

콘크리트 파괴역학의 이론과 실제 응용

Theories and Actual Applicatons of Concrete Fracture Mechanics



오 병 환*

1. 서론

1.1. 파괴역학의 기본 배경

파괴역학이라는 개념이 나타난 것은 1920년대 이후로서, 여러곳의 강재시설물에서 돌발적인 파괴사고가 일어나면서부터 그 중요성이 부각되었다.

금속 및 강재 구조물의 파괴는 제조과정에서 부재내에 존재하고 있는 미세균열, 또는 초기에 존재하고 있지않더라도 사용중 어떠한 원인에 의하여 발생한 미세균열이 외력 또는 환경에 의하여 점차로 또는 급속하게 성장하는 결과로서 일어난다. 이와같이 실제로 사용되고 있는 기계나 구조물의 부재내에는 균열이 존재하고 있는 경우가 많

고, 따라서 균열을 포함하는 부재의 강도특성을 취급하는 학문분야의 필요성이 인식되게 되었다.⁽¹⁻⁹⁾

파괴역학의 선구라 할수있는 것은 Griffith의 취성파괴이론(1921)이 소개되면서 부터이다. 이 이론은 유리와 같은 완전취성재료의 파괴에 관한 것이며, 그후에 Orowan, Irwin등에 의해 강재에도 적용될 수 있도록 수정되었다. 그 후 Irwin은 균열선단(crack tip)의 응력상태를 표시하는데, 응력확대계수(stress intensity factor) K 를 도입하였고 에너지 해방률(energy release rate) G 도 아울러 정의하였다. 즉 에너지 해방률 G 가 어느 한계값 G_c 에 이르면 균열의 진전이 일어난다고 생각하였다. 위의 응력확대계수 K 및 에너지해방률 G 는 파괴역학에서 극히 중요한 인자이며, 이를 파괴인성(fracture toughness)이라 한다. 취성파괴는 파괴인성이 낮을때 일어나는 것으로서, 이것을 방지하기 위해서는 구조물을 구성하는 재료가 하

*정회원, 서울대학교 공과대학 토목공학과 교수

중재하시 한계값 이상의 파괴인성을 갖도록 해야 한다.^(4,5)

위에서 상술한 파괴인성은 응력확대계수 K 가 그 의미를 잃지 않는 선형탄성파괴역학(linear elastic fracture mechanics, LEFM) 분야에서 성립하며, 균열선단부근의 소성 영역이 균열길이에 비해 충분히 큰 상태 즉, 대규모항복이 되면 선형파괴역학은 적용될 수 없으며, 비선형파괴역학을 적용하여야 한다. 비선형파괴역학의 방법으로는 Rice에 의해서 제안된 J -적분법이 사용되고 있다. 이 J -적분법은 선형상태에서는 에너지해방률 G 와 같으나, 적분하는 범위 안에서 비선형변형이 일어나면 G 와 다른 값이 된다. 비선형파괴역학의 또다른 파괴인성으로는 Cottrel 및 Wells에 의해 제창된 균열선단 개구변위(crack tip opening displacement: CTOD)가 있으며, 파괴는 CTOD가 어느 한계값에 도달하였을 때 일어난다.⁽⁷⁻⁹⁾

파괴역학과 재료역학의 근본적 차이는, 재료역학에서는 주어진 외력에 대해 구조물이 견딜 수 있는가를 검토하며 역학적 인자는 응력 및 변형률이지만, 파괴역학에서는 균열 또는 노치(notch) 부위의 응력 집중을 고려하며 균열선단에서의 응력 및 변형도의 분포를 파괴역학 개념을 이용하여 결정한다.

1.2 콘크리트 파괴역학의 창출

파괴역학이 콘크리트에 도입되기 시작한 것은 아주 최근으로서 1961년 Kaplan이 최초로 파괴역학 실험을 시작하면서이다. 콘크리트의 파괴기동을 설명하기 위해서 금속에서 개발된 파괴이론을 원용하려는 시도가 계속되어 왔다. 그러나 이러한 기존의 파괴역학 이론은 몇가지 어려운 문제를 안고있다. 먼저 콘크리트의 균열선단에서는 파괴진행 영역(fracture process zone)이라는 비선형영역이 크게 존재한다는 사실이다.^(9,8)

그림 1은 선형파괴역학, 금속 및 콘크리트 파괴진행영역(fracture process zone)을 도시한 것으로

(a) Linear Fracture (b) Metals (c) Concrete



그림 1 (a) 선형탄성파괴역학, (b) 금속, (c) 콘크리트의 파괴진행영역

로서, 콘크리트는 재료의 불균질성(heterogeneity)으로 인하여 금속과는 달리 비선형영역이 상당히 넓게 분포하고 있음을 알 수 있다. 이러한 비선형영역은 점진적인 미세균열의 진전으로 인해 발생하며, 콘크리트는 금속의 경우와는 달리 골재의 큰 입자에 의해 이 영역이 상당히 크게 나타난다는 것이다. 또한, 콘크리트의 균열선단에서 미세균열의 발생으로 균열증가 길이를 명확하게 측정할 수 없는 분체가 있으며, 따라서 콘크리트에 적합한 파괴역학의 도출이 필요하게 된다.

2. 콘크리트 파괴 역학의 이론

2.1 가상 균열 이론(Fictitious Crack Theory)

2.1.1 이론적 배경 및 기본 가정

균열이 있는 탄성재료에 하중이 가해질때, 균열 선단의 응력은 이론적으로 무한대가 된다. 그러나 실제의 구조물은 무한대의 응력을 저항할 수 없으며, 콘크리트의 경우 균열 선단의 응력이 인장 강도에 도달하면 인장 균열이 발생한다. 콘크리트는 균열선단에서 실제 균열이 진전하기 전에 미세 균열(microcracks)들이 발생하고, 이러한 미세 균열들이 발생한 영역은 아직도 어느 정도의 응력을 전달할 수 있으며, 그 응력전달 능력은 균열선단 개구변위(CTOD)에 따라 크게 영향을 받는다. 이와 같이 미세한 균열이 진전되는 영역을 파괴 진행대(fracture process zone)라고 부른다.

균열 선단에서의 파괴 진행대(fracture process

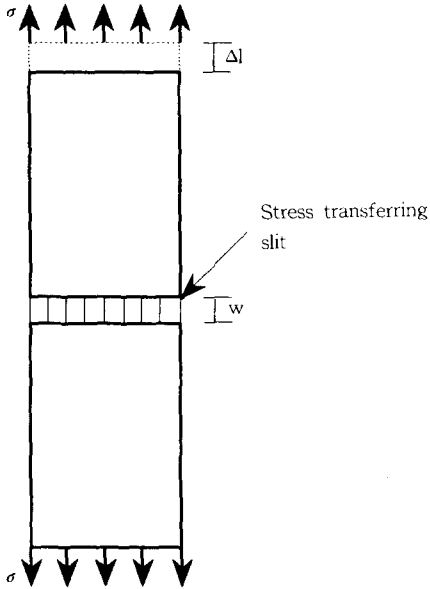


그림 2 콘크리트의 직접 인장시험시의 파괴 진행대

zone)는 일반적으로 인장응력이 발생하는 영역에서 발생한다. 따라서 파괴 진행대의 특성은 직접 인장 시험(direct tensile test)에서 파괴 진행대와 비슷한 양상을 보인다. 콘크리트의 인장응력 및 변위관계는 직접인장시험에 의해 결정할 수 있으며 1969년 Heilman, Hilsdorf & Finsterwalder는 콘크리트 인장 시험에 게이지를 설치하여 다음과 같이 파괴 진행대를 설명하였다. 파괴 진행대(fracture process zone)는 응력을 전달할 수 있는 영역으로 그림 2와 같이 틈(slit)으로 나타낼 수 있으며 균열이 발생하기 시작할 때 이폭은 0이 된다. 따라서 시험의 전체 변형량 Δl 은 다음식과 같이 표현된다.

$$\Delta l = \epsilon_0 l + w$$

여기서, ϵ_0 = 파괴 진행대를 제외한 재료의 변형도

w = 파괴 진행대의 균열폭

따라서, 평균 변형도 ϵ_m 은

$$\epsilon_m = \epsilon_0 + w / l$$

가 된다. 즉 콘크리트의 변형 특성은 파괴 진행대

이외의 영역의 도와 파괴 진행대에서 발생하는 변형도를 동시에 고려해야 한다.

