

## 격납건물 콘크리트의 인장연화모델 개발

### Development of Concrete Tensile Softening Model for Containment Building

이상근\*, 조명석\*, 강태경\*, 송영철\*

\* 전력연구원

대전시 유성구 문지동 103-16

#### 요 약

원전 격납건물의 무근콘크리트에 대한 인장연화모델이 두 개의 노치를 갖는 콘크리트 대형시편을 이용한 직접인장연화시험을 통해 제시되었다. 시편의 양측 노치에서 CMOD(crack mouth opening displacement)의 균일한 증가를 보장하고 부차적인 휨 응력을 피하기 위해 독립적으로 조절 가능한 두 대의 유압가력기가 사용되었다. 시험 결과 정점 후 안정된 하강곡선을 그리는 완전한 하중-CMOD(균열입구변위) 곡선이 얻어졌다. 시험 결과로부터 얻어진 파괴에너지와 Bazant(1983)가 제시한 기존 예측식에 의해 평가된 파괴에너지가 비교되었다. 그 결과 대형 직접인장시험으로부터 얻어진 파괴에너지가 Bazant의 예측값 보다 평균적으로 약간 크게 나타났다. 그러나, 대형시편의 직접인장강도는 크기효과로 인해 10×20 mm 원주형 시편에 대한 쪼갬인장강도시험으로부터 얻어진 값의 약 절반으로 나타났다.

#### Abstract

A tensile softening model for plain concrete of containment of nuclear power plants was presented throughout the large-scale direct tensile tests using concrete specimens with two notches. Two independently controlled actuators were used to ensure a homogeneous increasing of CMOD(crack mouth opening displacement) in both side notches of a specimen and to avoid secondary flexural stresses. From the tests the complete load-CMOD curves with a stable post-peak descending curve were obtained. There was compared the fracture energy obtained from the test results with one evaluated by a classical prediction equation which was made by Bazant(1983). The results are indicated that the fracture energy obtained from the large-scale direct tensile tests is a little larger on average than the one obtained by the Bazant's prediction equation. But the direct tensile strength for large scale specimens was about halves of the values determined from the splitting tensile strength tests for the 10×20 mm cylindrical specimens due to size effect.

# 1. 서 론

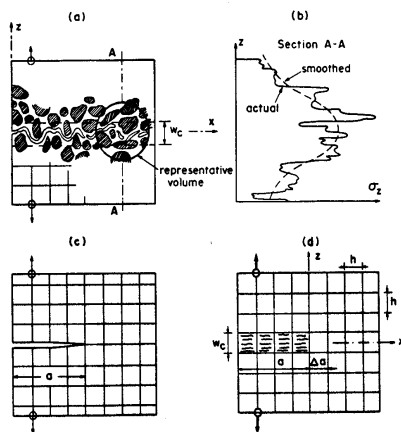
콘크리트 구조물에 대한 일반 설계는 일축 압축 및 인장하의 무근콘크리트가 응력-변형률 곡선중 하강부분을 갖고 있다는 암시적인 가정에 기초하고 있다. 그러나, 콘크리트 구조물의 보다 합리적인 설계를 위해서는 응력-변형률 곡선의 상승부분과 하강부분(post-peak range) 모두를 알아야 할 필요가 있다. 하강부분 모양의 명시적인 지식이 대부분의 평범한 설계에서 반드시 필요한 것은 아니지만, 지진처럼 특별한 하중을 고려할 경우 정확하고 합리적인 설계를 위해서는 완전한 전체 응력-변형률 응답곡선을 알아야 할 필요가 있다[1]. 또한 콘크리트 구조물을 해석할 때 탄성구간을 벗어난 비선형 구간에서의 응답정보를 요하는 경우나 파괴거동정보를 요하는 경우도 마찬가지로 재료에 대한 완전한 전체 응력-변형률 응답이 반드시 필요하다.

중대사고를 고려한 격납건물의 극한내압성능평가 역시 텐돈 항복단계까지의 비선형해석에 해당되기 때문에 콘크리트의 파괴거동특성 즉, 일축, 이축, 그리고 삼축영역에서의 파괴거동특성이 필요시 되며 본 연구는 이중 일축 인장에 대한 완전한 응력-변형률(또는 하중-변위) 비선형 재료모델을 실험적으로 제시하였다. 본 연구의 주안점은 일축 인장거동특성 중 정점후의 하강곡선인 인장연화응답곡선을 실험적으로 도출하고 이를 기반으로 최적의 인장연화모델을 제시하는데 있다. 본 연구는 기존의 연구들[2-7]이 대부분 소형시편에 국한하여 수행하였기 때문에 실제의 대형 콘크리트 구조물에 적용함에 있어 크기효과로 인한 오차가 개입되는 문제점을 개선키 위해 국내 최초이자 국내외 기준 연구 중 가장 큰 치수의 시편을 활용한 대형 (large scale) 직접인장연화시험을 수행하였으며 이를 통해 격납건물 콘크리트의 보다 신뢰성 있는 일축 인장연화응답특성을 제시하였다.

## 2. 파괴에너지 및 크기효과 이론

### 2.1 파괴에너지

무근콘크리트에서의 파괴는 연속적인 균열 선단에서 완만하게 분산된 미소균열에 의해 발생된다. 이러한 종류의 균열은 그림 1(d)와 같이 일정하고 연속적으로 분산된 일정폭을 가지는 균열 (smeared cracks)의 띠(band)의 발전으로 모델화될 수 있다[8]. 균열띠의 폭을  $w_c$ 라 할 때 균열 띠 생성에 소비되는 에너지를 파괴에너지 ( $G_F$ )라 하고, 식 (1)과 같이 표현된다. 이는 그림 2에서 보여주는 무근콘크리트의 완전한 응력-변형률 곡선의 빗금친 부분의 면적을 의미한다.



