

콘크리트 삼점휨 시험편의 동적 파괴거동

연정희^{1)*}

¹⁾인하대학교 토목공학과

(2002년 3월 8일 원고접수, 2002년 6월 18일 심사완료)

Dynamic Fracture Behaviors of Concrete Three-Point Bend Specimens

Jung-Heum Yon^{1)*}

¹⁾ Dept. of Civil Engineering, Inha University, Incheon 402-751, Korea

(Received March 8, 2002, Accepted June 18, 2002)

ABSTRACT

The dynamic loads and load-point displacements of concrete three-point bend (TPB) specimens had been measured. The average crack velocities measured with strain gages were 0.16 mm/sec ~ 66 m/sec. The fracture energy for crack extension was determined from the difference of the kinetic energy for the load-point velocity and the strain energy without permanent deformation from the measure external work. For all crack velocities, there were micro-cracking for 23 mm crack extension, stable cracking for 61 mm crack extension at the maximum strain energy, and then unstable cracking. The unstable crack extension was arrested at 80 mm crack extension except the tests of 66 m/sec crack velocity. The tests less than 13 mm/sec crack velocity and faster than 1.9 m/sec showed static and dynamic fracture behaviors, respectively. In spite of much difference of the load and load-point displacement relations for the crack velocities, the crack velocities of dynamic tests did not affect on fracture energy rate during the stable crack extension due to the reciprocal action of kinetic force, crack extension and strain energy. During stable crack extension, the maximum fracture resistances of the dynamic tests was 147% larger than that of the static tests.

Keywords : concrete, TPB specimen, fracture behavior, crack velocity, fracture resistance

1. 서 론

지속적으로 작용하는 하중이나 크리프와 견조수축의 장기변형에 의한 콘크리트의 균열은 정적인 개념에서 해석될 수 있으나, 일반적으로 변화하는 하중에 의해 콘크리트 균열의 발생과 성장은 엄밀한 의미에서 동적으로 해석되어야 한다. 콘크리트 구조물에 작용하는 동적 하중은 이동하중, 충격, 폭발, 파도, 지진, 바람 등에 의해 발생된다. 이러한 동적 하중에 대한 콘크리트 구조물의 보다 정밀한 해석은 콘크리트의 동적 파괴거동의 이해를 필요로 한다.

콘크리트는 가장 일반적인 구조재료임에도 불구하고, 파괴거동 특히 동적 파괴거동에 대한 정보는 다른 금속 및 플라스틱 재료에 비해 상당히 부족하다. 보강철근의 항복 또는 콘크리트의 파쇄(crushing)에 의한 철근 콘크리트 부재의 파손(failure)에 대한 실험결과는 충분한 성과를 보여주나, 콘크리트의 균열에 의한 파손형태인 콘크리트의 파괴(fracture)와 사인장균열 및 할렬파손(splitting failure)

등의 실험결과는 콘크리트의 균열발생 및 성장에 대한 충분한 자료를 제공하지 못하고 있다. 특히 콘크리트의 동적 파괴에 대한 실험결과^[1,2]는 매우 제한적이며, 파괴진행대(fracture process zone)^[2,3]에 의한 비선형 파괴거동이 선형탄성파괴이론(linear elastic fracture model, LEFM)으로 가정되는 초보적인 수준이다.

콘크리트의 동적 파괴거동과 같이 하중과 기하학적 경계조건의 변화가 복잡한 실험결과의 단순한 해석방법으로 에너지 균형(energy balance)^[4,5]이 적용될 수 있다. 동적 하중이 작용하는 콘크리트 시험편의 외부일은 운동에너지와 탄성에너지 및 파괴에너지의 합과 같아야 하므로, 균열 성장길이에 필요한 파괴에너지는 외부일과 운동에너지 및 탄성에너지의 차이로부터 계산될 수 있다.

이 연구에서는 충격하중의 속도로 변위가 제어된 콘크리트 삼점휨(three-point bend) 실험이 실시되었다. 측정된 시험편의 하중과 하중점-변위로부터 외부일이 계산되었으며, 가정된 변위형태함수(shape function)와 측정된 하중점-속도로부터 운동에너지가 계산되었다. 파괴에너지는 하중이 제거될 때의 영구변形이 없는 것으로 가정된 최대 탄성에너지를부터 가능한 최소 크기로 유도되었다.

* Corresponding author

Tel : 032-860-7569 Fax : 032-873-7560
E-mail : jyon@inha.ac.kr

각 실험의 균열성장길이는 변형률 케이지(strain gage)를 사용하여 측정되었으며, 균열의 성장길이와 평균 균열속도에 대한 콘크리트의 파괴거동과 파괴저항이 분석되었다.

2. 실험과정

충격하중과 같은 정도의 하중속도를 변위로 제어하기 위해서는 매우 정밀한 하중재하 장치가 필요하며, 매우 짧은 실험기간 동안 충분한 자료를 측정하기 위해서는 반응 속도가 상당히 빠른 측정장치가 필요하다. 이 연구에서 사용된 재하장치는 기본적으로 참고문헌 5와 같으며, 한계 성능이 48.9 kN(5.0 tonf)인 고정장치에 설치된 유압식 하중재의 변위가 최대 2.5 m/sec의 속도로 제어될 수 있는 자동실험장치가 사용되었다. 정적 실험에는 참고문헌 5의 측정률이 250 kHz인 16 채널의 측정장치가 사용되었으나, 동적 실험에는 하중제어기의 실험 시작 신호를 트리거(trigger) 신호로 하는 측정률이 1.0 MHz인 네 개의 측정 장치가 사용되었다. 각 측정장치에는 4 채널이 연결될 수 있으며, 측정자료는 측정장치 자체 메모리에 임시로 저장되고, 실험이 끝난 후 컴퓨터에 영구 저장되었다.

Fig. 1에 있는 하중받침에 고정된 하중계는 24 kN(2.5 tonf)의 성능과 12.7 mm의 직경이다. 하중계에는 자체 충 전장치에 의해 빠른 동적 실험에 대해서도 안정적인 전압을 유지할 수 있으며, 0.14 N(14 gf)의 초경량으로 하중계의 관성력을 최소화할 수 있다. 하중받침의 양쪽 면에 설치된 직경이 19 mm인 두 개의 자장변위계(capacitance displacement gage)는 시험편 양면의 부동 처짐을 보정할 수 있으며, 센서와 타깃 사이에 형성되는 자장 에너지의 변화로 변위를 측정하기 때문에 충격하중에 손상을 받지 않고 다른 변위계보다 빠른 반응속도로 하중점-변위를 측정할 수 있다.

