

# DIANA를 이용한 콘크리트 유한요소해석

## Finite Element Analysis for Reinforced Concrete using DIANA



이 한 선\*



고 동 우\*\*



선 성 민\*\*\*

\* 고려대학교 건축사회환경공학부 교수  
 \*\* 제주대학교 건축학부 조교수  
 \*\*\* 현대엔지니어링 전력사업본부 대리

### 1. 서론

#### 1.1 연구배경 및 목적

DIANA는 변위법에 기반한 해석 프로그램(Displacement method ANALyser)으로, 콘크리트와 토질 등의 해석에 탁월한 성능을 보이는 것으로 알려져 있다. 콘크리트 및 토질에 대한 다양한 모델을 간편하게 사용할 수 있도록 제시하고 있으며, 특히 철근 콘크리트의 경우, 철근을 line element로서 실제 모델과 동일한 위치에 쉽게 모델링할 수 있어, 기존 유한요소 프로그램에서 사용하는 철근량이 부재 단면적에 분산되어 있는 모델(fiber cross section model)의 한계를 극복할 수 있는 등의 장점을 갖고 있다. 그러나 국내에서는 그 활용도가 높지 않아, 해석 사례가 많지 않고, 실무 적용 사례 또한 전무하다 해도 과언이 아니다. 이에 기 수행된 실험 연구들을 바탕으로 해석 프로그램의 신뢰도 검증을 시도하였으며, 비선형 유한요소해석상의 주요 parameter에 대한 언급을 통해 software 사용자에게 다소 대담한 조언을 목적으로 하였다.

#### 1.2 연구의 내용 및 범위

Software 해석에 앞서 비선형 유한요소해석에 사용되는

재료 비선형 모델의 종류와 특성에 대한 문헌 연구를 통해 각 모델을 비교·분석하여 이를 적용한 몇 가지 해석 모델과 실험과의 상관관계를 검증하여, 재료 비선형 모델의 유용성에 대해 논하였으며, 재료의 hardening 및 softening parameter, interface element의 유용성, 철근 변형률 등 실험상 제한적일 수밖에 없는 결과를 대신할 수 있는 software의 역할에 대해 논의하였다.

### 2. 해석상의 주안점

#### 2.1 Material Model

유한요소를 이용한 재료 비선형 해석 시 적용하는 material model은 크게 hydrostatic pressure independent material과 hydrostatic pressure dependent material의 두 가지 모델로 대별된다.

##### 2.1.1 Hydrostatic pressure independent material

Hydrostatic pressure independent material 모델에는 철골이나, 철근 등의 재료가 해당되며, 크게 다음의 네 가지의 가정을 전제로 한다. Hydrostatic pressure 비의존성을 전제로

하기 때문에 방정식 중 stress invariant  $I_1$ 이 빠진 형태를 갖는다( $f(J_2, J_3, k_1, k_2 \dots) = 0$ ).

① Isotropy

재료 전체가  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 의 세 축에 대해 모두 동일한 특성을 지녔다는 가정을 전제로 한다.

② Hydrostatic pressure independence

Hydrostatic pressure를 나타내는  $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ 에 대해 yield surface의 변화가 없음을 전제로 한다.

③ Equal yield stress in tension and compression

인장과 압축 영역의 동일한 항복 강도를 전제로 한다.

④ Convexity

수치 해석상 오류를 피하기 위하여 yield Surface의 요철이 없을 것을 전제로 한다.

이 부류의 대표적인 모델로는 Tresca yield criterion과 Von-Mises yield criterion이 있다. Tresca Yield Criterion은 어떤 점의 최대 전단강도가 어떤 특정한 값  $k$ 에 도달하면 파괴에 이른다고 가정한 것으로, 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$\text{Max}(\frac{1}{2}|\sigma_1 - \sigma_2|, \frac{1}{2}|\sigma_2 - \sigma_3|, \frac{1}{2}|\sigma_3 - \sigma_1|) = k = \frac{\sigma_0}{2}$$

본 연구에서는  $\sigma_0$ 값을 콘크리트의 압축강도로 설정하였으며,  $\sigma_3$ 를 무시하고,  $\sigma_1 - \sigma_2$  평면에서 나타내면, 그림 1의 육각형으로 표현된다. Tresca criterion이 단순하여 사용하기에는 편한점이 있으나, intermediate principal stress의 영향을 반영하기에는 다소 어려움이 있다. 따라서 octahedral shearing stress가 어떤 특정한 값,  $k$ 에 도달하면 파괴에 이른다고 가정한 것이 Von-Mises yield criterion으로, 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$\tau_{oct} = \sqrt{\frac{2}{3}J_2} = \sqrt{\frac{2}{3}}k$$

$$f(J_2) = J_2 - k^2$$

$$= \frac{1}{6}\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\} - k^2 = 0$$

순수 인장 시험의 경우  $\sigma_1 = \sigma_0$ 이며  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ 인 관계를 위의 식에 대입하면,

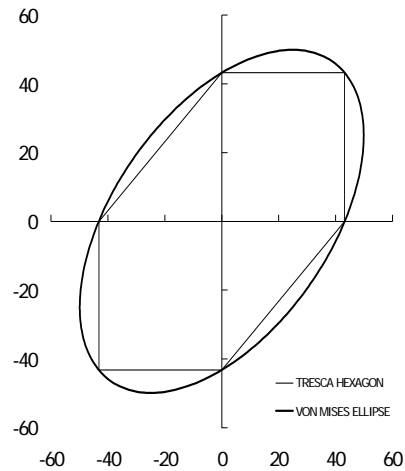


그림 1 Tresca and Von-Mises Yield Surface

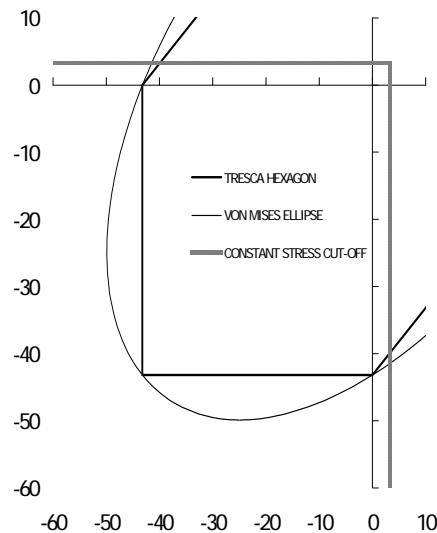


그림 2 Tension Cut-off 모델이 적용된 Tresca와 Von-Mises 기준의 Yield Surface

$$2\sigma_0^2 = 6k^2$$

$$\sigma_0 = \sqrt{3}k$$

마찬가지로  $\sigma_3$ 를 무시하고,  $\sigma_1 - \sigma_2$  평면에서 표현한다면 그림 1의 타원형으로 나타난다.

이 모델은 압축과 인장에 동일한 항복 강도를 적용하였기 때문에, 콘크리트 모델에 사용하려면, 인장영역에 대한 수정이 필수적이다. 이를 위해 Tension cut-off를 적용하였고, 실질적으로 해석에 사용된 yield surface는 그림 2와 같다.