(a) 실제의 균열 형태, (b) 응력분포,  
(c) 선(line)균열 모델, (d) 균열띠(crack band) 모델  
그림 1. 유한요소해석 상의 균열 이상화

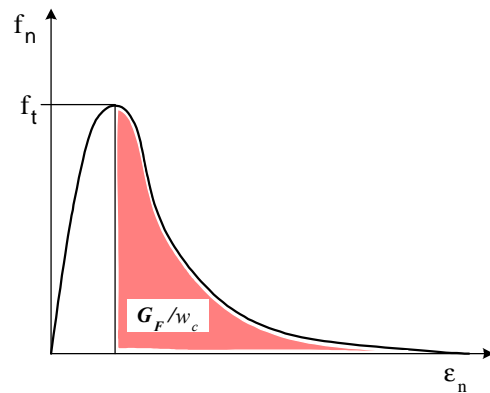


그림 2. 무근콘크리트의 완전한  
응력-변형률 곡선

$$G_F = w_c \int f_n d\varepsilon_n \quad (1)$$

여기서,  $f_n$ ,  $\varepsilon_n$ 은 균열에 수직한 평균응력과 평균변형률을 나타낸다.

## 2.2 크기효과(size effect)[9]

구조물의 강도 및 응력-상대처짐 거동은 기하학적으로 닮은 형태일지라도 그림 3과 같이 구조물의 크기에 따라 서로 다른 응답을 보이는데 이를 크기효과라 한다. 파괴시험들은 보통 상대적으로 작은 시편을 가지고 수행되고 파괴이론들은 상대적으로 작은 보나 패널을 가지고 실험실에서 검증되어진다. 특히, 이 같은 경우 종종 시험된 시편보다 훨씬 큰 구조물들에 이러한 정보를 감히 외삽하고 있다. 물론 이것은 충분히 신뢰할만한 파괴이론 없이는 신뢰성 있게 행해질 수 없을 것이다

무근콘크리트의 크기효과는 파괴에너지에 기초한 인장연화모델에 의하여 표현될 수 있는데 이는 실험에 의하여 근사화 및 검증된다. 크기효과에 대한 수치해석적 방법은 파괴에너지 평형에 근거하여 요소크기에 대한 인장연화곡선을 조절함으로써 모사될 수 있으며, 그림 1(d)에 나타난 바와 같이 유한요소해석에 있어서 균열폭은 요소크기로 치환할 수 있다. 결국, 응력-변형률곡선은 균열띠의 폭과 파괴에너지에 대하여 크기효과가 고려된 형태로 결정될 수

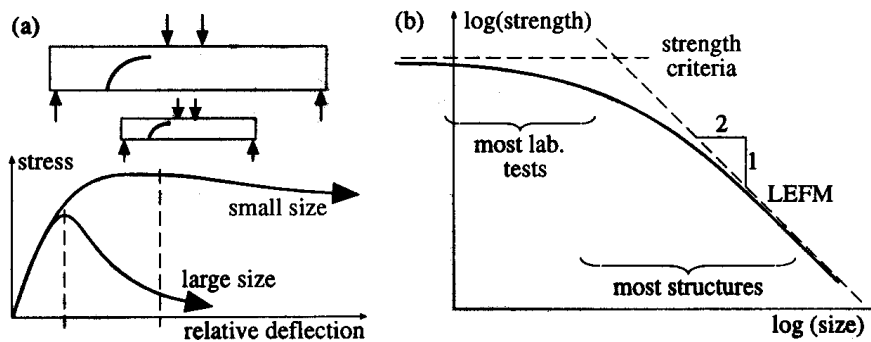


그림 3. 수직응력-상대변위 관계(a) 및 강도-크기 관계(b) 상의 크기효과들

## 3. 사용시편

### 3.1 시편치수 및 형상

국내 표준형 원자로 격납건물에 사용된 콘크리트의 일축 인장파괴거동 특성을 규명하는 것을 최종목표로 하여 표 1과 같은 시편을 사용하였다. 콘크리트 목표강도는 격납건물 기초에 해당하는 27.5MPa(4,000psi)와 격납건물 벽체 및 돔에 해당하는 37.9MPa(5,500psi) 두 가지를 고려하였으며, 사용된 굵은골재의 최대치수는 20 mm 이다.

시편의 상부와 하부에 두 개의 폭 5mm, 깊이 150mm의 노치(notch)를 두었고 노치 선단부분은 췌기모양으로 처리하여 단 하나의 주균열이 노치 선단으로부터 발생하도록 유도하였다. 부가적으로 시편의 좌우 측면에 마주보는 노치의 선단에서 선단까지 폭 20mm, 깊이가 20mm와 50mm의 두 가지 경우를 고려한 측면 홈(side groove)을 두었다. 따라서 인장파괴가 일어나는 순간면의 치수는 측면 홈의 깊이가 20mm인 경우가 800×210mm( $A_n=1,680\text{cm}^2$ )이고 50mm인 경우가 800×150mm( $A_n=1,200\text{cm}^2$ )이다.

표 1. 콘크리트 직접인장연화시험에 고려된 시편(본 연구)

Notation	시편치수 (가로*세로*두께)	목표강도 MPa(psi)	$G_{max}$ (mm)	노치부 순단면적, $A_n$ (cm <sup>2</sup> )	시편 개수
BC-G20-A1	1,400×1,100×250	27.5 (4,000)	20	1,200	2
BC-G20-A2				1,680	2
WC-G20-A1		37.9 (5,500)	20	1,200	4

where, BC, WC : Base Concrete, Wall & dome Concrete  
 $G_O$  :  $G_{max} = O$  mm,  
 A1, A2 :  $A_n = 1,200\text{cm}^2, 1,680\text{cm}^2$ .

