
콘크리트 파괴역학을 이용한 철근콘크리트 인장부재의 균열성장 해석

Cracking Analysis of Reinforced Concrete Tension Members
with Concrete Fracture Mechanics



홍창우*

Hong, Chang-Woo



윤경구**

Yun, Kyong-Ku



양성철***

Yang, Sung-Chul

ABSTRACT

A fracture energy concept proposed by Ouyang and Shah's fracture mechanics approach was used to predict cracking of reinforced concrete members subjected to tension. In this approach, fracture properties in plain concrete which incorporate the presence of the fracture process zone are first determined from the generalized size effect method, then fracture energy required for crack propagation with the same dimension and material properties are evaluated using an R-curve. Subsequently taking into account the material properties in Ouyang and Shah's approach, a theoretical analysis to predict the mechanical behavior of reinforced concrete members subjected to tension was performed and compared to observed experimental results. It is seen that the predicted average crack spacing curves agree well with the experimental results, whereas the analytical method seems to predict lower values for this study. The analytical approach predicts well responses of stress-strain curves before and after the first crack is formed. It is concluded from this study that a fracture energy concept based on the R-curve and the generalized size effect method is a rational approach to predict cracking of reinforced concrete members subjected to tension.

Keywords : fracture energy, stress-strain curve, reinforced concrete members

* 정회원, 강원대학교 산업기술연구소 연구원

** 정회원, 강원대학교 토목공학과 조교수

*** 정회원, 한국도로공사 도로연구소 책임연구원

·본 논문에 대한 토의를 2000년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 2000년 8월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

철근콘크리트 부재의 사용성은 균열특성과 관련된 것으로 이러한 균열특성을 이해한다는 것은 철근콘크리트 구조물의 설계에 있어서 매우 중요하다⁽¹⁾. 철근콘크리트 부재의 철근과 콘크리트의 부착이 적절하면 하중이 증가함에 따라 보다는 많은 균열을 허용할 수 있으며, 균열 위치에서 모든 인장력이 철근에 의해서 전달되며, 균열과 균열 사이에서는 부착에 의해 인장력이 철근으로부터 콘크리트로 전달되어 콘크리트가 철근의 인장강성을 증가하는데 기여한다. 그러나 철근과 콘크리트 사이의 비부착과 슬립이 존재하여 부재 파괴에 많은 영향을 끼치며 이러한 현상이 포함된 철근콘크리트 부재의 역학적인 거동이 콘크리트의 균열에 의해 좌우되기 때문에 부재의 파괴거동을 분석하기 위해서 파괴역학개념의 도입이 필요하다. 현재까지 다중균열을 고려한 철근콘크리트 인장부재의 파괴역학 해석방법 중에는 Bazant과 Oh⁽²⁾ 및 Ouyang과 Shah⁽³⁾ 등이 제시한 방법이 있다. 이 중에서 Ouyang과 Shah의 방법에서는 콘크리트를 준취성(quasi-brittle)재료로 간주하여 파괴진행대의 존재를 R-곡선으로 표현하였고 여기서 얻은 재료의 특성치를 동일한 형상과 물성을 지닌 유한크기의 철근콘크리트 인장부재에 적용하여 균열성장해석을 고찰하였다. 또한, 크기효과법칙(SEL)을 사용하여 R-곡선의 관계식으로부터 철근콘크리트 인장부재의 균열성장 해석에 대한 연구가 있었다⁽⁴⁾. 본 논문에서는 동일한 콘크리트 시편(노치를 변화)을 사용하는 일반화된 크기효과법칙^(5, 6)을 적용하여 콘크리트재료의 파괴특성치와 파괴진행대 길이를 구하였으며, R-곡선과 함께 Ouyang과 Shah⁽³⁾가 제안한 파괴역학모델을 이용한 균열해석결과와 철근콘크리트 인장부재의 실험결과와 비교하여 인장강성 거동을 고찰한 결과 초기균열하중 및 균열발생 이후의 거동에 대한 예측이 가능함을 보여주었다.

2. 철근콘크리트 인장부재의 해석

콘크리트 시편으로부터 구한 재료특성치를 사용하여 인장에 의해 지배되는 철근콘크리트부재

의 균열성장을 예측하기 위해 Ouyang과 Shah⁽³⁾의 파괴에너지 개념을 도입하였다. Ouyang과 Shah모델에서는 변형에너지, 비부착에너지, 슬라이딩(sliding)에너지 변화율의 평형상태로부터 다중균열을 고려한 철근콘크리트 인장부재의 균열성장을 설명할 수 있는 수식을 전개하였으며 하중재하이력에 따라 변하는 변형률, 균열간격, 균열폭을 예측하였다. 철근콘크리트 인장부재의 균열성장해석절차는 첫째 콘크리트 파괴특성치를 크기효과법칙(SEL: size effect law)로부터 구한 후, 둘째 Ouyang과 Shah⁽⁷⁾의 R-곡선개념에 도입하여 시편의 형상에 따라 변하는 인장강도 f_t , 임계균열길이 a_{cr} 와 파괴저항치 R_{ICF} 를 구하며, 셋째 이 값을 동일한 형상과 물성을 지닌 유한크기의 철근콘크리트 인장부재에 적용하여 균열성장해석을 수행한다.

