

압축파괴에너지를 도입한 횡구속 고강도 콘크리트의 응력-변형률 모델

홍기남¹, 심원보^{2*}

Stress-strain Model of Laterally Confined High-strength Concrete with the Compressive Fracture Energy

Ki-Nam Hong¹, Won-Bo Shim^{2*}

Abstract: In this paper, a stress-strain model for high-strength confined concrete is proposed using compressive fracture energy. In the compression test performed by author in Reference [6], an acrylic bar with strain gauges was embedded in the center of the specimen to measure the local strain distribution. It was found from the test that the local strain measurement by this acrylic rod is very effective. The local fracture zone length was defined based on the local strain distribution measured by the acrylic rod. Specifically, it was defined as the length where the local strain increases more than twice of the strain corresponding to maximum stress. In addition, the stress-strain relationship of confined concrete with compressive fracture energy is proposed on the assumption that the amount of energy absorbed by the compressive members subjected to the given lateral confining pressure is constant regardless of the aspect ratio and size. The proposed model predicts even results from other researchers accurately.

Keywords: Confined concrete, Laterally confined pressure, Local fracture zone length, Compressive fracture energy, Stress-strain model

1. 서론

전 세계적으로 강진으로 인한 막대한 피해가 발생하면서 내진 구조가 건설업계의 주요 관심사로 떠오르고 있다. 고성능 내진구조에는 고내력 구조, 고탄성 구조, 고인성 구조 및 고면진 구조 등이 있다. 이들은 토목 및 건축 구조물의 지진 하중에 의한 손상이나 파괴 위험을 크게 감소시킬 것으로 기대되고 있다. 이 중 고내력 구조는 강진이 빈번하게 발생하고 있는 지역을 중심으로 2000년대부터 압축강도 100MPa 이상의 초고강도 콘크리트와 항복강도 1000MPa 이상을 갖는 고강도 철근을 사용하여 지속적으로 개발되고 오고 있다(Baduge et al., 2018). 국내에서도 지속적인 콘크리트 기술의 발전으로 인해 고강도 콘크리트가 건설현장에서 매우 익숙한 시공 재료가 되어가고 있다. 현재의 국내 콘크리트 기술은 큰 어려움 없이 100MPa 이상의 초고강도 콘크리트를 제조할 수 있는 수준에 이르고 있다. 그러나 초고강도 콘크리트의 사용이 현장에서 꾸준히 증가하고 있음에도 불구하고 초고강도 콘크리

트의 구속효과에 관한 연구는 매우 제한적이다. 보통강도 구성재료를 이용한 RC 부재에 비해 이러한 고강도 구성재료를 이용한 RC부재를 대상으로 한 실험적 연구는 아직 충분하다고 말할 수 없고, 그 역학적 특성에 관해 해명되지 않은 부분이 많다. 특히 고강도 RC 기둥은 횡구속 철근량과 항복강도의 크기가 횡구속 효과에 미치는 영향을 쉽게 정량화할 수 없다(Cusson and Paultre, 1994; Li et al., 2001; Saatcioglu and Razvi, 1992). 그 이유는 다음의 3가지로 요약할 수 있다. 첫째, 약 100MPa 이상의 초고강도 콘크리트는 일단 압축연화 영역에 진입하여 축적된 에너지의 방출이 시작되면 시험기의 강성 부족으로 인해 최대하중 이후 연화곡선을 측정하기 어려울 정도로 취성적 파괴가 발생한다. 둘째, 고강도 RC 기둥에서는 구성 재료의 강도 및 횡구속 철근의 구속형상에 의해 압축강도 발현시에 횡구속 철근이 항복하지 않는 경우가 있어 구속철근의 항복강도를 이용하여 횡구속 효과를 평가하는 것은 무리가 있다. 셋째, 일축 압축하의 콘크리트는 일반적으로 손상이 특정 부위에 집중하고 변형의 국소화 현상이 발생하기 때문에 압축연화 영역에서 콘크리트의 변형은 높이 방향으로 균일하지 않다. 따라서 변형률을 계산할 때 적용된 압축 변위 측정길이에 따라 압축연화구간의 응력-변형률 기울기가 달라진다. 그러나 변형률을 산정할 때의 압축변위 측정길이(gauge length)는 연구자마다 다르기 때문에 그 차이에 의한 응력-변형률 관계의 차이를 정량화할 필요가 있다.

¹정회원, 충북대학교 토목공학과 교수

²정회원, 충북대학교 토목공학과 박사과정

*Corresponding author: firstice@chungbuk.ac.kr

School of Civil Engineering, Chungbuk National University, Chungdae-ro 1, Seowon-Gu, Chungbuk 28644, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2019년 2월 1일까지 학회로 보내주시면 2019년 3월 호에 토론결과를 게재하겠습니다.

콘크리트의 인장연화 거동은 콘크리트 파괴 역학의 발달에 따라 활발히 연구가 진행되어 이미 그 성과의 일부는 각 설계 기준에 포함되어 있다. 반면에 횡구속 콘크리트의 평균 응력-변형률 관계를 공식화하기 위해 압축파괴에너지 및 국소파괴 영역길이를 검토한 연구는 매우 제한적이다(Samani and Attard, 2012). Nakamura and Higai(1999)는 콘크리트의 압축 파괴에너지는 실험체의 크기 및 모양과 관계없이 일정하다고 발표하였다. Binici(2005)도 횡구속압을 받는 콘크리트의 단위면적당 압축파괴에너지는 횡구속압의 크기와 관계없이 일축상태와 같다는 가정하에 응력-변형률 모델을 제안하였다. 반면, Samani and Attard(2012)는 기존 연구자들의 실험결과를 분석하여 횡구속 콘크리트의 압축파괴에너지는 약 0.1-0.2의 구속비까지는 구속압이 증가함에 따라 압축파괴에너지도 증가하고, 그 이후의 구속비에서는 구속압이 증가함에 따라 파괴에너지는 0으로 감소한다고 발표하였다. 이와 같이 연구자들에 따라 콘크리트의 압축파괴에너지 개념이 다르게 정의될 정도로 그 개념이 현재 명확하게 정립되어 있지 않은 실정이다. 이에 본 연구에서는 기존에 발표한 저자의 논문 데이터를 분석하여 압축파괴에너지를 횡구속압의 함수로 정식화하고, 이를 이용하여 압축변위 측정길이에 의존하지 않는 고강도 콘크리트의 응력-변형률 모델을 제안하였다.