### 3.2 시편제작

콘크리트의 배합설계는 1종 시멘트와 13.6%의 Fly-ash를 사용하였고 목표강도 27.5 MPa(4,000psi)에 대해서는 물-결합재비(W/B) 44%로 목표강도 37.9MPa(5,500psi)에 대해서는 물-결합재비 35.2%로 하였다. 거푸집은 시편의 기하학적 편심을 제거하기 위해 강제거푸집을 특수 제작하였고, 시편에 인장력을 전달하기 위한 매체로 양 단부에 300mm(매입길이) LA형 앵커(D24) 4개, 200mm L형 앵커(D12) 16개를 콘크리트 타설 전 거푸집에 장착하여 매립하였다. 그림 4는 콘크리트 타설 후 노천양생을 통해 최종 제작된 노치를 갖는 콘크리트 판형시편을 보여주며 그림 5는 유한요소해석을 통해 앵커로부터 시편에 전달되는 인장응력의 분포를 보여준다.



그림 4. 본 연구에 사용된 콘크리트 시편

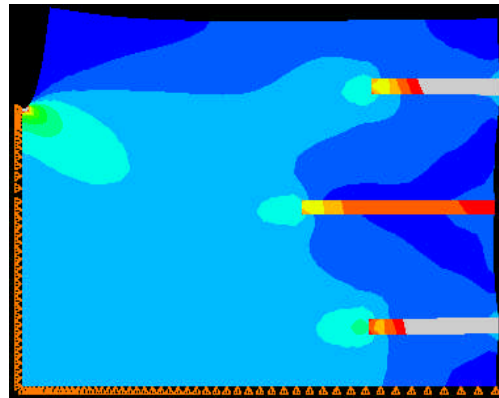


그림 5. 시편 1/4모델의 인장응력(S11) contour

## 4. 시험방법

일반적으로 좌우 또는 상하 양쪽에 노치를 갖는 콘크리트를 가지고 직접인장연화시험을 수행할 경우 양 노치에서의 균열입구변위(CMOD) 및 발생 응력장은 시편의 경계조건을 어떻게 처리하느냐에 따라 서로 다르게 나타날 수 있다. 즉, 직접인장시험의 복잡성과 콘크리트의 이종성(heterogeneity)에 기인하여 한쪽 단에서 하나의 균열이 시작되는 순간 부차적인 휨응력의 재분배가 발생하거나 양단 또는 한단이 힌지일 경우 하나의 노치에서 균열 발생 후 마치 입을 벌리는 것과 같은 파괴모드를 보이게 된다. 이는 재료모델이 하나의 일정한 응력-변형률 응답만을 요하는 것에 반해 하나의 시편에서 상반된 CMOD를 얻게되는 문제가 발생하고 일반적으로 가상균열모델이 균일한 파괴에 근거를 두고 있는 점에서 또 다른 문제를 안고 있다.

따라서, 본 연구는 이와 같은 문제를 해결하기 위해 1996년 Slowik[10]이 적용하여 대체로 만족스러운 결과를 유도했던 시험방법을 응용하였다. 이 방법은 독립적으로 제어가 가능한 두 개의 유압가력시스템(actuator)을 운용함으로써 하나의 일정한 균열 개구가 파괴(fracture)시험 전반에 걸쳐 유지되도록 하는 것이다.

본 연구는 무근콘크리트의 완전하고 안정적인 하중-CMOD곡선을 획득하기 위해 폐쇄회로(closed-loop) 제어시스템을 적용하여 그림 6과 같이 대형 직접인장연화시험 장치를 구성하였고, 시험 전반에 걸쳐 시편 상·하부 노치 선단의 CMOD를 일정하게 유지되도록 하였다. 여기서, 시험장치의 변형성을 최소화하기 위해 고강성 프레임 및 지그를 사용하였고, 균열후 부차적인 휨응력의 재분배가 발생하지 않도록 독립적으로 제어가 가능한 617 kN 용량의 INSTRON 유압가력기(actuator) 두 대를 운용하였다. 시험을 위한 경계조건은 상기에서 언급했듯이 고정단으로 처리했을 때 발생하는 균열 후 부차적인 휨응력의 재분배 현상을 없애기 위해 양쪽 단 모두 힌지로 처리하였다.

시편 상·하부 및 좌·우 측면 중앙부의 노치 선단에서 탄성변위를 포함한 CMOD를 측정하기 위해 민감도  $10^{-3}/\text{mm}$ 의 10mm CDP(Tokyo Sokki) 변위계 4개를 부착하였다. 이 때 시편 상·하부에 부착된 두 개의 변위계에서 얻어지는 신호는 유압가력기를 실시간 조절하기 위한 피드백(feedback)신호로 활용하였다. 부가적으로, 노치 선단부위의 파괴진행대에서 발생하는 콘크리트 내부의 미세균열을 탐지하기 위해 한 쪽 측면 상부 노치 주위에 6개의 AE(acoustic emission) 센서를 센서간 거리 20cm로 부착하여 활용하였다. 하중제하는 변위제어방식을 사용하였고 시험 전반에 걸쳐  $0.1\mu\text{m}/\text{sec}$ 의 속도를 유지하였다. 이는 모든 시험체에 대해 동일하게 적용하였다.