2.1.2 Hydrostatic pressure dependent material

이 모델에는 콘크리트, 토양 등 취성적 거동을 보이는

재료가 해당되며, hydrostatic pressure 의존성이기 때문에, 방정식 중 stress invariant,  $I_1$ 을 포함한 형태로 표현된다.

$$(f(I_1, J_2, J_3, k_1, k_2 \dots) = 0)$$

이 부류의 대표적인 모델로는 Mohr-Coulomb Criterion과 Drucker-Prager Criterion이 있다.

Coulomb의 방정식(1773)은 다음과 같이 표현된다.

$$|\tau| = c - \sigma \tan \phi$$

$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ 인 응력 상태를 가정한 Mohr의 응력원을 이용하여 Coulomb의 방정식은 아래 식으로 표현 될 수 있다.

$$\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) \cos \phi = c - \left[ \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin \phi \right] \tan \phi$$

이를 정리하면 다음과 같은 식을 유도 할 수 있다.

$$\sigma_1 \frac{1 + \sin \phi}{2c \cos \phi} - \sigma_3 \frac{1 - \sin \phi}{2c \cos \phi} = 1$$

여기서,  $f_c' = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi}$ ,  $f_t' = \frac{2c \cos \phi}{1 + \sin \phi}$ 으로 정의하면,

$$\frac{\sigma_1}{f_t'} - \frac{\sigma_3}{f_c'} = 1 \quad (\text{단, } \sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3)$$

본 연구에서는 Mohr-Coulomb 기준을 콘크리트에 적용 시, 마찰각  $\phi$ 를 일반적인  $30^\circ$ 로 설정하였다. 비교를 위해 다음 그림 3에 Von-mises criterion과 같이 나타내었다.

Drucker-Prager Criterion은 Von-Mises criteria에 단순히 hydrostatic stress invariant,  $I_1$ 을 첨가, 보완한 식으로 다음

과 같다.

$$f(I_1, J_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k$$

이 식을 Mohr-Coulomb 육각형과 일치시킨다면,  $\alpha$ 와  $k$  값은 각각 다음과 같이 표현된다.

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3} (3 - \sin \phi)}, \quad k = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3} (3 - \sin \phi)}$$

for compressive meridian

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3} (3 + \sin \phi)}, \quad k = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3} (3 + \sin \phi)}$$

for tensile meridian

본 연구에서는 Mohr - Coulomb모델이나, Drucker - Prager 모델을 tension cut-off model과 병행하여 사용하였다. 실제 콘크리트의 인장강도의 경우, 압축강도의 1/10 정도가 정상 범위인데 반해, Mohr-Coulomb 이론이 제시하고 있는 인장 강도는 값이 훨씬 크다. 또한 그림 4에서와 같이 Drucker-Prager모델은 Von-Mises 모델과 큰 차이를 보이지 않는다. 인장영역에 대한 수정을 위해 마찬가지로 tension cut-off 모델을 적용했을 때의 yield surface은 그림 5와 같다.

Tension cut-off 모델을 적용한 후의 hydrostatic pressure dependent 모델과 hydrostatic pressure independent 모델은  $\sigma_1 - \sigma_2$  평면에서 큰 차이를 보이지 않고 있다. 그러나 각 모델을 meridian 평면에서 비교해 보면 그 차이를 명확히 알 수 있다.

그림 6은 Tresca 모델과 Von-Mises 모델에 대한 meridian을 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 Tresca나 Von-Mises 모델은 hydrostatic axis에 대해 평행하다. 그러나 Mohr-Coulomb 기준과 Drucker-Prager 기준은 그림 7 또는 8과 같이

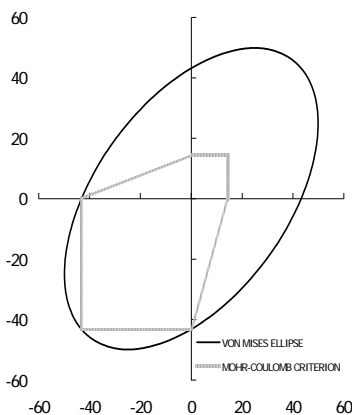


그림 3 Von-Mises와 Mohr-Coulomb Yield Surface

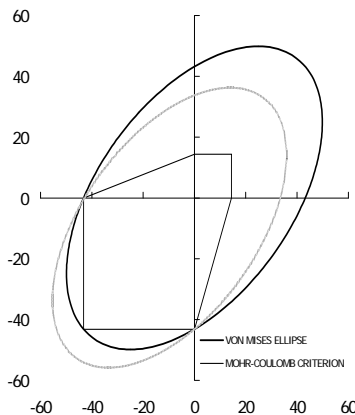


그림 4 Mohr-Coulomb과 Drucker-Prager의 Yield Surface

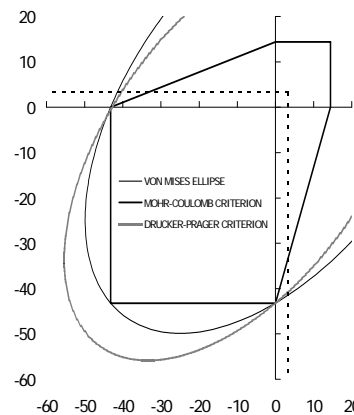


그림 5 Tension Cut-off 모델이 적용된 Mohr-Coulomb과 Drucker-Prager 기준의 Yield Surface

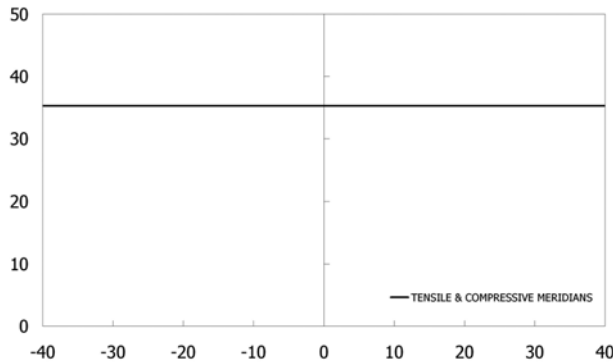


그림 6 Tresca와 Von-Mises 기준의 Meridian

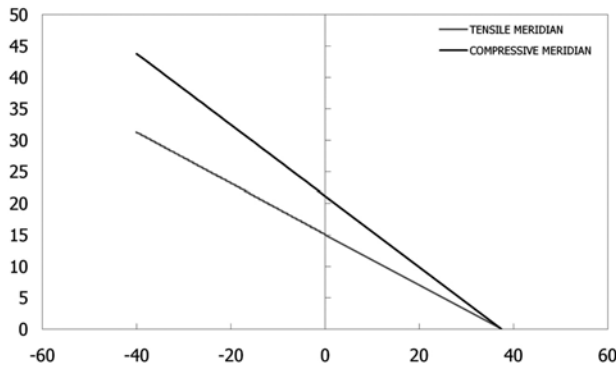


그림 7 Mohr-Coulomb의 Meridian

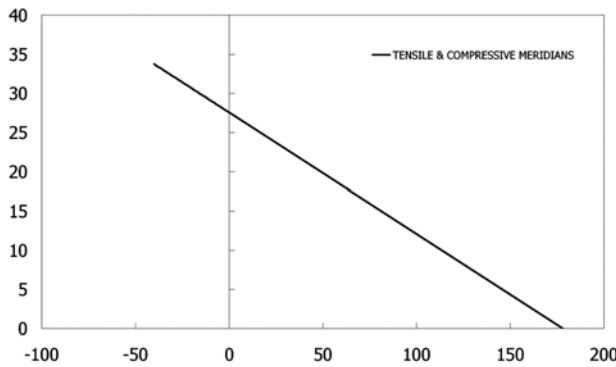


그림 8 Drucker-Prager의 Meridian

hydrostatic axis에 대해 변하는 값, 즉 hydrostatic pressure에 따라 값을 달리한다.

