

고강도 구성재료를 이용한 RC 기둥의 일축압축실험과 횡구속 모델

Uniaxial Compressive Test and Confined Model on RC Columns Using High-Strength Materials



홍기남*
Ki-Nam Hong



한상훈*
Sang-Hoon Han



윤승조**
Seung-Joe Yoon



서수연**
Soo-Yeon Seo

1. 머리말

철근콘크리트 구조물은 큰 지진이 발생했을 때 연성적인 거동을 하도록 설계하는 것이 일반적이다. 철근콘크리트 구조물이 연성거동을 하기 위해서는 잠재적으로 소성현상이 생성될 가능성이 있는 기둥부재에 횡방향철근을 적절하게 배근하는 것이 매우 중요하다. 오랫동안 많은 연구자들에 의해 철근콘크리트 기둥(이하, RC기둥)의 연성과 강도를 증가시키기 위한 횡방향 철근 배근상세가 연구되어 왔으며, 심부 콘크리트의 절적인 횡방향 구속과 횡방향철근을 이용한 주철근의 좌굴 방지가 RC기둥 부재의 연성 증가에 매우 효과적이라는 것이 과거에 발생된 지진을 통해서 확인되었다.

한편, 콘크리트 제조기술의 발달과 함께 건설산업에서 고강도 콘크리트의 사용이 점점 증가하고 있다. 현재 큰 어려움 없이 100 MPa 이상의 초고강도 콘크리트를 제조할 수 있는 단계까지 기술이 발전하였다. 철근의 항복강도도 계속적으로 증가하고 있다. 일부 국가에서는 1,000 MPa 이상의 항복강도를 갖는 초고강도 철근을 RC기둥의 횡구속철근으로 사용하는 단계에 이르고 있다. 국외에서는 이러한 고강도 재료를 RC부재에 적극적으로 활용하고자 하는 연구가 계속적으로 진행되어 오고 있다. 특히 일본에서는 NewRC 프로젝트¹⁾를 통해 압축연성이 부족한 초고강도 콘크리트에도 충분한 양의 초고강도 횡구속철근을 배근하면 압축연화구간에서의 급격한 강도 저하를 방지할 수 있다는 연구 결과가 발표되었다. 이외에도 국외에서는 압축강도 30 ~ 130 MPa의 콘크리트와 항복강도 300 ~ 1300 MPa의 항복강도를 갖는 횡구속철근을 사용한 RC기둥에 대한 일축압축 실험이 실시되었으며²⁻⁴⁾, 광범위한 강도의 구성재료를 사용한 RC기둥에 적용할 수 있는 구속콘크리트 응력-변형률 모델이 제안되었다.

* 정회원, 충북대학교 토목공학과 교수
hong@chungbuk.ac.kr

** 정회원, 충주대학교 건축공학과 교수

이에 반해 아직 국내에서는 고강도 재료를 사용한 RC기둥의 구속효과에 관한 연구는 극히 제한적이라고 말할 수 있다.

따라서 본고에서는 국내 건설산업에 고강도 재료가 활발하게 적용되기를 기대하면서 국외에서 수행되었던 고강도 구속 콘크리트의 응력-변형률 모델에 관한 실험적·해석적 연구를 보고하고자 한다.

2. 고강도 콘크리트의 3축압축실험

횡구속압 p 를 가한 3축압축실험을 통해 콘크리트 압축강도 f_{cc} 는 횡구속을 가하지 않은 비구속 콘크리트의 압축강도 f_{c0} 와 식 (1)의 관계가 성립하는 것으로 알려져 있다.

$$f_{cc} = f_{c0} + k'p \quad (1)$$

여기서, k' : 계수 (Richart 등⁵⁾은 보통강도 콘크리트를 대상으로 $k' = 4.1$ 로 보고)

최근에는 압축강도 100 MPa을 초과하는 초고강도 콘크리트를 대상으로도 동일한 실험이 수행되었다. 그 결과 f_{cc} 와 f_{c0} 는 식 (1)과 동일한 관계가 성립하며, 압축강도 발현시 축변형률 ϵ_{1p} 와 횡변형률 ϵ_{2p} 는 콘크리트 압축강도와 횡구속압의 크기에 관계없이 $\epsilon_{1p} = -2.2\epsilon_{2p}$ 관계가 성립하는 것으로 보고되었다⁶⁻⁸⁾. 예를 들면, Xie 등⁶⁾은 콘크리트 압축강도가 60, 90, 120 MPa이고 높이가 110 mm, 직경 55.5 mm의 원형공시체에 대해 압축강도의 50% 수준까지 횡구속압을 가한 3축압축실험을 실시하였다. 그들의 실험결과 중에서 압축강도 120 MPa 실험체에 대한 실험결과를 <그림 1>에 나타내었다. 횡구속압이 증가하면 압축강도 및 압축강도 발현시의 변형률이 증가하고 압축연화구간에서 응력 감소 기울기가 개선됨을 그림을 통해서 확인할 수 있다. Xie 등은 <그림 2>에 나타낸 것과 같이 실험 결과를