균열성장길이를 측정하기 위해서 길이가 10 mm인 변형률 케이지 6개가 Fig. 1과 같이 위험단면에서 12.7 mm 편심된 위치에 균열의 예상경로를 따라 12.7 mm 또는 25.4 mm 간격으로 부착되었다. 지간중심의 위 연단에서 25.4 mm 편심되는 위치에 부착된 변형률 케이지로 균열단이 위 연단에 이르는 시간이 측정되었다. 이 연구에서 사용된 변형률 케이지는 변형률을 측정하기 위한 것이 아니라 균열단이 케이지의 위치를 통과하는 시간을 측정하기 위한 것이다. 충격하중에 대한 마이크로(micro) 변형률을 측정하기 위해서 고성능 증폭장치(amplifier)가 포함된 조절기(conditioner)가 사용되었다.

최대하중 이전의 하중점-변위의 신호는 매우 작고 빠른 측정에 잡음(noise)이 포함되어 있어서 재하장치의 제어신호로 적합하지 않기 때문에 재하장치는 하중재에 설치된 변위계(LVDT)의 신호에 따라 제어되었다. 이 경우 고정장치의 변형이 고려될 수 있으나, 충분한 고정장치의

강성을 확보할 수 있으면 이에 의한 영향을 최소화할 수 있다. 최대하중 이후에 하중점-변위의 반응이 제어신호로 사용되는 경우에도 고정장치의 변형을 제어하기 위해서는 매우 정밀하고 빠른 반응속도를 필요로 한다.

시험편에 사용된 콘크리트의 재료특성 또한 참고문헌 5와 같으며, 사용된 재료의 배합비는 단위 중량으로 시멘트: 쟈고재: 물의 비가 1:2:3:0.63이며, 굽은골재의 최대 크기는 6.4 mm이다. 이 배합비에 의한 시험편의 단위중량은 23.6 kN/m³(2.4t onf/m³)이다. 실험 당일의 재령에서 원주형 공시체에 대한 평균 압축강도와 쪼갬인장강도는 각각 45.9 MPa(468 kgf/cm²)와 3.93 MPa(40 kgf/cm²)이었다. Fig. 1에 있는 시험편의 크기는 지간×높이×두께가 508×127×50.8 mm이다. 균열이 발생하는 위치를 유도하기 위해 지간중심의 아래 연단에 25.4 mm 길이의 초기균열이 실험 하루 전에 3 mm 두께의 콘크리트 톱을 사용하여 제작되었다.

3. 실험결과

콘크리트의 동적 파괴반응을 측정하기 위해서 네 균열 속도에 대해 실험이 실시되었다. Fig. 2는 Table 1의 11 개 실험에 대한 하중이력 및 각 그룹의 평균 하중과 하중점-변위의 이력을 보여준다. Table 1의 그룹 TPB110과 TPB120의 전체 평균에 대한 결과는 참고문헌 5에서 초기 균열의 크기에 의한 영향을 분석하는 데도 적용되었다. 이 연구에서는 균열속도의 영향을 분석하기 위해 각각의 그룹으로 분리하여 분석하였다. Fig. 2는 최대하중의 발생 시간이 대략 0.12 sec보다 빠른 경우에 최대 하중의 증가가 발생되는 것을 보여준다. 각 그룹의 실험기간은 그보다 느린 그룹의 하중점-변위가 2.5 μm에 이르는 시간보다 짧은 기간 동안 실시되었다.

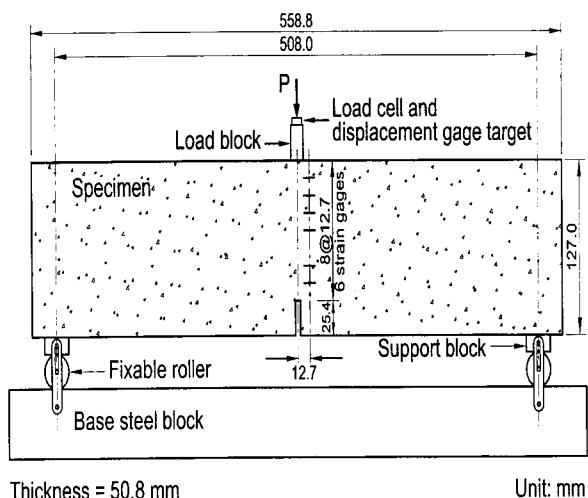


Fig. 1 Configuration of three-point bend test setup⁵⁾

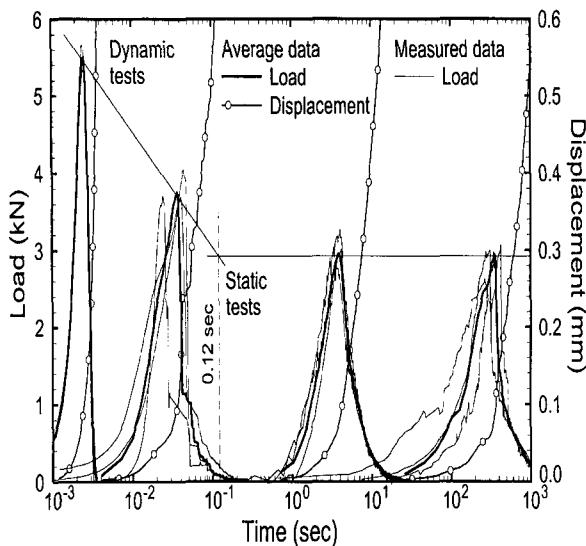


Fig. 2 Load and load-point displacement histories

Table 1 Results of concrete three-point bend tests

Test #	Period (sec)	Peak load (KN)	Work (N · m)	G_F^{ave} (N/m)
TPB110	1	2.037	0.524	102
	2	1.979	0.622	121
	3	1.840	0.590	114
	Ave.	1.952	0.579	112
TPB120	1	16.92	0.558	108
	2	24.05	0.703	136
	3	19.22	0.560	108
	Ave.	20.06	0.607	117
TPB130	1	0.086	0.716	139
	2	0.228	0.715	139
	3	0.178	0.641	124
	Ave	0.164	0.691 3.683° 0.691°	134 134°
TPB140	1	0.00360	0.805	156
	2	0.00330	0.790	153
	Ave.	0.00345	0.797 5.053° 0.646°	154 125°

* Values without kinetic force

Fig. 2의 평균 하중과 하중점-변위의 관계는 Fig. 3과 같다. 평균 하중은 각 그룹의 평균 외부일로부터 계산되었다. 각 실험의 외부일은 측정된 하중 P 와 하중점-변위 u_o 의 관계에 대해 임의의 변위 u_{oi} 에서 외부일 W_i 는 다음과 같이 하중과 하중점-변위의 적분 값이다.

$$W_i = \int_0^{u_{oi}} P du_o \quad (1)$$

평균 하중의 계산에 각 실험에서 측정된 하중의 산술평균이 사용되면 각 실험의 최대 하중에 대한 하중점-변위와 시간이 일정하지 않아 평균 하중의 최대 값이 여러 번

위에서 발생될 수 있기 때문에, 하중점-변위 u_o 에 대한 평균하중 P_{ave} 는 각 그룹 외부일의 평균값 W_{ave} 로부터 다음과 같이 계산되었다.

$$P_{\text{ave}} = \frac{d W_{\text{ave}}}{d u_o} \quad (2)$$

위의 식으로 계산된 평균하중은 평균 외부일을 만족하는 하중이다⁵⁾.