위에서 서술한 응력을 전달할 수 있는 균열(stress transferring crack)은 실제균열이 아니므로 가상의 균열로 생각할 수 있으며 이러한 가상 균열로 파괴 진행 영역을 설명한 이론이 가상 균열이론(fictitious crack theory)이다. 가상 균열이론은 1976년 Hillerborg & Petersson에 의해 제안 되었으며, 그 기본적인 가정은 다음과 같다.

- (1) 파괴진행대는 주응력이 콘크리트의 인장응력에 도달하였을때 발생하기 시작한다.
- (2) 파괴진행대는 처음으로 발생하는 초기 주응력에 수직으로 발생한다.
- (3) 파괴진행대 내부의 재료는 부분적으로 균열이 일어났지만 응력을 전달할 수가 있다. 파괴 진

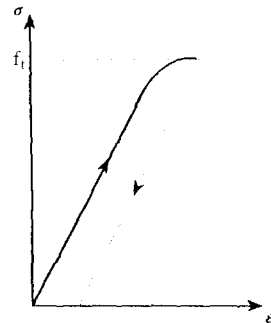


그림 3(a) 콘크리트의 일반적인 인장응력-변형도 곡선(파괴진행대 바깥지역)

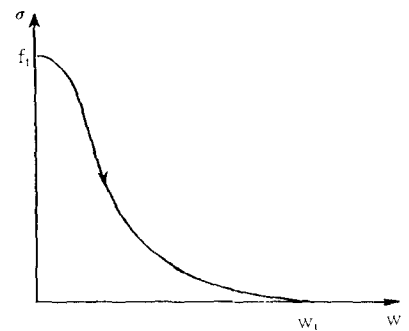


그림 3(b) 콘크리트의 인장응력-균열폭(변위)곡선(파괴진행대)

행대의 응력 전달 능력은 파괴 진행대의 국부변형(local deformation)에 관계된다.

(4) 파괴진행대의 폭(width)은 균열이 발생한 순간에는 0이 된다.

(5) 파괴진행대 이외 영역의 응력-변형도 곡선은 그림3(a)와 같으며, 파괴 진행대의 응력-균열폭 곡선은 그림3(b)와 같다.

2.1.2 가상 균열 모델(FCM)

Dugdale은 균열 선단에 소성영역이 존재하며 이 소성 영역내에서 재료의 항복응력 σ_y 와 같은 응력이 발생하고 있음을 설명하였으며(그림4), 또한 Barenblatt 모델은 Dugdale 모델과 비슷하나 소성 영역내의 응력은 변형의 함수라 가정하였다. 앞서 설명한 가상균열모델은 그림5와 같이 도시할 수 있으며, 이것은 Barenblatt 모델과 유사하나 가상 균열이론은 모든 파괴모드에 적용이 가능하다는 특징이 있다.

전술한 바와 같이 균열 선단의 응력이 인장응력 f_t 에 도달하면 균열이 발생하나, 균열이 발생하면 응력은 0에 도달하는 것이 아니라 균열폭이 증가하는 방향으로 응력은 그림3(b)와 같이 감소하여, 균열 폭이 w_1 인 지점에서 0이 된다. 즉 $w < w_1$

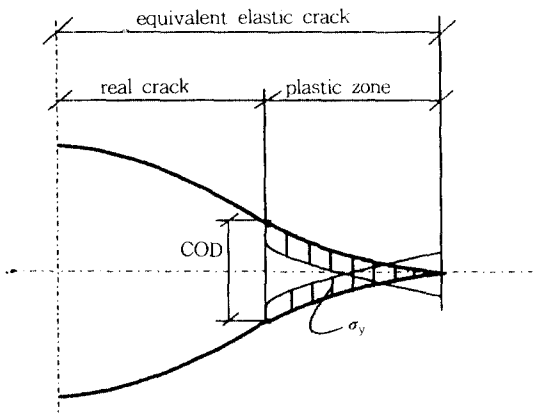


그림 4 균열끝의 응집응력을 고려하는 Dugdale 모델

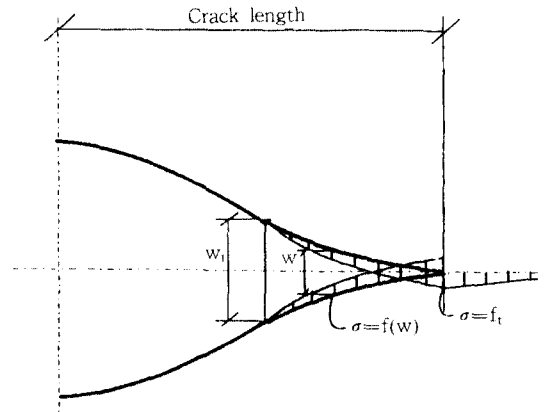


그림 5 가상균열 모델(FCM)

인 지역에서는 실제로 균열이 발생하고 있지만, 응력을 부담할 수 있으며 이러한 영역이 있기 때문에 에너지는 흡수된다. 흡수된 에너지가 에너지 방출률과 같아질때 즉 $\int_0^{w_1} \sigma dw = G_c$ 일 때 균열은 진전 된다. 가상균열 모델에서는 파괴진행대에 응력과 변위(crack width)의 관계를 그림6과 같이 선형으로 이상화할 수 있으며 이것은 실험 결과와 비교적 잘 일치함이 밝혀졌다.⁽¹⁻⁴⁾

즉 $\int_0^{w_1} \sigma dw = 0.5f_t w_1$ 이 되며 따라서 $w_1 = 2G_c / f_t$ 가

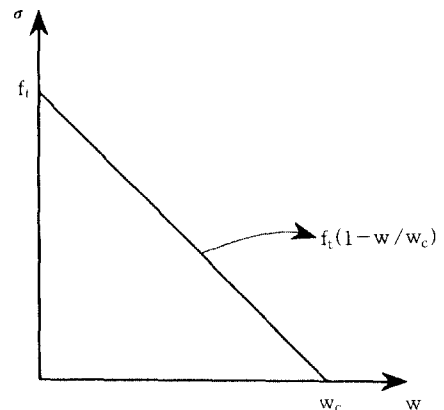


그림 6 파괴진행대의 응력-변위 곡선의 선형 이상화

된다. 보통의 콘크리트에서는 G_c / f_t 가 일반적으로 0.005~0.001정도이며 w_1 은 0.01mm~0.02mm가 된다.