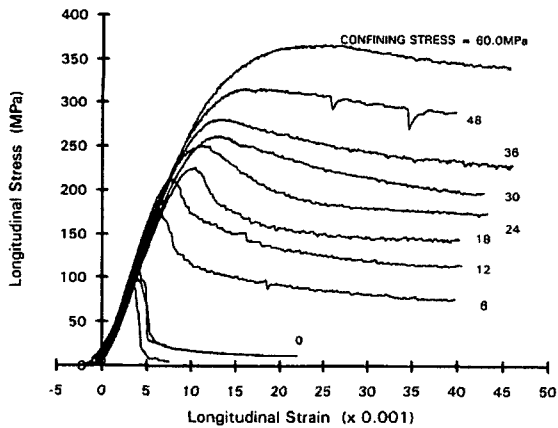


그림 1. 3축압축실험에 의한 응력-변형률 관계⁶⁾

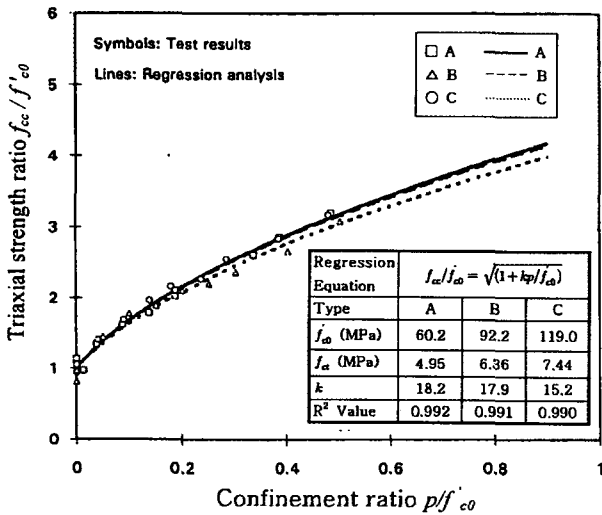


그림 2. 3축압축실험에 의한 압축강도 회귀식⁶⁾

회귀분석하여 고강도 구속 콘크리트의 압축강도 f_{cc} 를 식 (2)로 정식화하였다.

$$\frac{f_{cc}}{f'_{co}} = \sqrt{1+k\left(\frac{p}{f'_{co}}\right)} \quad (2)$$

$$k = 21.2 - 0.05f'_{co} \quad (3)$$

3. 고강도 RC 기둥의 일축압축실험

3축압축실험과 비교하여 횡구속철근에 의한 이산적 횡구속압이 가해지는 RC기둥의 압축강도는 원형 나선철근을 조밀한 간격으로 배근하여도 Richart 등이 제안한 $k'=4.1$ 을 그대로 적용할 수 없다. 또한 RC기둥에서 높이 방향의 횡구속철근 간격과 단면내 횡구속철근의 배근간격에 따라 횡구속압이 <그림 3>에 나타낸 것

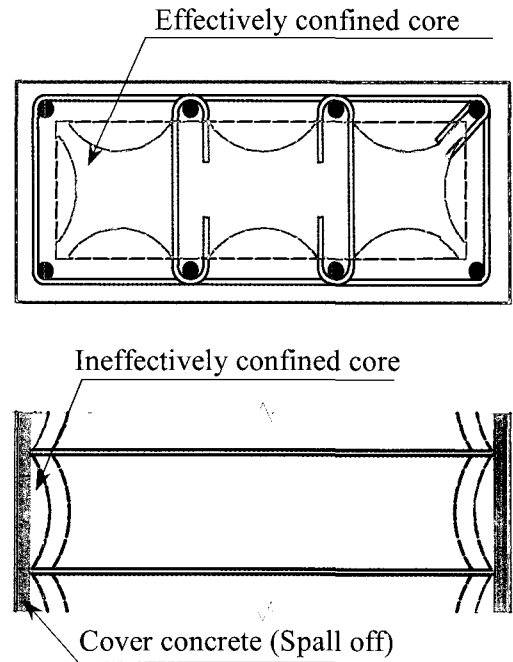


그림 3. 사각단면의 유효횡구속압 분포¹⁰⁾

과 같이 일정하게 분포하지 않는다¹⁰⁾. 이로 인해 고강도 콘크리트와 고강도 횡구속철근을 사용하는 경우 횡구속철근의 항복강도 f_y 로 계산되는 수준의 횡구속압을 기대할 수 없다.

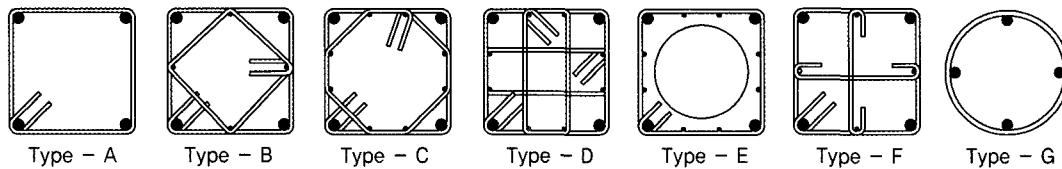
이에 일축압축을 받는 고강도 RC기둥의 역학적 특성 규명을 목적으로 콘크리트 압축강도, 횡구속철근 항복강도, 횡구속철근 체적비, 횡구속철근 구속형상(단면형상) 등을 실험변수로 고려한 실험연구가 수행되었다¹¹⁻¹⁶⁾. 기존에 발표된 고강도 RC기둥에 대한 일축압축실험 중에서 참고문헌^{2,3,11-16)}의 실험체 제원을 <표 1>에 나타내었다. <표 1>에 나타낸 압축강도 80 ~ 120 MPa의 실험체를 제작할 때 사용된 콘크리트의 물-시멘트비는 일반적으로 0.25 ~ 0.35정도이며, 혼화재료로는 주로 실리카흄이 사용되었다. 또한, 고강도 콘크리트에서는 골재의 강도가 콘크리트 압축강도에 큰 영향을 주는 것으로 발표되어 있으나¹⁷⁾, 이번에 조사한 문헌들에서는 이에 대한 언급이 없었다.