2.1 콘크리트 파괴특성치

콘크리트와 같은 취성재료의 임계균열이 진전하기 위해서는 다음과 같은 조건이 필요하다.

$$G_q = R \quad (1)$$

$$\frac{\partial G_q}{\partial a} = \frac{\partial R}{\partial a} \quad (2)$$

여기서, G_q 는 단위두께의 구조물이 단위균열길이 진전하는데 소요되는 에너지해방률이며, R 은 콘크리트재료의 파괴저항치를 나타낸다. 에너지해방률 G_q 곡선은 시편의 형상, 경계조건 및 작용하중의 특성에 관계되는 것으로서 선형파괴역학으로부터 구할 수 있으며 콘크리트의 파괴저항 R-곡선은 재료의 특성치와 시편의 형상과 연관성이 있다. 본 논문에서는 여러 R-곡선 모델 중에 유효균열모델(SEL 또는 TPFM)을 사용하여 R-곡선을 제시한 Ouyang과 Shah⁽³⁾ 모델을 이용하였다. 특히 크기효과법칙으로부터 구한 파괴에너지 G_f 와 파괴진행대길이 c_f 등의 재료특성치를 사용하여 위의 식(1)과 (2)를 동시에 만족시키는 유한크기의 재료특성치인 인장강도 f_t , 임계균열길이 a_{cr} 와 파괴저항치 R_{ICF} 를 구하였다.

2.1.1 파괴에너지와 파괴진행대길이

크기효과법칙은 Bazant 와 Kazemi⁽⁸⁾에 의해 제안되었으며 무한히 큰 콘크리트시편에 대한 파괴에너지 G_f 와 파괴진행대길이 c_f 의 재료특성치를 사용하여 다음과 같이 일반화된다.

$$\sigma_N = c_n \left(\frac{\frac{EG_f}{g'(a_o)}}{c_f + \frac{g(a_o)}{g'(a_o)}} \right)^{1/2} \quad (3)$$

여기서 $\sigma_N = P/bd$ 이고, P 는 최대하중, b 는 시편의 폭, d 는 시편의 특성길이(예로서 보의 경우 깊이), c_n 은 임의상수, a_o 는 초기노치율이며, 선형파괴역학에서는 $G_f = K_{II}^2/E'$, 평면변형상태에서는 $E' = E/(1-\nu^2)$, 평면응력상태에서는 $E' = E$ 가 되며,

$$g(a) = (f(a))^2 = \pi a c_n^2 (F(a))^2 \quad (4)$$

여기서, $g'(a)$ 는 $g(a)$ 의 도함수이며, $F(a)$ 는 하중형태와 부재형상에 따른 함수로서 편심압축 시험체에 대해서 참고문헌 [5]에 정리되었다.

한편, 대수학적인 전개방법으로 식(3)으로부터 다음의 선형식이 유도되었다.

$$Y = AX + C \quad (5)$$

여기서,

$$Y = \frac{c_n^2}{\sigma_n^2}, X = d, EG_f = \frac{g(a_o)}{A}, c_f = \frac{g(a_o)}{g'(a_o)} \frac{C}{A} \quad (6)$$

2.1.2 실험부재의 저항치

Ouyang과 Shah⁽⁷⁾에 의해 제안된 R -curve의 개념도는 Fig. 1과 같다. 선형탄성파괴역학에 의해 에너지 해방률 G_q 는 다음과 같다.

$$G_q = \frac{\sigma^2 \pi a F(a)}{E} \quad (7)$$

R -곡선은 앞에서 언급된 방법과 같이 SEL로부터 구한 G_f 와 c_f 로부터 α , β_2 (식 (11)과 (12))를 결정하고 다음의 식 (9)와 (10)으로부터 Ψ 와 d_2 를 식 (8)에 대입하여 나타낸다.

$$R = \beta_2 \Psi (a - a_o)^{d_2} \quad (8)$$

$$\Psi = 1 - \frac{(d_2 \alpha - a + 1)}{(d_1 \alpha - a + 1)} \left(\frac{aa_o - a_o}{a - a_o} \right)^{d_2 - d_1} \quad (9)$$

$$d_{1,2} = \frac{1}{2} + \frac{\alpha - 1}{\alpha} \pm \left[\frac{1}{4} + \frac{\alpha - 1}{\alpha} - \left(\frac{\alpha - 1}{\alpha} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (10)$$

$$\alpha = 1 + \frac{c_f}{a_o} \quad (11)$$

$$\beta_2 = \frac{G_f(d_1 \alpha - a + 1)}{a(d_1 - d_2)(aa_o - a_o)^{d_2}} \quad (12)$$

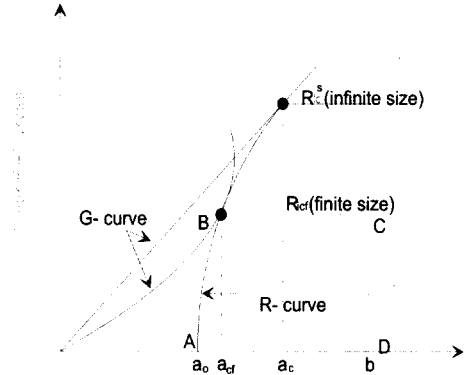


Fig. 1 Illustration of the proposed R-curve

따라서, 유한크기를 갖는 철근콘크리트부재의 재료특성치인 f_t , a_{cr} , R_{ICR} 는 식(7)과 식(8)을 식(1)과 식(2)에 대입하여 구한 교차점(Fig. 1의 B점)으로부터 구할 수 있다.