Table 1에서 실험기간은 하중이 영이 될 때까지의 시간이며, 외부일은 이 때의 값으로 Fig. 3의 하중과 하중점-변위 곡선의 면적이다. Table 1에서 단위면적의 균열형성에 필요한 평균 에너지로 정의되는 평균 파괴에너지율 (fracture energy density) G_F^{ave} 는 다음의 식에 의해 계산된 값이다.

$$G_F^{\text{ave}} = \frac{[\text{외부일}]}{[\text{균열단면의 면적}]} \quad (3)$$

Fig. 3에서 TPB110과 TPB120의 실험결과는 매우 유사하며, TPB130의 초기 기울기와 약 0.2 mm 하중점-변위 이후의 하중은 TPB120과 같다. 그러나 TPB140의 경우 다른 그룹과 달리 상당히 큰 초기 기울기와 0.25 mm 하중점-변위 이후에는 다른 그룹보다 하중이 작은 취성거동을 보이고 있다. Fig. 3의 단계 ①은 최대하중에서 하중점-변위에서 결정되었다.

균열단의 위치를 측정하기 위한 Fig. 1의 변형률 계이지가 사용되었다. Table 1의 TPB142 실험에 대해 0.0033 초 동안 측정된 변형률은 Fig. 4와 같다. 최대 변형률에서 균열이 계이지의 위치를 통과하는 것으로 가정하여 하중점-변위에 대한 균열길이가 측정되었다. Fig. 5는 각 실험에서 변형률 계이지로 측정된 균열성장길이이다. 하나의 실험자료에 대해서는 균열의 성장에 대한 일정한 경향을 설정하기 힘드나, 여러 실험결과에 대한 평균 균열성장은 균열의 성장에 대해 일정한 경향을 보여준다.

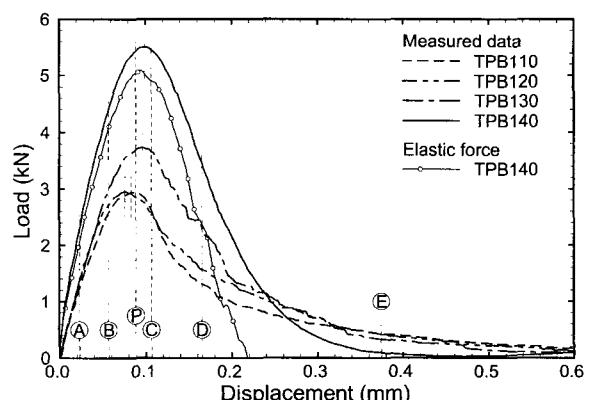


Fig. 3 Load and load-point displacement relations

단계 ②의 약 61 mm 균열성장길이는 하중점-변위에 선형으로 증가하였다. 단계 ③ 이후에 하중점-변위에 대한 균열성장길이의 증가율은 약간 감소하며, 단계 ④ 이후에는 급격한 감소를 보여준다. 단계 ④ 이후에 정적 실험인 TPB110의 균열성장길이는 하중점-변위에 대해 포물선 형태이나 동적 실험은 단계 ④ 이후에도 선형관계를 유지하고 있다. 정적 실험인 TPB110과 TPB120은 같은 하중점-변위에 대해 TPB130과 TPB140보다 큰 균열성장길이를 보이며, 동적 실험인 TPB130과 TPB140에서는 TPB140이 균열속도가 빠름에도 불구하고 균열성장길이가 약간 커졌다. 단계 ④와 ⑤는 균열성장의 시작과 위 연단에 도달할 때의 하중점-변위에서 결정되었다.

Fig. 6은 균열이 위 연단까지 성장하는 동안의 시간 Δt_a 에 대해 균열성장이 시작되는 단계 ④ 이후의 임의시간 t 에서 균열성장길이를 보여준다. 단계 ④와 ⑤ 사이의 초기 균열속도는 최대하중에 대한 단계 ⑤ 전후의 단계 ④와 ⑥ 사이에서 서서히 증가하며, TPB110은 단계 ④에서 균열의 속도가 급격히 증가하는 불안정 균열성장을 보였다. TPB140을 제외한 그룹의 균열속도는 단계 ④에서 급격히 감소하여 균열성장이 구속되는 것을 보여주며, 이는 상대적으로 작은 구간에 큰 응력의 압축영역이 균열단 앞에 형성되기 때문으로 판단된다.

4. 에너지 균형

시험편의 길이방향으로 임의 위치 x 와 시간 t 에서 변위 $u(x, t)$ 은 다음과 같이 하중점-변위 $u_o(t)$ 와 변위형태함수 $\phi(x)$ 로 나타낼 수 있다⁶⁾.

$$u(x, t) = u_o(t) \phi(x) \quad (4)$$

기간 L 인 보에서 시험편의 단위길이에 대한 질량 \bar{m} 에 대해 운동에너지 E_k 는 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} E_k &= \int_0^u \int_0^L \bar{m} \ddot{u}(x, t) dx du \\ &= \frac{1}{2} \bar{m} L \Phi^2 \dot{u}_o^2 \end{aligned} \quad (5)$$

여기서, Φ^2 는 일반좌표 $\alpha = x/L$ 에 대해 다음과 같이 정의된다.

$$\Phi^2 = \frac{1}{L} \int_0^L \phi^2(x) dx = \int_0^1 \phi^2(\alpha) d\alpha \quad (6)$$

단순지지된 보에서 균열의 성장 이전의 변위형태함수는 $\alpha \leq \frac{1}{2}$ 에 대해 다음과 같이 포물선이며,

$$\phi(x) = \alpha(3 - 4\alpha^2) \text{ 또는 } \Phi_{\max}^2 = \frac{17}{35} \quad (7)$$