<표 1>에서 Cusson and Paultre¹¹⁾는 <그림 4>에 나타낸 사각형 단면을 갖는 RC 기둥(단면크기 235×235 mm, 높이 1400 mm)의 일축압축실험을 수행하였다. 각 실험변수의 범위는 콘크리트 압축강도 52.6 ~ 115.9 MPa, 횡구속철근의 항복강도 392 ~ 770 MPa, 횡구속철근 체적비(간격) 1.40 ~ 4.90%(50 ~ 100 mm)이다. 횡구속철근의 구속형상으로는 <그림 4>에 나타낸 구속형을 실험변수로 고려하였다. 그들이 수행한 실험결과의 일부를 <그림 5>에 나타내었다. <그림 5>에서 2A와 3B는 실험체명이며, 숫자는 횡구속철근의 간격(2 : 50 mm, 3 : 100 mm), A와 B는 횡구속철근의 구속형을 나타내고 있다. <그림 5>로부터 횡구

표 1. 고강도 RC기둥의 일축압축실험에 사용된 실험체 제원의 비교

연구자	형상	실험체		계측길이 ^{주1)} (mm)	콘크리트 압축강도 (MPa)	체적비 (%)	횡구속철근	
		단면크기 (mm)	높이 (mm)				항복강도 (MPa)	구속형상 ^{주2)}
Cusson and Paultre ¹¹⁾	사각형	235 × 235	1400	800	53 ~ 116	1.40 ~ 4.90	3.92 ~ 770	Type - A,B,C,D
Razvi and Sattcioglu ^{12,13)}	사각형	250 × 250	1500	300	60 ~ 124	0.99 ~ 4.59	400 ~ 1000	Type - A,D,F
	원형	∅ 250						Type - G
Nagashima 등 ¹⁴⁾	사각형	235 × 235	716	400	60 ~ 118	1.62 ~ 3.90	806 ~ 1385	Type - B,C,D,E
Itakura and Yagenji ¹⁵⁾	사각형	235 × 235	500, 750	250	52, 58	1.51, 2.26	808	Type - A,B,D,F
Li 등 ¹⁶⁾	사각형	235 × 235	720	300,640	35 ~ 83	0.80 ~ 5.00	445, 1318	Type - A,B,G
	원형	∅ 240						Type - G
崎野·孫 ^{2,3)}	사각형	235 × 235	750	500	32 ~ 132	1.4 ~ 4.4	1107	Type - D
	원형	∅ 305, 255						Type - G

- 주 1) 축변형률 계산에 이용되는 변위를 측정하는 길이, 축변형률=(계측길이내의 변위)/(계측길이)
 - 주 2) 구속형상 Type - A, B, C, D, E, F, G



속철근 간격이 좁은 2A ~ 2D 실험체는 압축강도가 7 ~ 14 % 증가하는 것을 알 수 있다.

Cusson and Paultre의 실험을 포함하여 <표 1>에 나타난 연구자들의 고강도 RC기둥에 대한 실험결과를 종합적으로 정리하면 다음과 같다¹¹⁻¹⁶⁾.

1) 고강도 철근과 고강도 콘크리트를 사용한 RC기둥에서는 충분히 횡구속철근이 배근된 RC기둥의 횡구속철근철근만이 압축강도 부근에서 항복강도에 도달한다. 즉, 횡구속철근의 항복강도 향상에 의한 압축강도 및 압축연화구간에서의 응력 감소 기울기의 개선을 기대하는 것은 절적인 횡구속철근의 구속 형상(<그림 4>의 A이외)과 충분한 횡구속 철근이 배근된 RC기둥에서만 가능하다.

2) 고강도 콘크리트는 보통강도 콘크리트에 비해 균열이 국소적으로 발생하며 탄성계수가 크다. 따라서 횡구속압이 작은 RC기둥은 최대하중이후 매우 취성적으로 압축내력을 상실하고 심부 콘크리트는 거의 팽창하지 않는다.

3) 고강도 RC기둥의 일축압축실험에서는 피복 콘크리트의 탈락이 파괴의 주원인이 될 가능성이 있으며, 모든 조건이 동일할 때 피복 콘크리트가 있는 실험체는 피복 콘크리트가 없는 실험체보다 압축강도가 작다.

상기의 1), 2)를 이유로 Cusson and Paultre와 Razvi and Sattcioglu는 뒤에서 설명하는 것과 같이 압축강도 발현시 횡구속철근의 작용응력 $f_s (\leq f_{sy})$ 를 산정하는 기법을 제안하고, 이

를 이용하여 고강도 구속 콘크리트의 응력-변형률 모델을 정식화하였다. 한편 Cusson and Paultre의 보고와는 다르게 Nagashima 등¹⁴⁾은 보통강도 RC기둥에서와 같이 횡구속철근의 항복강도를 이용하여 유효구속지표(effective confinement index)를 정의하였다. 이를 이용하여 구속 콘크리트의 응력-변형률 관계를 정식화하고, 그들이 수행한 고강도 RC기둥의 실험결과를 재현가능하다고 보고하였다. Nagashima 등이 제안한 구속 고강도 콘크리트의 응력-변형률 관계를 식 (4) ~ (11)에 나타내었다. Nagashima 모델에서 힘과 길이의 단위는 각각 kgf와 cm이다.

$$0 < \epsilon_c \leq \epsilon_{c\alpha}$$

$$f_c = \frac{\alpha x}{(r-1+\alpha x)^r} f_{c\alpha} \tag{4}$$

$$\alpha = \beta / \epsilon_{c\alpha} \tag{5}$$

$$r = E_o / (E_c - E_{scc}) \tag{6}$$

$$E_{scc} = f_{c\alpha} / \beta \tag{7}$$

$$\epsilon_{c\alpha} < \epsilon_c$$

$$f_c = \left(1 - 0.5 \frac{\epsilon_c - \epsilon_{c\alpha}}{\epsilon_{30} - \epsilon_{c\alpha}} \right) f_{c\alpha} \geq 0.3 f_{c\alpha} \tag{8}$$