2.1.3 해석 절차

가상 균열 이론은 일반적으로 유한요소법(FEM)등과 같은 수치적 방법등에 실제로 이용된다. 가상균열이론을 FEM에 적용할때 파괴 진행대에 작용되는 응집응력(closing stress)은 그림8과 같이 절점하중으로 대체되며, 이러한 절점하중의 크기는 가상 균열의 폭에 의존한다. 그림7의 상단 절점(top node)에 작용하는 응력이 콘크리트의 인장강도를 초과하면 그 상단 절점은 열리게(open)되며, 절점 상단부에 응집응력이 발생하는 파괴 진행대가 생성되고 이러한 방법을 반복함으로써, 균열의 진전 상황을 예측할 수 있다.(그림7-그림10)

그림7은 초기 균열이 있는 부재에 힘이 가해졌을때의 균열 주변의 절점 번호를 표시한 것으로서 만약 재료가 선형이고 변위가 작다면 균열의 폭은 다음과 같은 n개의 방정식으로 표현된다.

$$w(i) = \sum_{j=1}^n k(i,j)p(j) + c(i)F \quad (1)$$

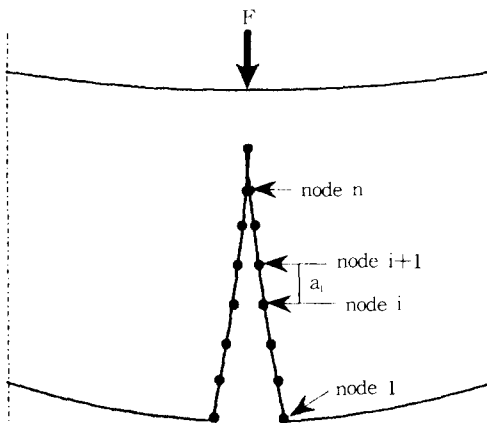


그림 7 가상 균열 이론의 유한 요소 절점 번호

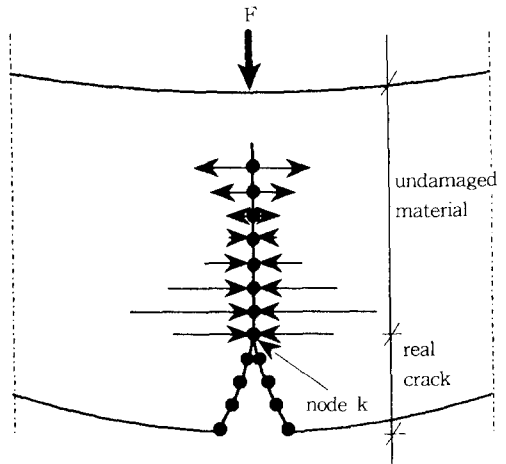


그림 8 응집응력을 절점하중으로 대체한 그림

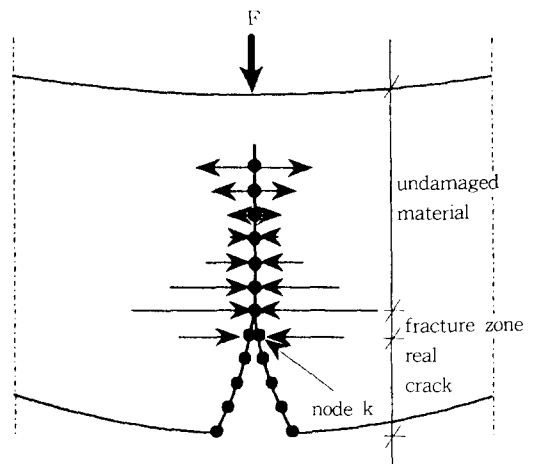


그림 9 가상 균열 모델(FCM)사용시의 균열진전 양상

- 여기서, $w(i)$ =i번째 절점에서의 균열 폭
- $p(j)$ =j번째 절점에 작용하는 응집력(closing force)
- $k(i,j)$ =j번째 절점에 단위하중이 가해질 때 i번째 절점의 균열폭
- $c(i)$ =단위 외력($F=1$ 일 때)으로 인한 i번째 절점의 균열폭

또한 균열 선단에 작용하는 응집응력은 0이 되며

균열폭 역시 0이 되므로

$i=1$ 에서 $i=k-1$ 번째 절점까지는 $p(i)=0$, 그리고 $i=k$ 에서 $i=n$ 까지의 절점에서는 $w(i)=0$ 이 된다.

상기 2n개의 방정식을 통하여 각 절점에서의 변형 (w_i)와 응집력 p_i 를 구할 수 있다. 만약 k번째 절점(-notch 선단부)의 응력이 콘크리트의 인장강도에 도달하면 k번째 절점이 열리게 되며 그림9에서 보는 바와 같이 균열 선단에 응집력이 발생한다.

$$p(k) = a_k b \sigma(w(k)) / 2 \quad (2)$$

여기서, a_k = k번째 절점과 k+1번째 절점까지의 거리

b = 부재의 폭

$\sigma(w)$ = 균열 전달 능력(σ - w 곡선에 따른 균열폭의 함수)

또한 계산을 단순화 하기 위하여 실제의 σ - w 의 곡선은 그림6과 같이 이상화 할 수 있으며 이때 $\sigma(w)$ 의 함수는 다음과 같다.

$$\sigma(w) = \begin{cases} f_t(1-w/w_c), & \text{if } 0 \leq w \leq w_c \\ 0, & \text{if } w > w_c \end{cases} \quad (3)$$

계속하여 변형이 증가하면 파괴 진행대 선단의 응력은 계속하여 증가하다가 콘크리트의 인장강도에 도달하게 되고, 따라서 $p(k+1)$ 은

$$p(k+1) = f_t b (a_k + a_{k+1}) / 2 \quad (4)$$

가 된다.

다음 단계로서 k+1번째의 절점이 열리게 되며 그림10에서 볼 수 있듯이 이 절점에 작용하는 응집력의 크기는 다음과 같다.

$$p(k+1) = (a_k + a_{k+1}) b \sigma(w(k+1)) / 2 \quad (5)$$

만약 $p(k+2) = f_t b (a_k + a_{k+1}) / 2$ 가 되면 파괴 진행대가 진전되며 식1,4,7에서 $2n+1$ 개의 방정식이 형성되어 이 방정식을 풀으로써 균열의 폭 및

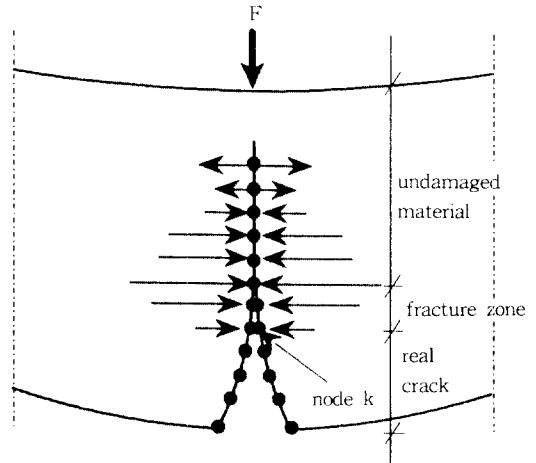


그림 10 가상 균열 모델(FCM)사용시의 균열 진전 양상

균열의 진전시 발생하는 응집력을 계산할 수 있다. 일반적으로 균열의 진전방향을 알수 있는 경우에 이 방법은 적절하며 균열의 진전방향을 예측할 수 없는 경우에는 중첩법을 이용한 방법들이 있다.

2.1.4 가상 균열 이론의 특징 및 적용

전술한 바와 같이 콘크리트 내부의 주 인장 응력이 콘크리트의 인장강도에 도달하게 되면 파괴 진행대가 형성되기 시작한다. 이것은 가상 균열 이론이 순수한 파괴역학 개념일 뿐만 아니라 균열이 발생하지 않은 부재의 해석도 가능하다는 것을 설명하여 주는 것이며 다른 해석 방법과의 차이점이다. 또한 가상 균열 이론은 파괴 진행대의 생성, 균열의 발생 및 균열의 진전 상황등을 실제로 가능케 하여 준다. 기존의 파괴 역학이론들, 예를 들면 Barenblatt 모델등은 가상균열이론과 비슷하나 균질재료(homogenous materials)에 제한되어 사용되고 가상균열이론은 비균질 재료(예를 들면 콘크리트)에 적용이 가능하다.