2.2 철근콘크리트부재의 균열성장해석

콘크리트의 비선형 파괴역학에 기초하여 다중 균열을 갖는 철근콘크리트 인장부재의 균열을 예측하기 위한 Ouyang과 Shah⁽³⁾의 파괴에너지 개념을 도식하면 Fig. 2와 같다. 여기서 s 는 균열간격이며, L 은 시편의 길이이고, b 와 t 는 시편의 폭과 두께이다. 그리고 ρ 는 철근비이며, E_s 와 E_c 는 철근과 콘크리트의 탄성계수이며, 균열간격 $s = L/N$ 이다.

비균열단면에서 철근과 콘크리트의 변형률은 ϵ_{s1} 과 ϵ_{c1} 이며, 균열단면에서 철근과 콘크리트의 변형률은 ϵ_{s0} 와 ϵ_{c0} 로 나타내었다. 철근과 콘크리트 사이의 변형률은 비균열단면에서 균열단면으로 선형적으로 가정되었으며, w_0 는 균열폭이다. 하중 끝단에서 철근과 콘크리트의 변형률은 ϵ_s 와 ϵ_c 이며, 철근과 콘크리트의 변형률은 균열폭의 영향이 포함되지 않는다. 따라서 철근과 콘크리트 사이의 변형률의 관계는 다음과 같다.

$$\epsilon_s = \epsilon_c + \frac{Nw_0}{L} \quad (13)$$

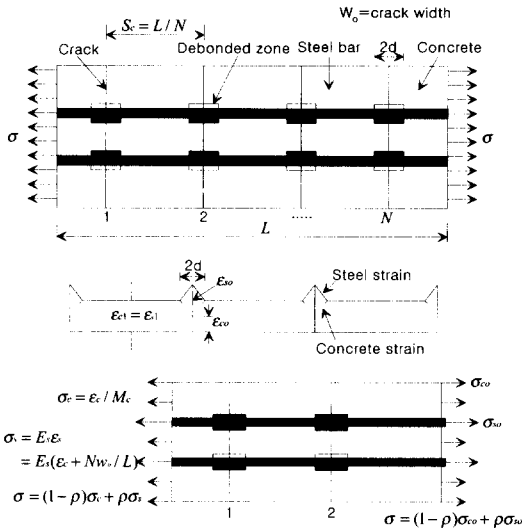


Fig. 2 Fracture states and distributions of stress and strain in a reinforced concrete member subjected to tension

철근콘크리트 인장부재에 있어서 하중과 수직 방향의 균열진전은 철근과 콘크리트의 접촉면에서 활동에너지(sliding energy)와 비부착에너지(debonding energy)에 의해서 발생된다. 따라서 파괴역학 관점에서 균열이 발생하는 동안 에너지 평형은 다음과 같이 나타낼 수 있다⁽³⁾.

$$-\frac{1}{bt} \frac{\partial \varphi_c}{\partial N} = R_{ICF} + \frac{1}{bt} \frac{\partial (\varphi_d + \varphi_s)}{\partial N} \quad (14)$$

여기서, φ_c 는 비부착과 활동이 없는 N 개의 균열을 포함한 콘크리트의 변형에너지이며, φ_d 는 N 개의 균열에 관계된 모든 비부착 접촉면에서의 총에너지이다. 그리고 φ_s 는 모든 비부착 접촉면에 대한 총활동에너지이며, R_{ICF} 는 철근콘크리트 부재와 동일한 재료적 특성과 크기를 갖는 콘크리트 부재의 파괴저항이다. 철근콘크리트 인장부재의 균열진전을 나타내기 위해 식(14)를 사용하기 위해서는 R_{ICF} , φ_c , φ_d , φ_s 의 값이 결정되어야 한다. 따라서 Ouyang과 Shah⁽³⁾는 철근과 콘크리트의 접촉면에서 부착과 활동이 없는 N 개의 균열을 포함한 콘크리트의 변형에너지 φ_c , 그

리고 M_c , N 개의 균열에 대한 총 비부착에너지 φ_d , 활동에 의해 손실된 에너지 φ_s 를 식(14)에 대입하여 균열수 N 과 ϵ_c 에 관한 지배방정식을 도출하였다 (참고문헌 [3] 참조). N 과 ϵ_c 에 관한 지배방정식은 다음의 경계조건 하에서 적용할 수 있다.

$$w_0 \leq w_c$$

$$2d \leq s \quad (15)$$

$$\frac{Nd}{L} + \frac{\eta d}{w_c} \leq 1$$

N 과 ϵ_c 에 관한 지배방정식으로 부터 균열수 N 에 따른 ϵ_c 를 구한후 식(15)의 경계조건하에서 콘크리트의 평균응력 σ_c 와 평균철근응력 σ_s 는 다음의 식에서 계산된다.

$$\sigma_c = \frac{\epsilon_c}{M_c} = E_c \epsilon_c e^{-\epsilon N} \quad (16)$$

$$\sigma_s = E_s \epsilon_s = E_s \left(\epsilon_c + \frac{Nw_0}{L} \right)$$

인장부재의 균열성장해석 절차

본 논문에서 다룬 철근콘크리트 인장부재의 균열성장 해석절차를 정리하면 다음과 같다.