$$f_{c\alpha} - f_{c0} = 31.4 \sqrt{\lambda p_w f_{sy}} \tag{9}$$

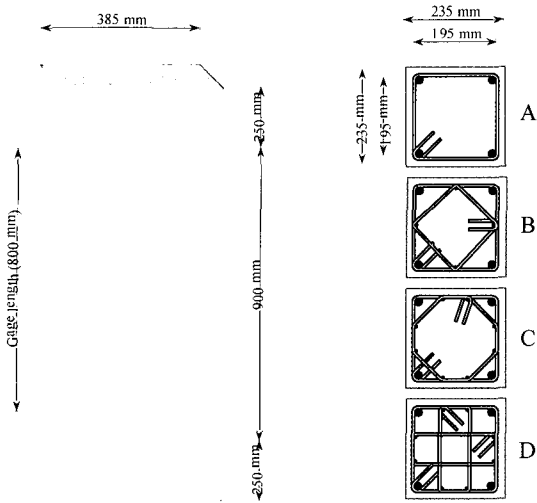


그림 4. Cusson and Paultre의 실험체¹¹⁾

$$\frac{\epsilon_{\alpha}}{\epsilon_{\omega}} = 138 \left(\frac{\lambda p_w f_{sy}}{f_d} \right)^2 + 1 \quad (10)$$

$$\epsilon_{30} = \epsilon_{\omega} + 0.193 \left(\frac{\lambda p_w f_{sy}}{f_d} \right) \quad (11)$$

- 여기서, E_c : 콘크리트의 탄성계수
 p_w : 횡구속철근비(면적비)
 f_{sy} : 횡구속철근의 항복강도
 f_d : 비구속 콘크리트의 압축강도
 ϵ_{30} : 비구속 콘크리트의 압축강도 발현시 변형률
 ϵ_{α} : 압축강도 발현시의 변형률
 λ : 식(12)로 계산되는 계수

$$\lambda = \left(1 - \frac{\sum c_i^2}{6b_c^2} \right) \left(1 - \frac{s}{2b_c} \right)^2 \quad (12)$$

- 여기서, s : 횡구속철근 간격
 b_c : 주변 횡구속철근의 단면내 중심간 거리
 c_i : 근접한 축방향철근 사이의 간격

Nagashima 등이 수행한 고강도 RC기둥에 대한 일축압축실험에는 Cusson and Paultre의 실험에 포함된 <그림 4>의 횡구속철근 구속형상 A가 포함되어 있지 않다. 그리고 실험체 대부분의 횡구속철근 체적비가 2.5% 이상으로 구성되어 있다. 이 때문에 Nagashima 등이 제안한 식 (4)~(12)의 응력-변형률 모델에서는 f_{sy} 에 의해 정식화가 가능했을 것으로 판단된다.

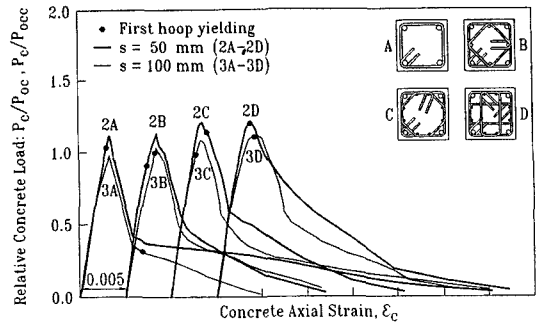


그림 5. 횡구속철근 간격의 영향¹¹⁾

이처럼 일축압축을 받는 고강도 RC기둥은 횡구속철근량과 횡구속철근 구속형상에 의해 압축거동이 매우 다르게 나타난다. 보통강도 RC기둥에서도 횡구속철근 구속형상과 간격에 따라 횡구속철근이 항복하지 않는 경우도 있지만, 기본적으로 구속효과를 나타내는 파라메타로 횡구속철근의 항복강도 f_{sy} 을 이용하여도 구속효과를 크게 위협적으로 평가하지 않는다. 그러나 고강도 RC 기둥에서는 항복강도가 매우 큰 고강도 철근을 횡구속철근으로 사용하기 때문에 f_{sy} 를 그대로 이용하게 되면 구속효과를 지나치게 과대평가하는 경우가 있다. 따라서 기존의 실험 결과를 회귀분석해서 얻은 고강도 구속 콘크리트의 응력-변형률 모델을 인용할 때에는 그 식의 유도과정에 사용한 실험체의 횡구속철근량 및 구속형상에 대해 특히 주의해야 한다.

4. 고강도 구속콘크리트 응력-변형률 관계에 관한 해석적 연구

전술한 바와 같이 고강도 RC기둥에서는 압축강도 발현시 횡구속철근이 항복하지 않은 경우가 보고되어 있으므로 f_{sy} 를 이용하여 횡구속철근에 의한 구속효과를 평가하는 것은 불합리하다. Cusson and Paultre¹⁸⁾는 이를 해결할 수 있는 방안으로 심부 콘크리트의 3축응력상태를 탄성이론에 기초하여 간략화하고, 반복계산에 의해 구속 콘크리트의 압축강도 발현시 횡구속철근의 작용응력 $f_s (\leq f_{sy})$ 을 산정하는 방법을 제시하였다. <그림 4>에 나타난 실험체 제원을 대상으로 횡구속철근 구속형상이 A와 D, 횡구속철근의 체적비가 1%와 3%일 때 콘크리트 압축강도 변화에 따른 f_s 의 변화를 Cusson and Paultre가 제안한 방법을 적용하여 <그림 6>에 나타내었다. f_s 는 횡구속철근 구속형상 및 체적비 그리고 콘크리트 압축강도의 영향을 크게 받는다는 것을 알 수 있다. <그림 6>에 나타난 f_s 보다 항복강도가 큰 횡구속철근을 사용하게 되면 압축강도 발현시 횡구속철근은 항복하지 않는다. Cusson and Paultre는 f_s 를