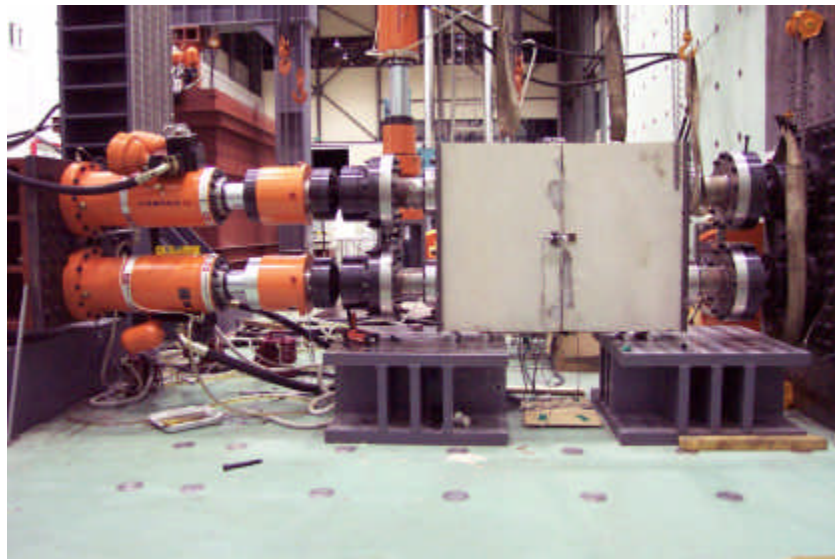


그림 6. 무근콘크리트 대형직접인장연화시험 장면

## 5. 시험결과 및 분석

### 5.1 연화거동 분석

본 연구는 무근콘크리트의 대형직접인장연화시험을 수행하여 완전한 하중-CMOD 곡선을 획득하였다. 먼저, 여기서 고려된 시편 중 순단면적이 가장 크게 설계된 BC-G20-A2를 대상으로 본 연구가 수행한 시험결과와 분석방법 및 타당성을 검증하고 나머지 시험결과들에 대해 논의하도록 한다. 그림 7은 노치부의

순단면적이  $0.168 \text{ m}^2$ 인 BC-G20-A2(굵은골재 최대치수  $G_{max}=20 \text{ mm}$ , 압축강도  $f_{cu}=35.2 \text{ MPa}$  ( $359 \text{ kgf/cm}^2$ ))의 완전한 하중-CMOD곡선을 보여준다. 그림 3.29에서 우리가 실제로 사용하게 되는 하중-CMOD곡선은 가장 높이 솟아있는 곡선으로 이는 시편 중심축을 기준으로 상·하부에 부착된 유압가력기로부터의 인장력  $P_1$  및  $P_2$  각각에 대해 상·하부 노치에서 발생하는 탄성 및 소성 변위 즉, CMOD와의 관계를 도식한 두 개의 하중-CMOD 곡선으로부터 얻을 수 있다. 하중의 경우 상부와 하부에서 얻은 두 개의 곡선에 대해 합으로 표현되고, CMOD의 경우는 평균으로 표현된다.

한편, 그림 7의 완전한 하중-CMOD곡선을 얻는데 있어서 시험 전반에 걸쳐 변화된 하중 및 노치부 변위에 대한 시간이력곡선을 도식하면 그림 8~9와 같다. 그림 8은 상부와 하부의 유압가력기로부터 독립적으로 도입된 인장력에 대한 시간이력곡선이고, 그림 9는 상부 정상면과 하부 바닥면의 노치에서의 CMOD에 대한 시간이력곡선이다. 이 두 가지 그림으로부터 본 연구에서 수행한 대형직접인장연화시험의 신뢰성을 엿볼 수 있다. 즉, 그림 9의 CMOD-시간 이력곡선에서 상부와 하부의 변위가 거의 완벽하게 일치하고 있음을 알 수 있으며, 이를 위해 하중은 두 개의 유압가력기가 서로 상호보완적으로 반응하여 그림 8과 같이 서로 독립적인 하중-시간 이력곡선을 그리게 됨을 보이고 있다. 이는 경계조건을 헛지로 처리했을 경우 한 쪽 노치로부터 입이 벌어지는 현상을 해결함과 동시에 부작적인 휨응력의 재분배가 발생하지 않게 됨을 입증하는 것이다.

그림 8~9로부터 본 연구의 대형직접인장연화시험에 대한 시험방법의 타당성이 충분히 입증되었으며, 이와 같은 방법으로 나머지 시편들에 대해 직접인장연화시험을 수행하여 그림 10~11의 완전한 하중-CMOD 곡선을 얻었다. 그림 10(WC-G20-A1)의 경우 그림 11(BC-G20-A1)에 비해 연화곡선의 초기 경사가 상대적으로 급하게 나타나고 있다. 이는 콘크리트 강도가 상대적으로 커지면서 보다 강한 취성 성질을 갖게되어 연화효과가 저하되기 때문이다.

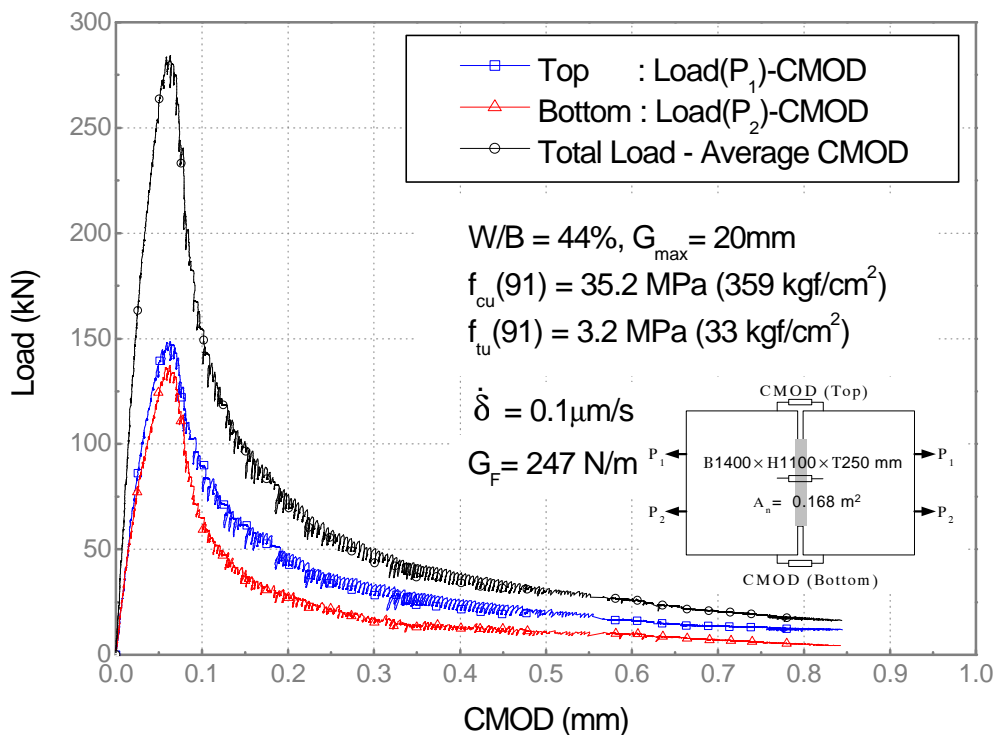


그림 7. 일축 인장하의 하중-CMOD곡선(BC-G20-A2)