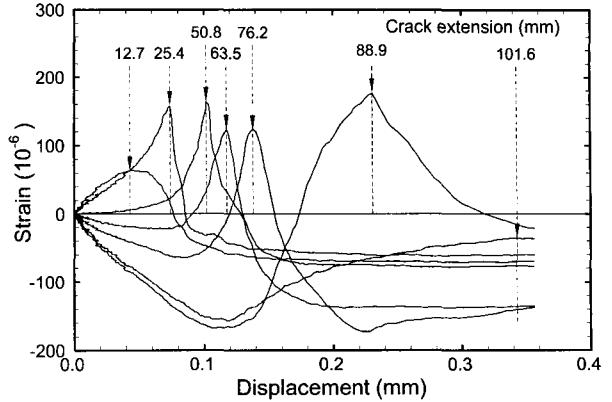


Fig. 4 Typical example of measured strains for TPB142 test

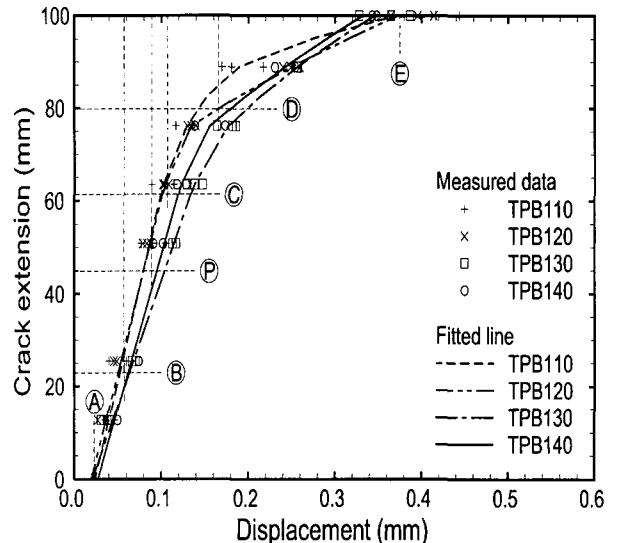


Fig. 5 Measured and average crack extensions

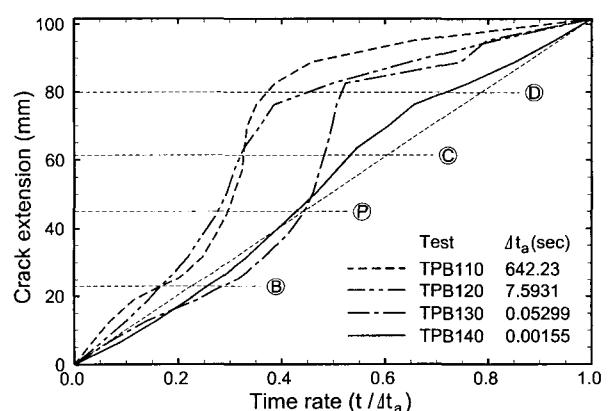


Fig. 6 Average crack extension histories

균열이 시험편을 관통한 후에는 다음과 같이 선형으로 가정될 수 있다.

$$\phi(x) = 2\alpha \text{ 또는 } \Phi_{\min}^2 = \frac{1}{3} \quad (8)$$

균열이 성장하는 동안 식 (5)의 ϕ^2 은 최대 균열성장길이 Δa_{\max} 에 대한 균열성장길이의 비에 대해 선형 보간법을 적용하여 다음과 같이 계산되었다.

$$\phi^2 = \phi_{\max}^2 \left(1 - \frac{\Delta a}{\Delta a_{\max}}\right) + \phi_{\min}^2 \frac{\Delta a}{\Delta a_{\max}} \quad (9)$$

탄성력 F_s 는 외부하중에서 관성력이 제외된 하중으로 운동에너지가 포함되지 않은 외부일의 변화에 대한 다음의 식으로부터 계산된 값이다.

$$F_s = \frac{d(W - E_k)}{du_o} \quad (10)$$

위의 식은 관성력 $E_k = \int m \ddot{u}(x, t) dx$ 와 외부하중 P 의 차이에 의한 탄성력의 계산결과와 같은 식이다. Fig. 3의 TPB140에 대한 탄성력은 식 (10)에 의해 계산된 결과이며, Table 1의 관성력이 포함되지 않은 경우에 대한 평균 반응에도 적용되었다.

탄성에너지 E_s 는 식 (10)의 탄성력과 하중점-변위로부터 영구변형이 무시된 경우에 대해 다음과 같이 계산된다.

$$E_s = \frac{1}{2} F_s u_o \quad (11)$$

균열의 성장에 사용된 파괴에너지 E_f 는 에너지 균형으로부터 다음의 식을 만족하여야 한다.

$$E_f = W - E_k - E_s \quad (12)$$

위의 식으로 계산된 탄성에너지는 영구변형이 고려되지 않았기 때문에 가능한 최대 값이며, 파괴에너지는 최소 크기이다.

Fig. 7은 TPB140의 평균 하중점-변위에 대한 하중점-속도이다. 하중점-속도는 하중점-변위 이력의 기울기로부터 계산되기 때문에 변위계의 정밀도에 따라 급격한 변화를 보일 수 있으며, 하중재하장치의 진동에도 영향을 받는다. 이로 인한 하중점-속도의 잡음을 최소화하기 위해 운동에너지의 계산에는 Fig. 7의 평균 하중점-속도가 적용되었다. TPB140 실험의 하중점-속도는 근사적으로 단계 ⑤까지 선형으로 증가하며, 단계 ⑤ 이후 약 0.4 mm 하중점-변위에서 증가율의 감소와 일정한 속도를 보였다.

Fig. 7의 하중점-속도와 식 (5)에서 시험편의 단위길이에 대한 질량 $m = 15.5 \text{ kg/m}$ 에 대해 TPB140의 운동 에너지와 식 (11)에 의한 탄성에너지는 Fig. 8과 같다. 단계 ⑤에서 탄성에너지는 최대 값이며, 균열성장길이 75 mm에서 탄성에너지의 급격한 감소와 운동에너지의 큰 증가를 보였다. 단계 ⑤와 ⑥ 사이의 파괴에너지의 큰 증가는 외부일보다는 탄성에너지의 감소에 의한 영향이 크며, 시

험편 자체의 큰 탄성 에너지에 의한 불안정 균열성장을 보여준다. 약 86 mm의 균열성장길이에서 모든 탄성에너지를 소모한 상태가 되며, 추가의 파괴에너지의 증가 없는 강체운동을 보였다.

