

# 내력설계법에 의한 고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥의 횡보강근량 산정

## Design of Transverse Steel Amounts of High Strength Reinforced Tied Columns by Axial Capacity Design Method

한 범 석\*  
Han, Beom-Seok

신 성 우\*\*  
Shin, Sung-Woo

### ABSTRACT

On the basis of the philosophy that "the compressive axial load capacity after spalling of shell concrete should be maintained as that before spalling" by applying the confinement model of high strength concrete proposed in the previous proceeding paper and equivalent lateral confining pressure considering configurations of transverse reinforcement, the amounts of transverse reinforcement from the compressive capacity design method about high strength reinforced concrete tied columns can be calculated through the formula proposed in this paper.

The proposed design equation of transverse steel amounts for high strength reinforced concrete tied columns was quite agreeable with the test results of HSC tied columns conducted by other researchers as well as author.

### 1. 서론

기둥에서 소성힌지의 형성에 대한 준비는 횡보강근에 의한 콘크리트의 구속을 요구한다. 최근까지 콘크리트 구속에 대한 연구는 매우 활발히 진행되어 왔다. 그러나 대부분의 연구결과가 기본적인었고 미완성이었기 때문에 결과적으로 규준의 조항으로써 받아들이기엔 상당한 영향을 미쳤던 것은 아니었기에 이러한 연구결과는 규준에 효과적으로 반영되었다고 볼 수 없다.

역사적으로 콘크리트 기둥에서 나선형 보강근은 최초로 Considere에 의해 소개되었다. 많은 실험적 연구의 결과로부터 Richart, Brandtzaeg 및 Brown과 Richart와 Brown은 나선형 철근과 유압으로 구속된 기둥에 대한 강도에 대해 다음과 같은 식을 제안하였다.

$$f_{cc}' = f_{cb} + 4.1 f_l \quad (\text{식 1})$$

철근콘크리트 기둥에서 장방형의 횡보강근의 효과에 대한 연구는 1946년 King에 의해서 였다. King의 연구에서 주요 목적은 단일 정방형 후프를 가진 철근콘크리트 기둥의 극한강도에 대한 공식을 유도하는 것이었다. 1955년 Chan은 철근콘크리트 골조에서 소성힌지 이론의 타당성을 검증하는 데 초점을 둔 연구를 발표하였다. 이 연구에서 사각 띠철근으로 구속된 코어 콘크리트의 파괴 메카니즘(Mechanism)을 설명하였다.

ACI 규준의 횡보강근 산정식은 Richart 등의 연구에서 제안된 구속에 의한 콘크리트의 강도증진에 기초하여 유도된 식으로 기둥에서 "피복 콘크리트의 박리 후에도 박리 전의 내력을 유지하여야 한다"는 개념을 내포하고 있다.

\*정회원, 한양대학교 초대형구조시스템연구센터 연구조교수

\*\*정회원, 한양대학교 건축학부 교수

나선철근이나 원형 후프의 체적비  $\rho_s$ 와 사각형 띠철근의 전 단면적에 대한 규준식은 다음과 같다.

$$\rho_s = 0.45 \left( \frac{A_g}{A_c} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_y} \geq 0.12 \frac{f'_c}{f_y} \quad (\text{식 2})$$

$$A_{sh} = 0.3 s h_c \frac{f'_c}{f_y} \left( \frac{A_g}{A_{ch}} - 1 \right) \geq 0.09 s h_c \frac{f'_c}{f_y} \quad (\text{식 3})$$

(식 2)와 (식 3)으로부터 사각형 횡보강근의 효율성은 동일한 체적비의 원형 나선철근의 75%에 상응한다는 것을 알 수 있다. 그러나 현재 국내 콘크리트설계기준의 모태가 되고 있는 ACI 규준의 횡보강근량 산정식은 나선철근으로 보강된 원형 기둥에서 유도된 식을 정방형 또는 장방형의 띠철근 기둥으로 확장시켜 적용하고 있을 뿐 아니라 보통강도 콘크리트를 대상으로 규정된 식으로 이를 정방형 또는 장방형의 고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥에 적용할 경우 구속에 의한 강도증진이나 연성증진이 과대평가되어 구축된 콘크리트 모델의 안전성에 많은 문제점을 초래할 수 있다.