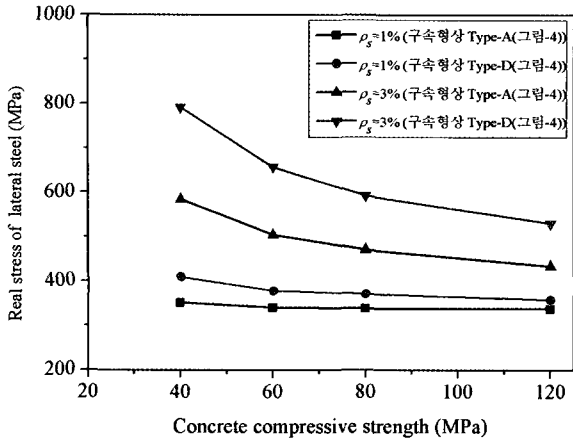


그림 6. Cusson and Paultre의 횡구속철근 작용응력 산정

적용하여 계산되는 유효구속지표를 가지고 구속 콘크리트의 압축강도 f_{cc} 와 압축강도 발현시의 변형률 ϵ_{cc} 를 정식화하여 각각 식 (13)과 식 (14)로 제안하였다.

$$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_d} = 1.0 + 2.1 \left(\frac{f_{le}}{f_d} \right)^{0.7} \quad (13)$$

$$\epsilon_{cc} = \epsilon_d + 0.21 \left(\frac{f_{le}}{f_d} \right)^{1.7} \quad (14)$$

$$f_{le} = \lambda \rho_w f_s \quad (15)$$

식 (13)과 (14)로부터 계산된 값들과 실험 결과와의 비교를 <그림 7, 8>에 나타내었다. Cusson and Paultre가 제안한 식은 콘크리트 압축강도 50 ~ 120 MPa, 항복강도 400 ~ 1400 MPa의 횡구속철근을 사용한 RC기둥의 일축압축실험 결과를 잘 예측하고 있음을 확인할 수 있다.

Razvi and Saatcioglu¹⁹⁾도 자신들이 수행한 실험 결과를 기초로 f_s 를 산정하는 식을 제안하였으며, 이를 이용하여 고강도 구속 콘크리트의 응력-변형률 모델을 제안하였다. Razvi and Saatcioglu가 제안한 압축강도 f_{cc} 산정식을 식 (16)~(21)에 나타내었다.

$$f_{cc} = f_d + k_1 f_{le} \quad (16)$$

$$k_1 = 6.7 f_{le}^{-0.67} \quad (17)$$

$$f_{le} = k_2 f_l \quad (18)$$

$$f_l = \frac{\sum (A_s f_s \sin \alpha)_i}{s b_c} \quad (19)$$

$$f_s = E_s \left(0.0025 + 0.043 \sqrt{3 \rho_f} \frac{k_2 \rho_w}{f_d} \right) \leq f_{sy} \quad (20)$$

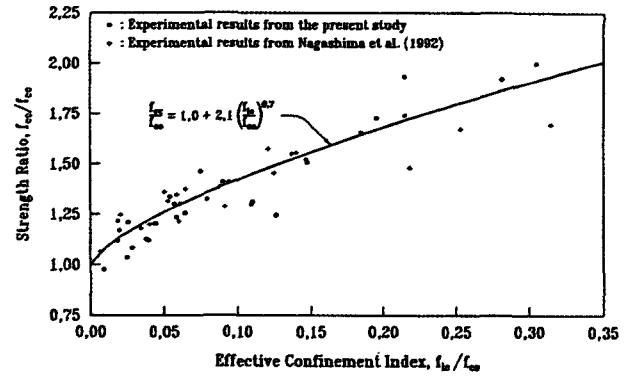


그림 7. 유효구속지표가 압축강도에 주는 영향⁸⁾

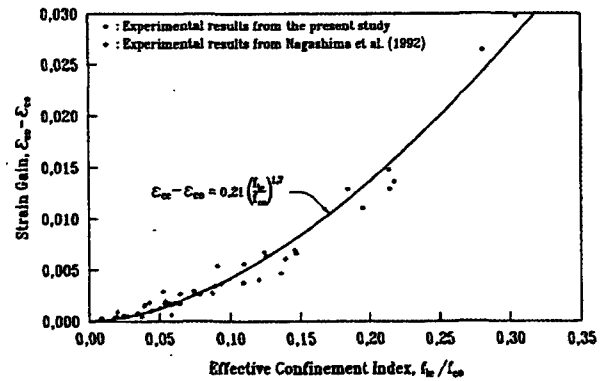


그림 8. 유효구속지표가 압축강도시 변형률에 주는 영향⁸⁾

$$k_2 = 0.15 \sqrt{\left(\frac{b_c}{s} \right) \left(\frac{b_c}{s_l} \right)} \leq 1.0 \quad (21)$$

여기서, A_s : 횡구속철근 단면적
 α : 횡구속철근과 b_c 의 각도
 s_l : 횡구속철근의 유효지지 길이

식 (16)으로부터 계산되는 f_{cc} 와 기존 고강도 RC기둥의 일축압축실험으로부터 얻은 압축강도를 비교하여 <그림 9>에 나타내었다. Cusson and Paultre에 의해 제안된 식 (13)은 사각단면의 RC기둥에만 적용할 수 있는 반면, Razvi and Saatcioglu의 식은 원형단면에도 적용이 가능하며 단면형상에 관계없이 일정한 정확도를 가지고 있음을 <그림 9>를 통해서 확인할 수 있다.

Cusson and Paultre와 Razvi and Saatcioglu은 이처럼 압축강도 발현시 횡구속철근의 작용응력 f_s 를 이용하여 고강도 구속 콘크리트의 응력-변형률 모델을 제안하였다. 이들이 제안한 모델은 보통강도 RC기둥부터 고강도 RC 기둥까지를 대상으로 임의 재료강도를 이용하더라도 적용이 가능하다는 특징을 가지고

있다. 또한 이들의 모델을 적용하는 경우 반복하중을 받는 고강도 RC기둥의 연성평가가 가능하다는 연구 결과도 발표되어 있다²⁰⁾.

