

비선형 파괴역학 파라미터(J-적분)에 의한 강섬유보강 고강도콘크리트의 파괴인성 평가

Evaluation of Fracture Toughness for Steel Fiber Reinforced High Strength Concrete by Non-linear Fracture Mechanics Parameter(J-integral)

구봉근* · 김태봉**

Koo, Bong Kuen · Kim, Tae Bong

Abstract

This paper describes the use of the J-integral, a one parameter of the non-linear fracture mechanics(NLFM), as a means to measure toughness of steel fiber reinforced concrete. This parameter can be conveniently evaluated from experimentally determined load-deflection curves from flexural tests when a maximum-load failure criterion is employed. And, for high strength concrete which was reinforced steel fiber, with two different fiber length in the form of notched beams, were tested under 3-point bending, and J_{IC} , as well as the linear elastic fracture mechanics(LEFM) parameters K_{IC} and G_{IC} were evaluated.

The results suggest that J_{IC} is a promising fracture criterion for all of these, while K_{IC} (or G_{IC}) almost certainly are not. Also it was found that a fiber addition of less than 0.5% did not improve the fracture toughness of the high strength concrete. However, at more than 1.0% in fiber contents, J_{IC} showed significant increases, reflecting the changed character of the concrete; K_{IC} and G_{IC} did not.

요 지

본 논문은 강섬유보강 콘크리트의 인성을 평가하기 위하여 비선형 파괴역학 파라미터의 하나인 J 적분이 최대하중점 파괴기준이 적용될 때 휨시험으로부터 하중-처짐곡선으로부터 간편하게 사용될 수 있음을 설명하고, 강섬유로 보강된 고강도콘크리트를 대상으로 노치를 가진 휨시험편을 제작하여 3점 재하실험을 실시하고, 그것으로부터 J_{IC} 와 선형파괴역학 파라미터인 K_{IC} 와 G_{IC} 를 얻고 각각을 비교 고찰하였다.

그 결과, 강섬유보강 콘크리트의 파괴인성을 평가하기 위해서는 J_{IC} 가 K_{IC} 나 G_{IC} 보다 더 효과적임을 알 수 있었다. 또한 강섬유 혼입률 0.5% 이하에서는 고강도콘크리트의 인성의 증진효과가 거의 없었으나, 섬유혼입률 1.0% 이상에서는 J_{IC} 가 뚜렷한 증가를 보이고 있어 콘크리트의 개선된 인성특성을 잘 나타내고 있었으며, K_{IC} 나 G_{IC} 는 그렇지 못하였다.

그러나, J_{IC} 의 정량화에 이용하는 공시체의 크기는 J_{IC} 의 계산에 필요한 최대강도점에서 포텐셜에너지의 변동이 적고 시험편의 취급도 간편한 공시체의 선택이 필요하며, J_{IC} 의 실험적 평가에 의해서 얻어지는

* 정희원 · 충북대학교 공과대학 토목공학과 교수
** 정희원 · 충남전문대학 산업안전과 전임강사

결과는 최대하중점에서 얻어짐으로 인하여 최대하중점의 선정에 아주 크게 좌우되는 문제점을 가지고 있다. 따라서, 강섬유 보강 콘크리트와 같은 非均質 材料의 경우에는 균열의 進展過程이 불규칙적이므로 균열 발생점을 바르게 찾아내는 測定技術과 程度上的 문제점을 포함하여, 파괴인성에 대한 좀 더 바람직한 평가방법 등이 이루어져야 할 것으로 판단된다.

