

## 할선강성을 이용한 직접 비탄성 스트럿-타이 모델

박홍근 <sup>1)\*</sup> · 김윤곤 <sup>1)</sup> · 엄태성 <sup>1)</sup>

<sup>1)</sup> 서울대학교 건축학과

(2003년 11월 20일 원고접수, 2005년 2월 14일 심사완료)

### Direct Inelastic Strut-Tie Model Using Secant Stiffness

Hong-Gun Park <sup>1)\*</sup>, Yun-Gon Kim <sup>1)</sup>, and Tae-Sung Eom <sup>1)</sup>

<sup>1)</sup> Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul, 151-742, Korea

(Received November 20, 2003, Accepted February 14, 2005)

#### ABSTRACT

A new strut-tie model using secant stiffness, Direct Inelastic Strut-Tie Model, was developed. Since basically the proposed design method uses linear analysis, it is convenient and stable in numerical analysis. At the same time, the proposed design method can accurately estimate the inelastic strength and ductility demands of struts and ties because it can analyze the inelastic behavior of structure using iterative calculations for secant stiffness. In the present study, the procedure of the proposed design method was established, and a computer program incorporating the proposed method was developed. Design examples using the proposed method were presented, and its advantages were highlighted by the comparison with the traditional strut-tie model. The Direct Inelastic Strut-Tie Model, as an integrated analysis/design method, can directly address the design strategy intended by the engineer to prevent development of macro-cracks and brittle failure of struts. Since the proposed model can analyze the inelastic deformation, indeterminate strut-tie model can be used. Also, since the proposed model controls the local deformations of struts and ties, it can be used as a performance-based design method for various design criteria.

**Keywords :** strut-and-tie model, secant stiffness, nonlinear design, inelastic analysis, reinforced concrete

#### 1. 서 론

스트럿-타이 모델<sup>1)</sup>은 복잡한 거동을 나타내는 철근콘크리트 부재에 가장 쉽게 사용할 수 있는 설계방법으로서 그 적용이 확대되고 있으며, ACI 318<sup>2)</sup> 등의 설계기준에서도 이 방법을 도입하고 있다. 그러나 전통적인 스트럿-타이 모델은 여러 가지 장점에도 불구하고 다음과 같은 단점을 갖고 있다.

- 1) 스트럿-타이 모델은 해석의 용이성을 위하여 정정 트러스 구조로 이상화하는 것이 일반적이다. 그러나 정정 스트럿-타이 모델은 철근콘크리트 부재내의 복잡한 힘의 흐름을 지나치게 단순화하여 실제 부재의 복잡한 비선형 거동을 잘 나타내지 못할 수 있다.
- 2) 스트럿-타이 모델은 요소의 비선형극한거동을 가정하고 있지만, 실제 설계시 비선형 변형을 평가할 수 없으며, 따라서 변위의 적합조건을 만족하는 설계가 불가능하다.

- 3) 정정 스트럿-타이 모델을 사용하는 기존의 모델은 타이가 소성상태에 있는 완전 소성 메커니즘을 가정하고 있으므로, 과대인장균열의 발생, 스트럿의 압괴 등의 국부 파괴를 직접적으로 제어할 수 없다.
- 4) 기존의 스트럿-타이 모델에서는 스트럿의 압축강도에 대하여 경험적인 값을 사용하고 있다. 기존 연구에 의하면 스트럿의 압축강도는 스트럿 직각방향의 인장병형률과 관계가 있으므로, 합리적 설계를 위해서는 인장 변형률에 따른 스트럿 강도의 변화를 설계에 반영하는 것이 바람직하다.

이러한 기존의 스트럿-타이 모델의 단점을 개선하기 위하여 비선형거동을 고려할 수 있는 스트럿-타이 모델이 시도되었다<sup>6,7)</sup>. 새로이 개발된 방법들은 부재의 비선형거동을 고려할 수 있으며, 변위의 적합조건을 고려할 수 있으므로 보다 정확한 설계를 수행할 수 있다. 그러나 이 스트럿-타이 모델들은 비선형 유한요소해석을 이용하거나 또는 비선형해석을 위하여 복잡한 단계별 해석을 이용하므로 실무에서 사용하기 어렵다. 또한 이러한 해석방법은 부

\* Corresponding author

E-mail : hgpark@gong.snu.ac.kr

©2005 by Korea Concrete Institute

재를 구성하고 있는 각 스트럿과 타이의 비선형모델이 구성되어야 사용이 가능하다. 따라서 초기설계가 이루어진 스트럿-타이 모델의 구조성능을 평가하는 방법으로 사용할 수 있으나, 각 스트럿과 타이 요소의 강도 및 변형요구량을 결정하는 직접설계방법으로는 사용할 수 없다. 결과적으로 기존의 비선형 스트럿-타이 모델은 설계자의 설계 전략을 직접적으로 해석 및 설계에 반영하기 어려우므로 경제적인 설계를 실현하기 위해서는 재설계와 평가의 반복작업을 실시하여야 하므로 불편하다.

본 연구에서는 이러한 기존의 선형 및 비선형 스트럿-타이 모델의 문제점을 개선하기 위하여 각 요소의 강도와 연성 요구량을 결정하는 직접설계방법으로 사용할 수 있으며, 각 요소의 비선형 변형을 비교적 정확히 평가할 수 있는 실용적인 비탄성 스트럿-타이 모델을 개발하고자 한다.

## 2. 설계개념

본 연구에서 제안하는 설계방법의 기본개념은 부재의 비선형거동으로부터 나타나는 강도와 변형 요구량을 그에 관련된 할선강성(secant stiffness)에 대한 선형해석을 사용하여 결정하는 것이다.

Fig. 1 (a)는 스트럿-타이 모델의 비탄성 변형형상을, (b)는 전체모델과 모델을 구성하고 있는 각 요소의 비선형거동을 나타내고 있다. 그림 (b)는 모델과 각 요소의 비선형거동에 의하여 발생하는 최대 강도 및 변형으로 정의되는 성능점(또는 요구량, performance point)을 나타내고 있는데, Fig. 1 (c)에 나타난 바와 같이 이 성능점에 의하여 정의되는 할선강성을 사용하여 선형해석을 수행하더라도 비선형해석과 동일한 성능점을 정의할 수 있다. 그 이유는 외력인 하중의 크기나 분포가 동일하다면, 거동 경로가 다르더라도 동일한 변형에 대하여 하나의 강도만이 존재하기 때문이다. 이러한 원리가 성립하기 위해서는 하중의 분포가 동일하고, 각 요소에서 제하(unloading)가 일어나지 않아야 한다. 일반적으로 하중의 재하시에 각 요소에서 제하가 일어나는 경우는 거의 없다.

반대로 각 요소에서 임의의 할선강성을 가정하여 이 할

선강성에 대한 선형해석을 수행하면 강도 및 최대변형을 나타내는 성능점을 결정할 수 있다. 각 요소에서 이 성능점을 통과하도록 비선형거동을 정의한다면, 전통적인 비선형해석에 의해서도 동일한 성능점에 도달하게 된다. 이는 비선형해석이 아닌 할선강성을 사용하는 선형해석을 사용하여 비선형해석의 효과를 나타낼 수 있음을 가리키고 있다.

기존에 설계된 부재에 대한 성능평가에서와 같이 이미 구조성능이 결정되어 있는 경우에는 임의의 할선강성에 대한 선형해석에 의하여 비선형해석과 동일한 성능점을 구할 수 없다. 그러나 성능점(혹은 강도 및 연성 요구량)을 결정하는 설계시에는 각 부재의 성능점은 정해져 있지 않고 설계자의 의도에 따라서 다양한 값을 취할 수 있으므로, 임의의 할선강성을 사용하여 성능점을 결정할 수 있다. 이 성능점에 관련된 강도 및 연성도 요구량을 만족하도록 각 요소가 설계된다면, 위에서 설명한 바와 같이 이 요소들의 비선형거동에 의하여 나타나는 강도 및 변형은 할선강성에 의하여 결정된 성능점의 값과 동일하게 된다. 이는 구조물의 설계시에는 할선강성에 대한 선형해석을 이용하여 편리하게 성능점을 결정할 수 있음을 가리키고 있다. 본 연구에서는 이러한 비탄성설계개념을 도입하여 직접 비탄성 스트럿-타이 모델(DISTM, Direct Inelastic Strut-Tie Model)을 개발하였다.

