 통한 모델링 및 해석 방법에 대한 연구가 요구되고 있다. 특히 비부착방식의 PT시스템에 관한 해석적 연구는 매우 빈약하여 범용프로그램을 통한 실무적 적용에서 많은 한계점을 가지고 있다. 본 연구에서는 유한요소 해석을 적용하여 이와 같은 비부착방식의 포스트텐션 부재를 해석하는 기법을 제시하고자 한다. 모델링과 해석에 적용한 유한요소 프로그램은 Abaqus(2003)로서 프로그램에 내장한 모델을 이용하여 콘크리트와 PT용 강연선의 상호작용을 해석하였다. 모델링의 검증을 위해 비부착형 PT시스템의 실험연구

† 책임저자, 정회원 · 국민대학교 건축대학 조교수

Tel: 02-910-4592 ; Fax: 02-942-3110

E-mail: csrha@kookmin.ac.kr

*오클라호마대학교 건설환경공학부 조교수

• 이 논문에 대한 토론을 2011년 4월 30일까지 본 학회에 보내주시면 2011년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

(Foutch 등, 1990)의 사례를 선정하여 모델링하고 해석한 결과와 실험에 의한 결과를 비교, 분석하였다.

2. 재료 및 유한요소

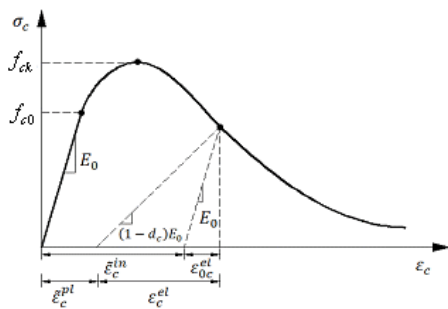
2.1 콘크리트의 재료특성

사용한 해석프로그램은 콘크리트의 비선형 모델링을 위해 "Damaged plasticity model"을 내장하고 있다. 이 모델은 그림 1에서 보는 바와 같이 콘크리트가 압축 및 인장에 대해 각각 압축파괴와 인장균열에 의해 파괴가 발생하는 것으로 가정하고 있다.

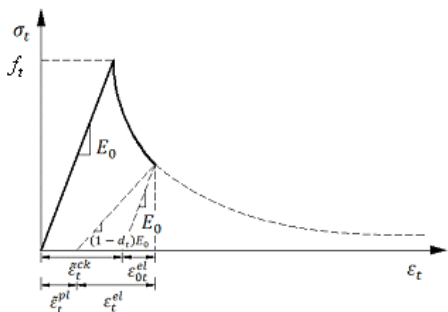
반복하중의 경우 압축 및 인장거동에 대해 하중제하(unloading)시 콘크리트의 손상(damage) 및 강성감소는 각각 압축손상계수 d_c 및 인장손상계수 d_t 를 이용하여 고려할 수 있다. 본 연구에서는 해석에 적용한 실험모델이 반복하중이 아니기 때문에 이들 계수값은 0으로 가정하였다.

콘크리트의 압축거동은 전통적인 탄소성이론에 의해 모델링하는데 그림 1의 일축응력 상태의 상관관계를 다축응력을 받는 일반적인 3차원 상태로 확장한 응력-변형도 관계식은 손상계수 d 및 탄성강성과 변형도를 이용하여 다음 식 (1)과 같이 표현된다.

$$\sigma = (1-d) \mathbf{D}_0^{el} : (\epsilon - \epsilon^{pl}) = \mathbf{D}^{el} : (\epsilon - \epsilon^{pl}) \quad (1)$$



(a) 압축



(b) 인장

그림 1 콘크리트 상관관계 곡선

여기서, \mathbf{D}_0^{el} 과 \mathbf{D}^{el} 은 손상이 발생하기 전후의 초기탄성강성 및 감소탄성강성매트릭스이다. 본 연구에서는 손상계수 d 가 0으로 가정되었기 때문에 식 (1)에서 \mathbf{D}_0^{el} 과 \mathbf{D}^{el} 은 동일한 값을 갖는다. 식 (1)에서 변형도벡터 ϵ 및 ϵ^{pl} 은 전체변형도 및 소성변형도를 나타내고 있다. 한편 탄소성이론에서 경화변수는 항복면과 탄성강성에 영향을 주는데 경화변수는 일반적인 다축응력상태에서는 3개의 주응력과 주변형도와 관계된다. 일축응력에 대해서 유효인장응력 $\bar{\sigma}_t$ 및 유효압축응력 $\bar{\sigma}_c$ 는 다음과 같이 경화변수를 이용한 관계식으로 부터 얻을 수 있다.

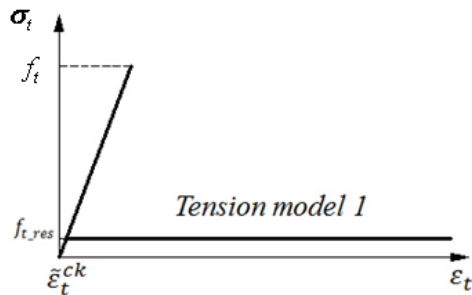
$$\bar{\sigma}_t = \frac{\sigma_t}{(1-d_t)} = E_0(\epsilon_t - \tilde{\epsilon}_t^{pl}) \quad (2)$$

$$\bar{\sigma}_c = \frac{\sigma_c}{(1-d_c)} = E_0(\epsilon_c - \tilde{\epsilon}_c^{pl})$$

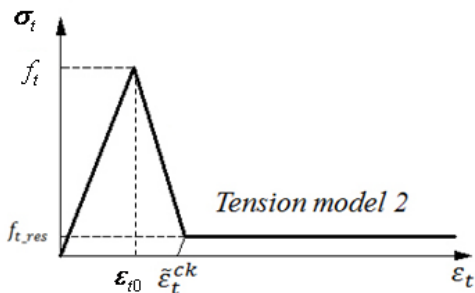
여기서, E_0 는 초기할선탄성계수를 나타내며 첨자 t, c 는 각각 인장과 압축 성분을 나타낸다. 유한요소 모델은 일축응력에 대한 상관관계를 식 (2)에 표현된 응력과 소성변형도 관계식으로 환산하여 준다. 그림 1은 본 모델에 적용한 일축응력에 대한 압축과 인장에 대한 상관관계를 나타낸 것이며, 여기에서 적용한 초기할선탄성계수는 Carreira and Chu(1985)의 실험식을 적용하였다.