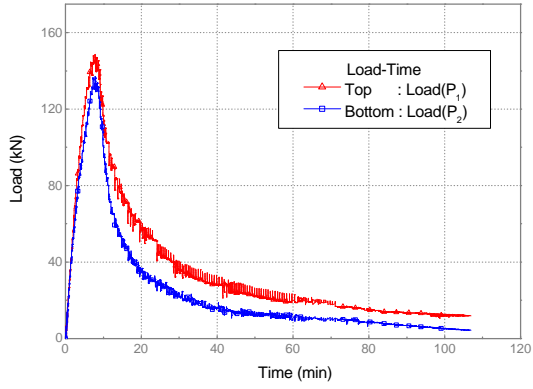


그림 8. 독립적으로 제어된 상·하부 유압가력기의 하중-시간 이력

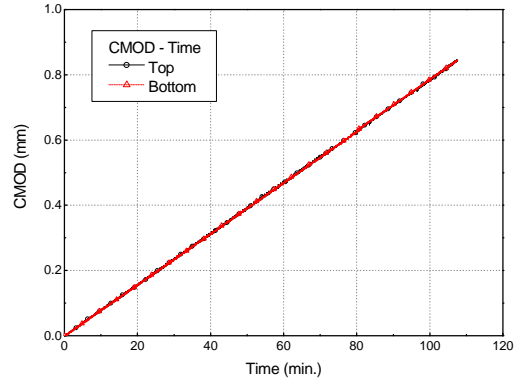


그림 9. 상·하 노치부 CDP 변위계로부터 CMOD-시간 이력

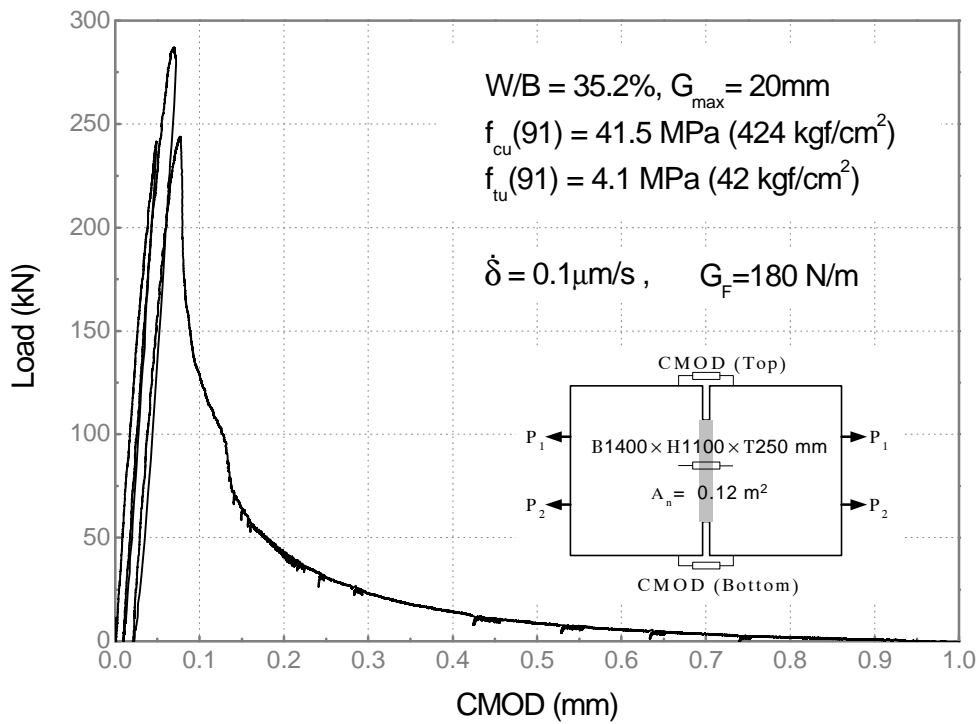


그림 10. 일축 인장하의 하중-CMOD 곡선(WC-G20-A1)