원칙적으로 부재의 설계시에는 임의의 할선강성을 사용할 수 있으나, 경제적이고 안전한 설계를 위해서는 각 요소에서 설계자에 의하여 의도된 설계전략에 맞는 적절한 할선강성을 선택하여야 한다. 이를 위하여 할선강성에 대한 한계를 설정할 필요가 있다. Fig. 2는 일반적으로 생각할 수 있는 성능점 및 할선강성에 대한 한계조건을 나타내고 있다.

스트럿 성능점에 대한 한계조건은 다음과 같다.

- 1) 콘크리트의 압축강도에 해당하는 변형률  $\epsilon_{co}$ 을 초과하지 않아야 한다.

$$\Delta_c \leq \Delta_{co}$$

여기서,  $\Delta_{co} = \epsilon_{co} l_c$ ,  $l_c$  = 스트럿의 길이

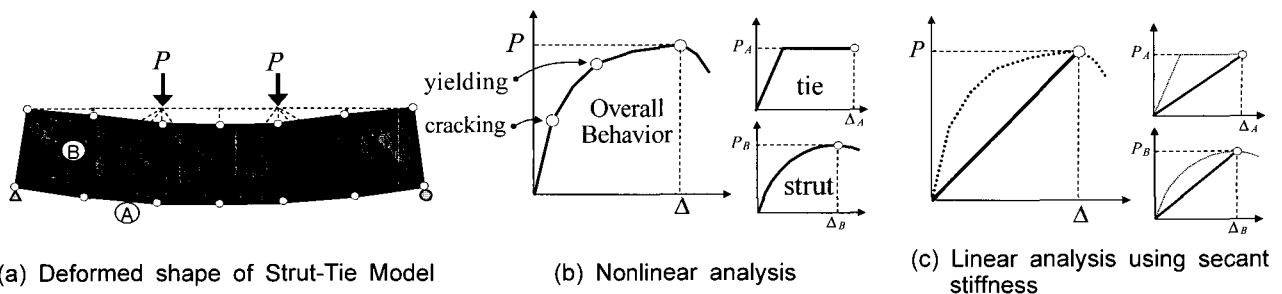


Fig. 1 Comparison of traditional nonlinear analysis and linear analysis using secant stiffness

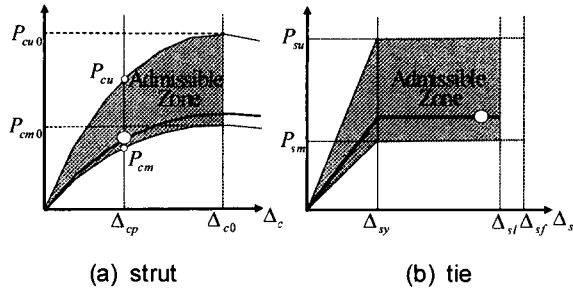


Fig. 2 Admissible zone for performance point

2) 스트럿의 압축강도는 직각방향의 한계인장변형률  $\epsilon_{t0}$ 에 의하여 결정되는 압축강도보다 큰 값이어야 한다.

$$P_c > P_{cm}$$

여기서,  $f_{cm}$  = 최소한계압축강도,  $P_{cm} = f_{cm} A_c$ ,  
 $A_c$  = 스트럿의 단면적

3) 1축 압축응력-변형률 곡선에 의하여 정의되는 최대한계응력보다 작아야 한다.

$$P_c < P_{cu}$$

여기서,  $P_{cu} = f_{cu} A_c$ ,  $f_{cu}$  = 최대한계압축강도

타이요소의 성능점에 대한 한계조건은 다음과 같다.

1) 타이의 변형은 과대 인장균열의 발생을 나타내는 최대 변형  $\Delta_{sf}$ 와 동일한 위치에 있는 스트럿의 압축강도를 결정하는 한계 인장변형  $\Delta_{st}$ 보다 작아야 한다.

$$\Delta_s \leq \Delta_u = \min(\Delta_{sf}, \Delta_{st})$$

여기서,  $\Delta_{sf} = \epsilon_{sf} l_s$ ,  $\Delta_{st} = \epsilon_{st} l_s$ ,  $l_s$  = 타이의 길이

2) 설계기준에서 규정하는 최소철근비에 해당하는 최저 강도한계보다 큰 값이어야 한다.

$$P_s > P_{sm}$$

여기서,  $f_{sy}$  = 타이의 인장강도,  $P_{sm} = f_{sy} \rho_{min} A_t$ ,  
 $A_t$  = 타이의 단면유효영역

3) 설계기준에서 제시하는 최대철근비에 해당하는 최대강도한계보다 작은 값이어야 한다.

$$P_p < P_{su}$$

여기서,  $P_{su} = f_{sy} \rho_{max} A_t$ ,  $\rho_{max}$  = 최대철근비

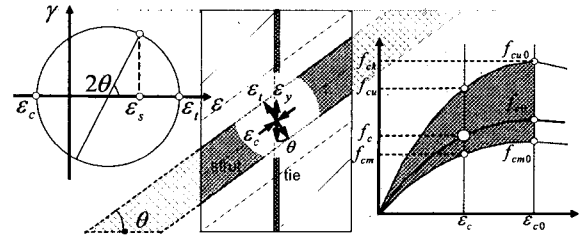


Fig. 3 Reduced compression strength of strut due to coexisting tensile strain

위의 한계조건을 만족하는 성능점의 존재 영역은 Fig. 2의 음영 부분에 해당한다. 구조물에 대한 초기 해석시에는 각 요소의 성능점이 이 유효영역에 존재하는지 알 수 없으므로, 임의의 활선강성을 가정하여 해석을 수행하며, 해석결과 성능점이 유효영역에 존재하지 않을 경우에는 활선강성을 수정하여, 모델을 구성하는 모든 요소의 성능점이 유효영역에 포함될 때까지 반복계산을 수행한다.

스트럿의 압축강도는 기존의 스트럿-타이 모델에서와 같이 경험적인 값을 사용할 수 있으나, 본 연구에서는 보다 정확한 설계를 위하여 인장균열에 의한 콘크리트의 압축강도저하를 고려하였다. 이를 위하여 Collins와 Vecchio<sup>4)</sup>의 제안식을 사용하였다. (Fig. 3)

$$f_c = f_{c0} \cdot \left[ 2 \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c0}} \right) - \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c0}} \right)^2 \right] \quad (1)$$

$$\frac{f_{c0}}{f_{ck}} = \frac{1}{0.8 - 0.34 \epsilon_t / \epsilon_{c0}} \leq 1.0 \quad (2)$$

여기서,  $\epsilon_t$  = 스트럿 직각 방향의 인장 변형률,  $\epsilon_c$  = 스트럿의 압축변형률,  $\epsilon_s$  = 수직 타이의 인장변형률

여기서 스트럿의 방향을 주 압축변형률 방향으로 가정한다.

$$\epsilon_t = \epsilon_s \sec^2 \theta - \epsilon_c \tan^2 \theta \quad (3)$$

여기서,  $\theta$  = 타이와 스트럿 직각방향 사이의 각도이다.

Fig. 3과 같이 스트럿의 압축강도를 결정하는 인장변형률  $\epsilon_t$ 은 스트럿의 중심 위치에서 스트럿의 압축변형률  $\epsilon_c$ , 같은 위치에서의 수직방향 타이의 인장변형률  $\epsilon_s$ 와 스트럿의 각도  $\theta$ 를 사용하여 스트럿 직각방향의 주인장방향 변형률  $\epsilon_t$ 을 유도할 수 있다<sup>9)</sup>.

각 요소의 최저 한계강도와 최대 한계변형에 대한 조건은 설계자의 설계개념에 따라서 임의로 설정할 수 있다. 예를 들어서 부재의 취성파괴를 피하기 위하여 과도한 인장균열에 의한 스트럿의 압축파괴를 방지하고자 한다면

한계인장병형률  $\epsilon_{to}$ 을 작은 값으로 제한할 수 있다. 또한 과도한 인장균열이 우려된다면 타이요소의 최대인장병형률  $\epsilon_{sf}(\Delta_f)$ 한계를 제한할 수 있다. 이와 같이 설계자에 의하여 의도된 설계개념을 한계조건으로 이용한다면, 제안된 방법을 사용하여 설계개념을 만족하는 성능점을 결정할 수 있다.

### 3. 스트럿-타이 모델의 구성

기존의 스트럿-타이 모델<sup>1)</sup>은 비선형 변형을 고려할 수 없으므로 변형과 관계없이 각 요소의 내력을 결정할 수 있는 정정구조의 모델을 사용하여야 한다. 그러나 정정구조의 모델은 연속체인 철근콘크리트 부재를 과도하게 단순화하여 실제의 내력과 다른 결과를 가져올 수 있다. 본 연구에서 제안하는 직접 비탄성 스트럿-타이 모델(DISTM, Direct Inelastic Strut-Tie Model)은 비선형 변형을 고려할 수 있으므로 실제에 보다 근접한 부정정구조의 스트럿-타이 모델을 사용할 수 있다.