Fig. 9는 각 그룹의 실험에 대한 측정된 하중과 하중점-변위로부터 계산된 외부일이다. 정직 실험결과인 TPB110과 TPB120의 외부일은 단계 ⑤까지 유사한 값이나, TPB130과 TPB140은 TPB110과 TPB120보다 크게 증가하였다. 모든 하중속도에서 안정적으로 증가하던 외부 일은

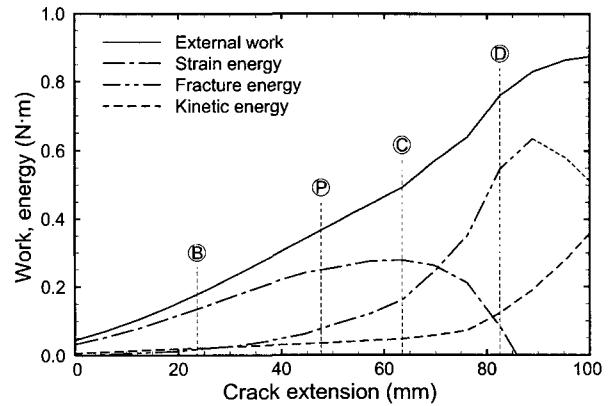


Fig. 7 Average energy partitions of TPB140 tests

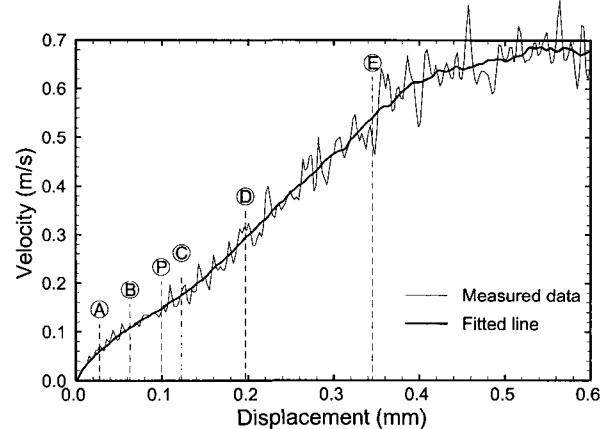


Fig. 8 Average load-point velocity of TPB140 tests

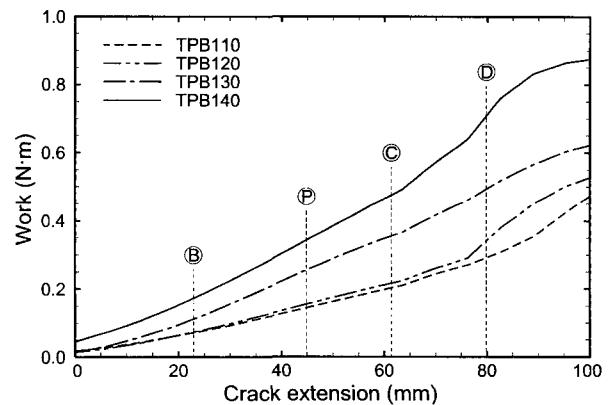


Fig. 9 Average external works for crack extension

단계 ④에서 기울기의 증가를 보였다. 단계 ④는 Fig. 10에서 최대 탄성에너지에 대한 균열성장길이를 의미하나, TPB130의 경우는 단계 ④에서 외부일의 증가가 명확하지 않다. TPB130의 운동에너지는 외부일의 0.017 % 이하로 매우 작기 때문에 TPB140을 제외한 Fig. 10의 탄성에너지는 식 (11)의 탄성력 대신에 외부하중으로부터 직접 계산되었다. 최대 탄성에너지는 Fig. 3의 하중이 급격히 감소하는 단계 ④에서 발생되었으며, 하중속도가 빠를수록 감소율은 증가하였다.

실험결과에 요구되는 에너지 균형의 식 (12)로 계산된 파괴에너지에는 Fig. 11의 기호와 같다. 최대 탄성에너지에 대한 단계 ④ 이전의 파괴에너지는 TPB110과 TPB120 그리고 TPB130과 TPB140이 서로 유사한 값을 보이며, 단계 ④ 이후에는 TPB130과 TPB140 사이에 큰 차이를 보여준다. Fig. 11의 곡선은 균열성장이 시작되는 단계 ①부터 각 단계 사이에 요구되는 파괴에너지의 최소차승법에 의해 결정된 직선 또는 포물선으로 Table 2와 같다. 각 그룹의 단계 ④와 ⑤ 및 ⑥는 실험에 요구되는 파괴에너지에 대한 표준오차(standard error)를 최소화하기 위해 파괴에너지의 기울기의 큰 변화를 보이는 균열성장길이에서 결정되었다. 파괴에너지에 대해 제안된 회귀식의 표준오차는 TPB120과 TPB140에서 최대 2.1 %이었다.

TPB140 실험의 경우에 Fig. 10과 같이 단계 ④에서 탄성에너지가 이미 모두 소모되었기 때문에 단계 ④ 이후의 파괴에너지는 의미가 없으며, 특히 감소하는 파괴에너지는 외부일의 증가보다 운동에너지의 증가가 크게 계산되었기 때문이다.