압축강도 발현시의 횡구속철근 작용응력을 고려한 구속 콘크리트 응력-변형률 모델은 이 이외에도 Assa 등^{21,22)}이 제안하고 있다. Assa 등의 모델에서는 먼저 압축력에 의해 발생하는 심부 콘크리트와 횡구속철근의 변형량 적합조건으로부터 횡구속압과 횡변형률 관계를 구한다. 그리고 이를 이용하여 압축강도 발현시 가해지는 횡구속압과 횡변형률을 산정하여 압축강도 및 종국변형률을 얻는다. 이들이 제안한 모델에서는 압축강도 발현시 횡구속철근이 항복하지 않는 현상까지도 고려가 가능하므로 앞에서 논의한 Razvi and Saaticioglu 등의 모델과 동일하게 사용재료의 강도와 관계없이 구속 콘크리트의 응력-변형률 관계를 결정하는 것이 가능하다. 보통강도 RC 기둥을 대상으로 Assa 등²²⁾과 Mander 등¹⁰⁾의 모델로부터 얻은 예측값과 실험 결과를 비교하여 <그림 10>에 나타내었다.

또한, 고강도 RC기둥을 대상으로 Assa 등과 Cusson and Paultre¹⁸⁾의 모델에 의한 예측값과 실험 결과를 비교하여 <그림 11>에 나타내었다. Assa 등의 모델은 기존의 모델과 비교해서 보통강도 RC기둥 및 고강도 RC기둥의 응력-변형률 관계를 정확하게 재현할 수 있음을 확인할 수 있다. Assa 등의 모델은 이처럼 그 정확도가 우수하고, 횡구속압을 받는 심부 콘크리트의 횡변형률을 해석적으로 산정하기 때문에 기존에 보고된 연구 중에서 구속효과 메커니즘을 가장 잘 반영하고 있는 모델로 생각된다. 그러나 그들이 제안한 모델은 횡구속압과 횡변형률 관계를 재료비선형해석을 통해서 결정해야하는 문제점을 안고 있다.

일축압축상태에 있는 고강도 콘크리트는 일반적으로 손상이 임의 영역에 집중하고 변형률 국소화현상이 발생하기 때문에 압축연화구간에서의 콘크리트 변형률이 높기 방향으로 일정하게 분포하지 않는다. 따라서 실험체의 축방향 변위를 측정하는 계측길이에 따라 압축연화구간에서의 응력-변형률 관계가 다르게 나타난다. 그러나 계측길이(gage length)가 <표 1>에 나타난 것과 같이 연구자마다 다르게 설정되어 있다. 따라서 기존에 제안된 모델을 가지고 동일 실험체의 응력-변형률 관계를 예측해 보면 압축연화구간의 응력 감소 기울기가 상이하게 나타나는 경우가 있다. 이에 秋山 등²³⁾은 <그림 12>에 나타낸 것과 같이 고강도 RC기둥의 중앙에 50 mm 간격으로 변형률 게이지를 부착한 아크릴봉을 매립하여 각 위치에서의 변형률 측정하였다.

<그림 13>은 각 위치에서 측정된 국소변형률을 나타낸 것이다. 秋山 등²³⁾은 <그림 13>과 같이 측정된 각 위치에서의 변형률을 적분하여 <그림 14>와 같은 관계를 구하고 그림의 ABCD 면적을 압축과피에너지 G_p 로 정의하였다. 또한, 압축연화구간에