부정정 스트럿-타이 모델에서는 각 요소의 강성에 따라서 부재력이 결정되므로 요소의 강성을 결정하는 것이 중요하다. 본 연구에서는 비탄성 설계방법 및 절차를 제시하는데 중점을 두었으므로 각 요소의 모델링 기법에 대해서는 통상적인 방법이나 기존 연구를 따른다.

#### (1) 전체 모델의 구성 :

Fig. 4와 같이 부재를 수직철근이 실제 배근될 위치 또는 철근비가 변하는 위치를 기준으로 절점을 설치하고 이 절점을 연결하는 스트럿과 타이 요소를 설치한다. 또한 적절한 경계조건을 부여한다.

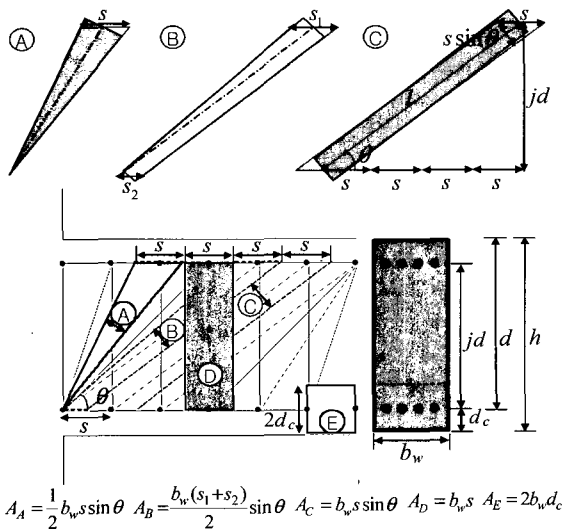


Fig. 4 Determination of element sizes for strut-tie model of coupling beam

#### (2) 스트럿 :

대각 스트럿은 일정한 단면을 가지며, 펜 형상의 스트럿은 변단면을 갖는다. 변단면인 경우에는 Paulay<sup>5)</sup>와 김장훈<sup>6)</sup>의 방법을 따라서 스트럿의 중심위치에서 평균단면을 사용한다. Fig. 4에서 펜 형상의 A 요소는 상단면적의 1/2을 갖는 요소로 이상화하며, 펜과 대각 스트럿의 경계요소인 B에서는 상단과 하단의 평균 면적을 갖는 요소로 이상화한다. C의 경우는 스트럿에서 단면이 일정하므로 상단 면적을 그대로 사용한다. 스트럿의 압축강도는 콘크리트의 압축강도와 스트럿 직각방향의 인장병형률에 의하여 결정된다.

#### (3) 수직 타이 :

인장력을 받는 전단철근에 해당하며, 타이요소의 단면적은 철근의 단면적에 해당한다. 이 타이 요소의 최저 및 최대 한계강도는 설계기준에서 규정하고 있는 최소 및 최대 철근비에 의하여 결정된다.

#### (4) 수평요소 :

단순지지 보와 같이 내력의 상태가 명확한 경우를 제외하고 일반적으로 해석을 수행하기 전에 수평요소가 인장 또는 압축재인지 판별하기 어렵다. 따라서 본 연구에서는 내력의 상태가 불확실한 경우 압축 스트럿과 인장타이를 동일한 위치에 설치한다<sup>10)</sup>. 이 때 스트럿의 단면적은 철근 중심으로부터 외단까지 거리의 두배로 가정한다. 수평재에 인장력이 발생하는 경우에는 스트럿의 강도 및 단면적을 0으로 치환하며, 동일위치에서 해석에 의하여 계산되는 인장타이의 강도요구량에 따라서 철근량이 결정된다. 이때 인장타이의 최저 및 최대 한계강도는 설계기준에서 규정되는 최소 및 최대 철근비에 의하여 결정된다.

#### (5) 절점영역 :

기존의 스트럿-타이 모델에서 절점영역(nodal zone)은 절점에서의 힘의 분배상태를 나타내고, 스트럿의 단면을 결정하는 중요한 요소이다. 부정정 모델의 경우에도 각 요소로부터 결정되는 부재력에 대하여 절점의 구조안전성이 검토되어야 한다<sup>2,7,8)</sup>. 본 연구에서는 비탄성 해석방법의 개발에 중점을 두었으므로, 절점영역에서의 구조검토는 생략하였다.

#### (6) 그룹 요소 :

일반적으로 해석결과에 따라서 모든 타이 요소를 다르게 설계할 수 없다. 따라서 비슷한 강도가 요구되는 요소는 동일한 단면을 갖는 그룹요소로 설계된다. 정정구조를 사용하는 기존의 스트럿-타이 모델에서 각 요소의 내력은 강성 및 강도와 관련 없이 결정되므로 이러한 그룹효과가 나타나지 않지만, 실제 연속체인 부재 내에서는 해석결과

와 다르게 철근을 배치할 경우 각 요소간의 응력 재분배로 인하여 해석결과와는 다른 거동을 보일 수 있다. 일반적으로 그룹으로 철근을 배치할 경우 그룹중 최대 응력에 해당하는 철근을 해당 영역에 배치하지만, 실제로 응력의 분배를 고려한다면 그 보다는 작은 철근양으로도 동일한 효과를 나타낼 수 있다.

본 연구에서는 이러한 그룹효과를 해석 및 설계에 직접적으로 반영하도록 한다. 즉, 설계자의 의도에 의해서 동일한 철근을 사용하고자하는 영역의 요소를 그룹으로 지정하고 그 중 가장 큰 강도가 소요되는 지배요소에 의해서 다른 종속요소들의 강도가 결정된다.

#### 4. 해석 및 설계 절차

본 연구에서 제안한 할선강성을 이용한 직접 비탄성 스트럿-타이 모델(Direct Inelastic Strut-Tie Model, DISTM)의 해석 및 설계의 절차는 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 1) 절점의 위치를 결정하고 이 절점을 연결하는 스트럿과 타이 요소를 설치한다. 또한 모델의 적절한 경계조건을 부여한다.
- 2) 스트럿의 단면을 결정한다.
- 3) 스트럿의 한계인장병형률  $\epsilon_{to}$ 을 정한다. 설계자의 설계 의도에 따라서 성능에 맞는 값을 선택한다. 예를 들어, 사용하중에 대한 설계시에는 작은 값을, 극한하중에 대해서는 큰 값을 선택한다. 일반적으로 식(1)에서 스트럿의 압축강도가 1축 압축강도의 60퍼센트 이상이 되도록 한계 인장병형률을 결정하며 취성과파괴를 방지하려면 그 비율을 증가시킨다. 이 한계 인장병형률에 의하여 스트럿의 최저 한계강도가 결정된다. 일반적으로 스트럿의 최대 한계압축병형률은 0.003이하로 정한다. 본 연구에서는  $\epsilon_{co} = 0.002$ 를 사용하였다.
- 4) 타이요소의 최저 및 최대 한계강도와 최대 한계병형률을 정한다. 일반적으로 최저 및 최대 한계강도는 설계 기준의 최소 및 최대 철근비에 의하여 결정된다. 최대 한계병형률은 과대 인장균열을 방지하기 위한 인장병형률  $\epsilon_{sf}$ 과 타이요소와 연결되는 스트럿의 최저 한계압축강도를 결정하는 인장병형률  $\epsilon_{st}$ 중 작은 값으로 정의된다. 후자는 식 (3)을 이용하여 스트럿의 압축병형률을 무시하고 다음과 같이 근사적으로 계산할 수 있다.

$$\epsilon_{st} = \epsilon_{to} \cos^2 \theta \quad (4)$$

이 한계 인장병형률은 설계과정중에 스트럿의 성능점이 유효영역에 존재하도록 재조정될 수 있다.

- 5) 각 요소의 초기 할선강성을 가정한다. 스트럿의 경우, 최저 압축강도와 최대 병형률에 해당하는 할선강성을

사용한다. 타이요소의 경우 최저한계강도를 최대한계병형률로 나눈 값을 할선강성으로 사용한다.