1. 일반화된 크기효과법칙을 이용하여 G_f 와 c_f 를 구한후 식(8)로부터 콘크리트의 파괴저항 곡선을 계산한다.
2. R곡선으로부터 a_{cf} , R_{ICF} 와 f_t 를 구한다. 여기서 a_{cf} , R_{ICF} , f_t 는 시험편의 단면에 영향을 의존하는 값이다.
3. 비부착길이(debonded length)는 Gilbert과 Warner⁽⁹⁾가 제시한 바와 같이 이형철근을 사용한 부재의 경우 $d = r/20\rho$ 에 의해 계산한다.
4. $N-\epsilon_c$ 의 지배방정식을 사용하여 균열수 N 이 증가함에 따라 콘크리트 변형률 ϵ_c 를 계산한다. 이때 철근과 콘크리트 접촉면의 특성치는 Li등⁽¹⁰⁾의 연구결과에 따라 $\gamma_d = 0.004N/mm$, $\tau_s = 2.5MPa$ 를 사용하였다. 그리고 w_c 는 임계균열간격으로서 굵은 골재 최대치수에 영향을 받으며, Du 등⁽¹¹⁾은 0.15~0.4로 제시하여, 본 논문에서는 0.15를 사용하였고, k 는 1보다 작은 상수

로서 0.25로 가정하였다. 또한 초기균열길이에 대한 영향은 매우 작으므로 a_0 는 5mm로 가정하였다.

- 식(15)의 경계조건하에서 콘크리트의 평균 응력 σ_c 와 평균철근응력 σ_s 은 식(16)으로 계산한다.

3. 실험계획 및 방법

본 연구의 실험은 콘크리트의 파괴특성치 실험과 철근콘크리트 부재의 단순인장실험으로 이루어졌다. 콘크리트의 파괴특성치 실험은 Bazant와 Kazemi⁽⁸⁾에 제안된 SEL의 단점을 보완한 Tang 등⁽⁵⁾ 및 Bazant 등⁽⁶⁾의 일반화된 크기효과법칙(편심압축실험)을 사용하였다. SEL 실험 방법은 크기가 다른 시편을 3종류 이상 실험을 해야 하며, 골재의 크기에 따라 시편의 크기가 커져야 하는 어려움이 있기 때문에 일반화된 크기효과법칙에서 제안된 방법에 따라 시편의 크기는 일정하게 하면서 노치의 크기를 변화시켰다. 철근콘크리트 인장부재 실험은 단순 인장력에 지배받는 철근콘크리트 부재를 제작하여 콘크리트 균열 발생 이후 부재의 인장강성을 정량적으로 규명하는 목적이었다. 실험의 주요변수로는 콘크리트의 설계강도를 20MPa, 60MPa로 결정하였다.

3.1 콘크리트 배합

고강도 발현을 위해서는 재료의 특성이 매우 큰 영향을 미치므로 사용재료의 선정은 기본 물성 실험을 한 후 선정하였다. 실험에 사용된 굵은 골재는 최대치수 19mm의 쇄석을 사용하였으며, 잔골재는 강에서 채취한 모래를 사용하였다. 고강도 발현을 위해 혼화제로 분말형 실리카흄을 5%와 15%를 사용하였으며, 혼화제는 유동성 확보를 위해 Sulfonated Naphthalene계의 고성능감

수제 Mighty 150을 사용하였다. 콘크리트 강도별 배합비는 시험배합에 근거하여 결정하였으며, 배합설계 및 이에 따른 측정된 콘크리트의 강도 특성은 Table 1과 같다.

3.2 콘크리트 파괴특성치 실험

일반화된 크기효과법칙의 특성상 하나의 파괴역학 특성치를 구하기 위해 세 종류의 노치 크기를 갖는 시편을 제작하였으며, 동일한 시편을 2개씩 제작하여 실험상의 오차를 줄이도록 하였다. 배합설계는 Table 1과 같다. 시편의 크기는 150×150×525mm이며, 콘크리트 타설후 1일 실내양생을 실시하고 탈형한 다음 측정하기 전까지 수중양생을 실시하였다. 측정하기 1일전에 수중양생조에서 시험편을 꺼낸후 절삭기로 시편의 한면에 노치의 길이를 13, 35, 68mm로 시편당 2개씩 제작하였다. 이때 노치의 두께는 3mm가 되도록 하였다. 그리고 하중지지점을 위해 165×165×9mm의 크기의 철판을 에폭시를 사용하여 시편의 단부에 부착시키고 에폭시가 완전히 경화될 때까지 대략 1일정도 시험편을 실내에서 기건시킨후 실험을 수행하였다. 강도실험은 만능재료시험기를 사용하여 편심압축강도 실험을 수행하여 최대하중을 구하였으며, $c=0$ 가 되도록 Fig. 3과 같이 시편의 단부에 하중을 재하였다.

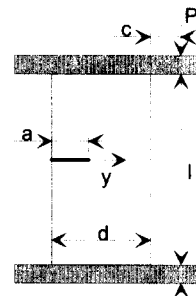


Fig. 3 Eccentric compression prism

Table 1 Mix proportions and measured strength of concrete

Target comp. strength (MPa)	W/B (%)	S/A (%)	Proportion by unit weight(kg/m ³)						Measured Strength (MPa)		
			W	C	S	G	Silica Fume	Adm.	Comp.	Tensile	Flexural
20(NSC)	56	45	180	320	823	1031	-	0.96	20.58	1.72	3.33
60(HSC)	28	38	180	611	591	991	32.2	14.15	58.03	3.96	7.05

3.3 철근콘크리트 인장부재 실험

실험변수는 콘크리트 강도에 따른 특성을 고찰하고자 콘크리트의 강도(20, 60 MPa)와 콘크리트 피복두께(20, 50mm)로 하여 강도특성과 콘크리트 표면에서 철근표면까지의 최소두께에 대한 영향을 고려하고자 하였다. 철근 콘크리트 인장부재의 시험체 단면은 Fig. 4와 같이 시험체의 길이는 1500mm로 결정하였으며, 단면의 폭은 콘크리트의 피복두께의 영향을 고려하기 위해 59mm와 119mm로 결정하였다. 이때 철근의 직경은 19mm로 동일하게 사용하였다. 각 시험체별 단면특성은 Table 2와 같다. 콘크리트의 타설 방향은 시험체를 수평으로 놓인 상태에서 콘크리트를 타설하였다.