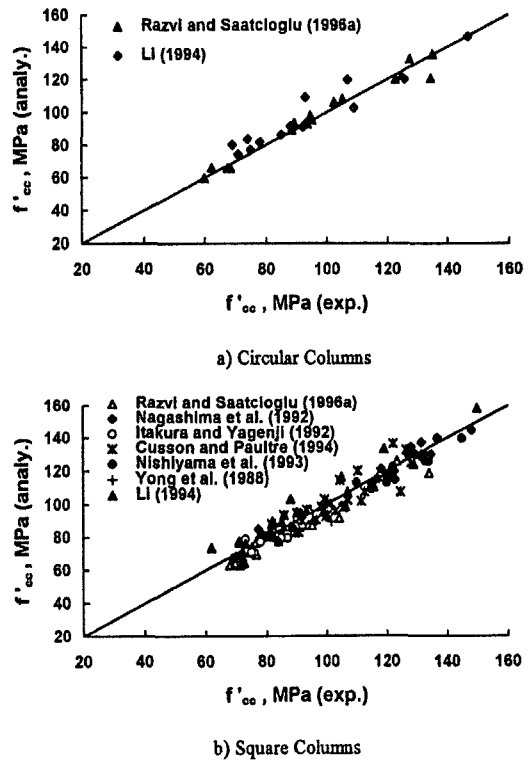


그림 9. 고강도 RC기둥의 압축강도와 예측식과의 비교¹⁹⁾

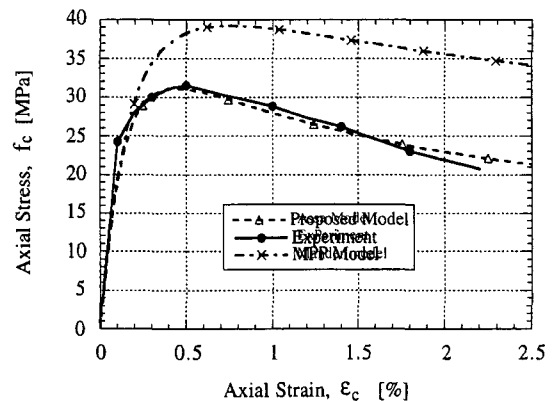


그림 10. Assa 모델의 정확도 검증결과 (보통강도RC기둥)²²⁾

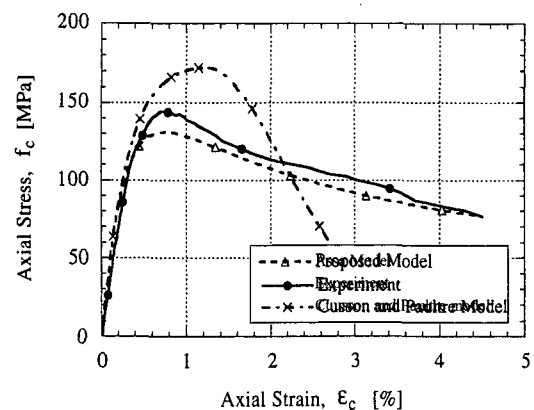


그림 11. Assa 모델의 정확도 검증결과(고강도 RC기둥)²²⁾

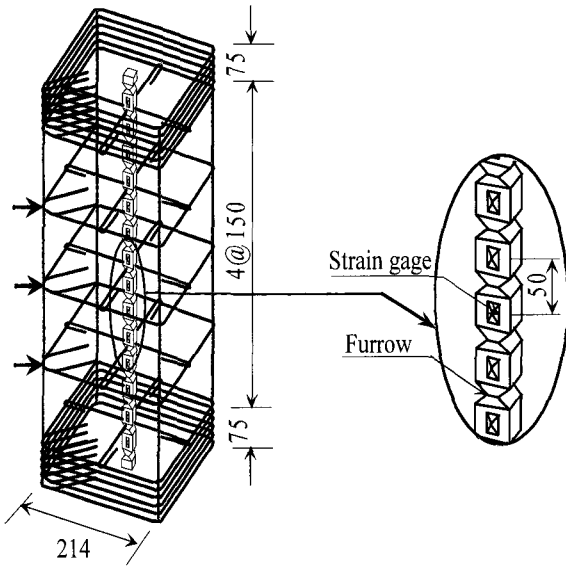


그림 12. 아크릴봉 설치상황(단위: mm)²³⁾

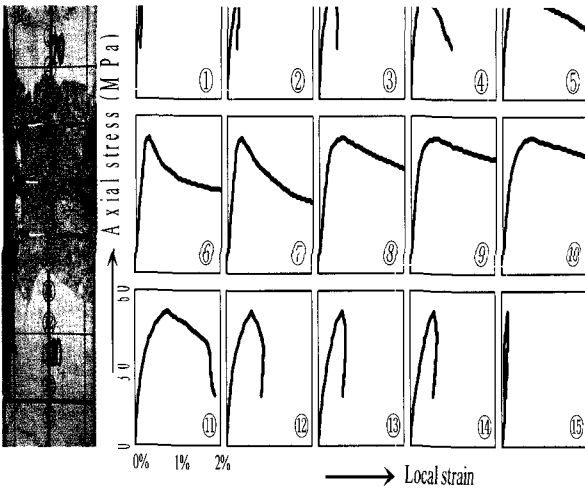


그림 13. 국소변형을 측정결과²³⁾

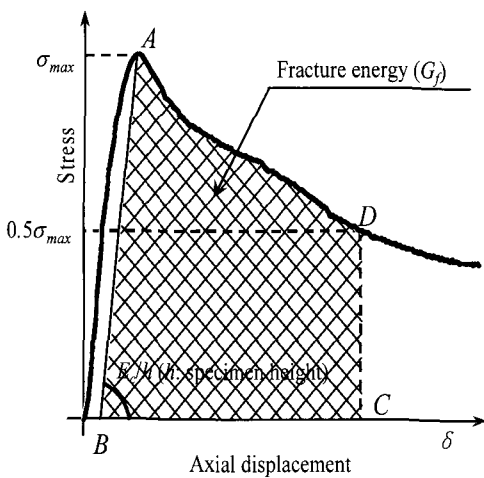


그림 14. 압축파괴에너지의 정의²³⁾

서의 응력 감소 기울기를 압축파괴에너지 G_f 를 이용하여 계산되는 ϵ_{50} 와 압축강도 발현점을 연결한 직선의 기울기로 정의하였다. 식 (22) ~ (26)에 압축연화구간에서 응력이 압축강도 50%까지 감소한 시점의 변형률 ϵ_{50} 을 구하는 식을 나타내었다.

$$\frac{G_{f,c}}{f_{c0}} = \frac{G_{f,c,0}}{f_{c0}} + 1000 \frac{k_3 p_e}{f_{c0}^2} \quad (22)$$

$$G_{f,c,0} = 80 - 50k_4 \quad (23)$$

$$k_3 = 40/f_{c0} \leq 1.0 \quad (24)$$

$$k_4 = 1 + \lambda \frac{(f_{sv} - f_{s,c})}{f_{sv}} \quad (25)$$

$$\epsilon_{50} = \epsilon_{\alpha} + \frac{2}{3} \left(\frac{2G_{f,c}}{f_{c0} L_m} - \frac{f_{c0}}{E_c} \right) \quad (26)$$

여기서, $G_{f,c}$: 구속콘크리트 압축파괴에너지

$G_{f,c,0}$: 비구속콘크리트 압축파괴에너지

L_m : 변형률 평균화 길이

秋山 등²³⁾이 제안한 모델은 압축파괴에너지 G_f 를 통하여 압축변위 측정길이(gage length)의 변화에 대응할 수 있으므로 기존 응력-변형률 모델들이 가지고 있던 압축연화구간에서의 정확도를 크게 향상시킬 수 있는 것으로 보고되고 있다. 특히, 반복하중을 받는 기둥의 해석에 일반적으로 사용되는 파이버 모델(fiber model)이나 전단압축파괴가 발생하는 RC기둥의 유한요소해석을 생각할 때 압축파괴에너지 개념을 도입한 秋山 등의 모델은 유한요소해석의 문제점인 요소크기에 따른 영향을 크게 감소시킬 수 있을 것으로 기대된다.