2.2 균열띠 이론(Crack Band Theory)

2.2.1 이론적 배경 및 기본 가정

균열띠 이론은 균열이 발생한 파괴 영역을 하나의 연속체로 생각하는 개념이다. 최근 들어 파괴 진행대의 미세 균열의 형성에 관한 많은 관찰들이 이루어져왔다. 이러한 관찰을 통해 파괴는 하나의 단일균열(line crack)에 의해 이루어지는 것이 아니라 많은 미세 균열이 띠와 같은 형상으로 발전하여 파괴가 일어나는 것을 알 수 있다. 이러한 미세 균열 영역을 실제적으로 해석에 이용하고자 개발된 것이 균열띠 이론(crack band theory)으로서 Bazant & Oh에 의해 제안되었다.^(5,6)

균열띠 이론은 균열선단에서의 미세 균열발생을 실제적으로 고려하여 모델하는 것으로서 응력-변형도 관계식에 직접 고려할 수 있다는 장점을 가지고 있다.

2.2.2 해석이론 및 절차

그림11은 가상 균열이론과 균열띠 이론을 각각 사용한 경우의 유한 요소망을 나타낸 것으로서, 가상 균열이론에서는 단일의 균열이 절점을 통과하면서 균열이 진전한다고 생각하나, 균열띠 이론에서는 미세 균열이 요소내에 분포하여 균열이 진전한다고 생각한다.

3차원 직각 좌표계에서, 콘크리트를 탄성계수와 포아송비를 고려한 등방성재료로 생각하고, 그림 11(b)와 같이 z축에 직각 방향으로 미세 균열발생이 되는 경우를 생각한다.

이러한 미세균열로 인하여 균열띠에 평행한 ϵ_x , ϵ_y 는 변화가 없지만, z방향의 변형도 ϵ_z 는 증가하

게 된다. 여기서 주응력을 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$, 주변형도를 $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ 라 하면 변형도 관계식은 다음식과 같다.

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \end{Bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu \\ -\nu & 1 & -\nu \\ -\nu & -\nu & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \epsilon_f \end{Bmatrix} \quad (6)$$

여기서, ϵ_f 는 미세 균열에 의해서 발생하는 추가 변형도 즉 파괴 변형도이다. 또한 전술한 바와 같이 파괴 진행대의 응력과 변위(crack width)를 이상화 하면 파괴 변형도는

$$\epsilon_f = f(\sigma_z) = \frac{1}{C_f} (f_t' - \sigma_z) \quad (7)$$

와 같이 된다.

식(7)을 식(6)에 대입하면 다음과 같은 형태가 된다.

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E^{-1} & -\nu E^{-1} & -\nu E^{-1} \\ \text{sym.} & E^{-1} & -\nu E^{-1} \\ & & E_t^{-1} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \epsilon_0 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

여기서, $\frac{1}{E_t} = \frac{1}{E} - \frac{1}{C_f} \leq 0$

E_t = z방향의 파괴 진행대에서의 응력-변형도 곡선의 기울기

ϵ_0 = 파괴 진행대에서 응력이 0이 되는 곳의 변형도이며 $\epsilon_0 = f_t' / C_f$ 가 된다.

다음으로 탄성 비등방성 재료에 대해, 주응력 및 주변형도의 방향이 같다고 가정하면 균열이 발생하지 않은 콘크리트의 응력-변형도 관계는 $\epsilon = C\sigma$ 로 나타낼 수 있으며 여기서 C는 컴플라이언스 매트릭스이다. z방향에 수직으로 발생하는 미세 균열로 인하여 z방향 변형도(ϵ_z)는 증가하며, 따라서 z방향에 수직으로 발생하는 $\epsilon = C(\mu)\sigma$, 즉

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ \text{sym.} & C_{22} & C_{23} \\ & & C_{33}\mu^{-1} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{Bmatrix} \quad (9)$$

여기서, $C_{11} \dots C_{33}$ 는 균열이 발생하기 전의 탄성 컴플라이언스이며 μ 는 균열 계수(cracking

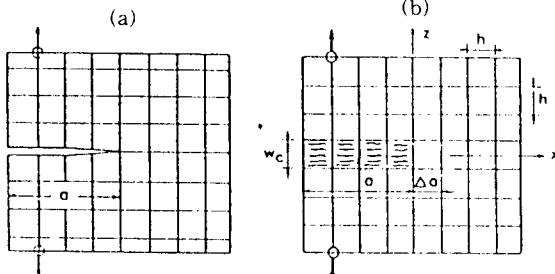


그림 11(a) 가상 균열 이론의 유한 요소망

(b) 균열띠 이론의 유한 요소망

parameter)이며 $0 < \mu < 1$ 이다.

식(8)의 $\epsilon_z = E_t^{-1} \sigma_z + \epsilon_0$ 와 식(9)의 $\epsilon_z = C_{33} \mu^{-1} \sigma_z$ 가 같다면, $E^{-1} \mu^{-1} = E_t + \epsilon_0 / \sigma_z$ 가 되며, 또한

$$\frac{1}{\mu} = E \left(\frac{\epsilon_0}{\sigma_z} + \frac{1}{E_t} \right) = - \frac{E}{E_t} \frac{\epsilon}{\epsilon_0 - \epsilon_z} \quad (10)$$

가 된다.

여기서 μ 가 0이 되면, σ_z 열이 0이 되어 지속적으로 균열이 발생하고 있음을 보여주며, $\mu=1$ 인 경우는 균열이 발생하는 시점임을 알 수 있다.

위에서 유도된 방정식은 미세 균열 발생으로 인한 포아송 효과와 무관하며 전체 컴플라이언스 매트릭스를 사용함으로써 전체 매트릭스를 다시 구성할 필요가 없이, 위에서 서술한 균열 인자(cracking parameter)만을 고려하면 된다.

2.2.3 균열띠 이론의 특징 및 적용

균열띠 이론은 전술한 바와 같이, 미세한 균열 영역을 실제적으로 고려하여 해석하고자 개발된 이론으로서, 가상균열이론과 균열띠 이론은 거의 같은 해석결과를 보여주고 있으나 계산상의 효율 문제에 있어서는 가상 균열이론보다 균열띠이론이 훨씬 유리하다.

가상 균열이론에서는 유한 요소 해석시 균열이 절점을 통하여 진전하므로 균열 전파와 함께 절점이 2개로 분리되어 유한 요소망이 다시 구성되어야 하며 절점 수가 증가하는등 계산이 복잡해진다. 또한 균열의 진전 방향을 예측할 수 없기 때문에 균열 선단에 인접한 위치의 모든 절점에너지를 계산하여야 한다. 균열띠 이론은 원래 유한 요소망을 계속적으로 유지하면서 균열의 방향에 전혀 제약이 없다는 것과 미세 균열 영역을 설명하는 컴플라이언스 매트릭스(compliance matrix)를 사용하기 때문에 가상 균열이론 처럼 강도 행렬을 계속적으로 구성할 필요가 없다는 것이 장점이라 할 수 있다.

2.3 기타이론

2.3.1 유효 균열 모델(Effective Crack Model)

완전 탄성 취성 재료(elastic perfectly brittle materials)에 있어서, 소성영역(plastic zone)의 길이는 실제 균열(a_c)에 유효 균열의 길이(a_e)를 더하여 구할 수 있다. 이 유효균열길이(a_e)는 균열 주변의 응력(far-field stress)과 응집응력(closing pressure)으로 인한 유효균열 선단의 응력 확대계수(K)의 합이 0이 된다는 사실로 구할 수 있다. 이러한 Dugdale-Barenblatt의 유효균열이론이 실제 금속같은 재료에서 많이 사용되고 있다.

1985년 Nallathambi와 Karihaloo는 Griffith 유효균열은 하중과 CMOD(crack mouth opening displacement)의 관계에서 도출되는 컴플라이언스(compliance)를 측정함으로써 정확히 구해지며, 유효균열은 골재의 최대 직경과 같은 내부구조(micro-structure) 및 시편의 형상 등에 의존한다는 유효균열모델을 제안하였다.

이러한 유효균열모델을 사용할 경우, 전술한 바와 같이 각 시편의 하중-CMOD관계를 실험적으로 도출하여야 하며, 유효균열 길이는 구조물의 형상 및 크기에 의존하므로 구조물의 해석시 이에 대한 영향 검토가 이루어져야 한다.