인장을 받는 콘크리트의 거동은 콘크리트의 손상소성모델(damaged plasticity model)에 인장경화(tension stiffening) 효과를 적용함으로써 고려하였다. 인장경화는 균열의 발생 기준으로 응력-변형도 관계를 사용하거나 또는 파괴에너지를 지정하는 방법을 사용한다(Hillerborg 등, 1976). 파괴에너지를 정하는 방식은 입체요소(solid element)를 필요로 하므로 본 연구에서는 강연선이나 앵커리지 등 포스트텐션 구조 모델링의 단순화를 위해서 응력-변형도 관계를 이용하여 모델링을 수행하였다.

인장경화는 콘크리트에 균열이 발생할 때 콘크리트와 철근 사이에 발생하는 상호작용을 나타내기 위한 것이다. 콘크리트의 인장응력은 그림 1에 나타낸 바와 같이 인장강도 f_t 에서 점차 감소해서 0이 되는데, 이때 콘크리트의 인장응력은 균열변형도 $\tilde{\epsilon}_t^{pl}$ 의 함수로 표현된다. 해석프로그램에서는 철근이 많이 배근된 부재의 경우 콘크리트의 인장경화는 인장응력이 0이 되는 균열변형도의 값으로 콘크리트의 인장강도에서의 변형도 ϵ_{t0} 의 10배에 해당하는 변형도를 권장한다. 그러나 슬래브 부재와 같이 철근이 많지 않은 과소배근 부재의 경우에는 균열 사이에 철근이 배근되지 않기 때문에 이와



(a) 인장경화모델 1(Tension model 1)



(b) 인장경화모델 2(Tension model 2)

그림 2 콘크리트 인장경화모델

표 1 PT 실험체의 재료 특성

실험체	f_{ck} (MPa)	f_t (MPa)	$f_{pc}^{1)}$ (MPa)	$f_{pe}^{1)}$ (MPa)
S1	50.3	5.0	4.48/1.70	1.15/0.96
S2	42.7	4.3	4.76/2.24	1.22/1.27
S3	42.1	4.8	1.79/2.65	1.27/1.25
S4	48.3	4.3	1.82/2.54	1.29/1.19

¹⁾ 슬래브 외측면에 수직/평행한 방향, 즉 E-W/N-S 방향에 대한 값.

같이 인장경화 효과를 과다하게 고려하게 되면 모델링에 정확도가 떨어지게 된다. 따라서 모델링에서 인장경화 효과는 신중하게 고려되어야 한다.

본 연구에서는 그림 2에 나타난 바와 같이 콘크리트의 인장경화에 대해 먼저 균열변형도 $\tilde{\epsilon}_t^{ck}$ 를 충분히 작은 값 (10^{-10})을 가정하여 인장경화를 무시한 경우의 인장경화모델 1(Tension model 1)과 $\tilde{\epsilon}_t^{ck}$ 를 인장강도 f_t 에서의 변형도 ϵ_{t0} 의 2배로 증대하여 인장경화를 고려한 경우의 인장경화모델 2(Tension model 2)로 구분하여 인장경화 효과에 따른 모델의 적합성을 먼저 검토하였다.

한편 콘크리트의 재료 특성치로서 인장강도 f_t 는 휨인장에 의한 파괴계수 $f_r (= 0.63 \sqrt{f_{ck}} \text{ MPa})$ 를 적용하였다(표 1 참조). 균열이 발생한 이후의 콘크리트 잔류내력($f_{t,res}$)은 인장강도(f_t)의 1/10의 값을 취하였다.

2.2 철근 및 강연선의 재료특성

철근의 재료모델은 변형도 경화를 무시한 탄성-완전소성모델을 가정하였다. 이 모델에 사용된 두 변수 f_y, E_s 는 철근의 항복강도와 탄성계수를 나타낸다. 철근은 콘크리트에 완전 부착된 것으로 가정하였으며, 이를 위해 해석프로그램의 embedded 요소를 이용하여 철근의 절점과 콘크리트 요소의 절점이 일치하도록 하였다. 한편 강연선의 재료모델은 비선형 응력-변형도 관계식을 가지고 있어 탄소성모델로 간단히 표현되기가 어렵다. 실험에 의해 여러 가지 제안식이 제시되고 있으나(Mattlock, 1979; Harajli and Naaman, 1986; Loov, 1988) 본 연구에서는 Devalapura and Tadros (1992)가 실험을 통해 제안한 식 (3)에 의한 관계식으로 강연선의 응력 f_{ps} 를 산정하였다.

$$f_{ps} = 6.9 \epsilon_{ps} \left[A + \frac{B}{\{1 + (C \epsilon_{ps})^D\}^{\frac{1}{D}}} \right] \leq f_{pu} \text{ (MPa)} \quad (3)$$

식 (3)은 Skogman 등(1988)에 의해 제안된 식에 실험에 의해 구한 상수를 적용한 것이다. 여기서 ϵ_{ps} 는 강연선의 변형도이며 A, B, C 및 D 는 실험상수로서 각각 887, 27613, 112.4, 7.37의 값을 갖는다. 이와 같이 구해진 강연선의 응력-변형도 곡선은 최대한 유사한 형태를 유지하도록 여러 개의 직선으로 분할하여 입력데이터로 입력하였다.

2.3 비부착형 강연선의 모델링

콘크리트에 부착되어 일체로 거동하는 것으로 가정한 철근과 달리 비부착형 포스트텐션 구조의 강연선은 복잡한 경계 조건을 갖는다. 이와 같은 비부착형 강연선의 모델링을 위해 본 연구에서는 두 가지 방식의 모델링기법, 즉 해석프로그램에서 제공하는 tube-to-tube contact 요소를 이용한 방식과 강연선과 콘크리트 사이를 가상의 스프링 요소로 연결한 방식을 각각 적용하여 비교하였다.