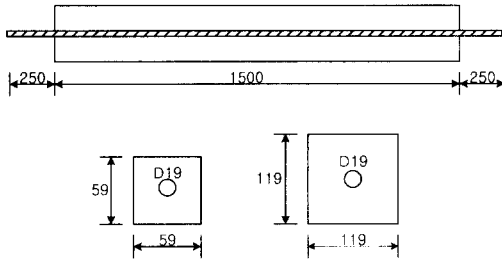


Fig. 4 Details of the reinforced concrete direct tension (unit mm)

Table 2 Details of the reinforced concrete specimens

Specimen	Target comp. strength (MPa)	Concrete cover depth (mm)	Section (mm×mm×mm)
NSC-20	20	20	59×59×1500
NSC-50		50	119×119×1500
HSC-20	60	20	59×59×1500
HSC-50		50	119×119×1500

실험은 콘크리트의 영향을 배제한 철근만의 인장실험과 철근에 인장력을 가하는 철근 콘크리트 인장시험으로 구분될 수 있다. 철근의 인장실험은 철근 콘크리트 부재의 측정구간과 동일한 길이에 대한 하중-변형도 곡선을 구하기 위해 별도 제작된 지지판을 설치하여 변위계(LVDT) 4개와 변형계이저를 이용해 측정하였다. 그리고 철근 콘크리트 부재의 인장실험은 콘크리트 양 단부에 변

위계(LVDT) 거치용 지지판을 고정시켜 철근 콘크리트 부재의 하중-변형률 곡선을 변위계를 통해 측정하였다. 실험체에 하중은 만능 재료시험기를 이용하였으며, 재하속도는 하중제어 방식으로 5,000N/min로 하였다. 이때 인장하중을 측정하기 위해 만능시험기 상부에 로드셀을 설치하기 위해 고정장치를 주문 제작하였으며, 로드셀을 통해 전달되는 하중과 자동변위계에 감응되는 응답은 데이터 로거(TDS-301)에 자동으로 기록되게 하였다.

4. 실험결과 및 해석

4.1 파괴특성치 G_f 와 c_f 산정

콘크리트 강도와 노치변화에 따른 최대하중과 공칭강도에 대한 실험결과는 Table 3과 같으며 Fig. 5에는 식(5)와 (6)을 사용하여 선형으로 그 결과를 도식하였다.

Table 4에 나타난 바와 같이 선형 회귀분석 결과 콘크리트 강도가 20 MPa인 경우 측정된 압축강도는 20.58 MPa이고, R^2 은 0.97이며 G_f 는 58.46 N/m, c_f 는 40.09 mm이며, 60 MPa

Table 3 Test data of eccentric compression prisms of concretes

Spec.	a_0	$\frac{a_0}{(a_0/d)}$	P_c (N)	σ_{Nc} (MPa)
N-A-1	0.01313	0.0875	41790.6	1.85736
N-A-2	0.01403	0.0935	40613.4	1.80504
N-B-1	0.03348	0.2232	36689.4	1.63064
N-B-2	0.03336	0.2224	37964.7	1.68732
N-C-1	0.06724	0.4483	31392.0	1.39520
N-C-2	0.06799	0.4533	32176.8	1.43008
H-A-1	0.01347	0.0898	65040.3	2.89068
H-A-2	0.01418	0.0945	64353.6	2.86016
H-B-1	0.03304	0.2203	60331.5	2.68140
H-B-2	0.03339	0.2226	61410.6	2.72936
H-C-1	0.06683	0.4455	55132.2	2.45032
H-C-2	0.06721	0.4481	54249.3	2.41108

주1) N, H : Concrete strength (20MPa, 60MPa)

주2) A, B, C : Notch length (13mm, 33mm, 67mm)

주3) 1, 2 : Specimen number

주4) Specimen size : L = 0.525, b = 0.15, d = 0.15

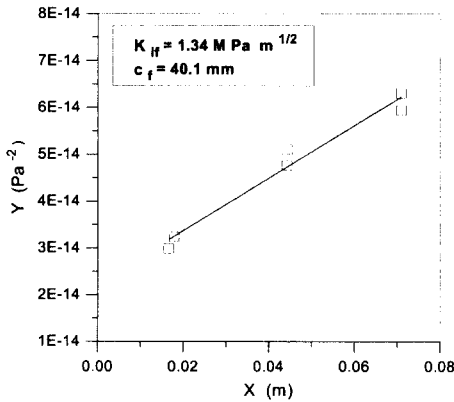
의 경우 측정된 압축강도는 58.03 MPa이고, R^2 은 0.93이며 G_f 는 160.22 N/m, c_f 는 69.84 mm로 매우 높은 상관성을 보였다.