2. 압축실험 개요

2.1 실험체 개요

저자는 콘크리트 압축강도 f_{ck} (39.2, 80.0, 116MPa), 횡구속 철근 항복강도 f_{sy} (379MPa, 1420MPa), 횡구속 철근 체적비 ρ_s (0.58% ~ 2.16%), 횡구속 철근 구속형상(Type-A, Type-B)을 실험변수로 고려한 고강도 RC기둥에 대한 일축압축실험을 실시하여 그 결과를 참고문헌 [6]에 발표하였다. Table 1은 참고문헌 [6]에 제시된 실험체 상세를 나타낸다. 또한, 그 실험체에는 Nakamura and Higai(1999)의 연구를 참고로 50mm 간격으로 스트레인 게이지를 부착한 아크릴 막대를 단면 중앙에 매립하였다. Fig. 1에 그 연구에서 사용된 실험체와 아크릴 막대 상세를 나타내었다.

2.2 국소변형률 측정

Fig. 2는 아크릴 막대로부터 측정된 국부변형률 분포를 나타낸다(Hong et al., 2006). Fig. 2에 나타난 번호는 아크릴 막대에 부착된 변형률 게이지의 번호를 의미한다. 각 실험체마다 최대압축응력 발현이후 변형률의 증감이 거의 없는 구간과 변형률이 증가하는 구간이 존재한다는 것이 확인되었다.

또한, 실험이 종료된 이후 촬영된 실험체 사진의 손상구간과 변형률이 증가하는 구간이 거의 일치하게 나타나 아크릴 막대에 부착된 변형률 게이지를 통해 효과적으로 국부변형률을 측정할 수 있음을 확인할 수 있었다. 본 연구에서는 아크릴막대로부터 얻어진 변형률 분포를 이용하여 국소파괴영역길이 (Local fracture zone length)를 유효구속압으로 정식화하였다.

Table 1 Test variables (Hong et al., 2006)

Specimen	f_{cu} (MPa)	Lateral tie			
		s^a (mm)	ρ_s^b (%)	f_{sy}^c (MPa)	Tie type ^d
TF1P1Y1	39.2	40	2.16	379	Type-B
TF1P1Y4		40	2.05	1420	Type-B
TF1P2Y1		85	1.02	379	Type-B
TF1P2Y4		85	0.96	1420	Type-B
TF1P3Y1		150	0.58	379	Type-B
TF1P3Y4		150	0.55	1420	Type-B
SF1P2Y4		40	1.20	1420	Type-A
SF1P3Y4		60	0.80	1420	Type-A
DF1P2Y4		120	0.91	1420	Type-A
TF2P1Y1		80.0	40	2.16	379
TF2P1Y4	40		2.05	1420	Type-B
TF2P2Y1	85		1.02	379	Type-B
TF2P2Y4	85		0.96	1420	Type-B
TF2P3Y1	150		0.58	379	Type-B
TF2P3Y4	150		0.55	1420	Type-B
SF2P2Y4	40		1.20	1420	Type-A
SF2P3Y4	60		0.80	142	Type-A
DF2P2Y4	120		0.91	1420	Type-A
TF3P1Y1	116.0		40	2.16	379
TF3P1Y4		40	2.05	1420	Type-B
TF3P2Y1		85	1.02	379	Type-B
TF3P2Y4		85	0.96	1420	Type-B
TF3P3Y1		150	0.58	379	Type-B
TF3P3Y4		150	0.55	1420	Type-B
SF3P2Y4		40	0.91	1420	Type-A

^a Spacing of lateral tie

^b Volumetric ratio of lateral tie

^c Yield strength of lateral tie

^d

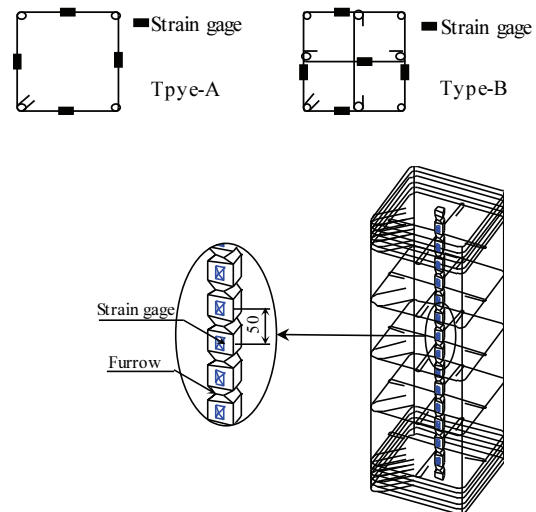


Fig. 1 Details of specimen and acrylic rod (Hong et al., 2006)

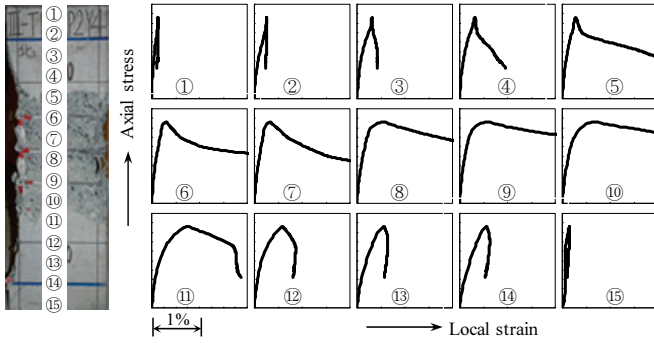


Fig. 2 Local strain distribution obtained from acrylic rod (Hong et al., 2006)

3. 압축파괴에너지의 정의

3.1 국소파괴영역길이

Nakamura and Higai(1999)는 아크릴 막대를 매립한 비구속 콘크리트(Non-confined concrete) 실험체에 대한 일축압축 시험을 실시하고 국소파괴영역길이는 실험체의 크기와 형상에 의존하지 않는다고 발표하였다. 또한 변형률게이지로부터 측정된 국소변형률이 압축연화구간에서 증가하는 영역의 축방향 길이를 국소파괴영역길이라고 정의하였다. Lertsrisakulrat 등(2001)도 아크릴 막대를 이용하여 비구속 콘크리트의 일축 압축시험을 수행하여 국소변형률을 측정하였다. 그들은 변형률게이지 부착 영역에서 측정된 하중-국소변위(아크릴 막대에 부착된 변형률게이지의 값×게이지 간격)곡선의 면적이 전체 면적의 15% 이상되는 영역을 국소파괴영역길이라고 정의하였다.