이러한 재료 해석 모델의 차이를 명확하게 하기 위하여 기존의 검증된 실험을 재해석하였다.

## 2.2 전이보의 실험과 해석

우리나라에서 지어지고 있는 대부분의 아파트 건물의 구조시스템은 하부층의 경우 공용 공간 또는 주차장으로 보-기둥 모멘트 골조를, 상부층의 경우 아파트로 벽식 구조를

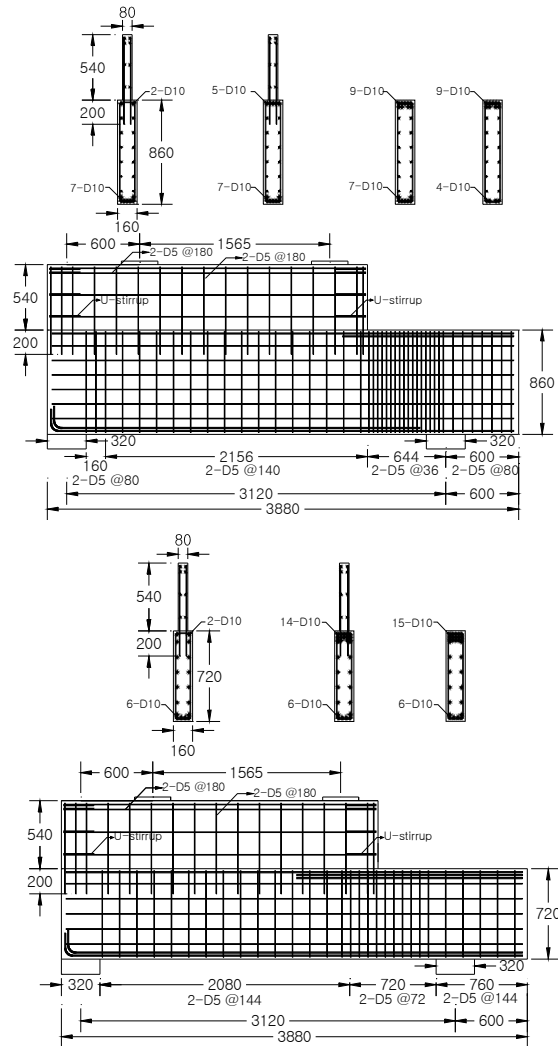


그림 9 ACI 방법에 의해 설계된 전이보(AL-86, 좌)와 스트럿-타이 모델에 의해 설계된 전이보 상세(SL-72, 우) 상세 (unit: mm)

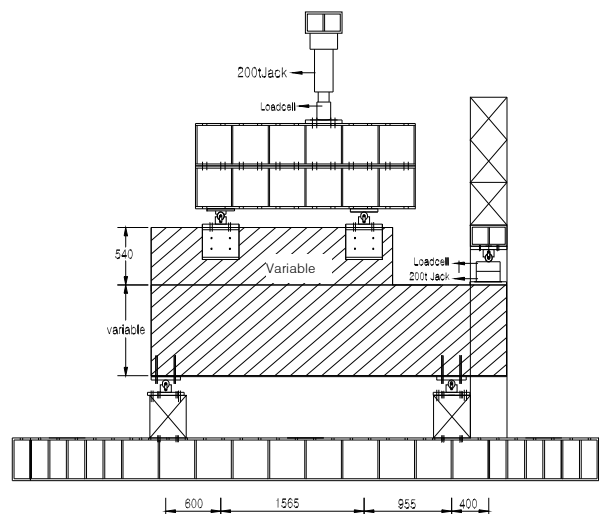
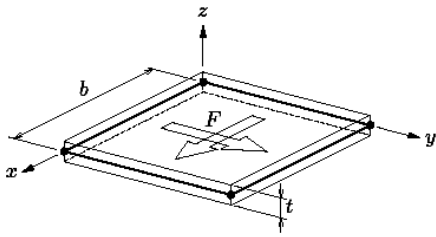


그림 10 실험체 Set-up (unit: mm)



Plane stress case ( $\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$ )

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{pmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1-\nu)}{2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix}$$

$$\epsilon_z = \frac{-\nu}{E}(\sigma_x + \sigma_y) = \frac{-\nu}{1-\nu}(\epsilon_x + \epsilon_y)$$

그림 11 Plane Stress Element

주로 채택하고 있다. 이와 같은 구조형식을 갖는 건물은 상부하중을 하부골조로 전달하기 위해 상부층과 하부층 사이에 전이보를 두는 것이 보통이고, 이들 전이보는 일반적인 보 이론과는 다른 거동을 보여 설계에 주의를 필요로 한다. 구조적으로 중요하면서 동시에 명확한 설계법이 없는 전이보의 거동 특성 이해를 위해 그림 9, 10에서와 같이 ACI의 휨 이론에 근거한 실험체와 **Strut-and-tie method**에 근거한 실험체를 제작, 실험을 수행하였고, 이를 **DIANA**를 이용하여 해석하였다.

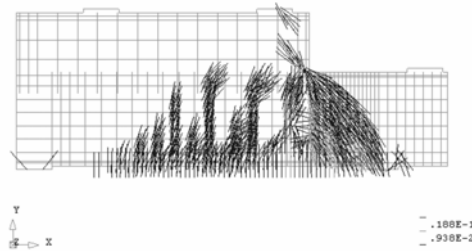
실험체는 2차원의 **Plane stress** 요소로 모델링하였다. 2차원의 **Plane stress** 요소는 다음 식에서 보듯, 면 외 응력을 무시하는 요소이다. 유한요소 **Mesh**는 4절점의 사각형요소를 사용하였으며, 최대한 실험과 동일한 조건을 갖추기 위해 지점의 철판 역시 모델링하였다. 철근은 **line element**로서, 실험체와 동일한 위치에서 그 단면적에 변화를 주어 실험체와 유사한 조건을 갖도록 했다. 그림 12에 설계된 실험

체의 유한요소해석 모델을 나타내었다.