2.3.1 Tube-to-tube contact 요소를 적용한 모델링

해석프로그램에서 제공되는 tube-to-tube contact 요소는 두 개의 파이프 또는 튜브 사이의 미끄러짐을 모델링하는데 주로 사용된다. 그림 3과 같은 ITT31 요소는 비부착형 포스트텐션 구조를 비교적 정확하게 모델링하나 과다한 시간과 비용을 요한다. 본 연구에서는 tube-to-tube contact 요소를 사용하여 모델링하고, 2.3.2절에서 소개하는 실용적 기법을 적용한 모델링과 비교하였다.

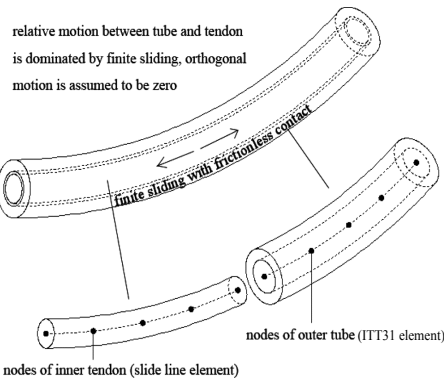


그림 3 유한요소 프로그램의 “Tube-to-tube contact” 요소를 이용한 비부착형 포스트텐션 모델

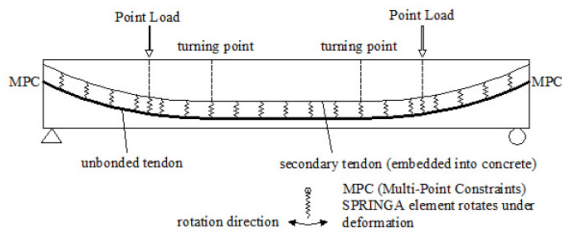


그림 4 스프링 요소를 이용한 비부착형 포스트텐션 모델

Tube-to-tube contact 요소 적용 시 안쪽의 강연선과 바깥쪽의 튜브를 실제 위치에 맞게 모델링하고 바깥쪽의 튜브는 주위의 콘크리트와 완전부착된 것으로 가정하였다. 바깥쪽 튜브의 각 절점에는 ITT31 요소를 할당하고 튜브간의 slide line은 안쪽 강연선축과 나란하게 지정하였다. 프로그램에서는 이들 사이의 마찰력을 지정할 수 있는 옵션을 제공하고 있으나 여기서는 실제거동에 맞춰 튜브 간에 마찰력이 없는 상태로 모델링하였다. 이와 같이 tube-to-tube contact 요소를 이용한 모델링방법은 실제 구조체의 형상에 맞춰 모델링할 수 있는 장점이 있으나 복잡한 거동상태에서 종종 수렴성에 문제를 일으키는 경우가 발생한다. 또한 tube-to-tube contact 요소가 프로그램의 Abaqus/Standard에서만 제공되는 문제점이 있고, 수동으로 프로그램을 직접 짜야하기 때문에 번거로운 것이 사실이다.

2.3.2 스프링을 이용한 모델링

Tube-to-tube contact 요소를 이용한 직접적인 모델링과 더불어 본 연구에서는 스프링을 이용한 모델링기법을 제시하고 그 결과를 비교하였다. 이 모델링방법은 그림 4에 나타난 것처럼 여러 개의 선형스프링(SPRINGA 요소 사용)을 이용하는 방법으로서 경계조건에서의 비선형성을 제거할 수 있다. 실제의 강연선과 나란하게 가상의 강연선(virtual tendon 또는 secondary tendon)을 모델링하고 이들 강연선사이를 강성이 큰 스프링으로 연결한다. 이때 스프링은 축

방향과 휨변형이 없을 정도의 매우 큰 강성을 할당하는 반면 슬래브에 매립된 가상의 강연선은 슬래브 콘크리트의 강성에 영향을 주지 않도록 무시할 정도의 작은 강성을 할당한다.

한편 스프링에는 큰 강성외에 강연선축을 따라 회전만 발생하도록 해석프로그램에서 제공하는 Linear Constraint Equation 옵션을 이용하여 절점에 구속조건을 추가하였다. 결과적으로 포스트텐션에 의하여 발생하는 수직력은 먼저 실제 강연선의 절점에서 가상 강연선의 절점을 통하여 주위의 콘크리트 절점으로 전달되게 된다. 스프링을 이용한 모델링 기법은 앞서의 tube-to-tube contact 요소를 이용한 직접 모델링법에 비교해서 그 결과가 크게 다르지 않으며 모델링에서 보다 효율적이고 안정적인 장점을 가지는 것으로 나타났다.

2.4 단부 정착구 모델링

단부 정착구의 모델링은 프로그램이 제공하는 Multi-Point Constraints 기능을 적용하였다. 본 연구에서는 Beam Multi-Point Constraints를 이용하였는데 비부착형 강연선과 정착구의 절점 간에 강체를 통해 강연선과 정착구의 변형이 일치되도록 하였다.

2.5 프로그램에서 제공하는 해석법

프로그램 Abaqus/Standard는 비선형 해석에 적용할 수 있지만 균열과 같은 복잡한 비선형 거동의 경우에는 해석 시 수렴성 문제가 종종 발생한다. 따라서 tube-to-tube contact 요소를 이용하여 암시적 해석법(implicit analysis)을 적용한 경우에는 그림 2(a)에 나타난 바와 같이 콘크리트의 인장경화를 무시한 <인장경화모델 1>을 적용하여야 해석 시 수렴성의 문제가 발생하지 않는 것으로 나타났다. 한편 스프링을 이용하여 모델링을 하는 경우는 프로그램 Abaqus/Explicit를 이용하여 명시적 해석법(explicit analysis)을 적용하며 콘크리트의 인장경화에 관계없이 안정된 결과를 제공하는 것으로 나타났다. 즉, <인장경화모델 1>과 <인장경화모델 2>를 모두 적용할 수 있는 것으로 나타났다. 따라서 계산에 다소 시간이 걸리더라도 명시적 해석법을 적용하는 것이 매우 안정적인 것으로 판단된다. 본 연구에서는 콘크리트의 인장경화를 무시한 <인장경화모델 1>을 적용하여 암시적 해석법으로 해석한 결과와 콘크리트의 경화현상을 고려한 <인장경화모델 2>과 명시적 해석법을 적용한 결과를 비교하여 나타났다.