- 6) 해석결과, 각 요소의 성능점이 유효영역에서 벗어난 경우 할선강성을 수정한다. 타이요소의 유효영역은 Fig. 2(b)에 나타나 있으며, 이 영역안의 어떠한 점도 성능점이 될 수 있다. 그러나 스트럿의 성능점은 스트럿의 병형률과 직각 방향의 인장병형률에 의해 결정되는 응력-병형률 곡선상에 존재하여야 한다. 그룹요소를 사용할 경우 지배요소에만 할선강성 수정방법을 적용하며, 종속요소는 지배요소에 의하여 결정되는 강도와 일치하도록 할선강성이 수정된다. 지배요소는 설계자가 지정하거나 해석결과에 따라 강도가 가장 큰 요소로 결정된다.
- 7) 모든 요소의 성능점이 유효영역에 존재할 때까지 할선강성을 수정하며 반복해석을 수행한다.
- 8) 모든 요소에서 해석결과 산출된 강도와 변형 요구량을 만족시키도록 설계를 실시한다.

여러 가지 하중조건에 대하여 해석을 실시할 경우, 한 하중에 대한 해석을 실시하고 그 해석결과를 최저 한계강도로 사용하여 반복적으로 다른 하중에 대하여 5) ~ 7)의 해석을 반복하면, 모든 하중조건을 만족하는 안전한 설계를 수행할 수 있다.

설계절차중 6)단계에서 할선강성을 수정하는 방법은 원칙적으로 설계자 임의로 정할 수 있으나, 본 연구에서는 다음과 같은 방법을 제시한다.

원칙적으로 각 요소의 성능점은 설계자가 지정한 유효영역에 존재하여야 한다. 또한 부재(구조체)의 변형능력을 평가하기 위하여 그리고 경제적인 설계를 위하여 각 요소의 성능점은 가능한한 최대 변형과 최소 강도를 갖도록 성능점이 결정되어야 한다. 이를 위한 타이의 할선강성 수정방법은 아래와 같다.

Fig. 5에서 음영부분은 최소 철근비와 최대 철근비에 의해 결정되는 타이의 유효영역이며,  $n$ 번째 할선강성에 대하여 해석을 수행한 후 이 해석결과 산출된 성능점으로부터  $n+1$  번째 할선강성을 결정하는 방법을 제시하고 있다. 성능점의 위치에 따른 4가지 경우에 대하여 방법이 제시되었다.

그림 (a),(b)의 방법은 성능점이 유효영역에 있지 않는 경우에 할선강성을 수정하는 방법이며, (c),(d)는 유효영역안에서 최저 강도와 최대 변형을 갖는 효율적인 성능점을 찾기 위한 방법이다.

$$(a) \Delta_n > \Delta_u \text{ 인 경우, } K_{n+1} = \frac{P_n}{\Delta_u}$$

해석결과가 한계인장변형보다 큰 경우 할선강성을 증가시킨다.

(b)  $P_n < P_{sm}$  인 경우,  $K_{n+1} = \frac{P_{sm}}{\Delta_n}$

성능점이 유효영역 아래 존재하여 최저 한계강도보다 작은 경우 활선강성을 증가시킨다.

(c)  $\Delta_n < \Delta_u$ ,  $P_{n-1} < P_n$  인 경우,  $K_{n+1} = \frac{P_{n-1}}{\Delta_n}$

성능점이 유효영역에 존재하지만, 단면의 경제성을 고려한다면, 아직 인장변형에 여유가 있으므로 활선강성을 감소시킨다.

(d)  $\Delta_n < \Delta_u$ ,  $P_{n-1} > P_n$  인 경우,  $K_{n+1} = \frac{P_n}{\Delta_{n-1}}$

성능점이 유효영역에 존재하며, 강도가 감소하는 경우이므로, 활선 강성을 감소시킨다.

위의 활선강성 수정방법을 사용하여 반복해석을 수행하면, 대부분의 요소의 성능점이 한계 변형경계상에 존재하거나 최저강도로 수렴하게 되어 경제적인 설계가 가능하다. 그러나 외적요인에 의하여 타이요소의 강도가 결정될 수도 있다. 즉, 그룹요소를 사용할 경우에는 종속요소들은 지배요소의 강도에 의하여 결정되며 (Fig. 6), 또한 스트럿의 압축파괴를 방지하기 위하여 타이요소의 강도가 결정될 수 있다.

스트럿의 활선강성은 아래와 같이 수정한다.  
스트럿의 유효영역은 인장병형률에 의하여 결정되는 식

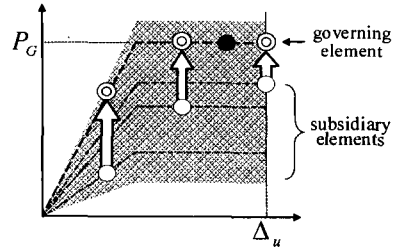


Fig. 6 Strategy for updating secant stiffness of group element

(1)의 1축 압축응력-병형률 곡선으로 정의 된다. 식 (3)을 이용하여 스트럿의 중심에서 스트럿의 압축병형률과 수직타이의 인장병형률을 이용하여 스트럿 직각방향의 인장병형률을 계산한다. 식 (1)과 (2)를 이용하여 유효압축강도를 계산하여, 스트럿의 응력-병형률 곡선을 결정하고, 압축병형률에 해당하는 압축강도를 계산할 수 있다.

Fig. 7(a)는 성능점이 최대변형보다 큰 경우이므로 활선강성을 증가시킨다. Fig. 7(b)는 성능점이 최저 한계강도보다 작은 경우로서 스트럿의 활선강성을 증가시킨다. 이때, 스트럿의 강도는 타이의 인장변형에 의하여 결정되므로 타이의 최대 한계인장변형을 감소시켜야 한다. Fig. 7(c)는 성능점이 유효영역 안에 속하는 경우로서, 앞서 언급한 바와 같이 타이는 가능한 최대 변형을 나타내도록 성능점이 결정되므로 식(1)에서 정의된 바와 같이 타이의 인장변형에 의하여 응력-병형률 곡선이 결정되는 스트럿의 성능점은 자동적으로 가능한 최저 강도로 수렴하게 된다.

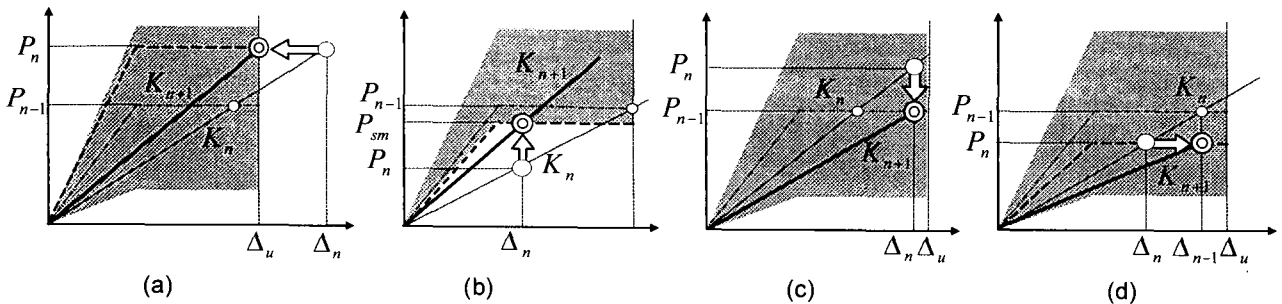


Fig. 5 Strategy for updating secant stiffness of tie element

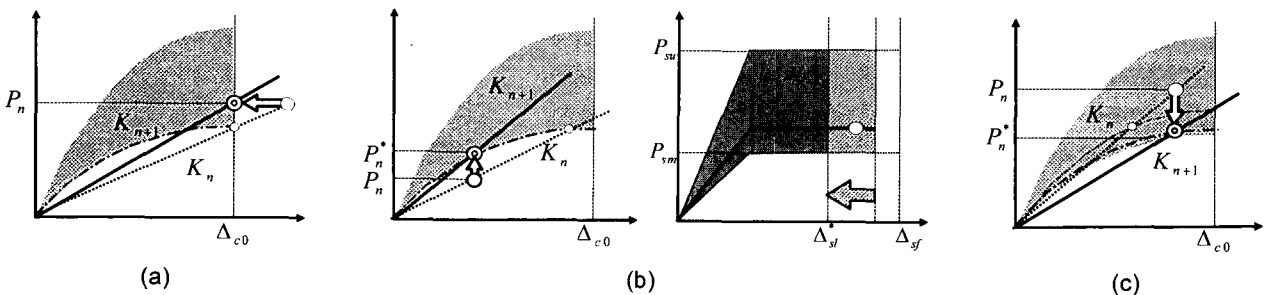


Fig. 7 Strategy for updating secant stiffness of strut

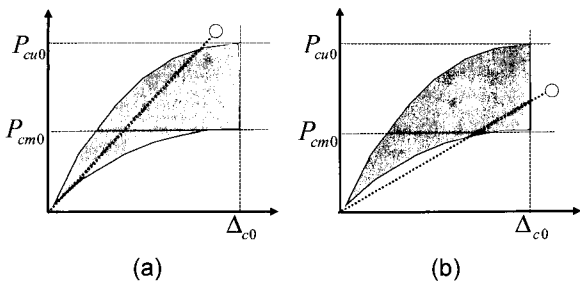


Fig. 8 Performance points of struts located in inadmissible zone

Fig. 8은 스트럿의 성능점이 허용영역에 수렴하지 않는 경우로서 Fig. 8(a)는 성능점이 스트럿의 1축 압축 응력-변형률 곡선의 외곽에 존재하는 경우이며, Fig. 8(b)는 성능점의 변형이 한계변형보다 큰 경우이다.