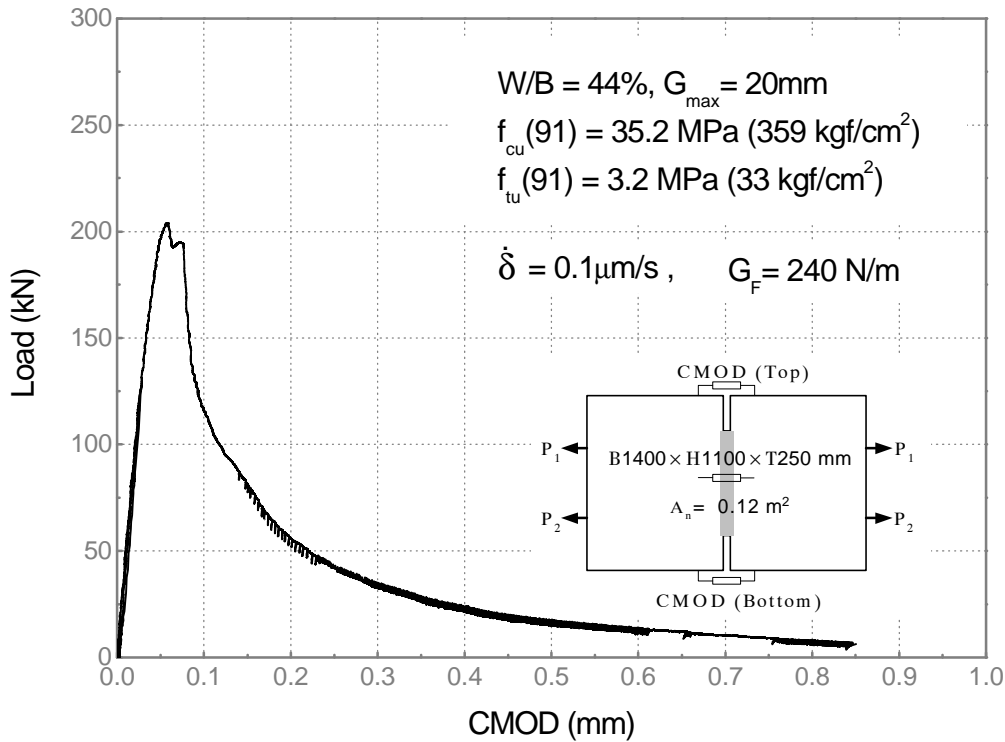


그림 11. 일축 인장하의 하중-CMOD 곡선(BC-G20-A1)

## 5.2 파괴에너지 분석

재료의 일축 인장파괴거동으로부터 파괴에너지( $G_F$ )는 식(2)에 의해 정의될 수 있고 이는 그림 2의 빗금친 부분의 면적과 같다. 여기서 계산된 파괴에너지는 그 재료의 연화거동을 대표하는 것으로 유한요소해석을 위한 모델 개발에 필수적으로 요구되어지는 항목이다. 그림 7 및 그림 10~11의 콘크리트 인장연화거동으로부터 파괴에너지의 산정은 y축의 하중을 순단면적에 대한 응력으로 환산한 인장응력-CMOD 곡선으로부터 연화거동 영역의 하부면적을 적분에 의해 산출함으로써 얻어질 수 있다. 그 결과를 표 2에 제시하였다. 표 2에서 예측파괴에너지( $\mathcal{G}_F$ )는 1983년 Bazant와 Oh에 의해 개발된 식(2)의 단순예측식을 이용하여 구한 것이다.

$$\mathcal{G}_F \approx (2.72 + 0.0214 f'_t) f_t'^2 \frac{d_a}{E} \quad (2)$$

여기서,  $\mathcal{G}_F$ 는 단순예측파괴에너지(lb/in),  $f'_t$ 는 표준 원주형 공시체를 이용한 콘크리트 공칭 인장강도(psi),  $d_a$ 는 굵은골재최대치수(inch), 그리고  $E$ 는 콘크리트 탄성계수(psi)이다.

표 2에서 직접인장연화시험으로부터 얻은 파괴에너지( $G_F$ )와 Bazant와 Oh의 예측 파괴에너지( $\mathcal{G}_F$ )를 비교할 때 BC-G20-A1과 BC-G20-A2의 경우 시험치가 약 2.0배 크게 나타났다. 이는 식(2)가 대부분 소형시편에 대한 직접 및 간접인장시험들의 결과를 토대로 개발되었기 때문에 대형시편을 사용한 경우 일부 강도범위에서는 크기효과로 인한 파괴에너지의 변화를 정확히 예측하지 못하는 것으로 판단된다. 그러나, 4.1MPa(6,030 psi)의 고강도에 해당하는 HS-G20-A1의 경우



는 대형시편임에도 불구하고 실측치와 예측치가 거의 일치하는 것으로 나타났는데 이는 강도가 커질수록 연화효과가 크게 저감되어 파괴에너지가 작아지기 때문에, 크기효과로 인한 파괴에너지의 변화보다 강도차이로 인한 파괴에너지의 변화폭이 훨씬 커서 상대적으로 크기효과로 인한 파괴에너지의 변화가 매우 미약하게 나타났기 때문이다. 결과적으로 20mm 골재를 사용한 대형 콘크리트시편의 경우 일부 강도범위 내에서는 파괴에너지가 소형시편에 비해 약 두배 가까이 크게 평가될 수 있음을 보였다.

반면, 인장강도 측면에서 살펴보면 원주형시편을 이용하여 쪼갬인장강도시험으로부터 얻은 공칭인장강도와 대형직접인장연화시험을 통해 얻은 직접인장강도를 비교할 때 대형시편으로부터 얻은 직접인장강도가 공칭인장강도의 절반이하로 나타남을 보였다. 이는 비록 기하학적형상이 다른 경우이기는 하지만 크기효과법칙(size effect law)을 대변하는 것임을 알 수 있다.

표 2. 직접인장연화시험에 따른 파괴에너지 비교

Notation	기본물성(원주형시편)		직접인장연화시험(판형시편)			
	압축강도 MPa (kg/cm <sup>2</sup> )	쪼갬인장강도 MPa (kg/cm <sup>2</sup> )	직접인장강도 MPa (kg/cm <sup>2</sup> )	$G_F$ (N/m)	$\mathcal{G}_F$ (N/m)	$G_F/\mathcal{G}_F$
BC-G20-A1	35.2(359)	3.4(35)	1.71(17)	240	119.7	2.0
BC-G20-A2			1.70(17)	247	119.7	2.0
WC-G20-A1	41.5(424)	4.1(42)	2.40(24)	180	179.6	1.0

## 6. 인장연화모델

### 6.1 일반적인 인장연화관계 및 구성원리

수직방향으로의 균열응력  $f_n^{cr}$ 과 균열변형률  $\epsilon_n^{cr}$ 간의 관계는 다음과 같이 하나의 곱의 관계로 표현될 수 있다.