포스트텐션은 두 모델 공히 실험에서 사용한 값을 얻기까지 몇 차례의 반복해석을 통해 결정하였다. 암시적해석법에

서는 실제 강연선에 초기 응력상태를 가한 후 표 1에 정리된 실험값이 얻어질 때까지 반복하였으며 명시적해석법에서는 temperature field via cooling tendons를 이용하여 강연선에 힘을 가하였다. 포스트텐션은 단부정착구를 통해 콘크리트에 프리스트레스를 유발시킨다.

2.6 프로그램의 요소 설계

본 연구의 해석에서 콘크리트의 모델링에 사용한 요소는 reduced integration 규칙을 적용한 8절점 1차요소(C3D8R)를 사용하였다. 이 요소는 계산시간을 획기적으로 줄일 뿐만 아니라 full integration 요소를 사용할 때 발생하기 쉬운 shear locking 현상도 피할 수 있다. 철근은 2절점 트러스요소(T3D2)를 이용하여 모델링하였다. 강연선은 tube-to-tube contact 요소를 이용한 직접모델링과 스프링 요소를 이용한 간접모델링에서 각각 달리 모델링이 되었는데 직접모델링의 경우에는 2절점 보요소(B31)를, 간접모델링에서는 철근과 마찬가지로 2절점 트러스요소(T3D2)를 이용하여 모델링하였다. 전술한 바와 같이 바깥 쪽의 튜브와 가상

튜브는 각각 콘크리트 요소 안에 묻힌 것으로 모델링하고 실제의 강연선은 콘크리트 요소의 각 절점과는 무관하다. 곡선의 강연선은 여러 개의 등가직선으로 분할하여 단순화하였다. 실제의 강연선과 가상 강연선의 모델링에 사용된 트러스 요소의 개수는 동일하다. 슬래브의 모델링은 메쉬 사이즈를 25mm~75mm정도로 분할하였는데 접합부와 같이 균열이 많이 예상되는 부위에서 보다 작은 메쉬 사이즈가 사용되었다.

3. 모델의 검증

모델의 검증을 위해서 Foutch 등(1990)에 의한 PT 슬래브 실험체의 실험 결과와 전술한 모델링에 의한 해석 결과를 비교하였다.

3.1 실험체 개요

본 연구에서 다루고자 하는 비부착형 포스트텐션 모델링의 검증을 위해서 4개의 외단부 슬래브-기둥 실험체를 다룬 Foutch 등(1990)의 연구를 인용하였다. S1, S2, S3 및

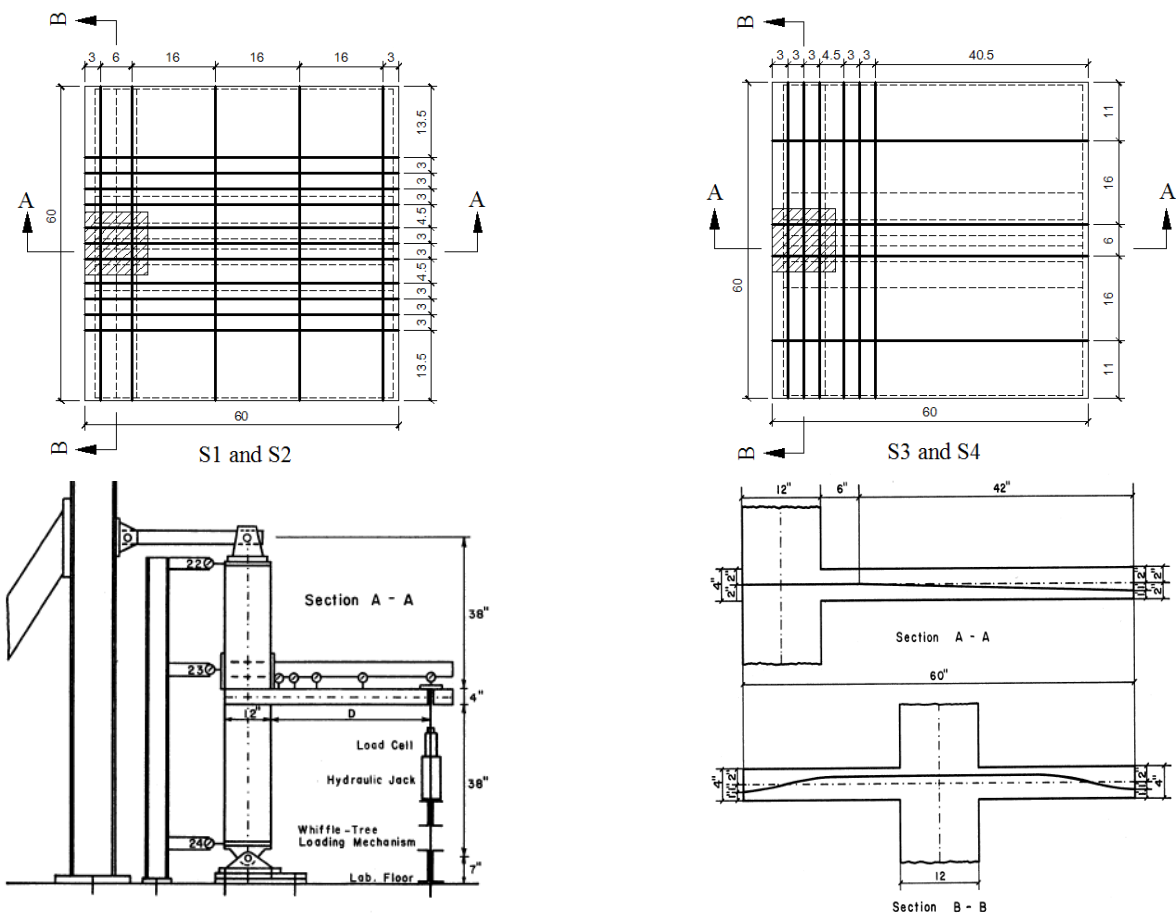


그림 5 외단부 슬래브-기둥 접합부 PT 실험체(Foutch 등, 1990)