### 2.2.1 Von-Mises 기준과 Drucker-Prager 기준을 적용한 전이보 실험 해석

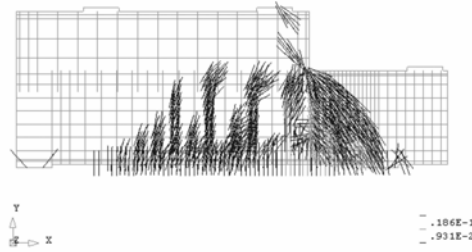
철근이나 강구조에 주로 사용되는 **Von-Mises**모델과 콘크리트에 일반적으로 사용되는 **Drucker-Prager**모델의 해석

```
Model: TRANS0D
LC1: Load case 1
Step: 30 LOAD: 1.2
Gauss EL: EKN1 EKN2
Max = .101E-1
Min = 0
```



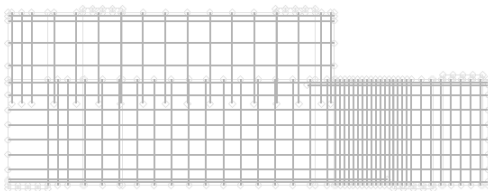
(a) Von-Mises material model

```
Model: TRANS0D
LC1: Load case 1
Step: 30 LOAD: 1.2
Gauss EL: EKN1 EKN2
Max = .179E-1
Min = 0
```

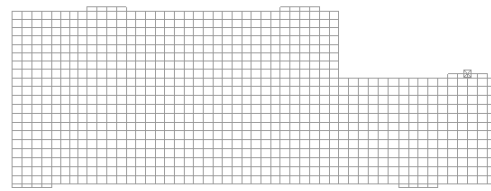


(b) Drucker-Prager material model

그림 13 균열 양상 (AL-86)



(a) AL-86 모델의 배근과 Mesh



(b) SL-72 모델의 배근과 Mesh

그림 12 전이보 DIANA 해석 모델

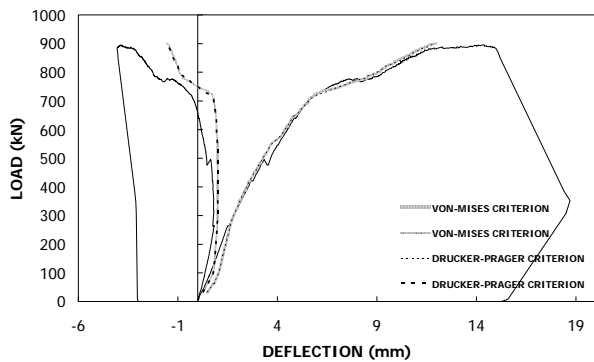


그림 14 Von-Mises 모델과 Drucker-Prager 모델을 사용한 해석 결과(AL-86)

상 차이점 분석을 위해 AL86 모델의 콘크리트 재료 모델을 Von-Mises와 Drucker-Prager를 각각 적용, 동일한 조건 하에서 해석 수행하였다. 두 모델 모두 tension cut-off 모델과 함께 사용하였으며, 아래에 결과를 나타내었다. 그림 13에서와 같이 동일한 하중 단계에서 거의 동일한 균열 양상을 보였다. 또한 그림 14에서 두 모델은 상당히 유사한 하중-변위 관계를 보이고 있다.

실제로 부재 단면의 철근비가 4~5% 이상의 상당히 높은 값을 갖는 경우, 해석상 hydrostatic pressure independent material model과 hydrostatic pressure dependent material model의 차이가 나타난다고 한다. 이는 철근의 구속에 의해 hydrostatic pressure가 충분히 발현되었을 경우 그 차이를 드러낸다고 사료된다. 때문에 본 연구의 실험과 같은 전이보의 경우, 혹은 뒤에 소개할 단순보와 벽체 실험의 경우처럼 철근의 구속 효과(confinement effect)를 기대할 수

없는 경우에는 재료 모델간의 차이에 의한 해석결과는 거의 동일하게 나타난다.

### 2.3 Von-Mises 기준을 적용한 단순보 실험 해석

다음 그림 15에서 보이는 단순보의 실험은 1998년 수행되었던 “축소모델 철근콘크리트 보의 휨 부착 및 전단 거동에 관한 상사성 실험 연구” (고동우, 1998)의 일부분이다. 유한요소해석을 위해 프로그램상에서 2차원의 plane stress 요소로 모델링하였다. 각 요소는 가장 단순한 형태의 4절점 사각형 요소를 선택하였고, 실험체가 대칭이기 때문에 효율성을 높이기 위해 절반만을 모델링하여 해석하였다.

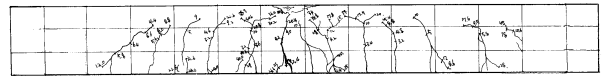


그림 17 단순보(휨 실험)의 균열도

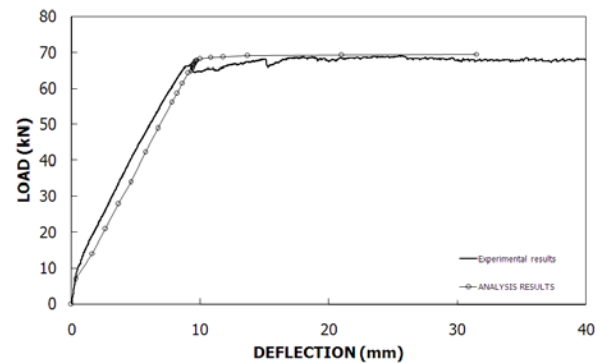


그림 18 단순보(휨 실험)의 하중-변위 관계

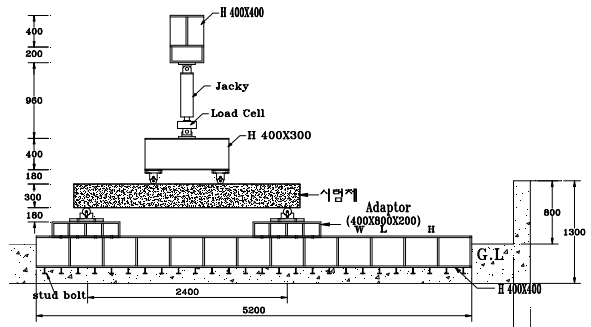
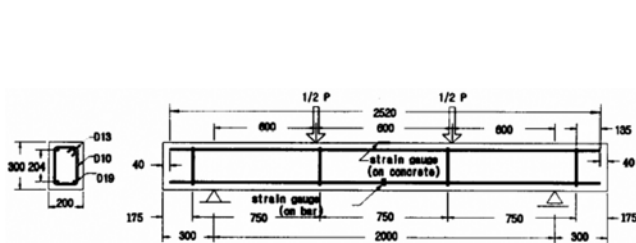


그림 15 단순보(휨 실험) 실험체와 실험 세팅

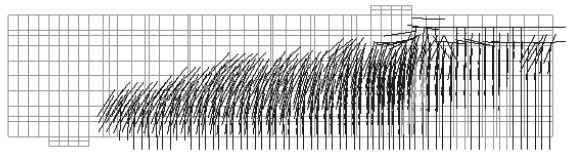
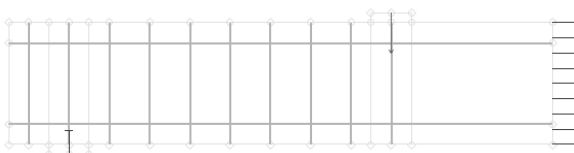