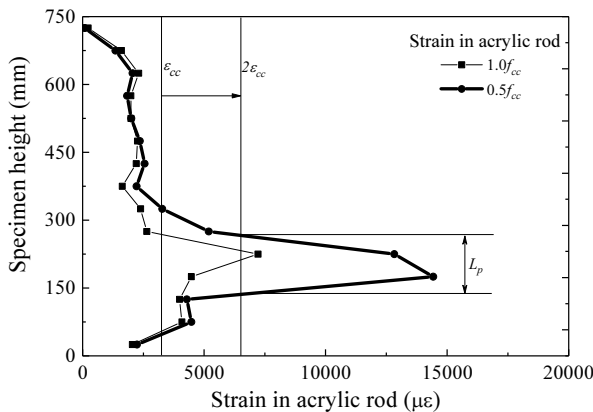


Fig. 3 Definition of local fracture length

구속콘크리트에 대한 일축압축 실험에서도 압축강도 발현 이후에 변형률이 크게 변화하지 않는 영역의 존재가 확인되

었다. 이에 본 연구에서도 국소파괴영역길이 L_p 를 아크릴 막대로부터 얻어진 국소변형률 분포를 이용하여 정의하였다. 국소파괴영역길이 L_p 의 정의를 Fig. 3에 나타내었다. 압축연화구간의 응력이 최대압축강도 f_{cc} 의 50%까지 감소한 시점에서 국소변형률이 f_{cc} 에 대응하는 변형률 ϵ_{cc} 의 2배 이상 증가한 구간의 길이를 국소파괴영역길이 L_p 로 정의하였다. 이 정의를 적용하여 실험적으로 산정한 국소파괴영역길이 $L_{p,t}$ 를 Table 2에 나타내었다. Table 2에서 “-”로 표시된 실험체는 위에서 정의된 국소파괴영역길이의 변형률 조건을 만족하는 구간이 발생하지 않을 정도로 취성적으로 파괴된 실험체들이다. “-”로 표시된 실험체들은 황구속 철근의 항복강도가 낮거나 콘크리트의 압축강도가 120MPa를 사용한 실험체들이었다. 즉, 황구속압이 작게 작용한 실험체들은 국소파괴영역이 작거나 측정하지 못할 정도로 취성적으로 파괴되었다.

Table 2 $L_{p,t}$ and $G_{f,t}$ obtained from tests

Specimen	$L_{p,t}$ (mm)	$G_{f,t}$ (N/mm)	Specimen	$L_{p,t}$ (mm)	$G_{f,t}$ (N/mm)
TF1P1Y1	450	1435.2	TF2P3Y1	-	85.8
TF1P1Y4	500	3177.7	TF2P3Y4	250	234.7
TF1P2Y1	300	301.8	SF2P2Y4	100	227.2
TF1P2Y4	400	403.1	SF2P3Y4	200	215.5
TF1P3Y1	100	74.1	DF2P2Y4	100	161.3
TF1P3Y4	250	142.4	TF3P1Y1	-	262.2
SF1P2Y4	300	364.2	TF3P1Y4	150	1039.1
SF1P3Y4	350	196.7	TF3P2Y1	-	196.6
DF1P2Y4	200	170.1	TF3P2Y4	-	368.4
TF2P1Y1	-	290.1	TF3P3Y1	-	117.6
TF2P1Y4	300	1230.5	TF3P3Y4	50	165.1
TF2P2Y1	150	272.4	SF3P2Y4	150	174.5
TF2P2Y4	250	425.6			

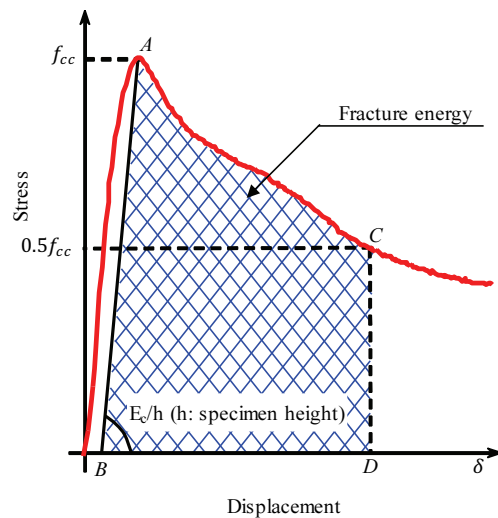


Fig. 4 Definition of G_f

3.2 압축파괴에너지

본 연구에서는 구속콘크리트의 압축파괴에너지 G_f 를 Fig. 4의 구속콘크리트 응력-전장길이변위 관계에서 ABCD로 둘러싸인 면적으로 정의하였다. 여기서 직선 AB의 기울기는 E_c/h 이고, 점 C는 압축강도 발현 이후 응력이 50%까지 감소한 점이다. 본 연구의 압축파괴에너지 G_f 의 정의에서는 압축강도 발현이후 비국소 파괴영역에서는 변형 회복 현상이 발생하여 에너지가 방출된다고 가정하였다. 즉, 이 가정이 완전히 성립한다면 국소파괴 영역의 응력-변형률 관계의 면적은 Fig. 4로 정의되는 압축파괴에너지 G_f 를 국소화영역길이 L_p 로 나눈 값과 일치하게 된다. Table 2에 압축파괴에너지 개념을 적용하여 실험적으로 얻은 각 실험체의 응력-변위 곡선으로부터 계산된 $G_{f,t}$ 도 나타내었다. 콘크리트 압축강도가 작을수록, 횡구속 철근의 항복강도와 체적비가 클수록 압축파괴 에너지가 증가하는 경향을 나타내었다.