S4로 명명된 이들 PT 실험체는 그림 5에 나타난 바와 같이 외단부의 슬래브-기둥 접합부 실험체이며 슬래브를 중심으로 반 층의 기둥이 상하로 돌출된 1개 층 높이의 구조이다. 실험체 S1과 S2는 슬래브의 외측면에 수직인 방향(E-W방향)으로 강연선이 집중 배치된 반면 실험체 S3 및 S4는 슬래브의 외측면에 평행한 방향(N-S 방향)으로 집중 배치되어 있다. PT용 강연선외에 균열 조절을 위해 직경 10mm 철근을 기둥주위에 배근하였고, 또한 PT 정착구 주변 포스트텐션이 집중되어 발생 가능한 슬래브의 균열을 방지하기 위해 슬래브 외측면을 따라서도 상하로 보강 배근하였다. 슬래브 위에는 슬래브 외측면과 평행한 방향(N-S 방향)을 따라 4개의 철판을 균등한 간격으로 설치하고 가력하였다. 실험체 S1과 S2 또는 실험체 S3와 S4는 그림 6에 나타난 바와 같이 이들 철판이 기둥에서부터 떨어진 거리에 따라 분류된 것으로 가력점이 달라짐에 따라 실험체의 모멘트-전단력 비가 달라진다. 표 1은 각 실험체에서 사용된 재료의 물리적 특성과 초기 장력(콘크리트와 강연선에 대해 각각 f_{pc}, f_{pc})을 보여주고 있다. 포스트텐션용 강연선은 Grade 270의 10mm 7연선이며 평균 탄성계수는 1.95×10^5 MPa이다. 강연선은 비부착형으로 콘크리트와 접착이 안되도록 12.5mm 직경의 폴리에틸렌 튜브안에 설치되었다. 또한 보강근은 항복강도 및 인장강도가 각각 501MPa, 874MPa인 철근이 사용되었다.

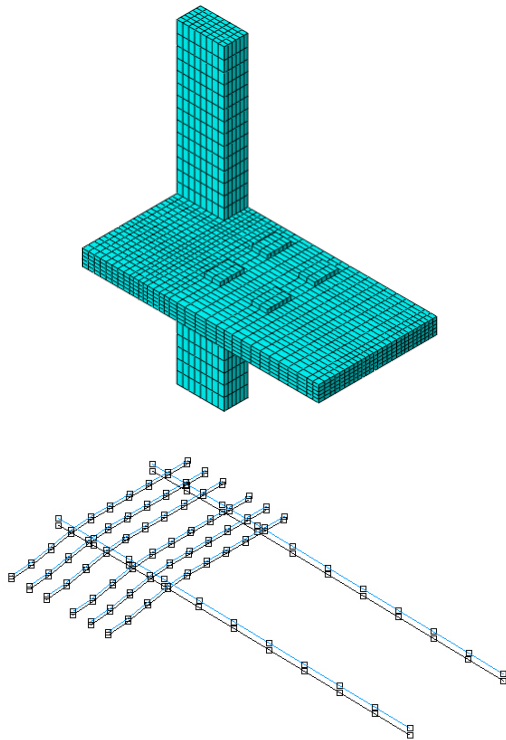


그림 6 PT 실험체 유한요소 및 강연선 모델링(기둥 중심으로 대칭이므로 절반 모델링)

3.2 모델링 해석결과

모델링은 그림 6에 나타난 바와 같이 실험체의 대칭성을 이용하여 기둥의 한 쪽 편만을 수행하였다. 기둥의 중심선을 따라 설치된 강연선은 단면적의 1/2을 반영하였다. 그림 6에 보여진 모델링은 PT 실험체의 유한요소 메쉬와 스프링 요소를 이용하여 모델링한 포스트텐션용 강연선을 나타낸다. 여기서 실선으로 표현된 부분이 실제의 강연선이고 가는 선으로 표현된 부분이 가상의 강연선이다. 모델링에는 75~100개의 스프링 요소가 사용되었다.

그림 7은 실험체 S1에 대해 각 모델링의 해석결과를 비교하여 나타난 것이다. 비교를 위해서 사용된 지표는 슬래브의 변위각에 대한 모멘트의 크기인데 슬래브의 변위각은 슬래브의 수직방향 처짐을 측정하고, 이를 기둥 중심부터의 거리로 나눈 값을 나타내며 모멘트는 가력 하중과 자중을 고려하여 기둥표면에서 계산한 모멘트의 크기를 나타낸다.

그림 7에 비교된 모델링방법 중 tube-to-tube contact 요소를 이용한 직접모델링은 전술한 바와 같이 암시적 해석법에서의 수렴성 문제로 콘크리트의 인장경화를 무시한 <인장경화모델 1>만을 적용하였으며, 스프링 요소를 이용한 간접모델링에서는 명시적 해석법을 적용하여 재료의 특성과 관계없이 해석결과를 얻을 수 있기 때문에 콘크리트의 인장경화를 무시한 <인장경화모델 1>과 인장경화를 고려한 <인장경화모델 2>를 동시에 적용하였다. 비교를 통해 알 수 있듯이 <인장경화모델 1>을 적용하였을 때 tube-to-tube contact 요소를 이용하여 모델링한 해석결과(그림에서 굵은 회색선으로 나타냄) 스프링 요소를 이용한 모델링의 해석결과와(그림에서 가는 검정색 실선으로 나타냄) 매우 유사한 결과를 나타냈으며, 따라서 스프링 요소를 이용한 간접적인 모델링 방법을 적용하여도 tube-to-tube contact 요소를 이용한 직접적인 모델링방법과 큰 차이가 없음을 알 수 있다. 한편 콘크리트의 인장경화를 고려하는 경우는 콘크리트의 인장경