그림 16 단순보(휨 실험)의 프로그램(DIANA) 모델과 Crack pattern

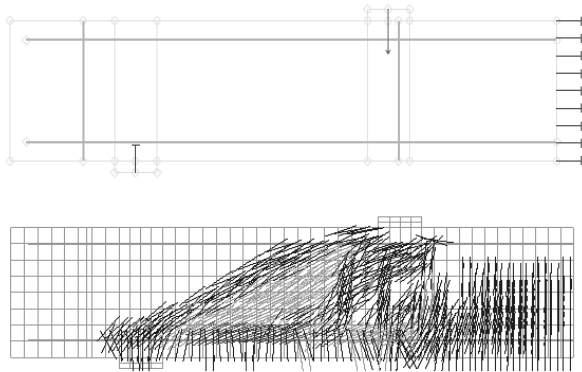


그림 19 단순보(전단 실험)의 프로그램(DIANA) 모델과 Crack pattern

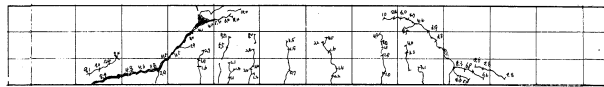


그림 20 단순보(전단 실험)의 균열도

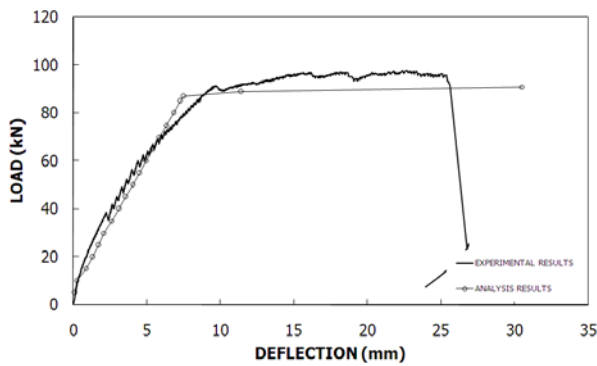


그림 21 단순보(전단 실험)의 하중-변위 관계

해석결과 콘크리트 모델에 잘 맞지 않는 Von-Mises yield criteria를 적용한 두 개의 실험체 모두 적절한 거동 묘사가 가능함을 확인하였다. 휨 거동을 하는 보는 실험에서와 같이 휨 균열을 명확하게 보여주었으며, 하중-변위 관계 역시 실험과 근사한 경향을 나타냈다. 또한 전단 거동을 하는 보 역시 전단 거동에 의한 사균열(diagonal crack)의 묘사가 가능하였으며, 하중-변위 관계 역시 만족스러운 결과를 보여주었다.

#### 2.4 Von-Mises 기준을 적용한 벽체 실험 해석

그림 22는 W.F.Chen의 “Plasticity in reinforced concrete” (McGraw-Hill, 1982)의 한 예제이다. 실험은 1970년 Cervenka 등에 의해 수행되었고, 책의 내용을 중심으로 모델을 구성하여 그림과 같이 plane stress 요소로 모델링하였다. 좌우 대칭인 점을 고려하여 모델의 절반만을 모델링하였으며, Mesh

Concrete :  $f'_c = 26.8MPa$ ,  $f'_t = 3.6MPa$ ,  $E_c = 2.0 \times 10^4 MPa$

Steel Reinforcement :  $f_y = 353MPa$ ,  $E_s = 1.9 \times 10^5 MPa$

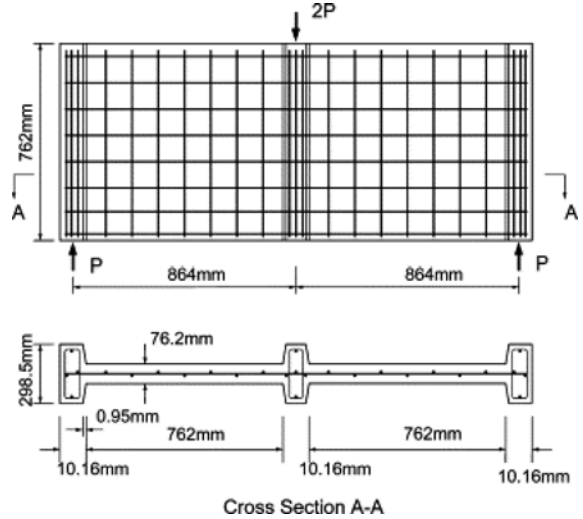


그림 22 예제 벽체의 형상과 프로그램(DIANA) 모델

는 3절점 삼각형 요소와, 4절점 사각형 요소를 사용, 해석하여 두 모델을 비교하였다. 모델 전체의 절점 수는 변화가 없으나, 삼각형 요소로 구성된 모델의 요소 수가 정확하게 두 배 더 많게 된다.

해석결과 실험과 일치하는 하중-변위 관계를 얻을 수 있었으며, 균열 양상 역시 유사하게 묘사하고 있음을 확인할 수 있었다. 이 역시 콘크리트 재료 모델에 잘 맞지 않는 Von-Mises yield criteria를 적용하여 적절한 콘크리트의 거동 묘사가 가능함을 보여주었다.

한가지 흥미로운 사실이 그림 25에 나타나 있다. 동일한 조건에서 해석을 수행하였음에도 4절점 사각형 요소를 사용한 해석은 해석 도중 발산하였으나, 3절점 삼각형 요소를 사용한 모델은 충분한 해석이 이루어졌다. 절점 수가 같더라도 모델의 요소 수의 차이에 의해 해석의 안정성이 좌우될 수 있음을 말해주는 결과라 할 수 있겠다.

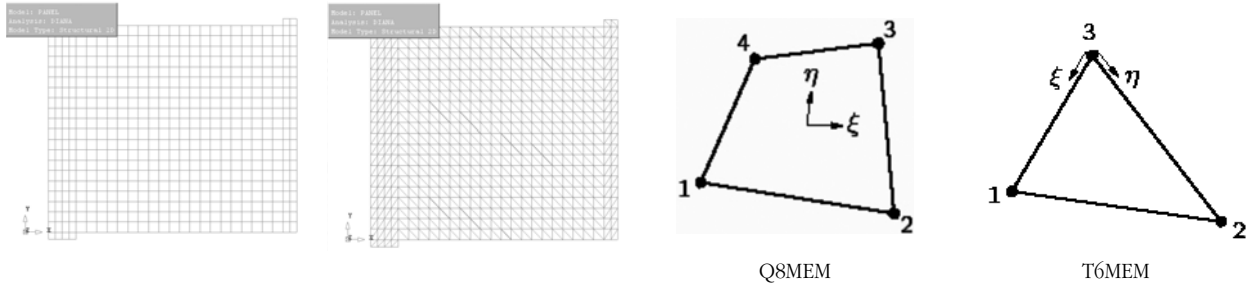


그림 23 4절점 사각형 요소와 3절점 삼각형 요소를 사용한 Mesh

### 3. Softening 및 Hardening 효과

Von-Mises 모델을 사용할 시, 콘크리트의 Hardening 효과를 정량적으로 부여할 수 없기 때문에 이 효과를 제외하고 해석을 수행하였으나, Drucker-Prager나 Mohr-Coulomb 모델의 경우 정량적인 Hardening parameter를 통해 쉽게 그 특성을 부여할 수 있다. 앞서 어떤 특별한 조건하에서는 Von-Mises 모델과 Drucker-Prager 모델의 차이가 없다는 결론에 도달하였지만, Hardening 현상에 대한 보다 직접적인 이해를 위해 AL-86 모델에 Drucker-Prager 모델을 적용하여 이에 대한 효과를 비교, 분석하였다.