이미 살펴본 바와 같이 철근콘크리트 기둥에서 횡보강근에 의한 콘크리트의 구속에 의한 강도증진과 연성증진은 콘크리트 구조물의 거동을 지배하는 중요한 사항으로 모든 기준에서 콘크리트 구속의 중요성을 강조하고 있다. 따라서 고강도 콘크리트가 일반적으로 활용되고 있는 시점에서 고강도 콘크리트의 특성을 고려한 구속 모델로부터 ACI 규준의 “피복 콘크리트의 박리 후에도 박리 전의 내력을 유지하여야 한다”는 개념을 적용한 내력설계법에 의한 횡보강근량 설계식을 개발하는 것은 매우 절실하다 하겠다.

## 2. ACI 318-99 규준의 횡보강근량 산정식

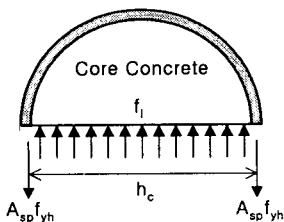
### 2.1 ACI 318-99의 원형 또는 나선형 기둥의 횡보강근량 산정식

ACI 규준의 횡보강근 산정식은 Richart 등의 연구에 의해 제안된 구속에 의한 콘크리트의 강도증진을 표현한 위의 (식 1)에 기초하여 유도된 식으로 “기둥에서 피복 콘크리트의 박리 후에 박리 전의 내력을 유지하여야 한다”는 개념을 내포하고 있다. 이를 위해 필요한 횡보강근의 체적비는 중심축력을 받는 기둥에서 피복 콘크리트의 내력(Capacity)과 횡구속에 의한 코어 콘크리트의 강도증진을 같게 놓음으로써 ACI 318의 내력성능 기준을 만족시키기는 횡보강근의 체적비는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\text{피복 콘크리트의 강도} = \text{코어 콘크리트의 강도증진} \quad (\text{식 4})$$

$$0.85 f_{ck} (A_g - A_c) = 4.1 f_l (A_c - A_{st}) \quad (\text{식 5})$$

나선철근(Spiral) 또는 원형후프(Circular Hoop)로 보강된 원형기둥에 대해서 나선철근이 항복했을 때, 균일한 횡구속압력( $f_l$ )은 아래 그림 1로부터 다음과 같이 산정할 수 있다.



$$f_l = \frac{2 A_{sp} f_{yh}}{s h_c} \quad (\text{식 6})$$

$$= \rho_c f_{yh} = \frac{1}{2} \rho_s f_{yh}$$

$$\text{여기서, } \rho_c = \frac{2 A_{sp}}{h_c s}$$

$s$  = 나선철근(원형후프) 간격

그림 1 원형기둥에서 나선철근 또는 원형후프에 의한 횡구속압력

(식 6)을 (식 5)에 대입하여 정리하면,

$$\frac{4 A_{sp}}{s h_c} = \frac{4 \pi h_c A_{sp}}{\pi h_c^2 s} = \rho_s = 0.415 \frac{f_{ck}}{f_{yh}} \left( \frac{A_g}{A_c} - 1 \right) + \frac{4 A_{sp} A_{st}}{s h_c A_c} \quad (\text{식 7})$$

위의 (식 7)의 마지막 항을 제거하고 계수 0.415를 0.45로 증가시킨 후 ACI 318에서 원형 기둥에 대한 횡보강근 산정식으로 채택되었다. 나선철근으로 보강된 원형기둥에서 나선철근에 의한 인장력이 요구되는 코어의 강도증진을 위해 거의 균일한 횡압력을 유발하는 것으로 간주한 ACI 규준상의 횡보강근 산정식은 (식 2)와 같이 표현된다. (식 7)을 (식 2)와 같이 단순화시킴에 따라 코어 콘크리트에서 강도증진은  $f_{cc}' - f_{co}' \approx 3.8 f_l$ 이 된다.

ACI 318에 의한 강도증진을 Sheikh-Toklucu, Mander-Priestley-Park 및 Saatcioglu-Razvi 등의 원형기둥에 대한 실험에서 ACI 318의 (식 2)보다 작은 횡보강근 체적비를 가진 실험체에 대해 횡구속압력( $f_l$ )과 강도증진과의 관계를 비교하여 다음의 그림 2에 나타내었다.