(a)의 경우에는 단면의 크기를 증대하거나, 보다 큰 콘크리트 강도 또는 압축철근을 사용하여야 한다. (b)의 경우에는 스트럿의 한계 인장변형률을 감소시켜 성능점이 유효영역에 들어오도록 할 수 있다.

## 5. 설계 예제

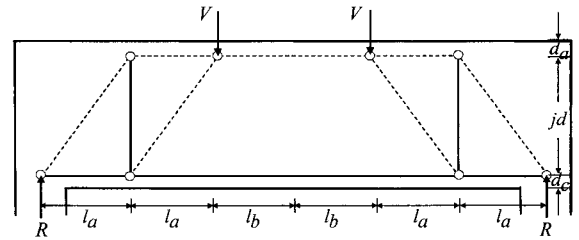
앞서 소개된 직접 비탄성 스트럿-타이 모델(DISTM)의 설계방법을 구현하기 위하여 컴퓨터 해석 프로그램을 개발하였다. 본 연구에서 제안된 스트럿-타이 모델을 검증하기 위하여 이 컴퓨터 프로그램을 이용하여 깊은 보와 연결보(coupling beam)에 대하여 설계를 실시하고 그 결과를 기존의 모델, 유한요소해석, 실험과 비교하였다.

### 5.1 깊은 보

ACI 기준 설계 예제집<sup>3)</sup>에 제시되어 있는 깊은 보의 설계

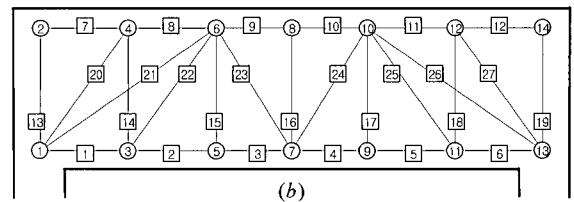
에 DISTM을 적용하였다. Fig. 9(a)는 부재와 ACI의 정정 모델을 나타내며, Fig. 9(b)는 DISTM의 부정정 모델을 보여 주고 있다. 깊은 보의 하중전달방식은 Fig. 10와 같이 트러스 메커니즘과 아치 메커니즘의 조합으로 생각될 수 있다.

ACI 설계방법은 정정구조의 모델을 사용하여야 하므로 트러스 메커니즘으로 단순화하였다. 한편 DISTM은 Fig. 9(b)와 같은 부정정 모델로 구성하여 두개의 메커니즘의



$V = 952\text{kN}$  (214k)  $b = 356\text{mm}$  (14in)  $d_a = 127\text{mm}$  (5in)  
 $R = 952\text{kN}$  (214k)  $l_a = 711\text{mm}$  (28in)  $jd = 991\text{mm}$  (39in)  
 $f_{ck} = 27.6\text{MPa}$  (4k)  $l_b = 610\text{mm}$  (24in)  $d_c = 102\text{mm}$  (4in)  
 $f_y = 414\text{MPa}$  (60k)

(a) Determinate model of ACI



(b) Indeterminate model of DISTM

longitudinal ties : 1 - 12      vertical ties : 13 - 19  
 diagonal struts : 20-27      longitudinal struts : 1 - 12

Fig. 9 Comparison of determinate strut-tie model of ACI and Indeterminate strut-and-tie model of DISTM for deep beam

Table 1 Comparisons of design results of ACI and DISTM

Strut	ACI			DISTM														
	$P_c$	$\epsilon_t$	$\epsilon_c$	$\epsilon_{t0} = 0.002$			$\epsilon_{t0} = 0.003$			$\epsilon_{t0} = 0.005$			$\epsilon_{t0} = 0.009$			$\epsilon_{t0} = 0.015$		
	$P_c$	$\epsilon_t$	$\epsilon_c$	$P_c$	$\epsilon_c$	$\epsilon_t$	$P_c$	$\epsilon_c$	$\epsilon_t$	$P_c$	$\epsilon_c$	$\epsilon_t$	$P_c$	$\epsilon_c$	$\epsilon_t$	$P_c$	$\epsilon_c$	$\epsilon_t$
8	-684	.	-428	-0.177	.	-426	-0.176	.	-426	-0.176	.	-432	-0.179	.	-449	-0.186	.	.
9	-1367	.	-1367	-0.642	.	-1367	-0.642	.	-1367	-0.642	.	-1367	-0.642	.	-1367	-0.642	.	.
20	-1172	.	-734	-0.278	0.05	-731	-0.277	0.05	-730	-0.277	0.05	-741	-0.281	0.05	-771	-0.293	0.06	.
21	.	.	-623	-0.395	2	-627	-0.466	3	-628	-0.614	5	-613	-0.934	9	-570	-1.59	15	.
22	-1172	.	-734	-0.330	2	-731	-0.383	3	-730	-0.498	5	-741	-0.778	9	-771	-1.47	15	.
Tie	$P_s$	$A_s$	$P_s$	$\epsilon_s$	$A_s$	$P_s$	$\epsilon_s$	$A_s$	$P_s$	$\epsilon_s$	$A_s$	$P_s$	$\epsilon_s$	$A_s$	$P_s$	$\epsilon_s$	$A_s$	
1	684	16.5	939	1.98	22.9	941	2.97	22.7	941	4.95	22.7	935	8.91	22.6	918	14.5	22.2	
3	1367	33.0	1367	1.98	33.4	1367	2.97	33.0	1367	5.44	33.0	1367	9.79	33.0	1367	16.0	33.0	
14	952	23.0	596	1.22	23.6	594	1.87	15.4	593	3.17	14.3	602	5.76	14.5	626	9.58	15.1	

$\epsilon_t$  = tensile strain in the orthogonal to strut orientation ( $\times 10^{-3}$ ),  $\epsilon_c$  = compressive strain of strut ( $\times 10^{-3}$ )  
 $\epsilon_{t0}$  = allowable maximum tensile strain given as design criteria,  $\epsilon_s$  = tensile strain of tie ( $\times 10^{-3}$ )  
 $A_s$  = required area of ties ( $\times 10^2 \text{ mm}^2$ ),  $P_c$  = force of strut (kN),  $P_s$  = force of tie (kN)

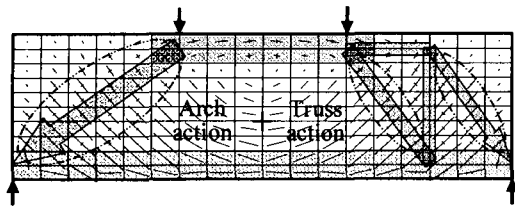


Fig. 10 Arch action and Truss action of deep beam

조합을 고려할 수 있다. FIP 지침<sup>12)</sup>도 두개의 메커니즘을 고려하는 방법을 제시하고 있으나, 실험에 근거한 경험식에 의하여 아치 메커니즘과 트러스 메커니즘의 기여도를 미리 결정하고 설계를 수행하므로 다양한 설계변수에 적용하기 어렵다. Table 1은 ACI 설계방법과 DISTM의 설계결과를 비교하고 있다. DISTM의 설계에서는 스트럿의 취성파괴를 방지하기 위하여 21과 26번 스트럿 요소 직각방향의 인장 균열병형률  $\epsilon_{t0}$ 에 대한 5가지 성능기준에 대하여 설계를 수행하였다. 두 설계방법을 비교하면 다음과 같다. 비교를 위하여 사용한 비선형 유한요소해석방법은 참고문헌<sup>11)</sup>에 자세히 소개되어 있다.