4.2 파괴저항곡선

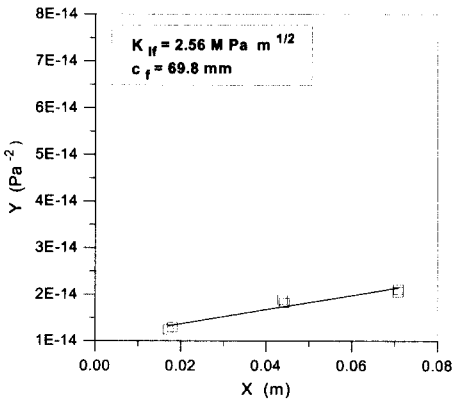
콘크리트의 임계균열길이 a_{cf} 와 R_{ICF} 를 계산한 결과를 Table 5와 같다. 이때 b 는 철근콘크리트 인장부재의 단면의 폭이다. b 에 따른 임계균열길이 a_{cf} 의 값은 NSC의 경우 10.3, 13.5 mm이

Table 4 G_f and c_f of concretes

Test	Linear regression			
	R^2	K_{If} (MPa · m ^{1/2})	G_f (N/m)	c_f (mm)
NSC	0.97	1.34	58.5	40.1
HSC	0.93	2.56	160.2	69.8



(a) NSC



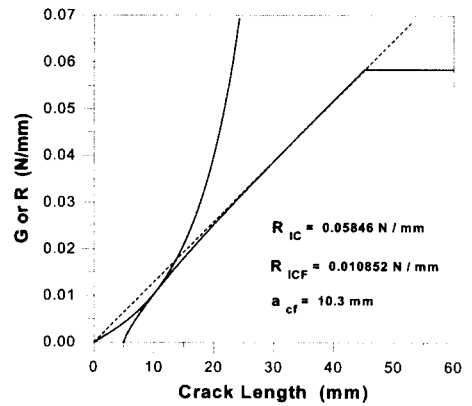
(b) HSC

Fig. 5 Linear regression for data from specimens

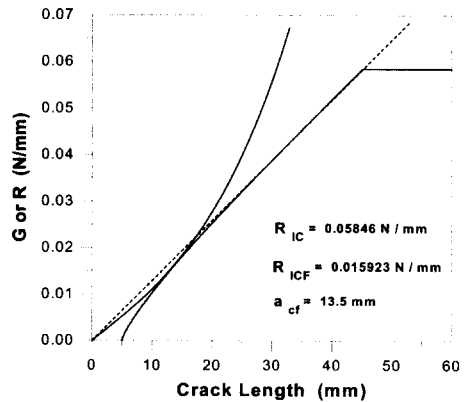
며, HSC의 경우는 10.9, 14.7 mm로 나타났다. 그리고 균열진전은 G곡선과 R곡선이 접하는 점에서 발생되며, 콘크리트 강도에 따른 파괴저항곡선은 Fig. 6 및 7과 같다. RICF의 의미는 철근콘크리트 부재와 동일한 재료적 특성과 크기를 갖는 콘크리트 부재의 파괴저항치를 나타낸다. 그리고 콘크리트의 인장강도 f_t 값은 NSC의 경우 2.8, 3.0 MPa이며, HSC의 경우 4.1, 4.4 MPa로 나타났다.

Table 5 R_{ICF} and a_{cf} of concretes

Classification	b (mm)	a_{cf} (mm)	R_{ICf} (N/mm)	R_{IC}^s (N/mm)	f_t (MPa)
NSC	59	10.3	0.010852	0.05846	2.85
	119	13.5	0.015923	0.05846	3.01
HSC	59	10.9	0.017574	0.16022	4.09
	119	14.7	0.027398	0.16022	4.39