4. 응력-변형률모델 제안

4.1 구속효과의 정식화

본 연구에서 유효구속압 p_e 는 Cusson and Paultre(1995)의 연구를 참고로 식 (1)과 같이 정의하였다.

$$p_e = k_e \rho_w f_{s,cal} \quad (1)$$

여기서, ρ_w 는 횡방향 철근의 면적비, $f_{s,cal}$ 는 콘크리트 최대응력 시 횡방향 철근의 응력, k_e 는 유효구속계수이며, Mender 등(1988)에 의해 제시된 식 (2)를 적용하였다.

$$k_e = \left(1 - \sum \frac{(w_i')^2}{6b_c d_c}\right) \left(1 - \frac{s'}{2b_c}\right) \left(1 - \frac{s'}{2d_c}\right) / (1 - \rho_{cc}) \quad (2)$$

여기서, w_i' 는 직사각형 단면에서 이웃한 축방향 철근사이의 순간격, s' 는 횡방향 철근의 순간격, b_c 와 d_c 는 구속콘크리트의 폭과 깊이, ρ_{cc} 는 구속콘크리트 단면의 축방향 철근비를 의미한다. 한편, 구속콘크리트의 최대응력 발현시의 횡방향 철근의 응력 $f_{s,cal}$ 은 Hong et al.(2006)이 제시한 식 (3)을 정식화에 적용하였다.

$$f_{s,cal} = E_s \left[0.45 \varepsilon_{c0} + 6.8 \left(\frac{k_e \rho_w}{f_{c0}} \right)^{9/10} \right] \leq f_{sy} \quad (3)$$

구속콘크리트의 최대응력 f_{cc} 와 최대응력에 대응하는 변형률 ε_{cc} 은 Hong et al.(2006)이 실험데이터에 대한 회귀분석을 통해 제시한 식 (4)와 (5)를 적용하였다.

$$\frac{f_{cc}}{f_{c0}} = 1.0 + 1.6 \left(\frac{p_e}{f_{c0}} \right)^{1/2} \quad (4)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c0} + 0.021 \left(\frac{p_e}{f_{c0}} \right)^{3/5} \quad (5)$$

$$f_{c0} = 0.85 f_{cu} \quad (6)$$

$$\varepsilon_{c0} = 0.0028 - 0.0008 k_1 \quad (7)$$

$$k_1 = 40/f_{c0} \leq 1.0 \quad (8)$$

여기서, p_e , f_{c0} , 그리고 f_{cc} 는 MPa 단위이다. 식 (7)과 (8)은 Razvi and Saatcioglu(1999)에 의해서 제안되었다. f_{c0} 와 ε_{c0} 는 각각 비구속 콘크리트의 최대응력과 이에 대응하는 변형률을 나타낸다.

4.2 국소파괴영역길이 및 파괴에너지의 정식화

유효구속압 p_e 를 적용하여 구속콘크리트의 국소파괴영역 길이와 압축파괴에너지를 정식화하기 위해 실험결과에 대한 회귀분석을 실시하였다. 회귀분석 결과 $L_{p,c}$ 와 p_e 는 식 (9)의 관계가 성립함이 확인되었다. 국소파괴영역길이는 횡구속압이 크고, 압축강도가 작은 실험체일수록 증가함을 식 (9)는 잘 표현한다. 이 $L_{p,c}$ 는 응력-변형률 모델과 직접적인 관련이 없으며, 제안 모델의 적용 가능한 부재 또는 요소의 최소길이를 제한하는데 사용된다.

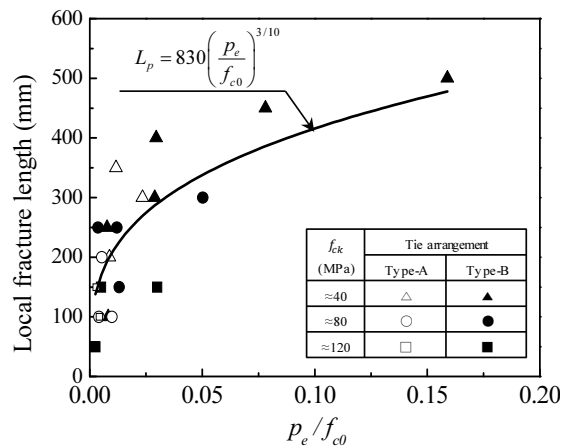


Fig. 5 Relation between p_e/f_{c0} and $L_{p,c}$

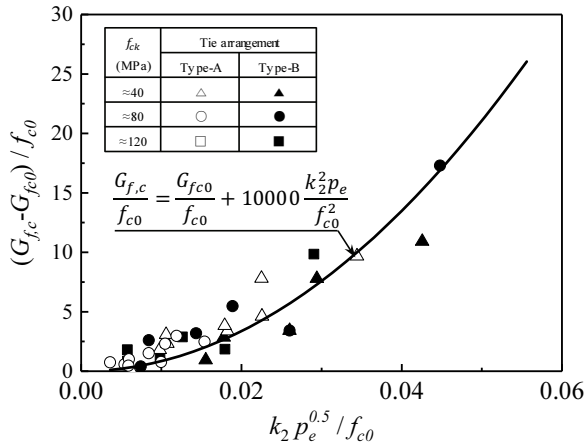


Fig. 6 Relation between $k_2 p_e^{0.5} / f_{c0}$ and $(G_{f,c} - G_{f,d}) / f_{d0}$

$$L_{p,c} = 830 \left(\frac{p_e}{f_{c0}} \right)^{3/10} \quad (9)$$

$$\frac{G_{f,c}}{f_{d0}} = \frac{G_{f,d}}{f_{d0}} + 10000 \frac{k_2^2 p_e}{f_{c0}^2} \quad (10)$$

$$G_{f,d0} = 80 - 50k_1 \quad (11)$$

$$k_2 = 1 + k_e \frac{(f_{sy} - f_{s,cal})}{f_{sy}} \quad (12)$$

구속콘크리트의 압축파괴에너지 $G_{f,c}$ 와 유효구속압 p_e 는 식 (10)의 관계가 성립함이 회귀분석을 통해 확인되었다. Fig. 5에 p_e/f_{c0} 와 $L_{p,c}$ 의 관계, Fig. 6에 $k_2 p_e^{0.5}/f_{c0}$ 와 $(G_{f,c} - G_{f,d})/f_{d0}$ 의 관계를 나타내었다.