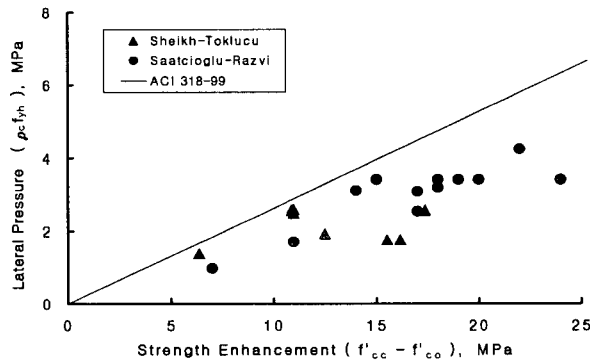


그림 2 원형기둥에 대한 ACI 318의 횡보강근량과 실험결과의 비교

## 2.2 ACI 318-99의 띠철근 기둥의 횡보강근량 산정식

정방형이나 장방형기둥의 경우에 있어 구속 철근량은 지금까지 살펴보았던 원형기둥에 대하여 사각 띠철근은 원형 또는 나선철근보다는 효과적이지 않음을 고려하여 원형기둥에 대한 횡보강근 산정식인 (식 2)로부터 확장되었다. 즉, ACI 318 기준상 요구되는 사각 띠철근의 단면적은 “사각 띠철근의 구속압력은 나선철근의 75% 정도 유효하다”는 가정 하에 유도되었다. 이는 정방형이나 장방형 기둥에서 나선철근의 원형기둥에서 요구되는 변형능력을 얻기 위해서는 33%의 횡보강근량이 더 요구됨을 의미하는 것이다. 따라서, 띠철근의 횡구속압력이 나선철근의 75%이므로 이에 상응하는 띠철근 기둥의 강도증진은  $f_{cc}' - f_{co}' \approx 2.8 f_l$ 을 적용하여 앞의 (식 3)과 같이 횡보강근의 면적을 산정할 수 있다.

Sheikh-Uzumeri와 Scott-Park-Priestley 등에 의한 중심축력하의 띠철근 기둥의 실험결과와 ACI 318 기준에 의한 횡보강근 요구량에 대해 다음의 그림 3에 횡구속압력과 강도증진에 대하여 비교하였다. 그림에 나타난 바와 같이 ACI 318 기준에 의한 예측이 실험결과와 상당히 차이가 있음을 알 수 있는데, 이는 ACI 318 기준에 채택된 횡보강근량 산정식이 횡보강근의 형태와 그에 따른 횡구속압력을 적절하게 고려하고 있지 않기 때문인 것으로 설명될 수 있다. 동일한 횡보강근량과 간격에 대해서도 주근의 배열에 따라 횡보강근의 형태가 달라질 경우 강도와 연성에서 많은 차이가 있음을 기존의 많은 연구자들도 지적한 바 있다. 이는 횡보강근의 형태에 따라 횡구속압력이 달라지기 때문인데, ACI 318 기준에서는 이를 고려하지 않고 있다.

또한 그림 4는 중심축력을 받는 고강도 철근콘크리트 기둥에 대한 실험결과, 즉, Saatcioglu-Razvi, Cusson-Paultre, Nagashima 등(NSKI) 및 저자 등의 실험결과에 대하여 ACI 318 기준에 의한 횡보강근 요구량에 대해 횡구속압력과 강도증진과의 관계를 보여주고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 ACI 규준에 의한 예측이 상당한 차이를 보일 뿐 아니라 고강도 콘크리트에 대해서 횡보강근량을 과소평가하는 경향이 뚜렷함을 알 수 있다.