2.3.2 2-parameter Model

Griffith의 유효균열 개념을 다양한 시편에 적용 및 구조해석을 위하여 일반화시킨 것이 2-parameter model이며, 이것은 1985년 Jenq & Shah에 의해 제안되었다.⁽⁷⁻⁹⁾

2-parameter model에서는 그림12와 같이 균열의 성장은, 선임계균열성장(pre-critical crack growth) 및 후임계균열성장(post critical crack growth)으로 나누어지며, 응력 확대 계수(K_{IC})의 값이 임계점에 도달할 때 균열이 진전한다고 가정한다.

선임계영역(pre-critical region)에서의 응력확

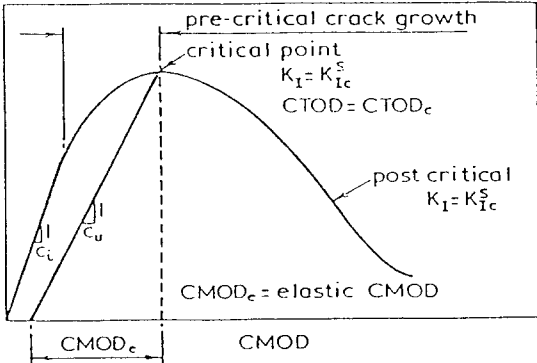
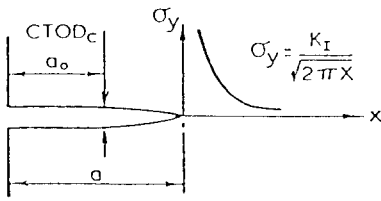


그림 12 콘크리트의 균열성장단계(2-parameter Model)

대계수의 증가는 R-curve의 거동과 같으며, 임계점(critical point)의 임계응력확대계수(K_{IC})와 임계 균열 선단개구변위(critical crack tip opening displacement : CTOD)로 정의된다. 임계점에 대한 이러한 정의로 인해, 초기균열길이와 균열진전 길이를 합한 유효 균열 길이를 사용한 응력확대계수와 외부에서 가해진 임계하중은 임계점에서 K_{IC} 로 같아야 한다. 따라서 임계유효길이 및 임계하중은 응력확대계수가 유효균열선단에서의 K_{IC} 와 같아야 하고, 초기 notch 선단에서 측정된 개구변위가 $CTOD_c$ 와 같아야 한다는 조건하에서 계산될 수 있다.

2-parameter 모델은 notch를 가진 보의 3점 재하법으로 결정할 수 있으며 이때 하중제거(unloading)컴플라이언스와 초기 컴플라이언스의 비를 알면 반복작업(iteration scheme)으로 유효 균열길이를 구할 수 있으며, 초기 notch 길이 및 위의 컴플라이언스 비(R_c)를 알면 역시 유효 균열 길이를 결정할 수 있다. 이렇게 결정된 유효 균열 길이(a_c)와 실험으로 측정된 최대하중으로, 임계

응력확대계수 및 임계균열선단개구변위를 3.3절에서와 같은 LFM방법으로 구할 수 있다.

2-parameter 모델로부터 결정된 유효 균열 길이는 부재의 크기와 콘크리트의 압축강도 및 변형도율(strain rate)에 따라 영향을 받는다.

3. 파괴 역학 인자의 결정

3.1 파괴에너지(G_f)의 결정

파괴에너지(G_f)는 균열이 발생하는데 필요로 하는 에너지의 량으로 정의되며, 일반적으로 3점 휨시험(three point bending)법에 의해 결정할 수 있다.^(3,4)

3점휨시험법에 의해 결정된 에너지는 하중에 의한 에너지뿐만아니라 자중의 효과 역시 포함되기 때문에 자중의 영향을 배제하기 위하여 그림13과 같이 보의 길이를 지간의 길이의 2배로 함으로서 자중의 영향을 배제할 수 있으며, 또한 그림 13의 밑의 그림과 같이 지점 양단에 추를 설치하여 자중에 의한 모멘트를 상쇄함으로서 자중의 효과를 배제할 수 있다. 이러한 경우, 파괴에너지는 다음과 같다.

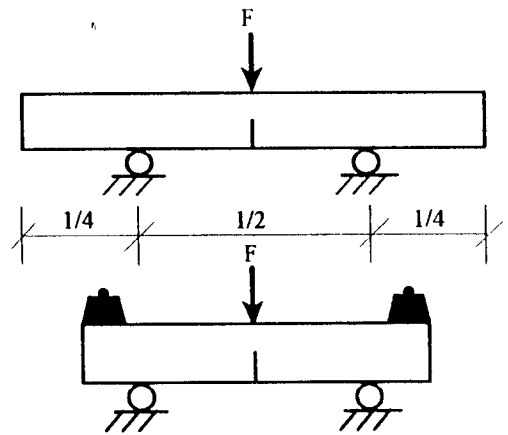


그림 13 보의 자중의 영향을 배제하기 위한 파괴에너지결정 시험방법

$$G_f = \frac{A}{b(d-a)} \quad (11)$$

여기서, A=하중처짐곡선의 면적
 b=보의 폭
 d=보의 깊이
 a=노치의 깊이

위의 방법을 사용할 경우, 그림14에서 나타나듯이, 하중처짐곡선에서 긴 꼬리(tail)부분이 형성되며, 이론적으로 이것은 무한대가 된다.

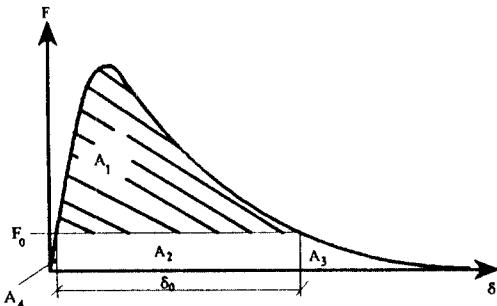


그림 14 3점 휨 시험법에 의한 하중-처짐 곡선

그림14에서 자중의 영향으로 인한 부분 A2의 영향은 다음과 같다.

$$A_2 = \frac{Mg\delta_0}{2} \quad (12)$$

여기서, δ_0 =최종 파괴가 일어나기까지의 변위

또한, 그림 15에서 δ_0 이후의 면적 A3는 연구 결

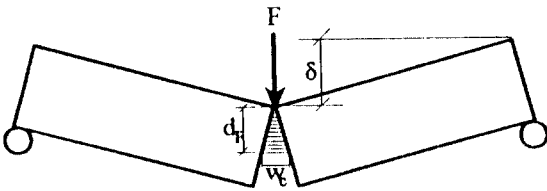


그림 15 3점 휨시험시 보의 마지막단계의 파괴 양상

과 A2와 같은 $Mg\delta_0/2$ 로 나타났다. 따라서 자중의 영향을 고려한 파괴에너지 G_f 는 다음과 같이 된다.

$$G_f = \frac{A_1 + Mg\delta_0}{b(d-a)} \quad (13)$$

상기 식(13)은 콘크리트의 파괴에너지를 결정하는데 매우 중요하게 이용되고 있으며 자중의 영향이 고려되므로 비교적 정확한 파괴에너지를 산정할 수 있다.