ACI 방법에 따르면 한가지의 설계안만이 가능하지만, DISTM은 스트럿의 압축강도를 결정하는 한계인장변형에 따라서 다양한 성능기준 설계를 수행할 수 있다. Table 1의 DISTM의 설계 결과에서  $\epsilon_{t0} = 0.002$ 의 경우에는 수직타이(14번요소)가 항복하지 않고 탄성상태에서 스트럿 직각방향의 인장변형을 제어한다.  $\epsilon_{t0} = 0.003$  이상인 경우에는  $\epsilon_{t0}$ 에 관계없이 즉, 스트럿의 강도에 관계없이 거의 동일한 철근량이 산출된다. 이는 주어진 하중 965 kN에 대해서는 스트럿의 강도보다는 하부 인장철근의 강도에 의하여 부재의 하중재하능력이 결정된다는 사실을 가리킨다.

ACI 설계는 전단철근(14번 요소)의 철근양이 많은 반면에, DISTM의 설계결과는 전단철근보다는 하부인장철근(1번 요소)양이 보다 많이 요구된다. 이는 아치 메커니즘을 고려하고 있는 DISTM 설계에서는 하부철근이 보다 중요한 역할을 하기 때문이다. Fig. 11은 두 개의 설계안에 대하여 비선형 유한요소해석결과를 비교하고 있는데, 비슷한 철근량으로서 보다 큰 강성을 나타내고 있는 DISTM이 보다 효율적인 설계임을 나타내고 있다. 이는 DISTM에서 사용하는 부정정 스트럿-타이 모델이 보다 효율적으로 힘의 흐름을 나타낼 수 있음을 가리키고 있다.

## 5.2 연결보

DISTM을 병렬 전단벽의 연결보에 적용하였다. 연결보는 부재의 길이대 깊이의 비가 작아서 전단거동이 지배적이며, 또한 양단이 전단벽에 고정되어 있으므로 일반적인 설계방식으로 설계하기 어렵다.

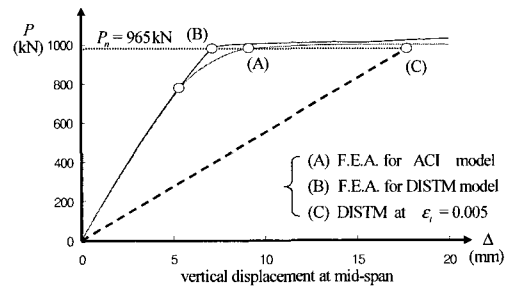
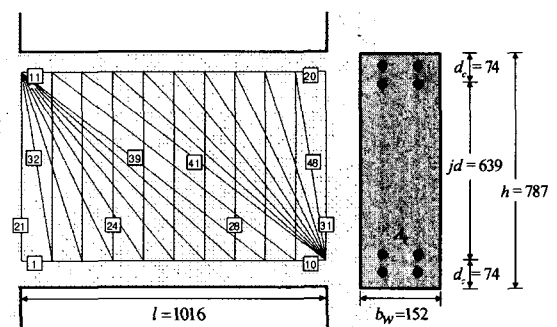


Fig. 11 F.E. analysis for deep beams designed by ACI and DISTM



longitudinal struts : 1 - 20, diagonal struts : 32 - 49  
longitudinal ties : 1 - 20, vertical ties : 21 - 31  
concrete  $f_{ck} = 35.2$  (MPa) span/depth = 1.29 (mm)

longitudinal bars  $\epsilon_y = 0.00158$   $f_y = 316$  MPa  $4\Phi 23.4$   
transverse bars  $\epsilon_y = 0.001425$   $f_y = 285$  MPa  $\Phi 12.8@102$

Fig. 12 Strut-and-tie model for Paulay's coupling beam

부재내의 응력 상태가 매우 복잡하므로 단순한 정정구조를 사용하는 기존의 스트럿-타이 모델로 거동을 나타내기 어렵다. 또한 연결보의 파괴는 완전소성 메커니즘이 구성되기 보다는 스트럿의 압축파괴, 단부의 과대 인장균열 등 국부파괴에 의하여 일어나므로 변위를 고려하지 않는 정정구조로서 파괴강도를 예측하기 어렵다.

Paulay<sup>5)</sup>의 B312 실험체에 본 모델을 적용하였다. 실험체의 형상 및 재료특성과 DISTM의 부정정 스트럿타이 모델이 Fig. 12에 나타나 있다. 기존의 연구들에 의하면 형상비와 철근비에 따라 스트럿의 각도가 변경되지만, 본 해석에서는 그림에 나타난 모델을 사용하였다. 해석모델에서 하현재와 상현재는 스트럿과 타이 부재가 중첩되어 있으며, 웨브에는 경사 스트럿과 수직 타이가 설치되어 있다. 원칙적으로 DISTM에서는 반복계산을 사용하고 변형에 따라서 응력이 결정되므로 미리 각 요소를 스트럿과 타이로 구분할 필요가 없다.

Fig. 13과 Table 2는 실험결과 (A), 실험체에 대한 비선형 유한요소해석(B), 실험체에 대한 DISTM해석(C1), DISTM



설계(D)를 비교하고 있다. DISTM의 해석 및 설계에서는 스트럿의 한계 압축병형률로서  $\epsilon_{co} = 0.002$ 를 사용하였다. 그림에서 C1은 실험체의 철근배치를 사용한 모델에 대한 DISTM 해석으로서 산출된 성능점으로서 실험결과보다 작은 변형능력을 나타내고 있다. D는 본 연구에서 제안한 4장의 설계전략을 적용한 DISTM 설계결과를 나타내고 있는데, 성능점 C1보다 변형능력이 증가함을 알 수 있다. Table 2에 나타나 있듯이 DISTM의 설계는 실험체에 비하여 주철근의 양은 작고, 전단철근양이 다소 많다. Paulay는 실험체가 휨성능보다 전단성능이 낮아서 전단파괴가 지배적으로 발생한 것으로 보고하였는데 DISTM 설계는 전단철근의 양을 늘리고 주철근양을 줄임으로써 전단파괴를 지연시키고 연성능력을 최대로 발휘하도록 유도하고 있음을 알 수 있다. C2는 DISTM 해석을 이용하여 극한설계 하중의 70%에 대한 성능점으로서 실험결과에 의한 하중-변위 곡선상에 존재하므로 사용하중에 대해서도 정확한 비선형변형을 추정할 수 있다.

Fig. 14는 극한상태에서 비선형 유한요소해석의 주응력 방향과 스트럿의 방향을 비교하고 있는데 두 결과가 거의 일치함을 볼 수 있다. Fig. 15는 부재 길이방향에 따른 타이 요소의 응력상태를 나타내고 있는데, C1의 성능점에서 DISTM 해석과 이에 대한 비선형 유한요소해석결과와

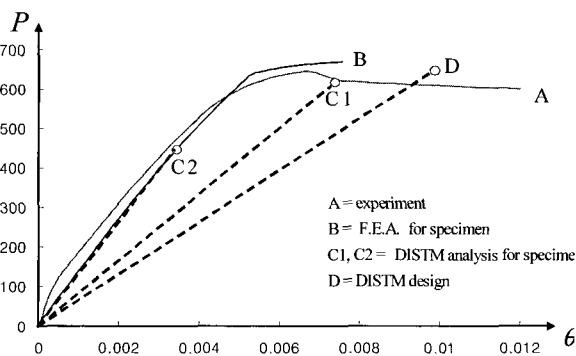
비교하고 있다. Fig. 15 (a)에 나타난 수평철근의 응력분포는 Paulay<sup>5)</sup>가 관찰한 실험결과와 비슷함을 알 수 있다. 즉, 일반적인 휨 이론에 따르면 경간 중심에서 모멘트가 0이므로 수평철근에 응력이 발생하지 않으나, 스트럿작용이 발생하는 연결보에서는 그림 (a)와 같이 대부분의 경간에서 인장 변형을 나타낸다.

한편 Fig. 15(b)에서는 부재의 길이에 따른 수직타이의 변형을 비교하고 있다. 여기서 유한요소해석은 각 위치에서 부재 길이방향의 수직타이의 변형을 평균한 값이다. DISTM 해석과 설계에 의하여 산출된 수직 타이의 변형은 유한요소해석결과보다 크게 나타나는데 이는 스트럿-타이 모델이 콘크리트의 인장기여도를 무시하고 또한 연속체가 아닌 트러스요소를 사용함으로써 보다 작은 인장강성 및 강도를 나타내기 때문이다. 이러한 수직타이 변형의 과대평가로 인하여 Fig. 13에 나타난 바와 같이 DISTM 해석 및 설계는 실험체의 변형능력을 과소평가하고 있다. Fig. 15(a)에 나타난 DISTM 설계결과를 보면 부재단부의 휨철근이 항복하여 전단파괴이전에 휨항복을 유도하고 있음을 알 수 있다.