$$f_n^{cr}(\epsilon_n^{cr}) = f_t \cdot y \left( \frac{\epsilon_n^{cr}}{\epsilon_{n,ult}^{cr}} \right) \quad (3)$$

여기서,  $f_t$ 는 인장강도이고  $\epsilon_{n,ult}^{cr}$ 은 극한균열변형률(ultimate crack strain)이다. 일반함수  $y$  (...)는 실제의 연화도(softening diagram)를 표현한다. 만일 구성단계(constitutive level) 상에서 연화거동이 등가 길이 또는 균열 띠 폭(crack bandwidth)  $w_c$ 를 통하여 모드-I 파괴에너지  $G_F$ 와 연관되어질 경우 다음 관계가 유도되어질 수 있다.

$$G_F = w_c \int_{\epsilon_n^{cr}=0}^{\epsilon_n^{cr}=\infty} f_n^{cr}(\epsilon_n^{cr}) d\epsilon_n^{cr} \quad (4)$$

식(4)에 (3)을 대입하고  $f_t$ 는 상수라는 가정 하에 다음과 같이 표현된다.

$$G_F = w_c f_t \int_{\epsilon_n^{cr}=0}^{\epsilon_n^{cr}=\infty} y \left( \frac{\epsilon_n^{cr}}{\epsilon_{n,ult}^{cr}} \right) d\epsilon_n^{cr} \quad (5)$$

여기서, 변수  $\epsilon_n^{cr}$ 을 식(6)과 같이 치환하고  $d\epsilon_n^{cr} = \epsilon_{n,ult}^{cr} dx$ 로부터 식(7)을 얻을 수 있다.

$$x = \frac{\epsilon_n^{cr}}{\epsilon_{n,ult}^{cr}} \quad (6)$$

$$G_F = w_c f_t \left( \int_{x=0}^{x=\infty} y(x) dx \right) \epsilon_{n,ult}^{cr} \quad (7)$$

여기서, 극한균열변형률  $\epsilon_n^{cr}$ 은 암시적으로 유한하며 결국 극한변형률의 최종 표현은 식(8)과 같이 표현된다.

$$\epsilon_{n,ult}^{cr} = \frac{1}{\alpha} \times \frac{G_F}{w_c f_t} \quad (8)$$

$$\alpha = \int_{x=0}^{x=\infty} y(x) dx \quad (9)$$

$\epsilon_{n,ult}^{cr}$ 은 해석과정에서 일정한 것으로 가정하여 요소관련 재료성질(element-related material property)로 고려될 수 있고, 재료성질들 즉 인장강도  $f_t$ , 파괴에너지  $G_F$ , 그리고 등가길이  $w_c$ 에 의한 요소면적(element area)으로부터 계산될 수 있다.

## 6.2 최적 인장연화모델

본 연구의 무근콘크리트 대형직접인장연화시험을 통해 얻은 그림 7 및 그림 10~11의 완전한 하중-CMOD곡선은 크기효과 측면에서 기존의 소형시험에 대한 실험결과에 비해 실 콘크리트 구조물에 보다 신뢰성 있는 연화모델을 제공할 것이다.

대형직접인장연화시험 결과들을 유한요소해석에 이용하기 위해선 완전한 하중-CMOD곡선으로부터 얻은 파괴에너지  $G_F$ 와 인장강도  $f_t$ 를 수반하고, 정점 후(post-peak) 연화거동을 가장 근사적으로 묘사하는 적절한 인장연화모델이 반드시 필요하다. 따라서, 본 연구는 기존의 상용 인장연화모델 중 연화거동 형상이 시험 결과에 가장 근사한 모델을 선정하고 실측된 파괴에너지를 기초로 수정한 최적 인장연화모델을 제안하였다.

시험 결과, 즉 그림 7 및 그림 10~11의 완전한 하중-CMOD곡선으로부터 정점 후 연화거동부분을 가장 근사하게 묘사할 수 있는 모델은 선형과 다직선형 보다는 비선형이 적절할 것이기 때문에 기존 상용 비선형 모델들 중 그림 12의 Hordijk 모델[11]을 선정하였다. 식(10)은 Hordijk 모델[11]의 구성방정식으로 여기서, 매개변수  $\alpha$ 값을 대형직접인장연화시험을 통해 얻은 연화도(softening diagram)를 기초로 수정함으로써 보다 근사적인 연화모델을 구성할 수 있게 된다. Hordijk[11]가 사용한  $\alpha=0.195$  대신 식(9)를 이용하여 하중-CMOD곡선으로부터 매개변수  $\alpha$ 를 구할 수 있다. 매개변수  $\alpha$ 를 구하는 절차는 먼저 하중-CMOD곡선을 노치부 순간면적에 대한 응력-CMOD곡선으로 전환하고 x, y축을 그림 13과 같이 정규화(normalization)한다. 여기서, 정규화 된

연화곡선을 식(9)에 의해 적분함으로써 실제 시험에 의한  $\alpha$ 를 얻을 수 있다.

결국, 이 수정매개변수  $\alpha$ 와 함께 식(10)의 Hordijk 모델[11]은 본 연구의 실험결과가 반영된 최적모델로 적용될 수 있다.