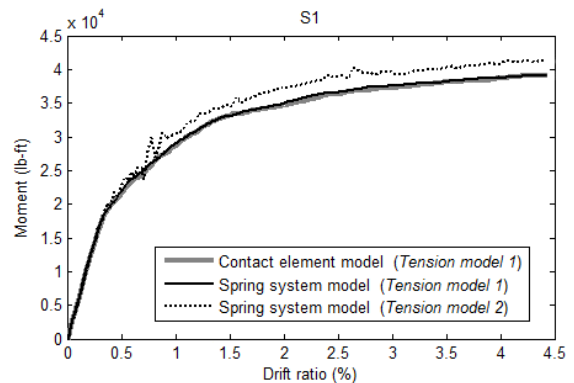


그림 7 유한요소 모델 별 PT 실험체의 반응(실험체 S1)

화를 무시한 경우와 다소 차이가 나는 것을 알 수 있다. 콘크리트의 인장경화를 고려한 경우의 모멘트는 인장경화를 무시한 경우에 비해 비선형 구간에서 다소 큰 값을 갖는 것으로 나타났는데, 그림 8에서도 보이듯 인장경화는 보다 정확한 모델링을 구현하는데 반드시 고려해야 할 사항이다.

따라서 위 결과에 근거하여 나머지 PT 실험체의 전체적인 거동 분석이나 강연선 응력의 변화 분석은 콘크리트의 인장경화를 고려한(인장경화 모델 2 적용) 스프링 모델링만을 사용하였다.

그림 8 및 그림 9에서 실험결과와 비교하여 나타낸 해석 결과는 모두 콘크리트의 재료특성으로 <인장경화 모델 2>를 적용하고 스프링 요소를 이용한 간접적인 모델링을 이용하여 얻어진 것이다.

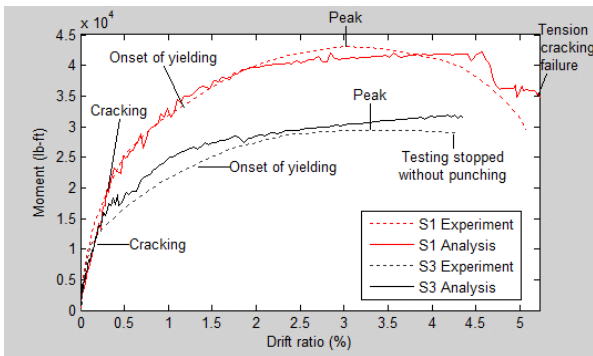
그림 8은 실험체 S1과 S3, S2와 S4의 실험 결과와 해석 결과를 각각 비교하여 나타낸 것이다. 실험체 S1과 S3은 휨 파괴 거동을 나타내는데 해석결과와 실험결과가 비교적 정확하게 일치하고 있다. 전반적으로 모든 실험체에서 비선형 구간에서 실험결과에 비해 약간 강도가 크기는 하지만 전체적인 휨거동을 잘 예측하는 것으로 나타났다. 또한 강연선에 작용하는 응력 등 국부적인 거동에 대한 해석결과도 실험에서 얻어진 결과와 잘 일치하는 것으로 나타났다.

그림 9에 나타낸 그림은 모멘트의 증가에 따라 강연선에 작용하는 최대 응력을 비교하여 나타낸 것이다. 실험을 통해 강연선에 작용하는 강연선의 최대 응력과 해석을 통해 얻은 최대 응력은 매우 유사한 응력값과 패턴을 가지는 것으로 나타났다. 이를 통해 스프링 요소를 이용한 모델링 방법이 실험체와 같은 비부착형 PT 시스템의 해석에 매우 적합한 방식임을 알 수 있다.

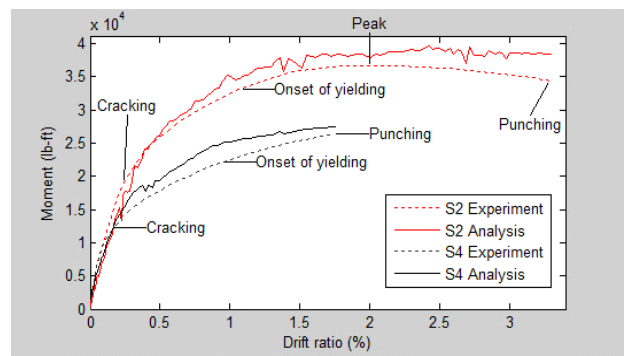
4. 비부착형 강연선의 모델링과 메쉬의 민감도

전술한 바와 같이 스프링 요소를 이용한 간접 모델링 방법이 콘크리트의 인장경화 등 재료특성을 충분히 고려하면서 안정된 해석결과를 제공하는 것으로 나타났다. 이와 같은 스프링 요소를 이용한 모델링에서 해석결과에 영향을 줄 수 있는 파라미터로서 두 요소, 즉 1) 스프링의 개수, 2) 스프링의 길이를 고려하고 이들 파라미터의 변화가 해석결과에 미치는 영향을 살펴보았다. 또한 비부착형 강연선을 이용한 PT 슬래브-기둥 접합부에 대한 파괴 예측 및 유한요소 모델의 메쉬 민감도에 대해서도 살펴보았다.