콘크리트의 Hardening 효과를 표현하기 위해서 콘크리트의 이력곡선이 필요하였으나, 실험 시 측정된 결과의 신뢰성이 의심되는 상황에서 범용 구조해석 프로그램인 SAP2000의 비선형해석을 위한 기능 중 일부를 사용하여, 그림 26과 같은 일반적인 콘크리트의 이력곡선을 얻었다. 이에 콘크리트 초기 접선 탄성계수를 사용하여 소성 영역에서의 이력곡선을 얻을 수 있었다.

이 곡선을 프로그램에서 요구하는 Hardening parameter의 형태로 변환하는 식은 다음과 같다(그림 27).

등가 소성 변형률 (Equivalent plastic strain)

$$k = - \frac{\sqrt{1 + \sin^2 \phi_0} - 2/3 \sin \phi_0}{1 - \sin \phi_0} \epsilon_3^p$$

점착력 (Cohesion)  $c = f_c' \frac{1 - \sin \phi_0}{2 \cos \phi_0}$

한편, 콘크리트의 인장영역에 대해서는 Hillerborg의 breakpoint를 사용하였다. Ultimate strain을  $\epsilon_u = \frac{\sigma_{y,steel}}{E_{steel}}$ 로 가정하고, 콘크리트의 최대 인장강도를 일반식  $f_t = 0.5 \sqrt{f_c'}$ 으로써 산출한다면, Hillerborg의 breakpoint은  $\left(\frac{1}{3} f_t, \frac{2}{9} \epsilon_u\right)$ 로 산정되며, 이는 그림 28과 같다.

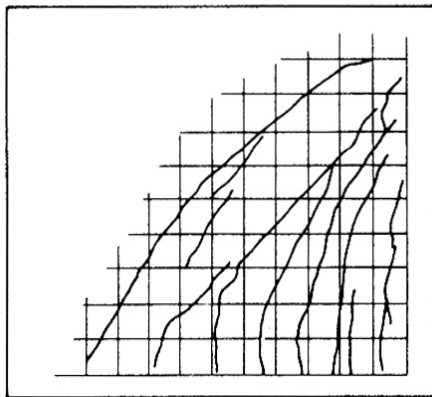
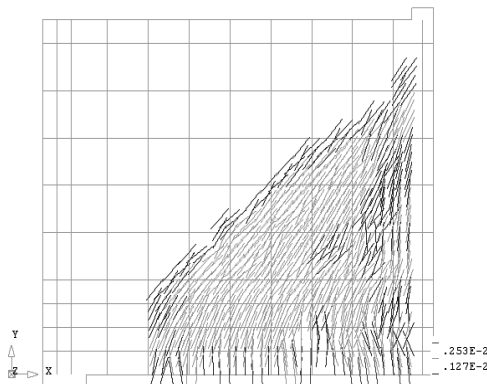


그림 24 4절점 사각형 요소를 사용한 해석 결과 - 처짐과 균열 양상

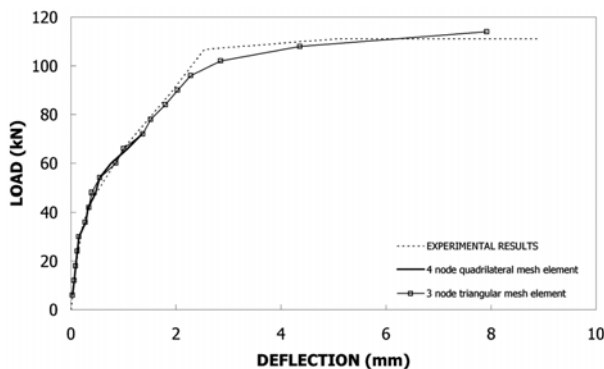


그림 25 해석 결과 (하중-변위 관계)



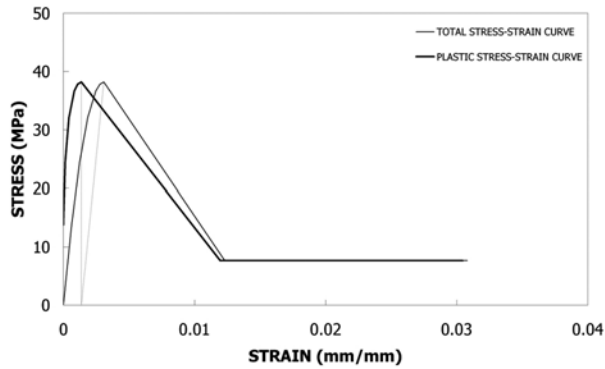


그림 26 콘크리트의 응력-변형률 관계

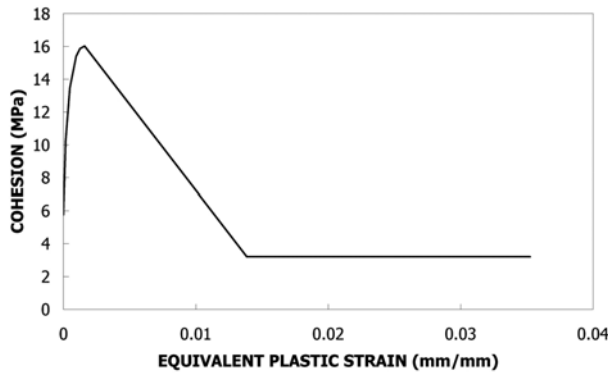


그림 27 콘크리트의 Hardening변수

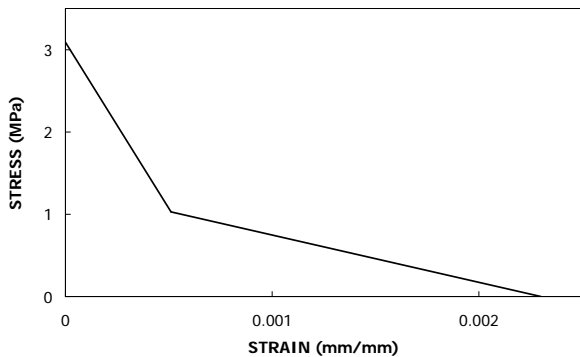


그림 28 콘크리트의 항복 영역 이후 인장응력-변형률 관계

철근에 대한 hardening 효과는 실험 결과를 사용하여, 다음과 같이 항복 강도와 극한 강도의 이력을 단순화하여 나타내었고, 콘크리트의 경우와 마찬가지로 철근의 탄성계수 200,000 $PMa$ 를 이용하여 소성 영역에서의 이력곡선을 얻었다.

이러한 softening 및 hardening 효과를 모두 적용하여 해석한 결과와 모든 재료를 이상적으로 가정(ideal plasticity)하고 해석하였을 경우의 비교를 그림 30에 나타내었다.