4.3 압축파괴에너지 적용 ε_{50} 의 정식화

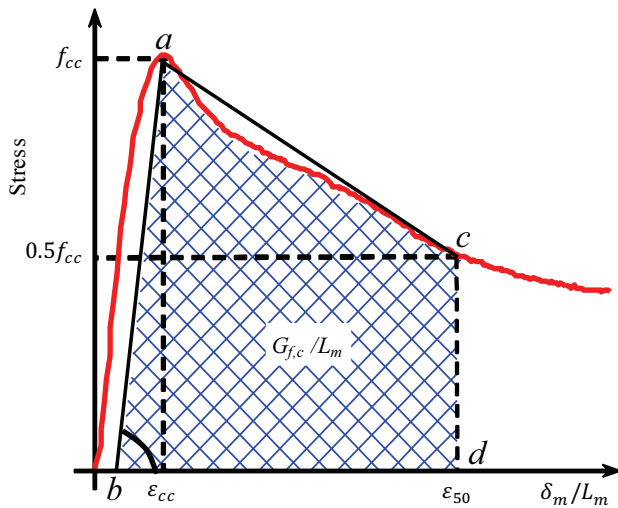


Fig. 7 Relation between ε_{50} and $G_{f,c}/L_m$

본 연구에서는 Fig. 7에 나타난 압축강도로부터 응력이 50%까지 감소한 점의 변형률 ε_{50} 을 특정하여 압축강도 발현 후의 연화거동을 표현하였다. 해석대상으로 하는 실험체 길이가 국소영역파괴길이 $L_{p,c}$ 이상인 경우에는 그 실험체에 나타나는 국소파괴영역길이는 $L_{p,c}$ 이며, 그 영역에 흡수된 압축파괴에너지 $G_{f,c}$ 는 실험체 길이와 관계없이 식 (10)으로 계산된다. 또한, 비국소화영역에서는 에너지가 완전히 해방된다고 가정하였다. 이 때, 임의의 관심 구간 L_m ($h > L_m > L_{p,c}$)에서의 응력-변형률 관계에서 점 c의 변형률 ε_{50} 은 Fig. 7의 사각형 abcd의 면적 $G_{f,c}/L_m$ 을 근사화하여 식 (13)의 기하학적인 관계로부터 구할 수 있다.

$$\varepsilon_{50} = \varepsilon_{cc} + \frac{2}{3} \left(\frac{2G_{f,c}}{f_{cc}L_m} - \frac{f_{cc}}{E_c} \right) \quad (13)$$

여기서, L_m 은 응력-변형률 관계를 구하고자 하는 구간(변형률 평균화 길이)이다. 즉, 변형률 평균화 길이 L_m 의 크기에 대응하여 압축강도 발현이후의 연화곡선이 변화하며, $L_m > L_{p,c}$ 인 임의의 측정길이에서 압축변위량을 측정할 실험 결과의 재현이 가능하게 된다.

4.4 제안된 응력-변형률 곡선

최근 구속콘크리트의 응력-변형률 곡선의 상승구간을 모사하기 위한 식들이 많은 연구자들에 의해 제안되었다. 본 연구에서는 이전 연구자들의 상승구간 모델의 적용성을 검토하였으나 모델들 사이에 큰 차이점이 없는 것으로 나타났다. 본 연구에서는 횡구속 고강도콘크리트의 상승구간에 대한 모델로 Fafitis and Shah(1985)에 의해서 제안된 곡선식을 응력-변형률곡선의 상승구간에 대한 기본식으로 선정하였다(Fig. 8의 곡선 OA). 상승구간 모델들과는 다르게 하강구간 모델들 사이에는 큰 차이가 있었다. 이 모델 중에서 Cusson and Paultre(1995)에 의해서 제안된 모델이 실험을 통해 얻어진 하강구간을 가장 잘 예측하는 것으로 나타났다. 이에 본 연구에서는 응력-변형률 곡선의 하강구간을 예측하기 위해 Cusson and Paultre(1995)의 모델을 채용하였다(Fig. 8의 AB). 콘크리트의 탄성계수는 콘크리트구조기준(2012)에서 제시하는 식을 적용하였다.

구속효과의 정식화에 기초하여 본 연구에서는 식 (14)와 (18)로 횡구속 고강도콘크리트의 응력-변형률 모델을 제안하였다.

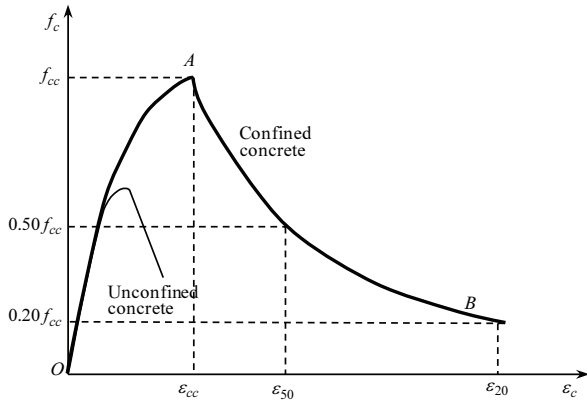


Fig. 8 Idealized stress-strain curves of confined concrete (Cusson and Paultre, 1995)

$$f_c = f_{cc} \left[1 - \left(1 - \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cc}} \right)^\alpha \right] \quad (0 \leq \epsilon_c \leq \epsilon_{cc}) \quad (14)$$

$$\alpha = E_c \frac{\epsilon_{cc}}{f_{cc}} \quad (15)$$

$$E_c = 8500 \sqrt[3]{f_{cu}} \quad (16)$$

$$f_{cu} = f_{ck} + \Delta f \quad (17)$$

$$f_c = f_{cc} \exp \left[k_3 (\epsilon_c - \epsilon_{cc})^{k_4} \right] \quad (\epsilon_{cc} \leq \epsilon_c) \quad (18)$$

$$k_3 = \frac{\ln 0.5}{(\epsilon_{50} - \epsilon_{cc})^{k_4}} \quad (19)$$

$$k_4 = 0.3 + 12 \frac{k_2 p_e}{f_{c0}} \quad (20)$$

여기서, f_c 와 ϵ_c 는 각각 구속콘크리트의 응력과 변형률을 나타낸다. f_c 의 단위는 MPa이다.