Table 2의 균열속도는 Fig. 6으로부터 각 단계에 대해 계산된 평균값이며, 마지막 열의 균열속도는 균열의 성장이

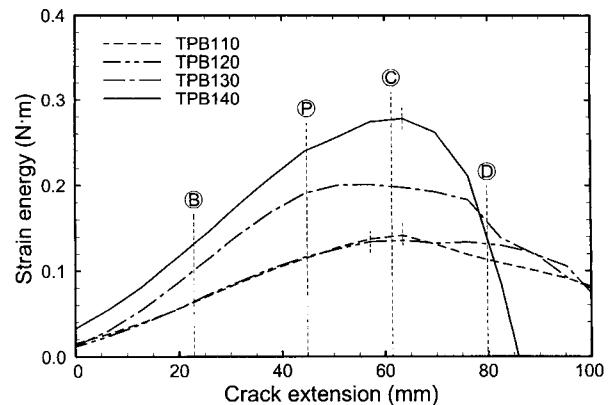


Fig. 10 Average strain energies for crack extension

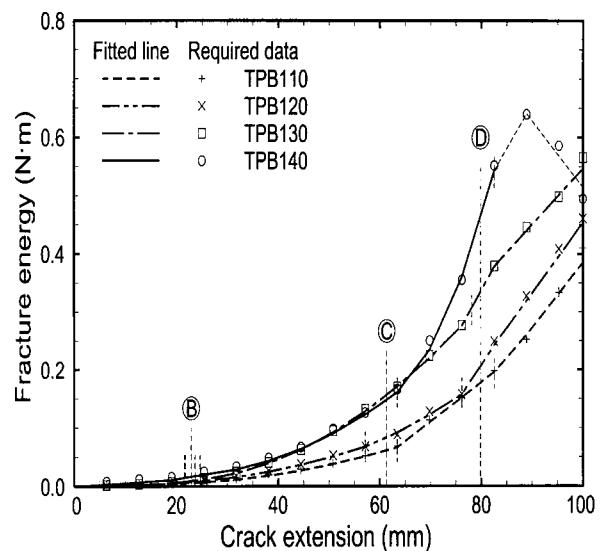


Fig. 11 Required and fitted fracture energies for crack extension

Table 2 Equations of least square fitted curves for required fracture energies and fracture energy rates

Test #	Step	$E_f = A\Delta a^2 + B\Delta a + C$				$G_f = A\Delta a + B$		Crack velocity m/sec
		A N/m	B N	C N · m	Standard error (%)	A N/m ²	B N/m	
TPB110	A - B	0.4273	0.2708	-0.001	1.61	16.8	5.3	0.0002434
	B - C	27.688	-0.9064	0.012		1090.1	-17.8	0.0003391
	C - D	16.773	4.2942	-0.273		660.3	84.5	0.0008126
	D - E	0.0000	11.280	-0.742		0.0	222.0	0.0000457
TPB120	A - B	10.461	0.1118	-0.001	2.14	411.9	2.2	0.01766
	B - C	32.256	-0.8341	0.010		1269.9	-16.4	0.03173
	C - D	55.532	-2.5513	0.029		2186.3	-50.2	0.03216
	D - E	0.0000	12.091	-0.755		0.0	238.0	0.00544
TPB130	A - B	23.341	-0.2030	0.001	1.09	918.9	-4.0	1.482
	B - D	81.361	-3.0631	0.037		3203.2	-60.3	5.029
	D - E	0.0000	9.6525	-0.418		0.0	190.0	0.905
TPB140	A - B	0.0000	0.6005	-0.000	2.14	0.0	11.8	57.63
	B - C	74.578	-2.9228	0.046		2936.1	-57.5	92.10
	C - D	698.65	-82.167	2.565		27506.1	-1617.4	57.50
	D - E	0.0000	-11.383	1.653		0.0	-224.0	51.63

진행되는 동안의 단계 ④와 ⑤ 사이에서 평균속도이다. 최대 균열속도는 정적실험인 TPB110과 TPB120의 경우 단계 ③과 ④ 사이에서 그리고 TPB130의 경우 단계 ②와 ③ 사이에 발생된 반면에, TPB140의 경우는 단계 ③과 ④ 사이에서 92 mm/sec이었다. TPB140의 경우 Fig. 7의 연속적인 하중점 속도의 증가에도 불구하고 안정 균열성장 속도가 불안정 균열속도보다 빠르며, 단계 ④ 이후 휨강성의 감소가 하중점 속도의 증가보다 균열속도에 상대적으로 큰 영향을 주는 것으로 판단된다. 균열성장 동안의 평균 균열속도는 0.16 mm/sec ~ 66 m/sec이었다.

5. 파괴저항

재료의 파괴저항에 대한 파괴에너지율(fracture energy) G_f 는 단위면적의 균열성장에 필요한 파괴에너지로 시험편의 두께 t 에 대해 다음과 같이 정의된다.

$$G_f = \frac{dE_f}{t da} \quad (13)$$

Fig. 11의 균열성장길이에 대한 파괴에너지의 미분 값은 Table 2의 파괴에너지율 G_f 와 같으며, Fig. 12는 이 연구에 적용된 삼점휨 시험편의 저항곡선을 보여준다.

Fig. 12에서 단계 ③까지 파괴에너지율은 TPB140의 경우 11.8 N/m의 일정한 값이나, 다른 그룹은 선형으로 증가하였다. 단계 ③ 이전의 균열성장길이에 대해 상대적으로 작은 증가율 또는 일정한 파괴저항은 실험에서 입증된 넓은 폭으로 분포된 서로 연결되지 않은 미소균열들의 성장(micro-cracking)^{7,8)}에 의한 것으로 판단된다. 단계 ③과 ④ 사이에서 파괴에너지율은 모든 그룹에서 단계 ③ 이전의 기울기보다 큰 증가율을 보였다. 이 구간에서 균열의 성장에 대한 파괴저항의 선형 증가는 미소균열의 국부화(micro-crack localizing)에 의한 파괴진행대의 증가 때문이다. 단계 ③과 ④ 사이에서 TPB110과 TPB120 그리고 TPB130과 TPB140은 서로 유사한 값을 보이며, TPB130의 경우 균열속도가 빠른 TPB140보다 약간 큰 값이었다. Fig. 3에서 TPB140의 큰 외부일에도 불구하고, 단계 ④까지 TPB130과 유사한 파괴저항은 TPB130보다 큰 TPB140의 관성력과 균열성장 그립고 탄성에너지의 복합작용에 의한 것이다.

정적 실험인 TPB110과 TPB120의 파괴에너지율은 최대 탄성에너지에 대한 단계 ③에서 불연속으로 증가하였으며, 균열의 속도가 느릴수록 큰 값을 보이나, 단계 ③과 ④ 사이에서 파괴에너지율의 증가율은 균열속도가 빠를수록 커다. 단계 ③과 ④ 사이에서 파괴에너지율의 증가는 외부하중에 대한 파괴저항의 증가보다는 탄성에너지의 감소에 의한 것으로 자체 에너지에 의한 불안정 균열성장

(unstable cracking)을 의미한다. Fig. 3에서 단계 ③과 ④ 사이의 급격한 하중의 감소에도 불구하고 Fig. 6에서 균열길이의 증가율이 감소한 것은 탄성에너지의 감소에 의한 불안정 균열성장을 보여준다. 특히 TPB140의 단계 ③ 이후에 급격한 파괴에너지율의 증가는 단계 ③과 ④의 빠른 균열속도에서 상대적으로 큰 탄성에너지에 의한 불안정 균열성장이다.

TPB130의 경우에는 단계 ③에서 ④까지 일정한 기울기로 파괴에너지율이 증가하는 것을 보여주고 있어, 단계 ③에서 균열성장길이가 명확하지 않다. 이는 TPB130의 균열속도가 불안정 균열성장에 의한 속도와 같기 때문인 것으로 판단되며, Fig. 6의 단계 ④ 이후에 단계 ③까지 일정한 균열속도가 유지되는 것도 이를 입증한다.