(a) b=59mm



(b) b=119mm

Fig. 6 G and R-curves for infinite and finite size specimens of NSC

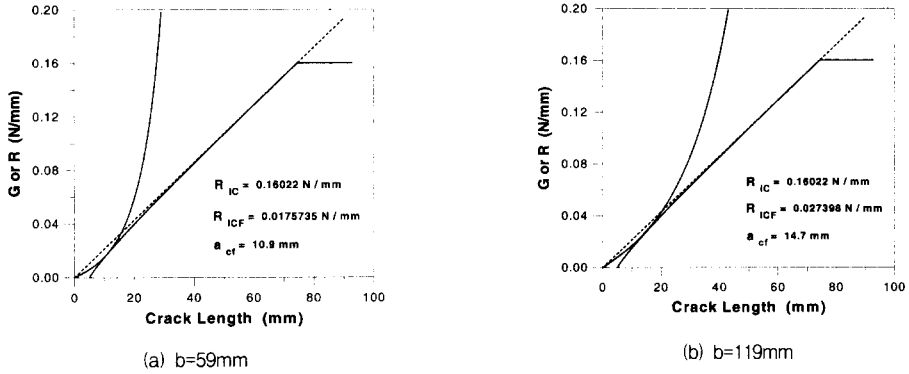


Fig. 7 G and R-curves for infinite and finite size specimens of HSC

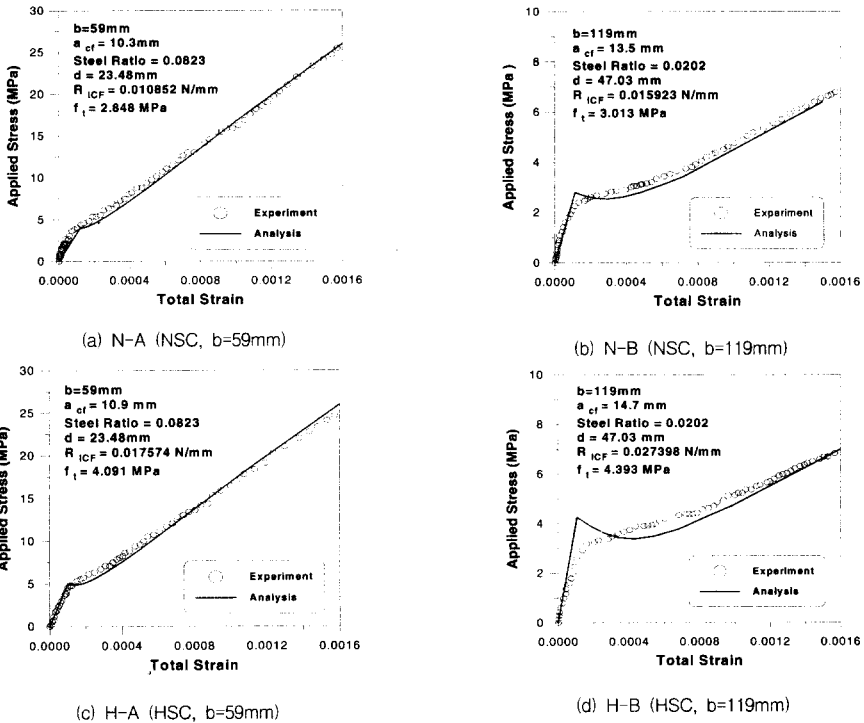


Fig. 8 Theoretical and experimental comparison

4.3 철근콘크리트 인장부재의 균열성장 해석

철근 콘크리트 인장부재의 균열성장 해석을 위해 홍창우⁽¹²⁾의 실험결과를 인용하였다. 콘크리트의 균열수 N 에 따른 콘크리트의 변형률 ϵ_c 는 Mathematica를 사용하여 계산하였다. 실험결과와 해석결과를 비교한 결과는 Fig. 8과 같다.

N-A 시험체에 있어서는 초기균열하중이 다소

낮게 나타났으며, 변형이 증가할수록 실험결과를 잘 예측함을 알 수 있었다. 그리고 N-B 시험체의 경우, 초기균열하중이 높게 나타났으며, 균열발생 이후의 거동은 실험값과 거의 일치하였다. H-A 시험체는 초기균열하중 및 그 이후의 거동이 실험값에 정확하게 근접하였고, H-B 시험체의 경우는 초기균열하중이 매우 높게 나타났으나 균열 발생 이후의 거동은 실험값에 근접되었다.

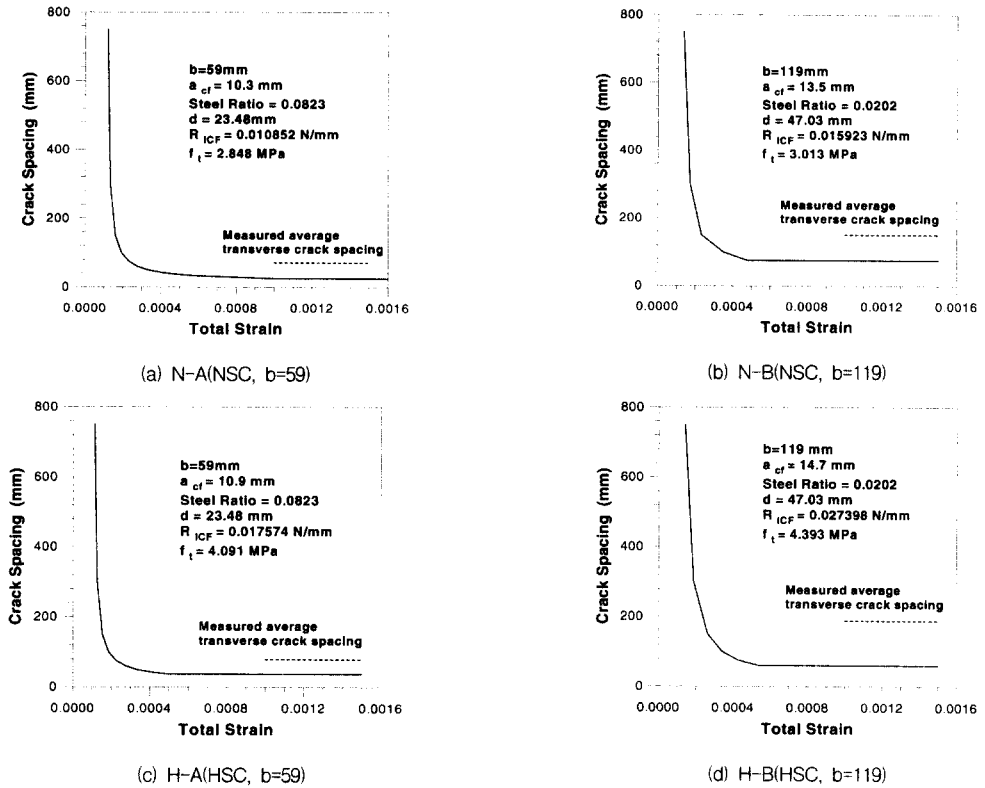


Fig. 9 Theoretical and experimental crack spacing comparison

따라서 정확한 파괴특성치 값을 구하면 본 논문의 해석방법을 사용하여 부재의 균열성장거동을 예측할 수 있는 것으로 나타났다. Fig. 9는 이론적으로 예측된 균열간격과 실험적으로 관찰된 시험체의 외부 평균 표면균열 간격을 비교한 것이다. N-A 시험체 및 H-A 시험체에서는 예측된 균열간격이 두 시험체 모두에서 다소 적게 나타났으나 비교적 실험적으로 제시된 평균균열 간격에 근접되었다. 그러나 N-B 및 H-B 시험체의 경우 즉 단면이 증가된 시험체에 있어서는 해석적 균열간격이 실험값에 비해 다소 차이를 보이고 있다. 이는 균열간격을 계산할 때 이론적으로는 각 균열의 폭이 일정하다고 가정하였으나, 실험에서는 균열폭이 일정치 않기 때문인 것으로 판단된다.