4.5 제안 모델의 검증

압축과피에너지 $G_{f,c}$ 를 도입한 구속콘크리트의 응력-변형률 관계를 이용하여 Table 1에 나타난 실험체의 실험결과를 재현하였다. Fig. 9는 아크릴 막대의 변형률을 이용하여 산정된 응력-변형률 관계와 $G_{f,c}$ 에 기초한 제안모델로 예측된 응력-변형률 관계를 비교한 결과이다. Fig. 9에서 실험값은 3.3절에서 정의된 국소과피영역의 기준변형률인 $2.0\epsilon_{cc}$ 을 초과하는 변형률로부터 구한 응력-변형률 관계이며, 이론적 응력-변형률 관계는 식 (13)에 L_m 으로 식 (9)로 계산된 $L_{p,c}$ 를 적용하여 계산된 응력-변형률 관계를 나타낸다. 아크릴 막대로부터 신뢰성이 있는 변형률이 측정되지 않았던 실험체의 결과는 Fig. 9에서도 제외하였다.

콘크리트 압축강도 $f_{ck} = 39.2\text{MPa}$ 를 이용한 실험체에 대해

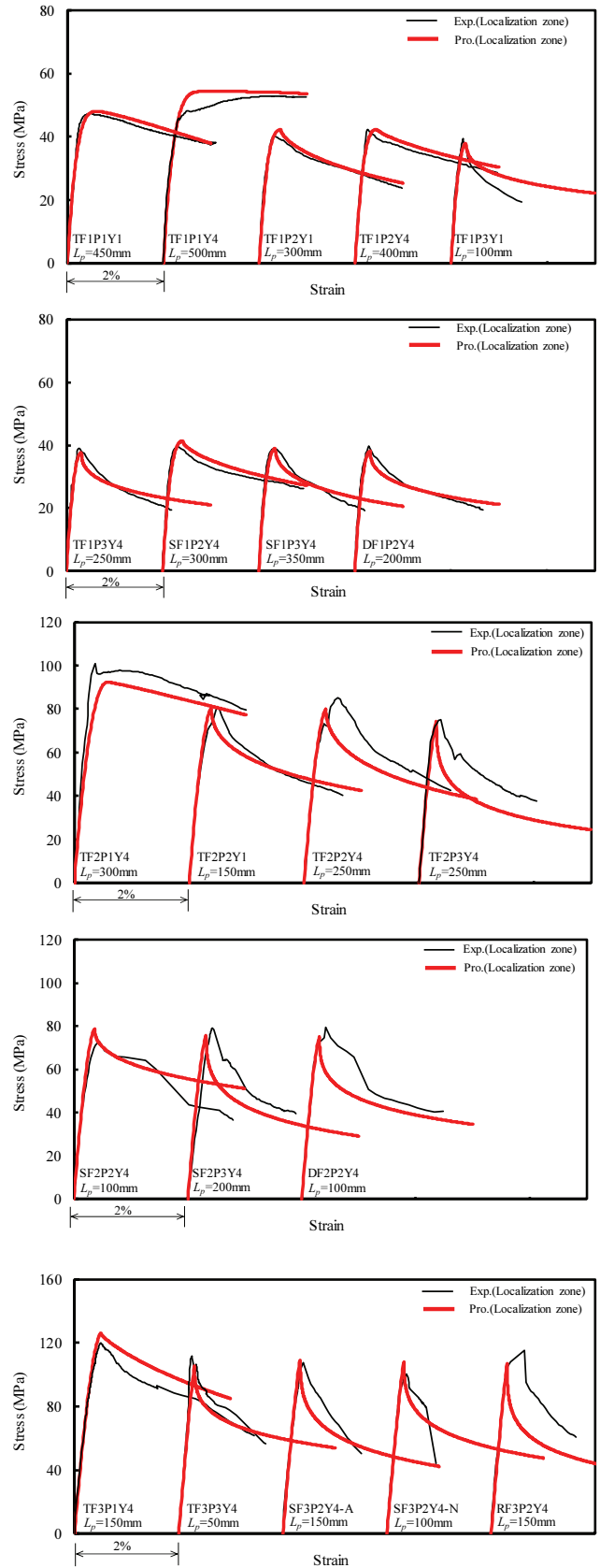


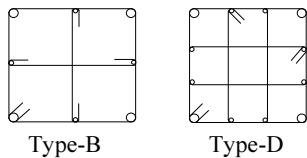
Fig. 9 Comparison of test result and prediction model

Table 3 Specimen details of tests by other researchers

Researcher	Specimen	Size (mm)	f_{cu} (MPa)	Lateral tie				
				$L_{p,c}$ ^a (mm)	s (mm)	ρ_s (%)	f_{sy} (MPa)	Tie type ^b
Saatcioglu and Razvi(1998)	CS-16	250×250 H=1500 (gage length: 900)	81	309	85	1.87	1000	Type-D
	CS-17		81	235	85	1.05	400	Type-B
	CS-18		81	276	85	1.40	400	Type-D
	CS-22		60	293	85	1.40	1000	Type-B
	CS-23		60	277	120	1.32	400	Type-D
	CS-26		60	364	55	2.16	570	Type-D
Nagashima et al. (1992)	HH08L	225×225 H=716 (gage length: 400)	121	260	55	1.62	1443	Type-D
	HH10L		121	291	45	1.98	1433	Type-D
	HH13L		121	334	35	2.55	1443	Type-D
	HH15L		121	353	45	3.05	1422	Type-D
	HH20L		121	405	33	3.92	1422	Type-D

^a Value calculated from Eq. (9).