Fig. 12의 단계 ④ 이후 모든 탄성에너지가 소모되고 강체운동을 하는 TPB140을 제외한 다른 그룹의 파괴에너지율은 균열성장에 대해 일정한 값을 유지하였다. 단계 ④ 이후의 일정한 파괴에너지율은 상대적으로 좁은 큰 응력의 압축영역에 의해 단계 ③과 ④ 사이의 불안정 균열성장의 구속(crack arresting)에 의한 것으로 판단된다. Fig. 5와 6의 단계 ④에서 균열성장과 균열속도의 감소도 단계 ④에서 균열성장의 구속을 보여준다.

콘크리트 삼점휨 시험편의 파괴거동은 Table 3과 같이 6 단계로 요약될 수 있다. 단계 ①은 Fig. 3의 측정된 최대하중에 대해서 결정되었으며, 단계 ②와 ③은 Fig. 5의 균열성장의 시작과 끝에서 그리고 단계 ④, ⑤, ⑥는 실험 결과에 요구되는 파괴에너지의 기울기 변화로부터 결정되었다. 단계 ⑦의 경우에는 측정된 하중과 하중점-변위에 대한 식 (11)의 최대 탄성에너지에서 결정될 수도 있다.

Table 2의 단계 ③과 ④ 사이의 평균 균열속도에 대한 Fig. 12의 각 단계에서 파괴저항은 Fig. 13과 같다. 균열

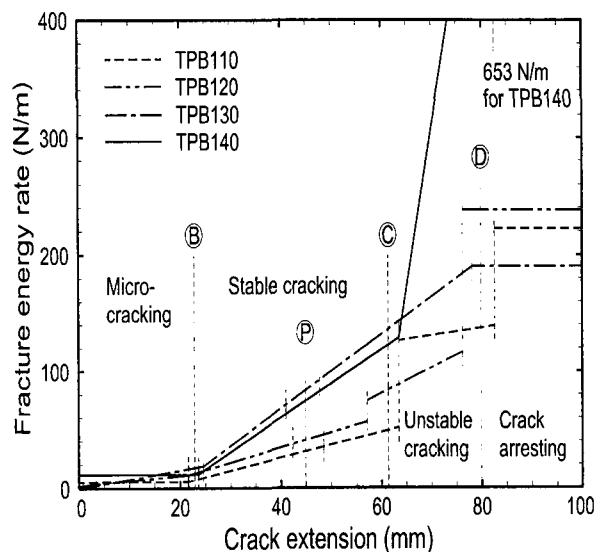


Fig. 12 Average resistance curves of TPB tests

Table 3 Crack extension and load-Point displacement at each step (unit : mm)

Step	TPB110		TPB120		TPB130		TPB140		Average		Expected behavior
	Δa	u_o									
A	0.00	0.0244	0.00	0.0201	0.00	0.0214	0.00	0.0276	0.00	0.0234	Micro-cracking
B	21.59	0.0509	21.70	0.0489	24.65	0.0666	23.62	0.0630	22.89	0.0573	Stable cracking
P	48.44	0.0838	42.31	0.0762	40.96	0.0965	47.71	0.0991	44.86	0.0889	Peak load
C	63.50	0.1023	57.15	0.0959	-	-	63.49	0.1227	61.38	0.1070	Unstable cracking
D	82.55	0.1429	76.20	0.1344	78.14	0.1876	82.55	0.1969	79.86	0.1654	Crack arresting
E	101.6	0.4030	101.6	0.3914	101.6	0.3596	101.6	0.3454	101.6	0.3748	Tie behavior

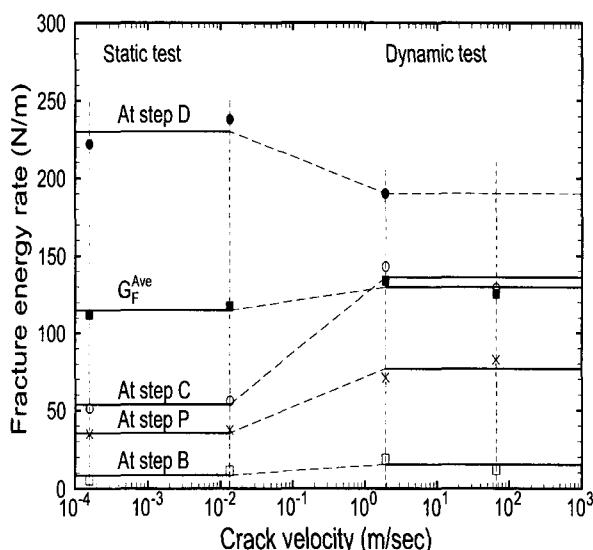


Fig. 13 Effect of crack velocity on required fracture energy rates

속도의 영향은 13 mm/sec보다 느린 경우의 정적 거동과 1.9 m/sec보다 빠른 경우의 동적 거동으로 구분되고, Fig. 2의 하중이력과 같이 각각의 거동에서 파괴저항의 큰 차이를 보이고 있다. 단계 ⑧ 이전의 미소균열 발생에 대해 파괴저항은 균열속도에 큰 영향을 받지 않는 것으로 보이나, 단계 ⑨에서 파괴저항은 동적 실험의 경우 정적 실험보다 147 % 증가하였다. 그러나 단계 ⑩에서 TPB130의 파괴저항은 정적 실험의 83 %로 오히려 감소하였다. 또한 Table 1에서 관성력이 포함되지 않은 경우에 대한 평균 파괴에너지율 G_F^{ave} 는 동적 실험에서 13 % 증가하며, 빠른 균열속도의 단계 ⑨에서 측정된 파괴저항과 같아지는 경향을 보였다. 단계 ⑨에서 정적 실험의 파괴저항은 평균 파괴에너지율의 47 %이었으나, 동적 실험에서는 102 %이었다.