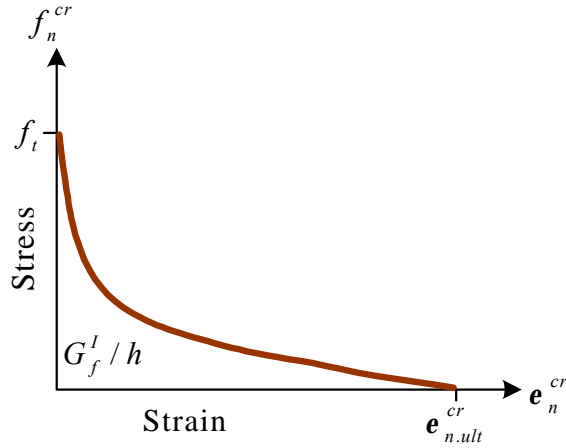


그림 12. Nonlinear tension softening(Hordijk et al.)

$$\frac{f_n^{cr}(\epsilon_n^{cr})}{f_t} = \begin{cases} \left(1 + \left(c_1 \frac{\epsilon_n^{cr}}{\epsilon_{n,ult}^{cr}}\right)^3\right) \exp\left(-c_2 \frac{\epsilon_n^{cr}}{\epsilon_{n,ult}^{cr}}\right) & \dots \\ -\frac{\epsilon_n^{cr}}{\epsilon_{n,ult}^{cr}}(1 + c_1^3) \exp(-c_2) & \text{if } 0 < \epsilon_n^{cr} < \epsilon_{n,ult}^{cr} \\ 0 & \text{if } \epsilon_{n,ult}^{cr} < \epsilon_n^{cr} < \infty \end{cases} \quad (10)$$

여기서,  $\epsilon_{n,ult}^{cr} = \frac{1}{\alpha} \times \frac{G_F}{w_c f_t}$  이고 대형직접인장연화시험에 의해 얻어진 수정매개변수  $\alpha$ 는 표 3과 같다.

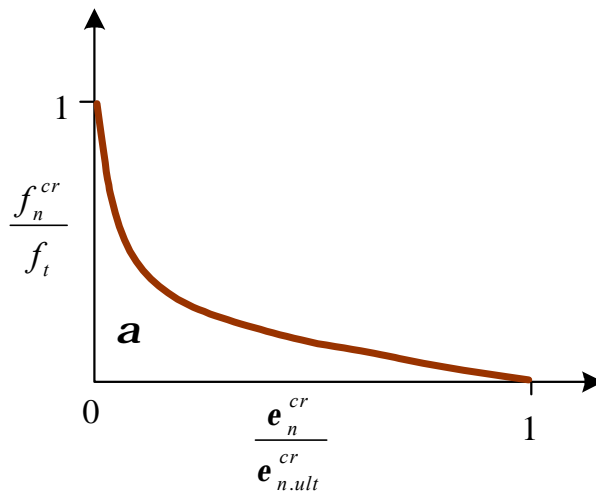


그림 13 인장연화도의 정규화

표 3. 대형직접인장연화시험에서 얻어진 인장연화모델의 매개변수 값들

Notation	직접인장강도 MPa (kg/cm <sup>2</sup> )	$G_F$ (N/m)	$a$
BC-G20-A1	1.71 (17)	240	0.1663
BC-G20-A2	1.70 (17)	247	0.1763
WC-G20-A1	2.40 (24)	180	0.0797

## 7. 결론

본 연구는 국내 표준원전의 격납건물에 사용되는 콘크리트를 대상으로 대형직접인장연화시험을 수행하여 완전한 하중-CMOD 비선형 재료모델을 시험적으로 제시하였고, 이 시험 결과를 토대로 일축 인장거동특성 중 정점후의 하강곡선인 인장연화응답곡선에 대한 최적 인장연화모델을 제시하였다. 무근콘크리트에 대한 기존의 일축 직접인장시험이 대부분 소형시험에 국한하여 수행하였기 때문에 실제의 대형 콘크리트 구조물에 적용함에 있어 크기효과로 인한 오차가 개입되는 문제점이 야기되었으나 본 연구에서 수행한 대형직접인장연화시험의 경우 국내외 기존 연구 중 가장 큰 치수의 시험을 활용하였기 때문에 크기효과로 인한 오차를 대폭 줄일 수 있게 되었다. 여기서, 제시된 인장연화응답 및 모델은 원전 콘크리트 격납건물의 비선형해석 뿐만아니라 동일 강도 및 골재치수를 갖는 일반 콘크리트 구조물의 비선형해석에도 시험적 실증 재료모델로 사용할 수 있을 것이다.

## 감사의 글

본 연구는 과학기술부 원자력중장기 연구개발사업의 지원 하에 이루어진 것으로 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

1. Marcel R.A. van Vliet, Jan G.M. van Mier, "Experimental Investigation of Size Effect in Concrete and Sandstone under Uniaxial Tension," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 65, pp. 165~188.
2. Mier, J. G. M. van, "Fracture Processes of Concrete - Assessment of Material Parameters for Fracture Models," CRC press, Inc., 1997.
3. Gopalaratnam V. S., Shah S. P., "Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension," Technical Paper, ACI Journal, Title No. 82-27, May-June 1985, pp. 310~323.
4. Naus D. J., "Applicability of Linear-Plastic Fracture Mechanics to Portland Cement Concretes," Thesis Submitted in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree of

Philosophy, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1971.

5. Walsh P. F., "*Fracture of Plain Concrete*", The Indian Concrete Journal, Vol. 46, No. 11, November 1979, pp. 469~476
6. Shah S. P., McGarry F. J., "*Griffith Fracture Criterion and Concrete*", Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol. 97, No. EM6, Proc. Paper 8597, December, 1971, pp. 1663~1676.
7. Kaplan M. F. "*Crack Propagation and the Fracture of Concrete*, American Concrete Institute Journal, Vol. 58, No. 11, November 1961.
8. Bazant Z. P., Oh B. H., "Crack Band Theory for Fracture of Concrete," Materials and Structures Res. and Testing, Vol. 16, No 93, 1983, pp. 155~177.
9. Bazant Z. P. and Planas J., "*Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials*," CRC press, Washington, D.C., 1998.
10. Slowik, V., Saouma, V. E. and Thompson, A., "Large Scale Direct Tension Test of Concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 26, No. 6, pp. 945-954, 1996.
11. Hordijk, D. A. Local Approach to Fatigue of Concrete, PhD thesis, Delft University of Technology, 1991.