해석 결과 초기 하중-변위관계는 두 모델이 차이를 보이고 있지 않다. 그러나 항복 이후의 거동에서 차이가 나타났

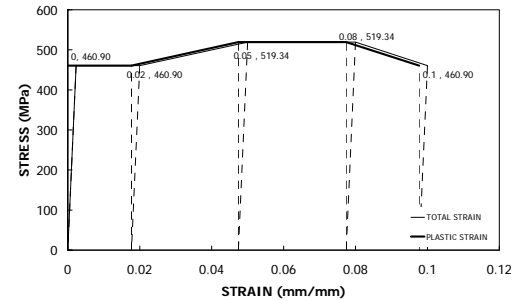
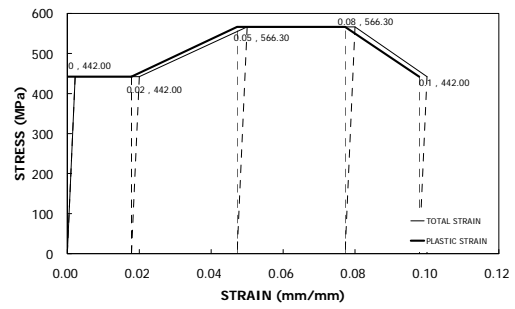


그림 29 실험에 사용된 D10(좌), D5(우)철근의 응력-변형률 관계

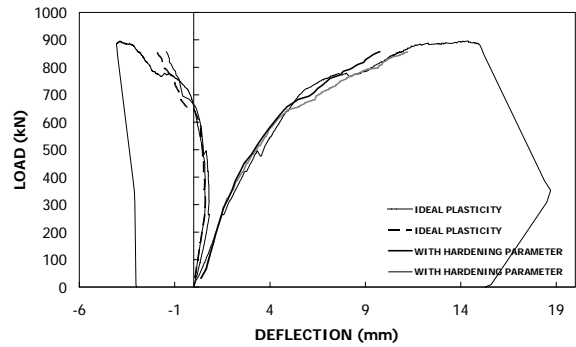


그림 30 연화 및 경화 효과를 적용한 모델의 해석 결과(AL-86)

으며, 이는 앞서 언급한 바와 같이 콘크리트의 Hardening 효과보다 철근의 항복 후 Hardening 효과의 반영에 의한 것으로 판단된다.

#### 4. Interface Element

큰 균열이 예상되는 부분에 interface element를 삽입하여,

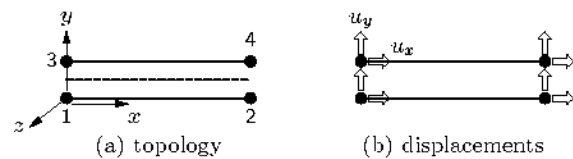


그림 31 프로그램상의 경계요소 (L8IF)

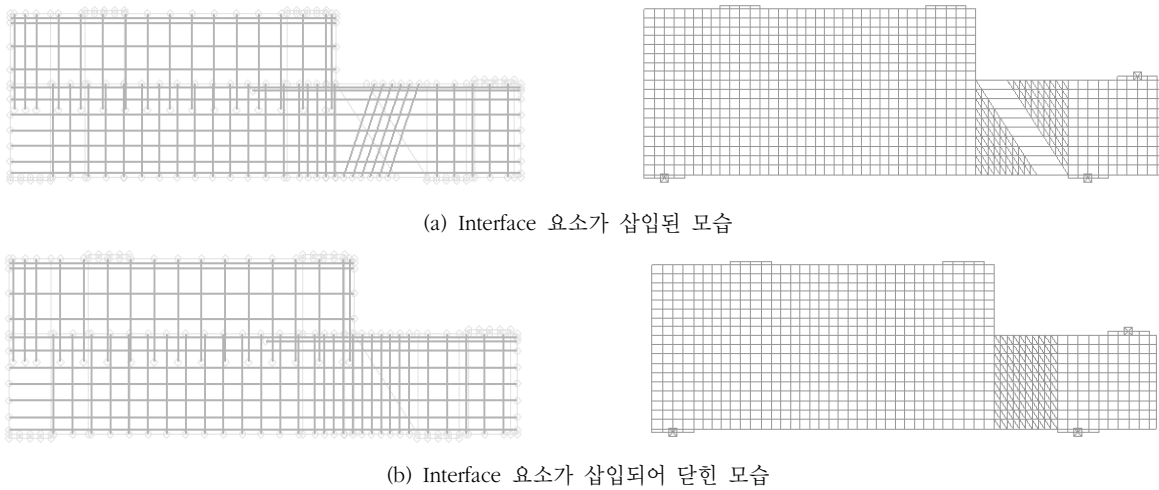


그림 32 SL72 모델에 삽입된 경계 요소와 그에 따른 삼각형 요소

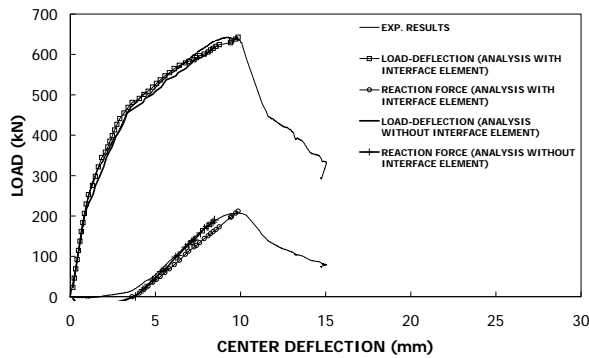
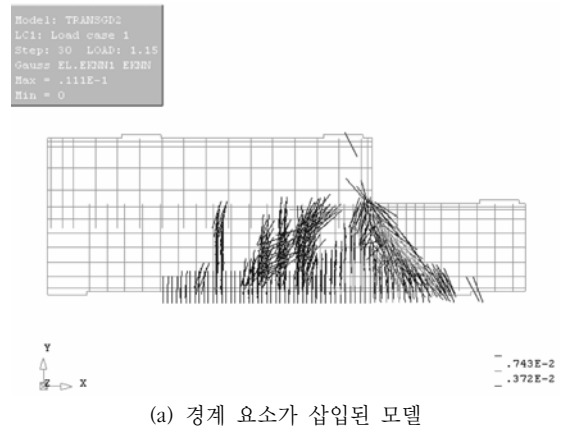


그림 33 경계 요소의 유무에 따른 해석 결과(SL-72)

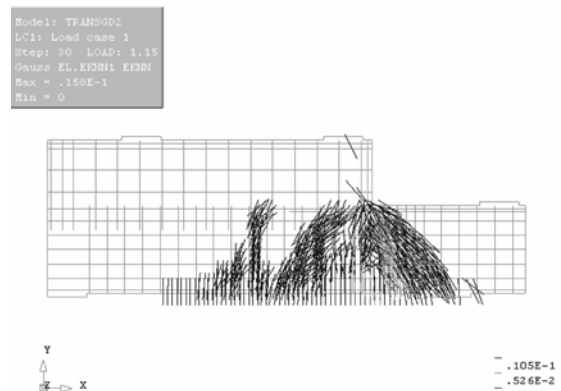
균열을 집중시킴과 동시에 균열에 의한 영향을 보다 효과적으로 표현 할 수 있을 것으로 기대하였다. 즉, 일반적인 균열로는 그 폭이나 양상을 판정하는데 그치지만, 균열의 폭이 증가하면서 추가적으로 발생하는 현상에 대해서는 묘사할 수 없다. 그러나 interface element의 경우에는 균열 폭이 증가하면서 발생하는 추가 현상에 대한 묘사가 가능하다.

본 연구의 실험에서 대부분의 균열은 대각선으로 형성되어 있기 때문에, interface element 역시 대각선으로 삽입하였고, 후에 실제 모델과 같이 폭이 없도록 두 부분을 합하여 닫았다. Interface element가 대각선으로 삽입되었기 때문에 그 주변의 요소에 대해서는 3절점 삼각형 요소를 사용하여, 주변 요소의 mesh와 선이 일치하도록 하였다. Interface element는 탄성해석시의 완전 부착을 고려하여 임의의 큰 값을 사용하였다. 그림 32는 interface element가 삽입되는 과정을 보여주고 있다.