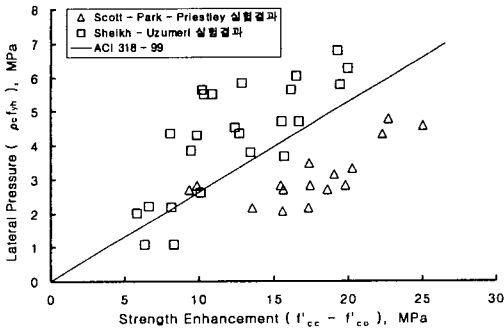


그림 3 정방형기둥에 대한 ACI 규준의 횡구속압력과 실험결과의 비교(NSC)

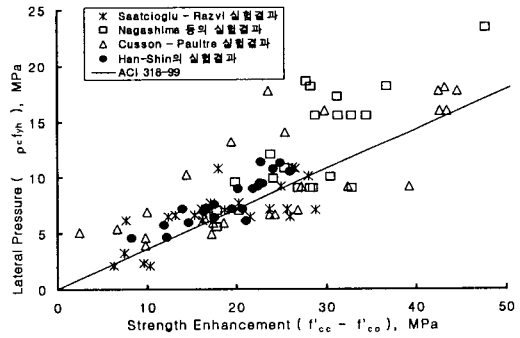


그림 4 정방형기둥에 대한 ACI 규준의 횡구속압력과 실험결과의 비교(HSC)

### 3. 띠철근에 의한 고강도 콘크리트의 횡구속 모델

본 연구에서 고강도 콘크리트 횡구속 모델로 2002년 저자 등이 제안한 모델을 적용하였으며, 횡구속 모델의 구성을 간단히 살펴보면 다음의 그림 5와 같다.

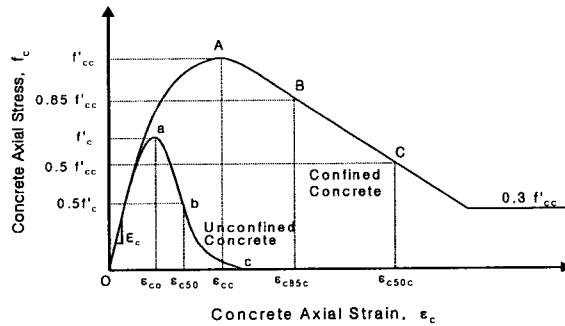


그림 5 구속된 고강도 콘크리트의 응력-변형률 모델(Han-Shin 모델)

i) 응력 상승부분 :  $0 < \epsilon_c \leq \epsilon_{cc}$  일 때

$$f_c = \frac{f'_{cc} \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cc}} \right)^r}{r - 1 + \left( \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cc}} \right)^r} \quad (\text{식 8})$$

여기서,  $f_c$  = 구속 콘크리트의 길이방향 압축응력(MPa),  $\epsilon_c$  = 구속 콘크리트의 길이방향 압축변형률,

$f'_{cc} - f'_{co} = 6.1(\lambda^0 \rho_c f_{yh})^{0.7}$ 로 표현되는 구속 콘크리트의 최대강도(MPa),

$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 143 \left( \frac{\lambda^0 \rho_c f_{yh}}{f'_{co}} \right)^2 + 1$ 로 표현되는 구속 콘크리트의 최대강도에서의 변형률,

$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}}$ ,  $E_c$  = 무근 콘크리트의 접선탄성계수(MPa),  $E_{sec} = \frac{f'_{cc}}{\epsilon_{cc}}$  (MPa)이다.

ii) 응력 하강부분 :  $\epsilon_{cc} < \epsilon_c$  일 때

$$f_c = f'_{cc} \left[ 1 - 0.5 \frac{\epsilon_c - \epsilon_{cc}}{\epsilon_{c50c} - \epsilon_{cc}} \right] \geq 0.3 f'_{cc} \quad (\text{식 9})$$

여기서,  $\epsilon_{c50c} = \epsilon_{co} + 0.182 \left( \frac{\lambda^0 \rho_c f_{yh}}{f'_{co}} \right)$ 로 표현되는  $0.5 f'_{cc}$ 에서의 변형률이다.

#### 4. 내력설계법에 의한 중심축력을 받는 고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥의 횡보강근량 산정

(식 1)로 표현되는 구속된 콘크리트의 강도증진은 횡구속압력이 균일하게 작용한 유압에 의한 실험으로부터 유도된 식으로 원형후프나 나선철근의 경우에 적용할 수 있다. 그러나 정방형 또는 장방형의 띠철근 기둥에서 사각 띠철근에 의한 횡구속압력은 원형후프나 나선철근과는 상당히 다르게 나타나기 때문에 그대로 적용하기에는 다소 문제가 있다. 아래 그림은 띠철근 기둥의 횡구속압력 분포와 임계단면(Critical Section)에서 등가 횡구속압력을 보여주고 있다.