^b



제안모델은 정확하게 국소파괴영역의 응력-변형 관계를 재현하였다. 한편, 전술한 바와 같이 콘크리트 압축강도가 커지면 횡구속 철근 체적비가 작거나 보통강도의 횡구속 철근을 사용하는 경우에는 최대하중 이후 급작스럽게 파괴가 진전되어 충분한 정밀도로 국소변형률이 측정되지 못하였다. 그 결과로 $f_{ck} = 80, 116\text{MPa}$ 를 이용한 실험체들에 대해서는 저항도 실험체에 비해 실험값과 제안모델 사이에 큰 오차가 나타났지만, 제안 모델은 비교적 정확하게 하강기울기를 예측하였다.

이와 같이 고강도 콘크리트를 사용한 RC 기둥의 압축강도 발현 이후 응력감소 구간의 형상을 제안모델은 대체로 정확하게 재현할 수 있지만, 그 타당성을 본 연구의 실험결과만으로는 검증할 수 없다. 이에 단면폭에 대한 측정길이의 비가 3.0이 아닌 과거 다른 연구자들의 실험결과를 이용하여 고강도 RC 기둥에 대해 제안 모델의 적용성을 추가로 검증하였다. 검증에는 Saatcioglu and Razvi(1998)의 실험결과와 Nagashima 등(1992)의 실험결과가 사용되었다. Saatcioglu and Razvi(1998)의 실험체는 한 변이 250mm인 정사각형 단면을 가지며, 높이는 1500mm이다. 압축변위 측정길이는 900mm이다. Nagashima 등(1992)의 실험체는 한 변이 225mm인 정사각형 단면을 가지며, 높이가 716mm이다. 압축변위 측정길이는 400mm이다. 횡구속 철근 간격과 항복강도 등 실험변수들을 정리하여 Table 3에 나타내었다. 또한 이 표에는 식 (9)로부터 계산된 국소파괴길이 $L_{p,c}$ 도 제시하였다. Nagashima 등의 실험체에서 HH20L는 측정길이가 $L_{p,c}$ 보다 작지만, 그 차이가

매우 작아서 적용범위에 있다고 보고 검증에 사용하였다.

Fig. 10에는 실험결과와 제안모델로 예측된 응력-변형률 관계의 비교를 나타내었다. 또한, 저자가 참고문헌 [6]에서 제안한 압축파괴에너지 개념을 도입하지 않은 응력-변형률 모델에 의한 예측값도 Fig. 10에 나타내었다. 본 연구에서 제안된 모델은 Saatcioglu and Razvi와 Nagashima 등에 의해 수행된 실험으로부터 얻은 실험체들의 응력-변형률관계를 대체로 정확하게 재현함을 Fig. 10을 통해 확인할 수 있다. 반면에 참고문헌 [6]에서 제시된 모델은 본 연구에서 제시된 모델보다 압축연화구간에서의 응력-변형률 곡선의 기울기를 과다평가하고 있다. 즉, 압축파괴에너지 $G_{f,c}$ 를 도입한 제안모델은 식 (13)의 변형률 평균화길이 L_m 을 변화시켜 압축변위 측정길이가 400mm인 Nagashima 등의 실험체로부터 900mm의 Saatcioglu and Razvi의 실험체까지 압축변위 측정길이에 의존하지 않고 압축연화 거동을 정확하게 예측할 수 있음이 검증되었다. 따라서, 제안모델은 유한요소 해석에서도 변형률 평균화길이 L_m 을 적용하여 요소의 크기에 의존하지 않고 압축거동을 예측하는데 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

또한, RC 기둥의 파이버 모델을 적용하여 해석할 때 소성힌지 구간의 요소길이를 적절하게 설정하면 높은 정확도를 가지고 RC 기둥의 휨복원력을 예측할 수 있는 것과 같이 횡구속을 받는 구속콘크리트의 응력-변형률 관계에 영향을 미치는 요인을 정리하는 것은 지진하중을 받는 고강도 RC기둥의 연성능력을 평가하는데 극히 중요하다. 더욱이 무보강 콘크리트의

일축압축 실험으로 얻은 압축파괴에너지는 전단에 의한 국소적 파괴가 발생하는 깊은 보(Deep beam)의 콘크리트에도 적용할 수 있는 것으로 보고되는(Lertsrisakulrat, 2002) 등 본 연구의 일축압축 실험으로 얻은 구속콘크리트의 응력-변형률 관계와 압축파괴에너지는 다양하게 적용될 수 있을 것으로 생각된다.

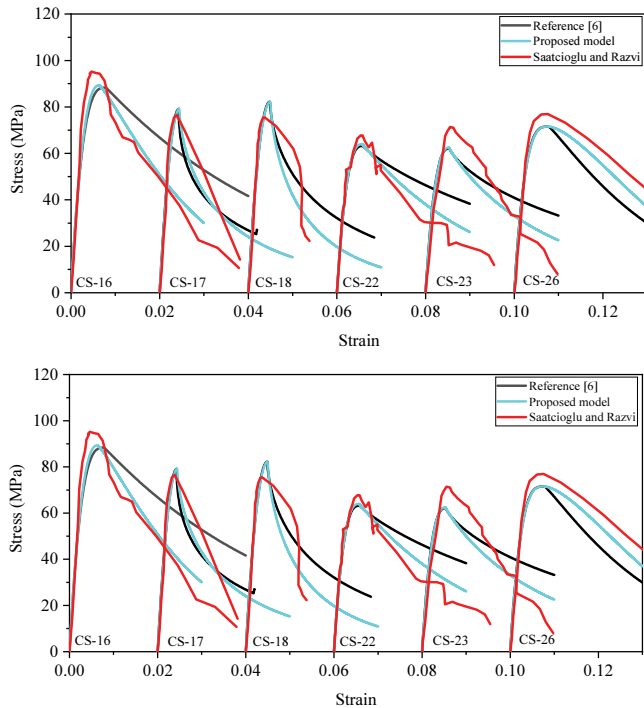


Fig. 10 Comparison of other researcher's test and prediction model

4. 결론

본 연구에서는 기존에 수행된 고강도 RC 기둥에 대한 일축압축 실험의 결과를 이용하여 압축파괴에너지 개념을 도입한 고강도 콘크리트의 응력-변형률 모델을 제안하였다. 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 횡구속압이 증가하여 압축연화 구간에서 연성이 개선된 실험체이면 고강도 구성재료를 사용한 경우에도 아크릴 막 대로 국소변형률을 측정할 수 있음을 확인하였다.
- 2) 고강도 횡구속 콘크리트의 압축파괴에너지 G_f 는 콘크리트 압축강도가 작을수록, 횡구속 철근의 항복강도와 체적비가 클수록 증가하는 경향을 나타내었다. 즉, 횡구속압이 증가할수록 압축파괴에너지는 증가하는 것으로 나타났다.
- 3) 유효횡구속압 p_c 를 적용하여 압축파괴에너지 $G_{f,c}$ 와 국소