Interface element의 효과를 비교, 분석하기 위해 동일한 실험 모델에 동일한 조건을 부여하면서 경계요소 유·무의



(a) 경계 요소가 삽입된 모델



(b) 경계 요소가 없는 일반 모델

그림 34 균열 양상 (SL-72)

차이가 있는 해석 모델을 만들어 해석 수행 결과, 두 모델의 하중-변위 관계는 그림 33과 같이 나타났다.

Interface element의 유무에 따른 하중 변위 관계는 거의 차이가 없음을 알 수 있고, 실험 결과와 일치하는 것을 볼

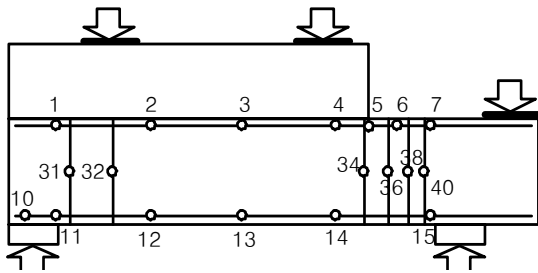


그림 35 스트레인 게이지 위치(SL-72)

수 있다. 그러나 균열 양상은 상당한 차이를 보여준다. Interface element가 삽입된 모델의 경우, 집중된 균열이 명확하게 나타난다. 그렇지 않은 모델의 경우 균열 양상은 비슷하게 나타났으나, 집중된 균열을 정확하게 표현하지 못하고 있다.

### 5. 철근 변형률

실험에서 철근에 부착된 각각의 Strain gage에 일련번호를 부여하여, 각 위치에서 하중 증가에 따른 변형률의 변화를 측정하였고, 이를 그래프에 해석 결과와 비교하여 나타내었다. 그림 36에서 보는 바와 같이 철근의 변형률은 정확하게 일치하지는 아니하나, 각 위치에서 대략적인 거동은 상당부분 유사한 것으로 판단된다.

### 6. 결 론

비선형 유한요소해석 software, DIANA를 이용하여 기존

실험 결과를 해석, 그 신뢰성 검증을 시도한 본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 콘크리트 비선형 거동 묘사에 탁월한 성능을 보일 뿐 아니라, 기존에 표현할 수 없었던 비선형 철근 변형률까지 상당한 정확도로 표현할 수 있어, 실험상 제한적일 수밖에 없는 결과를 보충할 수 있는 결과를 산출, 실험 및 해석 분야에 기여할 수 있는 가능성이 크다고 판단된다.

2) 철근에 의한 구속에 의해 hydrostatic pressure가 충분히 발생되지 않는 상황 하에서 콘크리트 재료 모델이 해석 결과에 기여하는 바는 거의 없다. 그러나 철근의 항복 이후 비선형 거동은 보다 정확한 결과를 얻기 위해 필수적이다.

3) Software 사용상 재료의 비선형 특성을 정의하고 해석할 시, Graphic Interface와 Text Interface를 모두 이용해야 하는 등의 난해함과 복잡함이 따른다. 보다 간편하게 이용할 수 있는 Interface 마련이 필요하다.

### 참 고 문 헌

1. 고동우, “축소모델 철근콘크리트 보의 휨 부착 및 전단 거동에 관한 상사성 실험 연구”, 고려대학교 대학원 건축공학과, 1999.
2. 선성민, “RC전이보의 비선형 거동에 대한 해석적 연구”, 고려대학교 대학원 건축공학과, 2007.
3. Han-Seon Lee, Sung-Min Sun and Dong-Woo Ko, “Behavior of RC Deep Girders that Support Walls with Short End Shear Spans”, Journal of Asian Architecture and Building Engineering, November 2011.

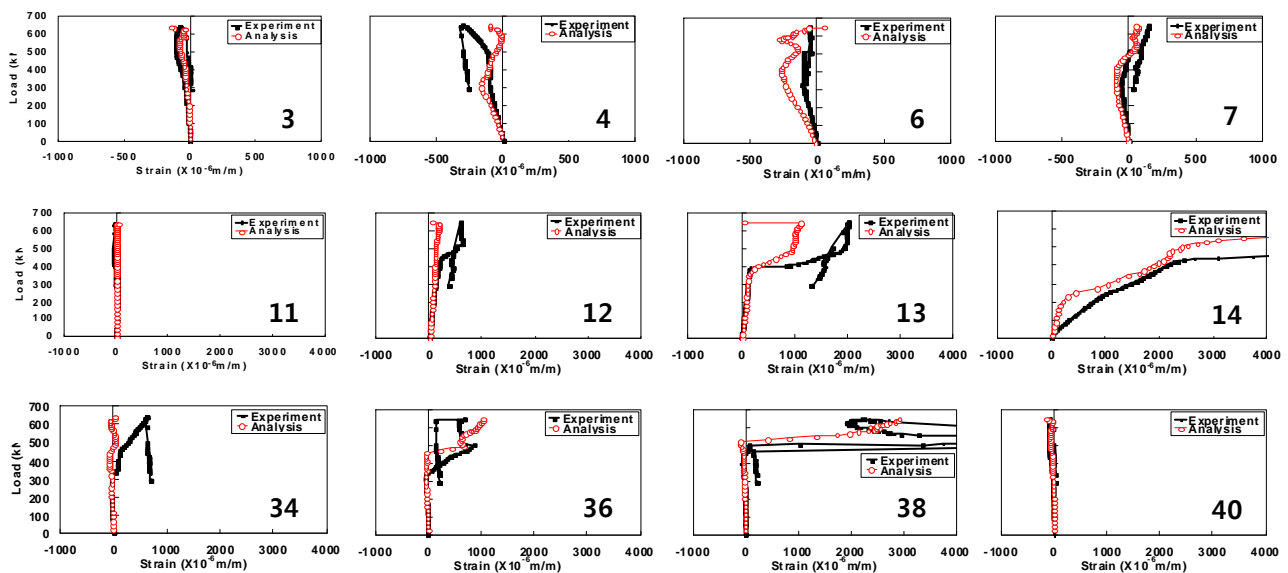



그림 36 위치별 철근의 변형률(SL-72)

4. Han-Seon Lee, Dong-Woo Ko and Sung-Min Sun, "Behavior of continuous RC deep girders that support walls with long end shear spans", Structural Engineering and Mechanics, Vol. 38, No. 4 (2011) 385~403
5. TNO DIANA BV, "User's Manual", Release 9, 2005.
6. James G. MacGregor, James K wight, "Reinforced Concrete - Mechanics and Design", Fourth Edition in SI Units, Prentice-Hall, 2005.
7. Wei-Fah Chen, "Constitutive Equations for Engineering Materials, Volume1: Elasticity and Modeling" John Wiley & Sons, 1994.
8. Wei-Fah Chen, "Constitutive Equations for Engineering Materials, Volume2: Plasticity and Modeling" ELSEVIER, 1994.
9. W. F. Chen, "Plasticity in Reinforced Concrete" McGraw-Hill, 1982. 

[담당 : 고동우, 편집위원]