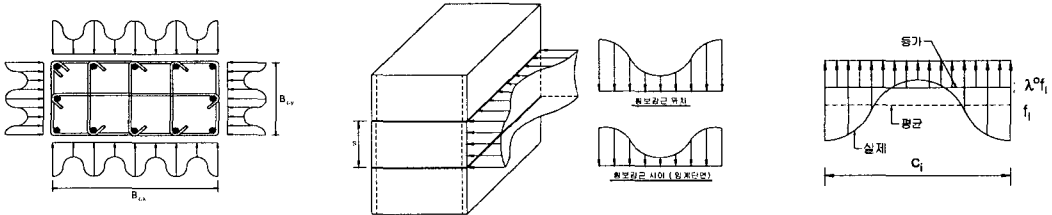


그림 6 띠철근 기둥의 주근분포에 (a) 횡보강근 간격에 따른 길이방향 분포 (b) 실제, 평균 및 등가 횡구속압력  
다른 횡구속압력의 분포  
그림 7 임계단면에서 횡구속압력의 분포와 등가 횡구속압력

따라서, 위의 그림과 같이 띠철근 기둥에 대하여 횡보강근 형태와 간격에 따른 횡구속압력의 분포를 고려하고, 또 횡보강근의 실제 응력 대신 횡보강근 항복강도를 적용함에 따른 보정계수  $k_2$ 를 적용하면 (식 1)과 같은 횡구속압력과 강도증진 관계식은 띠철근 기둥에 대해 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$f'_{cc} = f'_{co} + k_1 k_2 \lambda^o f_l \quad (\text{식 } 10)$$

여기서,  $k_1 = 6.7 (\lambda^o f_l)^{-0.17}$ ,  $\lambda^o = \left(1 - \frac{n c^2}{6 B^2}\right) \left(1 - \frac{s}{3B}\right)^2$ ,  $f_l = \rho_c f_{yh}$ ,  $k_2 = 0.91 (\lambda^o \rho_c f_{yh})^{-0.13}$ 이다.

위의 (식 10)에 각각의 계수를 대입하여 정리하면, 정방형 또는 장방형 띠철근 기둥에서 횡보강근에 의해 구속된 콘크리트의 강도증진과 횡보강근 간격과 형태를 고려한 등가 횡구속압력과의 관계식은 다음과 같다.

$$f'_{cc} = f'_{co} + 6.1 (\lambda^o \rho_c f_{yh})^{0.7} \quad (\text{식 } 12)$$

위의 식에 피복 박리 후의 내력이 박리 전의 내력을 유지하여야 한다는 ACI 318의 개념을 적용하여  $f'_{cc} A_c = f'_{co} A_g$ 에 (식 12)와  $f'_{co} = 0.85 f_{ck}$ 를 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\rho_c = 0.06 \frac{0.7 \sqrt{f_{ck}}}{f_{yh}} \frac{1}{\lambda^o} 0.7 \sqrt{\left(\frac{A_g}{A_c} - 1\right)} \quad (\text{식 } 13)$$

Sheikh-Uzumeri, Scott-Park-Priestly, Saatcioglu-Razvi, Cusson-Paultre, Nagashima 등(NSKI) 및 Han-Shin 실험결과에 대하여 구속에 의한 강도증진과 등가 횡구속압력과의 관계를 ACI 규준식, 수정 Kent-Park 제안식, Saatcioglu-Razvi 제안식, Cusson-Paultre 제안식 및 본 연구의 제안식과 비교하여 다음의 그림 8에 나타내었다. 그림에 나타난 바와 같이 ACI 318 기준식과 수정 Kent-Park 제안식은 고강도 콘크리트 실험체에 대해서는 상당히 과대평가하고 있어 ACI 318 기준식을 그대로 적용할 경우 안전성에 많은 문제가 발생할 수 있음을 알 수 있다. 한편, 고강도 콘크리트를 대상으로 제안된 Saatcioglu-Razvi와 Cusson-Paultre 제안식은 고강도 콘크리트에 대한 횡보강근의 횡구속압력이 크게 평가되어 고강도 콘크리트에 여과없이 그대로 적용할 경우 다소 문제가 발생할 수 있음을 알 수 있다. 그러나 본 연구에서 제안한 식은 콘크리트 강도 45~120MPa의 고강도 콘크리트 실험체에 대해 횡구속압력과 구속된 콘크리트의 강도증진 관계를 가장 잘 예측하고 있는 것으로 나타났다.