5. 결 론

콘크리트 비선형 파괴역학을 이용한 철근콘크

리트 부재의 균열성장해석을 수행하여 실험결과와 비교한 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

- 1) 파괴저항곡선을 사용하여 임계균열길이 a_{cr} , 철근콘크리트 부재와 동일한 재료적 특성과 크기를 갖는 콘크리트 부재의 파괴저항치 R_{ICF} 를 계산한 결과 부재의 단면이 증가하면서 a_{cr} , R_{ICF} 가 확연히 증가하였고, 콘크리트 강도가 증가할수록 파괴특성치 R_{ICF} 가 증가하는 경향을 보였다.
- 2) 파괴역학관점에서 계산된 콘크리트의 인장강도는 부재의 단면이 증가함에 따라 NSC의 경우 2.8, 3.0 MPa이며, HSC의 경우 4.1, 4.4 MPa로 나타나 기존 강도개념보다 타당한 접근방법임을 알 수 있었다.
- 3) 이론적으로 예측된 균열간격과 실험적으로 관찰된 시험체의 외부 평균 표면균열 간격을 비교한 결과 예측된 균열간격이 실험값에 비해 다소 작게 나타났으나 비교적 실험

적으로 제시된 평균균열간격에 근접되었다.

4) 일반화된 크기효과법칙으로부터 구한 파괴 특성치를 이용하여 단순 인장 철근콘크리트 부재의 균열성장 해석을 수행하여 실험결과와 비교분석한 결과 초기균열하중 및 균열 발생 이후의 거동에 대한 예측이 가능함을 알 수 있었다.

참고문헌

1. ACI Committee 224, "Cracking of concrete members in direct tension", 224. 2R-92, ACI Manual of Concrete Practice, Part 3, Use of Concrete in Buildings-Design, Specifications, and Related Topics, ACI Publication, 1996.
2. Bazant, Z. P., and Oh, B., "Spacing of cracks in reinforced concrete," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 109, No. 9, 1983., pp. 2066~2086.
3. Ouyang, C., and Shah, S. P., "Fracture energy approach for predicting cracking of reinforced concrete tensile members", *ACI Structural Journal*, Vol. 91, No. 1, 1994., pp. 69~78.
4. Bazant, Z. P., and Cedolin, L., "Approximate linear analysis of concrete fracture by R-curves.", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 110, No. 6, 1984., pp. 1136~1355.
5. Tang, T., Bazant, Z. P., Yang, S., and Zollinger, D. G., "Variable-notch one-size test method for fracture energy and process zone length", *Journal of Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 55, No. 3, 1996., pp. 383~404.
6. Bazant, Z. P., and Li, Z., "Zero-brittle size-effect method for one-size fracture fracture test of concrete," *Journal of Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 122, No. 5, 1996., pp. 458-468.
7. Ouyang, C., and Shah, S. P., "Geometry dependent R-curve for quasi-brittle materials", *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 74, No. 11, 1991., pp. 2831~2836.
8. Bazant, Z. P., and Kazemi, M. T., "Determination of fracture energy, process zone length and brittleness number from size effect, with application to rock and concrete", *International Journal of Fracture*, Vol. 44, 1990., pp. 111~131.
9. Gilbert, R. I., and Warner, R. F., "Tension stiffening in reinforced concrete slabs," *ASCE*, vol. 104, No. ST12, 1978., pp. 1885~1900.
10. Li, Z., Mobasher, B., and Shsh, S. P., "Characterization of interfacial properties in fiber reinforced cementitious composites," *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 74, No. 9, 1991., pp. 2156~2164.
11. Du, J., Yon, J. H., Hawkins, N. M., Arakawa, K., and Kobayashi, A. S., "Fracture process zone for concrete for dynamic loading", *ACI Materials Journal*, Vol.89, No.3, May-June 1992., pp. 252~258.
12. 홍창우, "강섬유보강 고강도 철근콘크리트 부재의 인장강성모델 개발 및 비선형해석", 강원대학교 박사학위논문, 1999.

요 약

철근콘크리트 인장부재의 균열성장거동을 파악하기 위해 Ouyang과 Shah가 제안한 파괴역학방법을 도입하였다. 콘크리트 파괴진행대를 모사하는 재료의 파괴특성치는 일반화된 크기효과 모델을 통해 구하였으며, 이 값을 사용하여 동일한 크기와 재료적 특성을 갖는 콘크리트의 파괴에너지는 파괴저항곡선으로 구하였다. 그리고 Ouyang과 Shah가 제안한 파괴역학 모델에 적용하여 철근콘크리트 인장부재의 실험결과와 비교하였다. 이론적으로 예측된 균열간격과 실험적으로 관찰된 시편의 외부 평균 표면 균열 간격을 비교한 결과 예측된 균열간격이 실험 값에 비해 다소 적게 나타났으나 비교적 실험적으로 제시된 평균균열간격에 근접되었다. 그리고 철근콘크리트 부재의 균열성장 해석을 수행하여 실험결과와 비교 분석한 결과 초기균열하중 및 균열발생 이후의 거동이 유사하게 나타났다. 본 실험연구로부터 일반화된 크기효과와 R-curve를 이용한 철근콘크리트 인장부재 해석방법이 매우 적절한 방법임을 알 수 있었다.

(접수일자 : 1999. 8. 13.)