스프링 모델에서 먼저 합리적인 결과를 도출하는데 필요한 충분한 양의 스프링 개수에 대해 살펴보기로 한다. 그림 4에

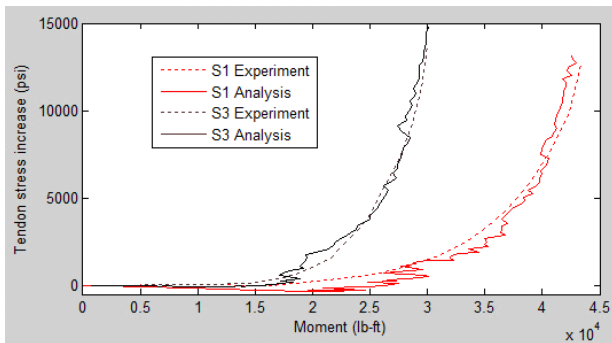


(a) 실험체 S1 및 S3

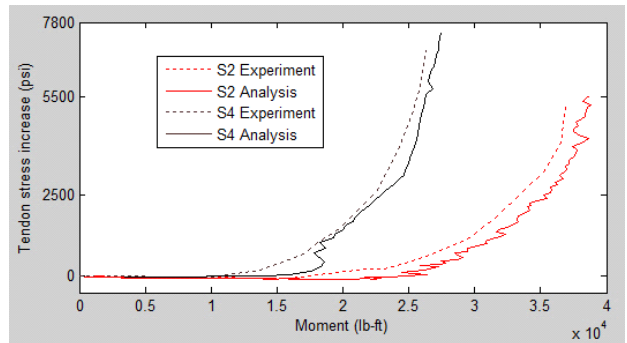


(b) 실험체 S2 및 S4

그림 8 PT 실험체 반응에 대한 실험 및 해석 결과 비교

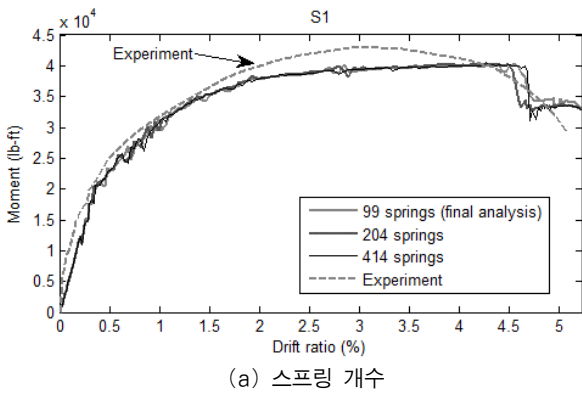


(a) 실험체 S1 및 S3

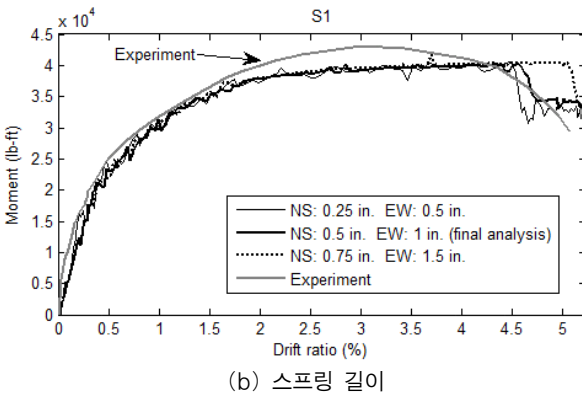


(b) 실험체 S2 및 S4

그림 9 포스트텐션용 강연선에 작용하는 최대응력 비교



(a) 스프링 개수



(b) 스프링 길이

그림 10 스프링 모델의 파라미터별 해석결과 비교

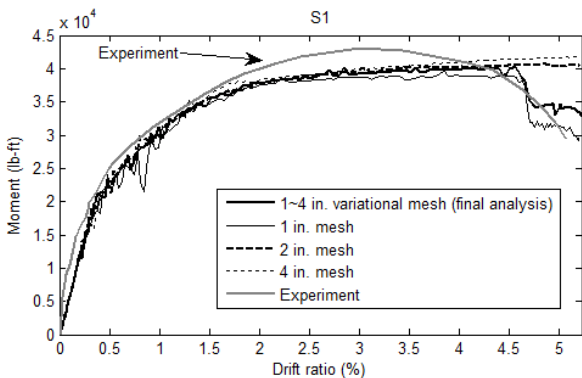


그림 11 유한요소 메쉬 크기에 따른 해석결과 비교(S1 실험체)

표현된 메커니즘을 살펴볼 때 스프링 요소의 가장 기본적인 역할은 강연선의 곡률에 의해 발생하는 위로 향하는 수직력 (balancing load)을 콘크리트에 전달하는 것이다. 따라서 스프링은 강연선의 각 변환점(turning points) 및 집중하중이 작용하는 점에 배치된다. 실험체 S1에 대해서 스프링의 개수를 달리하면서 수 차례에 걸쳐 해석을 진행한 결과를 그림 10(a)에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 스프링 요소의 개수는 해석 결과에 그리 큰 영향을 주지 못하는 것으로 나타났다. 따라서 스프링 요소는 적당한 간격(100~150mm 정도)으로 배치해도 충분히 정확한 결과를 얻을 수 있다.

한편 모델링에서 스프링의 길이 또한 변수가 될 수 있다.

스프링의 길이는 결국 가상 강연선의 위치를 결정하므로 실제의 강연선을 통해 전달되는 포스트텐션 힘이 전달되는 콘크리트의 위치를 결정하게 된다. 전술한 바와 같이 강연선의 미끄러짐(sliding)은 스프링 요소의 회전에 의해 표현된다. 회전 반경이 작으면 강연선의 수직 위치에 더 많은 변화를 발생시키고 따라서 실제 조건과 더 많이 달라지게 되며 회전 반경이 크면 실제의 강연선에서 가상의 강연선에 전달되는 수직력을 너무 많이 상쇄하게 한다. 마찬가지로 실험체 S1에 대해 스프링 길이를 다르게 하면서 수차례의 해석을 수행한 결과를 그림 10(b)에 나타내었다. 슬래브 외측면과 평행한 방향(N-S 방향)으로 배근된 강연선은 6.25mm, 12.5mm, 18.75mm의 세 가지의 길이로, 직각한 방향(E-W 방향)의 강연선에 대해서는 각각 12.5mm, 18.75mm, 25mm의 세 가지 길이로 모델링하여 해석하였다. 그림 10(b)에서 보는 바와 같이 극한 상태의 일부 구간을 제외하고는 세 가지 경우에 대해 그 결과는 크게 달라지지 않았다. 이는 스프링의 길이 역시 전체적으로 합리적인 결과를 얻는데 있어서는 크게 영향을 미치지 않는 것을 의미한다. 다만 스프링의 한계 길이는 강연선의 상하부 콘크리트 피복 두께를 벗어나지 않도록 고려해야 한다.