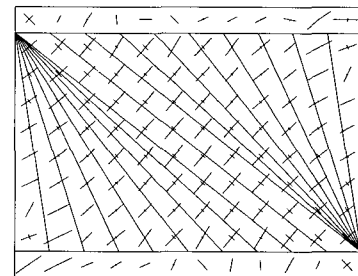
D 영역 설계에 대한 DISTM의 장점을 부각하기 위하여 Fig. 16과 같은 연결보를 DISTM을 이용하여 설계하였다. 모델은 형상비가 1.5로서 설계모델과 재료특성이 Fig. 16에 나타나 있다.

**Table 2** Comparison of experimental result and DISTM for Paulay's specimen

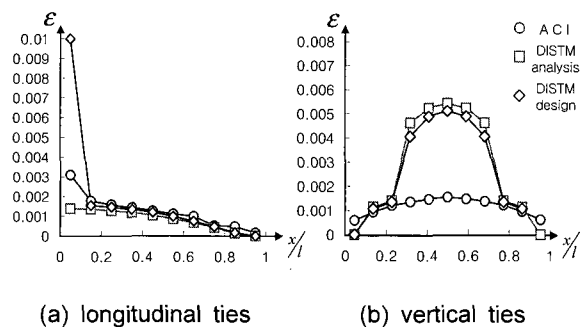
	Experiment	DISTM		
	A	C1	C2	D
Applied shear P (kN)	641.4	600.0	450.0	641.4
Rotational angle $\theta$ (rad)	0.012	0.0068	0.0034	0.0093
group1 (1-20) $A_s$ ( $\times 10^2 \text{mm}^2$ )	17.2	17.2	17.2	16.1
group2 (21-31) $A_s$ ( $\times 10^2 \text{mm}^2$ )	2.57	2.62	2.57	2.85
$\epsilon_{t0}$ of element 40	-	0.00821	0.00239	0.00669



**Fig. 13** Comparison of experiment, F.E. analysis, and DISTM for Paulay's test



**Fig. 14** Comparison of orientations of principal stress axis of F.E. Analysis and struts of DISTM



**Fig. 15** Distribution of strain of ties between DISTM and F.E. Analysis

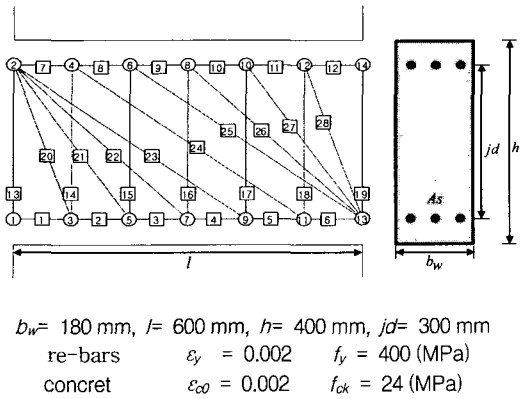


Fig. 16 Design example of coupling beam

Table 3은 하중크기에 따른 설계안을 나타내고 있다. 두개의 모델에 대한 설계안을 나타내고 있는데, 모델 A는 상하단 수평철근이 동일한 단면적으로 설계되어 있으며, 전단철근은 보의 중심에 대하여 대칭에 위치한 철근의 단면적이 같도록 설계되었다. 모델 B는 모든 전단철근의 단면적이 같도록 설계되었다. Table 2는 이 두 모델에 대하여 하중에 따른 각 타이요소의 철근양과 스트럿의 압축강도를 유지하기 위한 스트럿요소 40번의 허용 한계 인장변형률  $\epsilon_{to}$  을 나타내고 있다. 결과를 분석하면 다음과 같다.

모델 A에서 하중이 증가함에 따라서 철근이 증가하며, 이와 함께 스트럿의 허용 한계 인장변형률이 감소한다. 하중이 180 kN에서 270 kN 으로 1.5배 증가함에 따라서 수직타이의 철근양이 증가하며, 특히 단부의 수직타이(14, 18 요소)의 철근양이 2.5배 이상 증가한다. 이는 하중이 증가함에 따라서 스트럿의 압축력이 증가하며 스트럿 작용이 단부로 확대되며, 이에 따라서 스트럿의 압축강도를 증가시키고 조기 압축파괴를 방지하기 위한 인장타이의 철근양이 증가함을 나타내고 있다.

Model B는 전단철근의 그룹효과를 나타내고 있다. 일반적으로 깊은 보의 길이에 따라서 전단철근을 다르게 배치할 수 없으므로 그룹효과를 설계에 직접적으로 반영한다

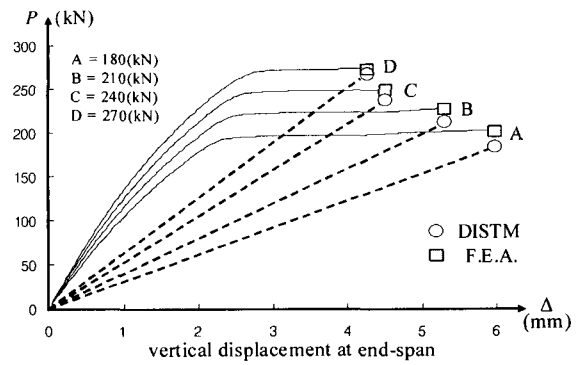


Fig. 17 Comparison of F.E. Analysis and DISTM for coupling beam

면 보다 경제적인 설계가 될 수 있다. 하중이 210 kN인 경우 그룹효과를 고려한 Model B의 경우 철근의 단면적이  $123 \text{ mm}^2$ 으로서 Model A의 전단철근의 평균값을 사용하여도 동일한 하중재하능력을 발휘할 수 있음을 나타내고 있다. 통상적인 설계방법을 사용한다면 가장 큰 전단력에 대한 철근양인  $183 \text{ mm}^2$  을 배치하여야 한다. 이와 같이 DISTM은 설계자에 의하여 의도된 그룹효과를 설계에 직접적으로 반영할 수 있으므로 경제적이며, 실질적인 단면 설계가 가능하다.

Fig. 17에는 DISTM에 의한 강도 및 변형요구량과 비선형 유한요소해석에 의한 결과가 비교되어 있다. 그림에 나타난 바와 같이 DISTM의 예측결과가 비선형 유한요소해석결과와 거의 일치함을 알 수 있다. 그림에 나타난 각 성능점은 스트럿의 조기 압축파괴를 방지하기 위하여 설계자에 의하여 의도된 한계인장 변형률을 초과하지 않도록 최적으로 설계되었으며, 따라서 각 성능점은 주어진 설계 전략을 만족하는 최대 하중 및 최대변형을 나타낸다.

DISTM은 복합적인 하중조건과 설계기준에 적용할 수 있다. Fig. 16의 연결보에 대한 한계설계조건으로서 150 kN의 사용하중에 대하여 한계인장변형률  $\epsilon_{to} = 0.002$ , 240 kN의 극한하중에 대하여  $\epsilon_{to} = 0.006$ 을 사용한다. 우선 사용하중

Table 3 Design results for a variety of applied load and corresponding allowable tensile strain

Applied shear		180 kN			210 kN			240 kN			270 kN			
$\epsilon_{to}$		0.011			0.009			0.007			0.005			
Element		$A_s$	$\epsilon_s$	$\epsilon_u$	$A_s$	$\epsilon_s$	$\epsilon_u$	$A_s$	$\epsilon_s$	$\epsilon_u$	$A_s$	$\epsilon_s$	$\epsilon_u$	
Model A	Group 1 (1-12)	1	441	14.9	14.9	515	12.2	12.2	588	9.45	9.45	662	6.75	6.75
	Group 2 (14,18)	14	44.8	5.26	5.26	61.9	4.64	4.64	85.3	3.82	3.82	112	2.69	2.69
	Group 3 (15,17)	15	104	6.87	6.87	121	5.55	5.55	143	4.22	4.22	166	2.91	2.91
	Group 4 ( 16 )	16	165	7.63	7.63	182	5.59	5.59	187	3.82	3.82	183	2.70	2.70
Model B	Group 1 (1-12)	1	441	14.9	14.9	515	11.2	7.2	588	9.45	9.45	662	6.75	6.75
	Group 2 (14-18)	14		3.05	3.12		2.28	2.28		1.86	1.95		1.78	1.78
		15	104	6.44	6.44	123	4.83	4.85	143	2.71	3.95	163	2.64	2.77
		16		9.55	9.76		7.42	7.42		5.41	5.65		3.52	3.54

$A_s$  = required area of ties in group ( $\text{mm}^2$ ),  $\epsilon_{to}$  = allowable maximum tensile strain given as design criteria  
 $\epsilon_u$  = maximum tensile strain of tie,  $\min(\epsilon_{st}, \epsilon_{sf}) \times 10^{-3}$

에 대한 해석을 실시하여 철근량을 구하고 이 철근량을 각 타이요소, 최저 강도한계로 결정하며, 연속하여 극한하중에 대하여 설계하면 두 가지의 한계상태를 만족하는 설계를 직접적으로 수행할 수 있다.