3.2 J 적분 산정 방법

균열 선단의 소성 영역이 무시하지 못할만큼 크다면, 선형 파괴 역학을 적용할 수 없으며, 에너지 방출율은 균열 선단의 소성 영역에 영향을 받는다. 이러한 소성 영역의 영향을 고려할 수 있는 J-적분이 1968년 Rice에 의해 제안되었으며, 1972년 Rice, Paris & Merkle에 의해 등가 J 적분법이 다음과 같이 제안되었다.

$$J = \frac{1}{b} \int_0^\delta \left(-\frac{\partial F}{\partial a}\right)_\delta d\delta = \frac{1}{b} \int_0^F \left(\frac{\partial \delta}{\partial a}\right)_F dF \quad (14)$$

여기서, $\partial F / \partial a$ 는 균열이 a만큼 진전되고, 변형이 δ 일때 변형률이다. 1975년 Rice에 따르면, 콘크리트와 같은 재료의 J_c 를 결정할 때에는, 하중(F) 대신 모멘트(M)를 사용하고, 변위(δ)대신 각(θ)을 사용하는 것이 좋다고 제안하였으며 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$J = \frac{1}{b} \int_0^M -\frac{\partial \theta_{total}}{\partial d_1} dM \quad (15)$$

여기서, d_1 은 리가먼트(ligament)의 깊이이다. 또한,

$$\theta_{total} = \theta_{no crack} + \theta_{crack} \quad (16)$$

이며, 깊은 노치가 존재하는 경우 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$\theta_{crack} = f\left(\frac{M_0}{d_1^2}\right) \quad (17)$$

식(15)는 변수변환에 의해 다음 식(18)로 변화될 수 있다.

$$J = \frac{1}{bd_1} \int_0^{\theta_{crack}} M d\theta \quad (18)$$

만약 ligament가 bending에 지배를 받고 하중이 힘(F)으로 가해지면 다음 식으로도 표시할 수 있다.

$$J = \frac{1}{bd_1} \int_0^{\delta_{crack}} F d\delta_{crack} \quad (19)$$

J_c 의 값은 일반적으로 3점 시험법으로 결정할 수 있으며 식(19)를 이용하여 J_c 를 구하는 과정은 그림16과 같다. 즉, J_c 는 전체에너지를 고려한 J에

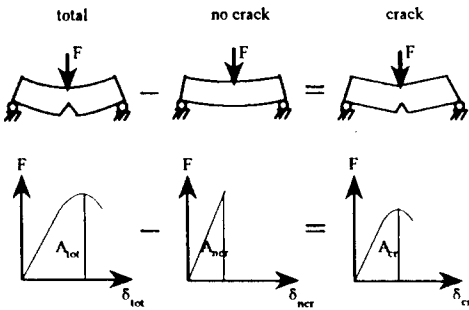


그림 16 3점 휨 시험에 의한 J-적분의 결정

서 균열이 없는 경우의 J를 빼면 되므로

$$J_c = \frac{2}{d-a} A_{cr} = \frac{2}{d-a} [A_{total} - A_{ncr}] \quad (20)$$

가 된다.

3.3 CTOD_c 및 K_{IC}의 결정

콘크리트의 균열 선단에서는 파괴 진행대가 형성되며, 이러한 파괴 진행대로 인하여, 선형탄성 파괴 역학(LEFM)으로는 해석할 수가 없다. 따라

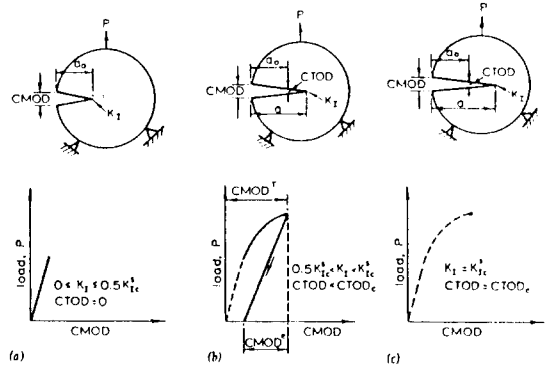


그림 17 콘크리트의 하중-균열개구변위(CMOD)의 관계

서 Jenq and Shah는 전술한 바와같이 파괴 진행대를 고려한 임계응력확대 계수 (K_{IC})와 균열선단개구변위 (CTOD)를 주변수로 한 2-parameter 모델을 제안 하였다.

그림17은 무근 콘크리트의 하중과 균열 개구 변위에 관계를 도시한 것으로서, 최대 하중의 약 1/2선까지는 그림에서 보는 바와같이 P-CMOD의 관계는 선형이 된다. 이 상태에서는 균열 선단의 개구 변위는 발생하지 않으며 응력확대 계수(K_{IC})는 $0.5K_{IC}^S$ 가 된다.

그러나 하중이 점차 증진하면서 P-CMOD의 관계는 비선형이 되며 마침내 균열선단개구변위 (CTOD)가 임계치에 도달하게 되면 응력확대계수 역시 임계치(K_{IC}^S)에 도달하게 된다.

Jenq & Shah는 2-parameter model을 입증하기 위하여 노치가 있는 부재의 3점재하시험을 CMOD제어 방법으로 수행하였으며 이러한 실험을 통하여 K_{IC}^S 와 $CTOD_c$ 를 결정하였다.(그림17참조)

4. 파괴 역학의 실제 응용

4.1 콘크리트 댐 구조물에서의 응용

콘크리트 댐의 균열은 시공중에 발생하는 균열 및 시공 완료 이후에 발생하는 균열로 나눌 수 있으며, 시공중에 일어나는 균열은 수화반응으로 인한 열응력에 기인하며 시공이후에는 수압등과 같은 요인에 의해서 발생한다.

이러한 댐에 발생하는 균열의 거동은 파괴역학으로서 적절히 설명될 수 있으며 1981년 Chappel과 Ingreffea에 의해 콘크리트 파괴역학이 미국의 Fontana Dam에 실제로 적용된 이후, 많은 연구자들에 의해 콘크리트 Dam에 대한 파괴역학 적용성등이 연구되어져 왔다.

그림18은 Chappel & Ingreffea에 의해 수행된 Fontana Dam의 유한 요소망으로서 균열 진전이 예상되는 부위는 유한요소망을 잘게 하였으며, 그림19는 파괴역학을 이용한 균열 진전 예측 상황과 실제 보오링을 통해서 관측된 균열 발생지점을 표시한 것으로서, 파괴 역학의 접근이 실제와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

1989년 미국 콜로라도 대학의 Saouma등은 "A Comprehensive Investigation of Fracture

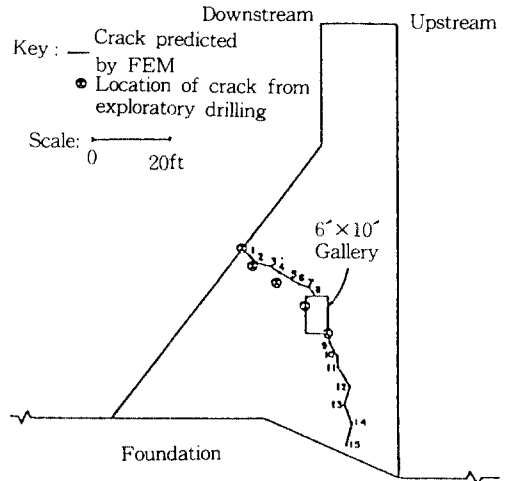


그림 19 Fontana Dam의 균열진전 양상

Mechanics of Concrete Dam"이라는 논문을 통하여 콘크리트 댐에 파괴역학을 적용하는 일반론을 발표하였으며, 그중 일원인 Bruhwiler와 Roelfstra는 이산균열모델(discrete crack model)을 사용하여 유한 요소 수치해석을 수행하여 특성 길이(l_{ch}), 크기 효과에 따른 결과를 도출하였다.

현재 콘크리트 댐에 파괴 역학을 적용하고자 하는 연구가 실제 활발하게 진행되고 있으며, 앞으로 다음과 같은 연구가 요망된다.