한편 실험체는 유한요소 메쉬로 분할되는데 스프링의 개수 및 길이를 고정하고(그림 10에서 final analysis로 표현된 값) 메쉬의 크기에 따른 해석결과도 비교를 하였다. 유한 요소의 크기는 평면에서 100mm, 50mm, 25mm로 각각 고정하였다. 슬래브는 수직으로 5개의 층(layer)으로 분할하여 층별 두께를 18.75mm로 하였으며, 이를 통해 휨거동 해석 시 수직 방향으로 충분한 개수의 적분점(integration points)을 확보하도록 하였다. 이 세 가지 크기 외에 위치별로 유한 요소의 크기를 달리한 경우도 고려하였는데, 이 경우는 기둥 주위는 25mm 크기로 하고 나머지는 50~100mm의 크기로 분할하였다. 그림 11은 이들 4개의 경우에 대한 해석결과를 보여주고 있다. 슬래브의 변위각 2.5%정도까지는 4개의 경우 모두 유사한 결과를 나타낸다. 그 이후에는 크기별로 다소 달라지다가 극한 상태에 이르러서는 메쉬를 잘게 분할한 경우에 더 먼저 항복하는 양상을 보이고 있다. 이는 해석결과 분석을 통해 기둥 주위의 슬래브 하단부에서 콘크리트가 압축 파괴를 일으키기 때문으로 나타났는데 실제 이와 같은 현상은 Foutch 등(1990)의 실험결과와도 일치한다.

5. 결 론

본 연구에서는 비부착형 포스트텐션 구조의 모델링기법을 제시하였다. 모델링은 유한요소 프로그램의 tube-to-tube

contact 요소를 이용하여 강연선을 모델링하는 방법과 스프링 요소를 이용하여 강연선을 모델링하는 방법을 동시에 제시하였다. 비교를 통하여 스프링 요소를 활용한 간접적인 모델링기법의 정확성과 안정성을 확인하고 최종적인 해석 모델로 선정하였다. 모델링과 파라미터 스터디를 통하여 얻은 연구 결과를 다음에 정리하였다.

- 1) 해석프로그램 요소 라이브러리의 tube-to-tube contact 요소를 이용한 모델링기법은 비부착형 포스트텐션 시스템의 메커니즘 및 강연선 형상을 직접적으로 모델링하는 방법이며, 콘크리트의 인장경화 고려 유무에 따라 해석상의 안정성에 영향을 받는 것으로 나타났다.
- 2) 스프링 요소를 이용한 모델링기법은 실제의 강연선과 강체 스프링으로 연결된 가상의 강연선을 두고 포스트 텐션에 의해 발생하는 수직력을 스프링과 가상의 강연선을 통해 콘크리트에 전달하게 하는 방법이며, 콘크리트의 인장경화에 관계없이 안정된 해석을 수행할 수 있는 장점이 있다.
- 3) 모델의 검증을 위해 포스트텐션조 실험체의 슬래브-보 접합부 실험을 이용하여 본 논문에서 제시한 모델링에 의한 해석결과를 검증하였다. 이와 같은 모델의 검증을 통해 콘크리트의 인장경화를 고려할 수 있는 스프링 모델이 비부착형 포스트텐션조의 모델링으로 적합한 것으로 판단되었다.
- 4) 스프링의 개수와 강체 스프링의 길이를 조절하며 파라미터 스터디를 수행한 결과 스프링의 개수와 길이에 따라 해석결과는 크게 달라지지 않는 것으로 나타났다. 또한 유한요소의 크기를 달리하며 메쉬의 민감도를 조사한 결과 파괴가 발생하기까지 대부분의 구간에서는 메쉬의 크기에 따른 영향이 미미한 것으로 나타났다. 따라서, 스프링 요소를 이용한 비부착형 포스트텐션 모델링기법이 매우 효과적으로 적용될 수 있다.

본 연구를 통하여 실무적으로 복잡한 PT시스템에 대한 해석방법을 범용 유한요소 프로그램을 통해 비교적 쉽게 해석할 수 있는 해석적 방법을 제시하였다. 따라서 향후 유한요소해석법의 특성을 활용하여 PT시스템에서의 모멘트의 재분배를 고려한 응력분포 분석 및 전단응력 등을 고려한 모델링으로 확대 적용할 수 있을 것으로 기대된다.

참 고 문 헌

Abaqus (2003) User's Manual, Volumes I to III, Hibbitt, Karlson & Sorenson, Inc., Pawtucket, RI.

Carreira, D.J., Chu, K.H. (1985) Stress-Strain Relationship for Plain Concrete in Compression, *ACI Journal*, 83(6), pp.797~804.

Devalapura, R.K., Tadros, M.K. (1992) Critical Assessment of ACI 318 Eq. (18-3) for Prestressing Steel Stress at Ultimate Flexure, *ACI Structural Journal*, 89(5), pp.538~546.

Foutch, D.A., Gamble, W.L., Sunidja, H. (1990) Tests of Post-Tensioned Concrete Slab-Edge Column Connections, *ACI Structural Journal*, 87(2), pp.167~179.

Harajli, M.H., Naaman, A.E. (1986) Evaluation of the Ultimate Steel Stress in Partially Prestressed Flexural Members', *PCI Journal*, 30(5), pp.54~81.

Hillerborg, A., Modeer, M., Petersson, P.E. (1976), Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements, *Cement and Concrete Research*, 6, pp.773~782.

Loov, R.E. (1988) General Equation for the Steel Stress, f_{ps} , for Bonded Members, *PCI Journal*, 33(6), pp.108~137.

Mattrock, A.H. (1979) Flexural Strength of Prestressed Concrete Sections by Programmable Calculator, *PCI Journal*, 24(1), pp.32~54.

Naaman, A.E. (1985) Partially Prestressed Concrete: Review and Recommendations, *PCI Journal*, 30(6), pp.30~71.

Skogman, C.B., Tadros, M.K., Grasmick, R. (1988) Flexural Strength of Prestressed Concrete Members, *PCI Journal*, 33(3), pp.96~123.

- 논문접수일 2010년 7월 22일
- 논문심사일
1차 2010년 7월 27일
2차 2010년 10월 11일
- 게재확정일 2010년 11월 9일