5. 맺음말

본 고에서는 해외에서 발표되었던 문헌을 중심으로 고강도 구성재료를 이용한 RC기둥의 일축압축실험과 구속모델에 관한 연구사례를 소개하였다. RC부재의 거동을 예측하는데 있어 가장 기본이 되는 것이 구성재료의 응력-변형률 거동이다. 일축압축상태에 있는 콘크리트의 응력-변형률 거동을 파악할 수 있다면 철근콘크리트 구조물의 휨거동은 정확하게 예측될 수 있다. 따라서 본고에서 보고한 고강도 RC기둥의 일축압축실험과 이에 기초하여 제안된 구속모델은 고강도 재료를 이용한 RC부재의 휨성능평가 및 변위성능평가에 효과적으로 활용될 수 있을 것으로 생각된다. 아울러, 고강도 콘크리트와 고강도 철근이 건설분야에 적극적으로 사용되기를 기대하며 본고를 마친다. □

참고문헌

1. (財)国土開発技術研究センター, New RC研究開発概要報告書 平成4年度, 建設省総合技術開発プロジェクト, 1993.
2. 崎野健治, 孫玉平, “コンファインド高強度コンクリートの中心壓縮性狀に関する實驗的研究”, *コンクリート工學年次論文報告集*, Vol.15, No.2, 1993, pp.713~718.
3. 孫玉平, 崎野健治, “高強度材料を用いた鐵筋コンクリート柱の靱性改善に関する實驗的研究”, *コンクリート工學年次論文報告集*, Vol.15, No.2, 1993, pp.719~729.
4. 中塚信, 鈴木計夫, 中川裕史, 溝口茂, “高強度材料を用いたコンファインドコンクリートの強度および變形特性”, *コンクリート工學年次論文報告集*, Vol.14, No.2, 1992, pp.961~966.
5. Richart, F. R., Brandtzaeg, A., and Brown, R. L., “A Study of the Failure of Concrete under Combined Compressive Stresses”, *Bull. No.185, Engineering Experimental Station, University of Illinois, Urbana*, 1928.
6. Xie, J., Elwi, A. E. and MacGregor, J. G., “Mechanical Properties of Three High Strength Concretes Containing Silica Fume”, *ACI Materials Journal*, 1995, pp.135~145.
7. Nielsen, C. V., “Triaxial Behavior of High Strength Concrete and Mortar”, *ACI Materials Journal*, Vol.95, No.2, 1998, pp.144~151.
8. Khaloo, A. R. and Ahmad, S. H., “Behavior of High Strength Concrete under Torsional Triaxial Compression”, *ACI Material Journal*, Vol.81, No.6, 1989, pp.550~558.
9. Saatcioglu, M. and Razvi, S., “Strength and Ductility of Confined Concrete”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.118, No.6, 1992, pp.1590~1607.
10. Mander, J. B., Priestley, M., J., N. and Park., R., “Theoretical Stress Strain Model for Confined Concrete”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.114, No.8, 1998, pp.1804~1826.
11. Cusson, D. and Paultre, P., “High Strength Concrete Columns Confined by Rectangular Ties”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.120, No.3, 1994, pp.783~804.
12. Razvi, S. and Saatcioglu, M., “Circular High Strength Concrete Columns under Concentric Compression”, *ACI Structural Journal*, Vol. 96, No.5, 1999, pp.817 ~ 825.
13. Saatcioglu, M. and Razvi, S., “High Strength Concrete Columns with Square Sections under Concentric Compression”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.124, No.12, 1998, pp.1438~1447.
14. Nagashima, T., Sugano, S., Kimura, H. and Ichikawa, A., “Monotonic Axial Compression Test on Ultra High Strength Concrete Tied Columns”, *10th World Conference on Earthquake Engineering*, 1992, pp.2983~2988.
15. Itakura, Y. and Yagenji, A., “Compressive Test on HighStrength R/C Columns and their Analysis Based on Energy Concept”, *10th World Conference on Earthquake Engineering*, 1992, pp.2599~2602.
16. Li Bing, Park, R., and Tanaka, H., “Stress Strain Behavior of High Strength Concrete Confined by Ultra High and NormalStrength Transverse Reinforcements”, *ACI Structural Journal*, Vol. 98, No.3, 2001, pp.395~406.
17. 磯健一ほか, “高強度コンクリートに関する研究の現状-ACI 363委員會報告-”, *コンクリート工學*, Vol.23, No.5, 1985, pp.35~45.
18. Cusson, D. and Paultre, P., “Stress Strain Model for Confined High Strength Concrete”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.121, No.3, 1995, pp.468~477.
19. Razvi, S. and Saatcioglu, M., “Confinement Model for High Strength Concrete”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.125, No.3, 1999, pp.281~289.
20. Paultre, P., Legeron, F. and Mongeau, D., “Influence of Concrete Strength and Transverse Reinforcement Yield Strength on Behavior of High Strength Concrete Columns”, *ACI Structural Journal*, Vol.98, No.4, 2001, pp.490~501.
21. Assa, B., Nishiyama, M. and Watanabe, F., “New Approach for Modeling Confined Concrete. I: Circular Columns”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.127, No.7, 2001, pp.743~750.
22. Assa, B., Nishiyama, M. and Watanabe, F., “New Approach for Modeling Confined Concrete. II: Rectangular Columns”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.127, No.7, 2001, pp.751~757.
23. 秋山光良, 洪起男, 鈴木孫, 佐々木敏幸, 前田直巳, 鈴木基行, “普通強度から高強度までの構成材料を用いたRC柱の一軸壓縮破壊エネルギーを介したコンファインドコンクリートの平均化応力-ひずみ關係”, *日本土木學會論文集*, Vol.67, No.788, 2005, pp.81~98.