- (1) 3차원 복합 파괴 형상 (3-D Mixed Mode Fracture)에 관한 연구
- (2) Concrete Dam의 기초및 Dam의 상호 작용에 관한 연구
- (3) 균열의 안정성 검토 및 균열의 보수 방안 (예 그라우팅)의 유효성에 관한 연구
- (4) 3차원 균열의 진전 경로 및 균열 폭에 관한 연구

4.2 철근 콘크리트 구조 설계에서의 응용

4.2.1 무근 콘크리트 보의 휨 파괴

파괴역학을 무근 콘크리트 보의 휨 파괴에 적용

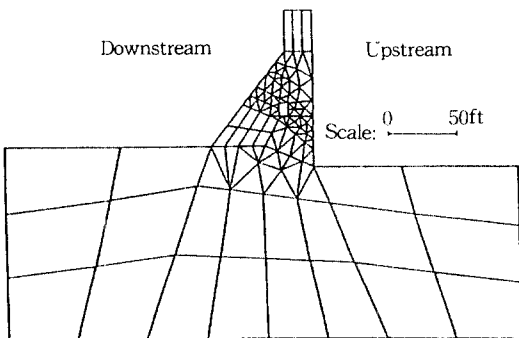


그림 18 Fontana Dam 해석시의 유한요소망

하고자 하는 많은 연구가 수행되었으며, 그 중 중요한 연구를 살펴보면 다음과 같다.

Kaplan은 콘크리트에 선형과괴역학(LFEM)을 처음으로 적용하였으며, 그는 크기가 다른 두 종류의 시편에 3점 재하 시험 및 4점 재하 시험을 실시하여 변형도 에너지 해방률(G_c)을 결정하였으며, G_c 는 시편의 크기에 따라 다르다는 사실을 관찰하였다. 그 이후 콘크리트의 균열 진전 상황을 해석하고자 하는 해석 모델에 대한 연구가 활발히 진행되었으며, 전술한 바와 같이 Hillerborg, Modeer & Petersson등은 무근 콘크리트 보의 균열 진전 양상을 규명하기 위해 유한요소 해석법을 이용한 가상 균열 모델을 제안하였다. 이러한 가상 균열 모델을 사용하여 초기 균열의 발생, 균열의 진전 및 노치가 없는 무근 콘크리트 보의 휨 강도를 예측할 수 있다.

그 이후 Bazant & Oh는 균열띠 모델(CBM)을 이용하여 노치가 없는 보의 파괴에 대한 크기 효과를 예측하였으며, 균열의 진전 양상을 규명하였다. 또한, Jenq & Shah는 2-parameter Model을 제안하여 휨을 받는 무근 콘크리트 보의 하중-처짐 응답(response)뿐만 아니라 크기 효과를 예측하였다.

기존의 가상 균열 모델을 사용하여 유한요소 해석을 수행할 때에는 반복작업(iteration)을 통하여 무근콘크리트보의 응답을 찾았으나, Carpinteri, Gopalaratnam 및 Ye는 진전하는 균열 양상을 규명하기 위하여 비반복 유한요소 해석법(noniterative FEM analysis)를 개발하였고, 이는 노치가 있는 보 뿐만 아니라 노치가 없는 부재의 하중-처짐 곡선을 예측함에 있어서도 효과적인 것뿐 아니라, 시편의 크기 효과 및 자중의 효과도 모두 고려할 수 있다.

위에서 서술한 어떠한 모델을 사용하든지, 무근 콘크리트 보의 휨 강도는 크기 효과에 의존하며, 이것은 실험으로도 입증되고 있다.

4.2.2 철근 콘크리트 보의 사인장 파괴

(1) 스테리움이 없는 경우

스테리움이 없는 경우의 철근 콘크리트 보의 공칭 전단 강도를 ACI에서는 다음식과 같이 정의하고 있다.

$$V_c = (1.9\sqrt{f'_c} + 2500 \rho_w \frac{V_u d}{M_u}) b_w d \leq 3.5\sqrt{f'_c} b_w d \quad (21)$$

여기서, 모든 단위는 psi와 in, lb이다. (1lb=0.4536kg, 1in=2.54cm).

위의 식에서 알 수 있듯이, 극한 상태의 콘크리트 공칭 전단 강도는 초기 균열이 발생한 시점의 전단강도와 같음을 알 수 있다. 그러나, Bazant & Kim과 Bazant & Sun은 400여개의 실험적 결과를 통계적으로 분석한 결과, 초기 균열발생 시점에 근거한 ACI 규정은 크기 효과에 적절하지 못함을 발견하였다. 왜냐하면 초기균열의 발생은 시편의 크기에 무관하지만, 극한 파괴는 크기에 상당히 의존하기 때문이다. 또한 비선형 파괴역학 모델을 이용한 해석방법이 실제실험결과와 잘 일치함을 알 수 있었다. 따라서 Bazant & Kim은 보 작용(beam action)과 아치작용(arch action)을 이용한 전단 강도 식을 다음과 같이 제안하였다.

$$V_c = V_c^0 \left(1 + \frac{d}{\lambda_0 d_a}\right)^{-\frac{1}{2}} \quad (22)$$

여기서, $V_c^0 = k_1 \rho^{1/3} (\sqrt{f'_c} + 3000 \sqrt{\frac{\rho}{(a/d)^5}})$ 이다.

(2) 스테리움이 있는 경우

Bazant & Sun은 스테리움의 효과 및 골재의 크기를 고려한 전단 강도에 대한 식을 다음과 같이 제안하였다.⁽¹³⁾

$$V_c = V_c^0 \left(1 + \sqrt{\frac{C_0}{d_a}}\right) \left(1 + \frac{d}{\lambda_0 d_a}\right)^{-\frac{1}{2}} \quad (23)$$

여기서, C_0 는 실험상수이며, 다른 모든 변수는

식(22)와 같다.

4.2.3 프리스트레스트 보의 전단 파괴

Bazant & Cao는 크기 효과 및 많은 실험 결과에 의한 광범위한 조사에 근거하여 다음과 같은 프리스트레스트 보의 전단 파괴 강도 기준식을 다음과 같이 제안하고 있다.⁽¹¹⁾

$$V_u = C_1 \left(1 + \frac{d}{\lambda_0 d_a}\right)^{-\frac{1}{2}}, \quad C_1 = \frac{K_1 \sqrt{f'_c} + K_2 f_{ce}}{(a/d)} \quad (24)$$

여기서, λ_0 , K_1 , K_2 : 실험상수($K_1=4$, $K_2=0.4$, $\lambda_0=25$)

V_u : 극한 공칭 전단강도

f_{ce} : 콘크리트 부재에 가해지는 평균 프리스트레스 응력

4.2.4 슬래브의 편칭 전단 파괴

ACI는 슬래브의 편칭 전단 강도에 대한 기준식을 다음과 같이 제안하고 있다.

$$V_u = K_1 (1 + K_2 \frac{d}{b}) \sqrt{f'_c} \quad (25)$$

여기서, K_1 , K_2 : 실험상수

d : 슬래브의 길이

b : 편칭 직경

위의 ACI 기준식은 Coulomb 파괴이론에 근거한 소성 해석으로서 크기효과가 전혀 고려되지 않고 있다. 그러나 편칭 전단 파괴는 상대적으로 취성 파괴인 것으로 알려지고 있으며, 따라서 크기 효과를 고려한 파괴 역학적 접근이 적절하다.

Bazant & Cao는 2방향 보강 원형 슬래브의 변위제어(displacement control) 편칭 전단 시험을 통하여, 크기 효과가 고려된 편칭 전단 강도를 다음과 식과 같이 제안하고 있다.⁽¹²⁾

$$V_u = C \left(1 + \frac{d}{\lambda_0 d_a}\right)^{-\frac{1}{2}}, \quad C = K_1 f'_c (1 + K_2 \frac{d}{b}) \quad (26)$$

또한 Broms는 최근 평판의 전단강도에 대한 기준식을 크기 효과를 고려하여 다음식과 같이 제안하고 있다.

$$V_c = V_o^c \left(\frac{k}{d}\right)^{\frac{1}{3}}, \quad C = k_1, \quad f'_c (1 + k_2 \frac{d}{b}) \quad (27)$$

V_o^c : 크기에 의존하는 전단강도(f'_c 에 비례)

k : 실험 상수

4.2.5 보의 비틀림 파괴

사각단면에 대한 최대 비틀림 전단 강도는 탄성론에 입각하여 $V = T / \alpha b^2 d$ 로 표시할 수 있으며, 또한 소성해석에 근거하여 극한 비틀림 전단 강도는 $V_u = T / \alpha_p b^2 d$ 로 표현된다. 여기서 $\alpha_p = (1 - b/3d) / 2$ 이다.