Fig. 12와 13의 결과는 콘크리트 삼점휨 시험편의 파괴저항이 최대 탄성에너지가 발생되는 단계 ⑨에서 측정되는 것이 합리적인 것을 보여준다. 두-매개변수 파괴이론(two-parameter fractur model)⁹⁾과 같이 최대하중의 단계 ⑩에서 파괴저항이 결정되면, 정적 및 동적 실험에서 각각

단계 ⑨에서 파괴저항의 67 %와 58 %밖에 계산되지 않으며, 균열속도의 영향 또한 작아진다. 평균 파괴에너지율 G_F^{ave} 이 중요한 매개변수로 사용되는 가상균열이론(fictitious crack model)³⁾의 경우에는 단계 ⑩ 이후의 균열성장이 구속될 때의 상대적으로 큰 파괴에너지율이 포함된 평균값이 된다. 이 경우 압축영역의 상대적인 크기에 따라 영향을 받을 수 있다. Fig. 12에서 단계 ⑨는 안정균열성장에 대한 최대 파괴저항을 보여주나, 일정한 값에 도달되기 전에 불안정 균열성장이 발생되었기 때문에 실험편의 크기가 증가되는 경우에 안정균열성장에 대해 보다 큰 파괴저항을 보일 수 있다.

6. 결 론

콘크리트 삼점휨 시험편에 대한 변위제어 동적 파괴실험에 대한 외부하중과 하중점-변위 및 균열성장길이가 측정되었다. 변형률 계이지에 의해 측정된 균열성장 동안의 평균 균열속도는 0.16 ~ 66 m/sec이었다. 측정된 하중과 하중점-변위로부터 외부일 및 운동에너지와 탄성에너지가 유도되었고, 에너지 균형에 필요한 파괴에너지가 균열성장에 대해 계산되었다. 실험결과에 요구되는 파괴에너지의 분석결과 균열속도가 13 mm/sec보다 느린 정적 실험과 균열속도가 1.9 mm/sec보다 빠른 동적 실험으로 구분될 수 있었다.

측정된 자료와 계산된 파괴저항의 분석결과는 다음과 같다.

1) 변위형태함수의 가정에 의한 운동에너지와 영구변형이 고려되지 않은 탄성에너지 그리고 에너지 균형에 의한 파괴에너지의 계산결과는 미소균열성장과 안정 및 불안정 균열성장 등에 합리적인 결과를 보여주었다.

2) 모든 균열속도에 대한 실험에서 23 mm의 균열성장 동안 미소균열의 발생과 61 mm까지 안정 균열성장 그리고 이후의 불안정 균열성장이 발생되었으며, 균열속도 66 m/sec의 실험을 제외하고 80 mm의 균열성장에서 균열성장의 구속이 관측되었다. 66 m/sec의 균열속도에 대해 최

대 탄성에너지는 최대하중 이후 하중이 급격히 감소할 때 발생되었으며, 상대적으로 큰 탄성에너지에 의한 불안정 균열성장과 균열단이 시험편의 위 연단에 도달하기 전에 강제운동을 보였다.

3) 균열속도가 1.9 m/sec보다 빠른 동적 실험에서 측정된 하중과 하중점-변위 관계의 큰 차이에도 불구하고 관성력과 균열성장길이 그리고 탄성에너지의 차이로 불안정 균열성장 이전의 균열속도에 대한 파괴저항은 균열속도에 영향을 받지 않았다.

4) 안정 균열성장 동안의 최대 파괴저항은 최대하중 이후 최대 탄성에너지에서 발생되며, 동적 실험이 정적 실험보다 147 % 큰 값이었다. 이때 정적 실험에서 파괴에너지율은 평균 파괴에너지율 G_F^{ave} 의 약 반이었으나 동적 실험에서는 거의 같은 값이었다.

참고문헌

1. Mindess, S. and Shah, S. P., "Cement-Based Composites: Strain Rate Effects on Fracture," Materials Research Society, Pittsburgh, Pennsylvania, 1985, p.270.
2. Yon, J. H., Hawkins, N. M. and Kobayashi, A. S., "Numerical Simulation of Mode I Dynamic Fracture of Concrete," *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 117, No. 7, 1991, pp. 1595~1610.
3. Hillerborg, A., Modeer, M. and Petersson, P. E., "Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements," *Cement and Concrete Research*, Vol. 6, No. 6, 1983, pp.345~356.
4. Yon, J. H., Hawkins, N. M. and Kobayashi, A. S., "Comparisons of Concrete Fracture Models," *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 123, No. 3, 1997, pp.196~203.
5. 연정흠, "콘크리트 삼점휨 시험편의 성장하는 균열에 대한 저항곡선," 한국콘크리트학회 논문집, 제13권, 6호, 2001, pp.568~574.
6. Clough, R. W., "Dynamics of Structures," McGraw Hill, New York, 1975, p.634.
7. Li, Z. "Microcrack Characterization in Concrete under Uniaxial Tension." *Magazine of Concrete Research*, Vol. 48, No. 176, 1996, pp.219~228.
8. Krstulovic-Opara, N., "Fracture Process Zone Presence and Behavior in Mortar Specimens." *Materials Journal, ACI*, Vol. 90, No. 6, 1993, pp.618~626.
9. Jenq, H. K. and S. P. Shah, "A Two Parameter Fracture Model for Concrete," *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 111, No. 4, 1985, pp.1227~1241.

요약

콘크리트 삼점휨 시험편의 변위제어에 의한 동적 파괴실험으로 하중과 하중점-변위가 측정되었다. 변형률 케이지를 사용하여 균열의 성장길이가 측정되었으며, 균열이 성장되는 동안의 평균속도는 0.16 ~ 66 m/sec이었다. 균열성장에 대한 파괴에너지는 측정된 외부일에 대한 하중점-변위에 대한 운동에너지와 영구변형이 고려되지 않은 탄성에너지의 차이로부터 계산되었다. 모든 균열속도에 대해 23 mm의 균열성장 동안 미소균열이 성장되며, 61 mm의 최대 탄성에너지까지 안정 균열성장과 이후의 불안정 균열성장을 보였다. 균열속도가 66 mscc인 경우를 제외하고 80 mm의 균열성장에서 균열성장의 구속이 관측되었다. 균열속도에 대한 파괴에너지와 파괴에너지율의 분석은 13 mm/sec보다 느린 경우에 정적 거동을 그리고 1.9 m/sec보다 빠른 속도에서 동적 거동을 보였다. 동적 실험에서 측정된 하중과 하중점-변위 관계의 큰 차이에도 불구하고 관성력과 균열성장길이 그리고 탄성에너지의 차이로 불안정 균열성장 이전의 균열속도에 대한 파괴저항은 균열속도에 영향을 받지 않았다. 안정 균열성장 동안의 최대 파괴저항은 최대하중 이후 최대 탄성에너지에서 발생되며, 동적 실험이 정적 실험보다 147 % 큰 값이었다.

핵심용어 : 콘크리트, 삼점휨 시험편, 동적 파괴거동, 균열속도, 파괴저항