파괴영역길이 $L_{p,c}$ 를 정식화하였다. 또한, 횡구속압이 동일한 경우 압축파괴영역에 흡수된 에너지량은 일정하다고 가정하여 구속콘크리트의 응력-변형률 관계를 제안하였다. 제안모델은 본 실험결과뿐만 아니라 압축변위 측정구간의 길이가 다양한 타 연구자들의 실험결과를 대체적으로 잘 예측하였다.

- 4) 본 연구에서 제안된 압축파괴에너지 개념을 도입한 고강도 구속콘크리트의 응력-변형률 모델은 RC 기둥의 연성능력 평가 등 다양한 분야에 적용될 수 있을 것으로 생각된다.

감사의 글

이 논문은 2015년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(No. NRF-2015R1D1A1A01057453).

References

1. Baduge, S. K., Mendis, P., Ngo, T., and Portella, J., (2018), Understanding failure and stress-strain behavior of very-high strength concrete(>100MPa) confined by lateral reinforcement, Construction and Building Materials, No. 189, pp. 62-77.
2. Binici B., (2005), An analytical model for stress-strain behavior of confined concrete, Engineering Structures, No. 27, pp. 1040-1051.
3. Cusson, D. and Paultre, P., (1994), High-strength concrete columns confined by rectangular ties, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 120, No. 3, pp. 783-804.
4. Cusson, D. and Paulte, P., (1995), Stress-Strain model for confined high-strength concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 121, No. 3, pp. 468-466.
5. Fafitis, A. and Shah, S. P., (1985), Lateral reinforcement for high-strength concrete columns, SP-87, ACI, Detroit, pp. 213-232.
6. Hong, K. N., Akiyama, M., Yi, S. T., and Suzuki, M., (2006), Stress-Strain behavior of high-strength concrete columns confined by low-volumetric ratio rectangular ties, Magazine of Concrete Research, Vol. 58, No. 2, pp. 101-115.
7. Li, B., Park, R. and Tanaka, H., (2001), Stress-strain behavior of high-strength concrete confined by ultra-high and Normal-strength transverse reinforcement, ACI Structural Journal, Vol. 98, No. 3, pp. 395-406.
8. Mander, J. B., Priestley, M. J. N. and Park, R., (1988), Theoretical stress-strain model for confined concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1826.
9. Nagahima, T., Sugano, S., Kimura, H. and Ichikawa, A., (1992), Monotonic axial compression test on ultra-high-strength concrete tied columns, 10th World Conference on Earthquake Engineering, pp. 2983-2988.
10. Nakamura, H. and Higai, T., (1999), Compressive fracture energy

and fracture zone length of concrete, JCI-C51E, Vol. 2, pp. 259-272.

11. Paultle, P., Legeron, F. and Mongeou, D., (2001), Influence of concrete strength and transverse reinforcement yield strength on behavior of high-strength concrete columns, ACI Structural Journal, Vol. 98, No. 4, pp. 490-501.
12. Razvi, S. and Saatcioglu, M., (1999), Confinement model for high-strength concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 125, No. 3, pp. 281-289.
13. Richart, F. E., Brandtzaeg, A. and Brown, R. L., (1928), A study of the failure of concrete under combined compressive stress, University of Illinois Bulletin, Vol. 26, No. 12, pp. 7-90.
14. Saatcioglu, M. and Razvi, S., (1992), Strength and ductility of confined concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.

118, No. 6, pp. 1590-1607.

15. Saatcioglu, M. and Razvi, S., (1998), High-strength concrete columns with square sections under concentric compression, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 124, No. 12, pp. 1438-1447.
16. Samani A. K., and Attard, M. M., (2012), A stress-strain model for uniaxial and confined concrete under compression, Engineering Structures, No. 41, pp. 335-349.

Received : 08/03/2018

Revised : 10/17/2018

Accepted : 12/18/2018

요 지 : 본 논문에서는 압축파괴에너지를 이용하여 고강도 구속콘크리트에 대한 응력-변형률 모델을 제안하였다. 참고문헌[5]에서 저자가 실시한 압축실험에는 변형률 게이지를 부착한 아크릴 막대를 실험체의 중앙부에 매립하여 압축부재의 국부 변형률 측정을 시도하였다. 이 아크릴 막대를 이용한 국부 변형률 측정은 매우 효과적인 것으로 나타났다. 압축파괴영역길이는 아크릴 막대로부터 측정된 국부 변형률 분포에 기초하여 정의되었다. 구체적으로, 구속콘크리트의 국소파괴영역길이는 압축강도 발현시의 변형률 ϵ_{cc} 의 2배 이상 변형률이 증가하는 영역으로 정의하였다. 또한, 동일한 횡구속압을 받는 압축부재에 흡수된 에너지량은 부재의 형상이나 크기에 관계없이 일정하다는 가정에서 압축파괴에너지를 도입한 구속콘크리트의 응력-변형률 관계를 제안하였다. 본 연구에서 제안된 모델은 본 연구의 실험결과뿐만 아니라 타 연구자들의 실험결과를 대체적으로 잘 예측하는 것으로 나타났다.

핵심용어 : 구속콘크리트, 횡구속압, 국소파괴영역길이, 압축파괴에너지, 응력-변형률 모델