Table 4는 이 설계결과를 보여주고 있다. 수직철근은 사용하중에 의하여 결정되고 수평철근은 극한하중에 의하여 결정됨을 알 수 있다. 극한하중에 대한 설계시 사용하중에 대한 결과를 임의로 타이의 최저 한계강도로 사용하였으므로 Table 4의 결과가 최적의 설계는 아닐 수 있지만, 사용하중과 극한하중의 두가지 설계기준을 만족하는 설계결과로 생각할 수 있다.

Table 4에는 극한하중 240 kN의 단일 설계기준을 사용한 설계결과를 비교하고 있는데, 이 설계안은 수직타이의 철근량이 상대적으로 적으므로 경제적으로 설계되어 있지만, 사용한계상태인 하중 150 kN과  $\epsilon_{t0} = 0.002$ 을 만족하는지 확인하기 어렵다. DISTM은 이러한 복합적인 하중조건 및 설계기준에 맞도록 안전한 설계를 수행할 수 있다.

## 6. 결 론

본 연구에서는 기존의 스트럿-타이 모델의 단점을 개선하여 비선형 변형을 고려하고 부정정모델에 대한 해석을 수행할 수 있는 새로운 스트럿-타이 모델을 개발하였다. 제안된 직접비탄성 스트럿타이 모델은 활선강성을 사용하여 선형해석을 수행하므로 해석이 용이하고 동시에 비선형 거동을 고려할 수 있다. 또한 기존의 비선형해석과는 달리 부재 단면과 트러스 모델로부터 각 요소의 비선형 강도요구량을 직접 계산할 수 있어서 직접 비선형 설계방법으로 사용할 수 있다. 본 연구에서는 제안된 설계방법의 절차를 수립하고 이를 반영할 수 있는 컴퓨터 프로그램을 개발하였다. 본 연구를 통하여 밝혀진 활선강성을 사용하는 직접 비탄성 스트럿-타이 모델(DISTM)의 장점은 다음과 같다.

- 1) 비선형 변형을 고려하여 모델을 구성하는 타이요소의 강도요구량을 직접적으로 결정할 수 있다.
- 2) 부정정 스트럿-타이 모델을 구성할 수 있으므로 실제에 가까운 복잡한 응력상태를 나타낼 수 있다.
- 3) 그룹배근 등 실질적인 배근상태를 설계에 직접적으로 적용할 수 있으므로 경제적인 설계가 가능하다.
- 4) 각 요소의 변형능력을 제어할 수 있으므로 스트럿과 타이의 국부적인 변형능력을 제어하는 설계가 가능하며, 다양한 성능기준에 따른 성능기초설계가 가능하다.
- 5) 인장균열에 의한 스트럿의 압축강도저하를 직접적으로 고려할 수 있다.
- 6) 반복계산을 통하여 각 요소의 변형능력과 강도를 최대한 발휘하도록 최적화된 설계가 가능하다.
- 7) 여러 가지 설계조건을 동시에 만족시키는 비선형설계가 가능하다.

제안된 모델의 개선을 위하여 추후연구가 필요한 분야는 다음과 같다.

- 1) 스트럿의 압축강도를 지배하는 직각방향 인장병형률의 정확한 평가방법
- 2) 절점영역에서의 안전성검토
- 3) 스트럿 및 타이 강성의 정확한 평가

## 감사의 글

본 연구는 지진공학연구센터(KEERC)의 재정적 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

1. Schlaich, J., Schafer, K., and Jennewein, M., "Toward a Consistent Design of Structural Concrete," *PCI Journal*, Vol.32, No.3, May-Jun. 1987, pp.74~150.
2. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-02) and Commentary (ACI318R-02)*, American Concrete Institute, 2002.
3. Karl-Heinz Reineck, *Examples for the Design of Structural concrete with Strut-and-Tie Models*, SP-208, ACI, 2002, pp 65-80.
4. Vecchio, F. J. and Collins, M. P., "The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete elements Subjected to Shear," *ACI Journal, Proceedings*, Vol.83, No.2, Mar.-Apr. 1986, pp.219~231.
5. Paulay, T., "Coupling Beams of Reinforced Concrete Shear Walls," *Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, Vol.97, No.ST3, 1971, pp.843-861.

**Table 4** Design results for multiple design criteria

Applied shear	Dual design criteria						Single design criterion		
	Service state			Ultimate state			Ultimate state		
	150 kN			240 kN			240 kN		
$\epsilon_{t0}$	0.002			0.006			0.006		
Element	$A_s$	$\epsilon_s$	$\epsilon_u$	$A_s$	$\epsilon_s$	$\epsilon_u$	$A_s$	$\epsilon_s$	$\epsilon_u$
1,12	377	1.95	2.70	588	8.1	8.1	588	8.1	8.1
14,18	100	1.11	1.11	100	2.49	3.1	82.5	3.26	3.26
15,17	166	1.19	1.19	166	1.83	3.61	148	3.62	3.62
16	167	1.13	1.13	167	2.74	3.41	179	3.34	3.34

$A_s$  = required area of ties in group (mm<sup>2</sup>)  
 $\epsilon_{t0}$  = allowable max. tensile strain given as design criteria  
 $\epsilon_u$  = maximum tensile strain of tie,  $\min(\epsilon_{st}, \epsilon_{sf}) (\times 10^{-3})$

6. Kim, J. H., "Seismic Evaluation of Shear-Critical Reinforced Concrete Columns and Their Connections," Section 3, The State University of New York at Buffalo, Ph.D Thesis. 1996, pp 3-94~169
7. Yun, Y. M., "Nonlinear Strut-Tie Model Approach for Structural Concrete," *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.4, Jul.-Aug. 2000, pp.581~590.
8. Hong, S. G., "Strut-and-Tie Models and Failure Mechanisms for Bar Development in Tension-Tension-Compression Nodal Zone," *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.1, Jan.-Feb. 2000, pp.111~121.
9. Cook, W. D. and Mitchell, D., "Studies of Discontinuities in Reinforced Concrete Members," *ACI Structural Journal*, Mar.-Apr. 1988, pp.206~216.
10. To, N. H. T., Ingham, J. M., and Sritharan, S., "Cyclic Strut & Tie Modeling of Simple Reinforced Concrete Structures," *12th World Conference on Earthquake Engineering*, Auckland, New Zealand, 2000, p 1249
11. Park, H. and Klingner, R. E., "Nonlinear Analysis of RC Members Using Plasticity with Multiple Failure Criteria," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.123, No.5, 1997, pp.643~651.
12. FIP recommendaitons(1999); Practical Design of Structural Concrete. FIP-Commission 3, *Practical Design*, Sep. 1996. SETO, London, Sept. 1999.

## 요 약

본 연구에서는 활선강성을 사용하여 반복계산을 수행하는 새로운 비탄성 스트럿-타이 모델인 직접 비탄성 스트럿-타이 모델을 개발하였다. 개발된 설계방법은 기본적으로 선형해석을 사용하므로 해석의 용이성과 안정성을 확보할 수 있으며, 동시에 부재의 비탄성 거동을 고려하여 힘의 평형조건과 변위의 적합조건을 동시에 만족시키는 설계를 수행할 수 있다. 본 연구에서는 제안된 해석/설계법의 절차를 정립하였고, 이를 반영한 해석프로그램을 개발하였다. 제안된 방법을 이용한 설계 예를 소개하였으며, 기존의 스트럿-타이 모델과 비교를 통하여 제안된 방법의 유효성을 검증하였다. 본 설계방법은 해석 및 설계의 일괄시스템으로서 과대 인장균열과 스트럿의 취성파괴를 방지하기 위하여 설계자에 의하여 의도된 설계전략을 직접적으로 반영할 수 있다. 본 스트럿-타이 모델은 비선형거동을 해석할 수 있으므로, 부정정 스트럿-타이 모델을 사용할 수 있으며, 스트럿과 타이 요소의 국부변형을 제어할 수 있으므로, 다양한 성능수준에 대한 성능기초설계방법으로 사용할 수 있다.

**핵심용어** : 스트럿-타이 모델, 활선강성, 비탄성해석, 철근콘크리트