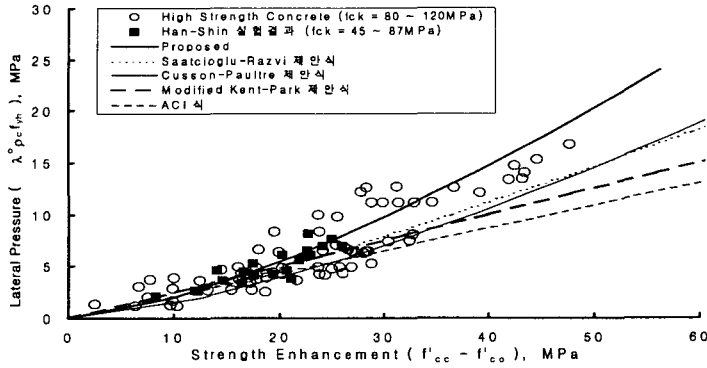


그림 8 등가 횡구속압력 변화에 따른 강도증진과 제안식의 비교

ACI 318 기준식이나 기존의 제안식이 강도증진을 비교적 크게 예측하고 있는 원인은 띠철근의 배근형태에 따른 횡구속압력을 적절히 평가하여 반영하지 않았고, 최대강도에서 띠철근의 응력이 과대평가되었기 때문으로 판단된다.

## 5. 결론

- 1) 철근콘크리트 띠철근 기둥에서 횡구속에 의한 강도증진은 횡보강근 간격과 형태에 따른 횡구속압력의 변화를 고려하여 띠철근 기둥에 적용할 수 있는 등가 횡구속압력을 평가하였다. 등가 횡구속압력과 강도증진과의 관계를 기존 실험결과와 비교한 결과 잘 일치하는 것으로 나타났다.
- 2) 기존에 저자가 제안한 고강도 콘크리트의 횡구속모델을 적용하여 "피복 콘크리트 박리 후의 내력이 박리 전의 내력을 유지하여야 한다"는 개념과 횡보강근의 형태를 고려한 등가 횡구속압력을 토대로 하여 고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥에 대한 내력설계법과 횡보강근량 산정식을 제안하였고, 제안식은 실험결과를 잘 예측하는 것으로 나타났다.

## 감사의 글

본 연구는 한양대학교 초대형구조시스템연구센터(STRESS)의 지원으로 이루어진 바 이에 감사드립니다.

## 참고 문헌

1. 한범석, 신성우 외 3인, "고강도 철근콘크리트 띠철근 기둥의 구속모델", 한국콘크리트학회 봄 학술 발표대회논문집, Vol. 14, No. 1, 2002, pp.923~928.
2. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-99)", American Concrete Institute, Detroit, 1999.
3. D.Cusson and P.Paultre, "High-Strength Concrete Columns Confined by Rectangular Ties", ASCE Journal of Struct. Eng., Vol. 120, No. 3, Mar., 1994, pp.783~804.
4. Murat Saatcioglu, Salim R. Razvi, "Strength and Ductility of Confined Concrete", ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 118, No. 6, June, 1992, pp.1590~1607.
5. Scott, B. D., Park, R., and Priestley, M. J. N., "Stress-Strain Behavior of Concrete Confined by Overlapping Hoops at Low and High Strain Rates," ACI Journal, Proceedings Vol. 79, No. 1, Jan.-Feb., 1982, pp.13~27.
6. Shamin A. Sheikh, C. C. Yeh, "Analytical Moment-Curvature Relations for Tied Concrete", ASCE, Journal of Structural Engineering, Vol. 118, No. 2, Feb., 1992, pp.529~545.