Bazant, Sener & Prat은 크기 효과를 고려한 파괴역학을 이용하여, 다음과 같은 비틀림 전단 강도를 제안하고 있다.⁽¹⁴⁾

$$V_u = C_1 \left(1 + \frac{d_{eff}}{\lambda_0 d_a}\right) \quad (28)$$

여기서, $C_1 = K_1 (1 - (b/3d) (f'_c / 2\alpha))$

$$d_{eff} = \sqrt{bd}$$

K_1 , α , λ_0 : 실험상수

또한 Bazant & Sener는 다른 연구자의 결과뿐 아니라 자체 실험 결과를 통하여 비틀림 파괴는 크기 효과에 상당히 민감하며, 비틀림 균열이 발생할 때 부착파괴가 동시에 일어나며, 부착파괴는 상당한 정도의 오차를 발생시키고 있음을 지적하였다. 따라서, 비틀림에 관한 광범위한 실험이 계속되어야 할 것을 ACI는 지적하고 있다.

5. 결론

본 소고에서는 콘크리트 파괴역학의 이론과 실제응용에 대해 고찰하였다. 콘크리트는 재료가 불균질하기 때문에, 균열전단에서는 미세 균열이 발

생하며, 미세균열이 진전되면서 파괴진행대가 형성된다. 이러한 파괴진행대의 미세 균열은 균열의 정도에 따라 어느정도의 응력을 전달할 수 있으며, 파괴진행대를 가상의 균열로 생각하여 유한요소 해석방법으로 균열의 발생, 균열의 진전 및 파괴진행대의 형성등을 설명한 것이 가상균열 이론이다.

가상균열 이론 발표이후 콘크리트 균열기동에 관한 많은 연구가 수행되었으며 그 대표적인 이론으로서, 파괴는 하나의 단일 균열에 의해서 발생하는 것이 아니라 미세균열이 떠와 같은 형상으로 파괴가 일어나며 이러한 미세 균열영역을 실제적으로 해석하고자 개발된 것이 균열띠 이론이다. 또한 최대하중에 도달하기 전에 발생하는 비선형 균열 성장을 설명하기 위해서 균열선단 개구변위(CTOD), 균열선단응력 확대개수(K_{IC})를 주변수로 한 2-Parameter 모델등이 발표되었다.

콘크리트의 파괴역학은 균열시작(initiation), 전파(propagation)등을 예측하고, 구조물의 파괴하중의 예측을 가능케 한다. 이러한 파괴역학은 콘크리트섬의 균열진과를 해석할 수 있게 하며, 철근콘크리트 구조물의 파괴하중, 전단, 비틀림의 크기효과등을 예측하게 한다. 그러나, 지금까지 밝혀진 내용보다 앞으로 규명해야할 사항이 산적해 있으며, 파괴역학의 남은 과제는 파괴역학의 활용을 보편화 할 수 있도록 하는 일이다. 현재, 주요 외국에서는 파괴역학이론을 시방서 개정 반영하기 시작하였고 앞으로 적용이 더욱 늘어날 것이다.

참 고 문 헌

1. Hillerborg, A., "A Model for Fracture Anysis," Report TVBM 3005, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1978.
2. Hillerborg, A., Modeer, M., and Peterson, E., "Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Element," "Cement and

- Concrete Research, Vol.6, Nov.1976, pp. 773-782.
3. Petersson, P.E., "Fracture Energy of Concrete : Method of Determination", Cement and Concrete Research, Vol.10, Nov.1980, 78-89.
4. Petersson, P.E., "Crack Growth and Developement of Fracture Zones in Plain Concrete and Similar Materials," Report TVMB 1006, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1981.
5. Bazant, Z.P., and Oh, B.H., "Concrete Fracture via Stress Strain Relations," Report No.81-10/665c, Center for Concrete and Geomaterials, Technological Institute, North-western University, Evanston, Oct., 1981.
6. Bazant, Z.P., and Oh, B.H., "Crack Band Theory for Concrete," Materials and Structures, RILEM, Paris, Vol.16, No.93, May - une 1983, pp.115-177."
7. Jenq, Y.S., and Shah, S.P., "Two Parameter Fracture Model for Concrete," Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. III, No.10, Oct., 1985, pp.1227-1241.
8. Jenq, Y.S., and Shah, S.P., "Geometrical Effects on Fracture Parameters," Report to RILEM Committee 89-FMT, Oct., 1988.
9. Jenq, Y.S., and Shah, S.P., "A Fracture Toughness Criterion for Concrete," Engineering Fracture Mechanics, Vol.21, No.5, 1985, pp.1055-1069.
10. Bazant, Z.P., and Kim, J.K., "Size Effect in Shear Failure of Longitudinally Reinforced Beams, "ACI Journal, Proceedings Vol.81, No.5, Sept. -Oct. 1984, pp.456-468.
11. Bazant, Z.P., and Cao, S., "Size Effect in Shear Failure of Prestressed Concrete Beams," ACI Journal, Proceedings Vol.83, No.2, Mar. - Apr. 1986, pp.260-268.
12. Bazant, Z.P., and Cao S., "Size Effect in Punching Shear Failure of Slabs," ACI Structural Journal, Vol.84, No.1, Jan. -Feb. 1987, pp.44-53.

13. Bazant, Z.P., and Sun, H.H., "Size Effect in Diagonal Shear Failure : Influence of Aggregate Size and Stirrups," ACI Materials Journal, Vol.83, July-Aug. 1987, pp.259-272.
 14. Bazant, Z.p., Sener, S., and Prat, P.C. "Size

Effect Tests of Torsional Failure of Plain and Reinforced Concrete Beams," Materials and Structures, RILEM, Paris, Vol.21, 1988, pp. 425-430. □

알리는 말씀

본 학회의 편집위원회에서는 학회지의 내용을 보다 알차고 충실하게 꾸미기 위하여 아래의 사항에 대한 회원 여러분의 기탄없는 의견과 적극적인 참여를 기다리고 있습니다.

1. 발표된 논문에 대한 토의

이미 발표된 논문에 대하여 다른 의견을 갖고 계시는 분은 그 의견을 학회로 제출하여 주시면 저자에게 연락하여 저자의 의견과 함께 학회지에 실도록 하겠습니다. 활발한 토의는 여러 회원들 뿐만 아니라 저자에게도 큰 도움이 되오니 적극적으로 참여하여 주시기 바랍니다.

2. 학회지 내용 및 구성에 대한 의견

학회지에 다루어야 할 내용이나 학회지 구성에 대해서도 회원 여러분의 의견을 수렴하고자 하오니 많은 관심을 갖고 의견을 제시하여 주시기 바랍니다.

3. 학회지 원고 투고 요청

학회지는 회원 여러분의 지식과 의사를 발표하는 장입니다. 콘크리트와 관련된 학술기사, 기술정보, 공사사례, 신공법, 신제품소개 등 많은 분에게 알리고 싶은 내용이 있으시면 원고를 작성하여 제출하여 주시기 바랍니다. 채택된 원고에 대해서는 소정의 원고료를 드리겠습니다.

4. 논문 투고자 및 학회지 원고 저자에게 드리는 당부

학회지의 원고를 집필하시거나 논문을 발표하신 분은 혹 내용 중에 잘못된 글자나 수정해야할 내용이 발견되면 학회 편집부로 알려주시기 바랍니다. 다음 학회지에 정정내용을 실도록 하겠습니다.

이러한 모든 내용들이 학회지의 내용을 충실히 하고 학회지의 신뢰도를 높이는 일이오니 회원여러분의 적극적인 참여를 부탁드립니다.

- 편집위원회 -