1. 序 論

1.1 研究背景 및 目的

콘크리트는 建設分野에서 가장 널리 사용되고 있는 構造材料이나 낮은 引張強度, 脆性舉動 및 微弱的 龜裂抵抗力 등의 문제점을 가지고 있다. 콘크리트의 脆性破壞는 高強度化될수록 더욱 두드러지며, 이러한 콘크리트의 性質을 개선할 목적으로 鋼纖維를 不規則한 배열로 모르타나 콘크리트 속에 分散시킨 複合材料로서의 鋼纖維 補強 콘크리트(steel fiber reinforced concrete, SFRC)의 이용이 활발해지고 있다. 이러한 재료는 脆性材料인 콘크리트와 延性을 가진 鋼材의 複合材料이므로 그 破壞舉動이 매우 複雜하다. 따라서, 이러한 복잡한 현상을 解析하기 위하여 유리나 금속재료의 파괴강도 측정법으로 발전하여 온 破壞力學의 방법을 콘크리트에 적용하는 시도가 이루어지고 있다. 이와 같이 콘크리트의 力學的 舉動을 보다 合理的으로 표현할 수 있는 파라미터와 이를 획득할 수 있는 방법을 확립하려는 움직임이 활발하게 되어 왔으나, 콘크리트의 龜裂現象은 콘크리트의 龜裂先端(crack tip)에서 破壞進行帶(fracture process zone)라는 非線形領域이 존재하고, 이 비선형 영역은 주로 龜裂先端의 微細龜裂(micro crack)에 의해서 발생하며, 미세균열은 균열 선단에서의 應力分布에 상당한 영향을 미친다고 알려져 있다. 이 때문에 古典的인 線形彈性破壞力學(linear elastic fracture mechanics, LEFM)의 적용이 어렵다는 것이 인식되어 1970년대부터는 非線形破壞力學(nonlinear fracture mechanics, NLFM)의 적용이 시도되고 있다.

본 연구에서는 高強度 콘크리트에 鋼纖維를 補強한 材料를 대상으로 그 破壞舉動을 研究하였다. 노치(notch)를 가진 圓 公시체의 3점 圓강도시험을 통하여 線形破壞力學 因子인 應力擴大係數 K와 限界에너지 解放率 G, 彈塑性破壞力學의 파라미터로서

J 積分 등을 노치깊이(a_0/H), 강섬유 함유량, 강섬유 길이, 시험편 크기의 影響因子 등을 중심으로 실험을 실시, 그 특성을 詳細하고자 한다.

1.2 研究動向

콘크리트에 대한 線形破壞力學의 적용은 1961년 Kaplan에 의해서 처음으로 시도되었다.⁽¹⁾ Kaplan은 限界變形에너지解放率 G_{IC} 를 계산하기 위하여 노치를 가진 보를 사용하여 실험을 실시하였고, 線形破壞力學理論인 限界變形에너지解放率의 Griffith⁽²⁾개념을 콘크리트 파괴강도를 예측하는 데에 적용할 수 있다고 보고하였다. Naus, Lott와 Kesler⁽³⁻⁵⁾는 노치를 가진 보를 이용하여 G_{IC} 와 K_{IC} 를 측정하여 균열 끝의 前面에 微細龜裂의 領域이 있다고 보고, 파괴를 일으키는 어떤 한계 크기까지의 微細龜裂의 성장으로써 콘크리트의 파괴과정을 모델화하였다.

이들 실험의 결과는 최대하중과 초기 노치 길이가 측정되는 통상적인 線形破壞力學을 사용하여 노치를 가진 시험편으로부터 평가된 破壞韌性(K_{IC})은 크기 효과에 민감하다는 것이 밝혀졌다. 이 크기효과는 최대하중이전에 발생하는 非線形 安定 龜裂 成長(또는 破壞進行帶)에 영향을 미치고 있다. 이 때문에 K_{IC} 와 같은 파라미터는 콘크리트의 균열성장을 설명하는데 만족하지 못하다는 것이 점차 인식되어지고 있다.

섬유 보강 콘크리트에 대한 破壞力學的 研究도 최근에 주목되고 있다.

Harris, Varlow, Ellis⁽⁶⁾는 각기 다른 섬유로 보강된 시멘트 모르타의 노치 보에 대하여 시험하고, K_{IC} 와 ASTM E-399⁽⁷⁾에 의한 破壞에너지를 보고하였다.

Mindess, Lawrence와 Kesler⁽⁸⁾은 노치 보를 사용하여 시멘트 풀, 무근 콘크리트, 강섬유 및 유리 섬유 보강 콘크리트(glass fiber reinforced concrete, GFRC)의 혼입률에 따른 J_{IC} 를 K_{IC} 및 G_{IC} 를 비교

하였으며, 그들은 콘크리트와 섬유보강콘크리트에 대한 破壞規準으로써 J_{IC} 의 유용성을 제시하였다.

Nishioga 등⁽⁹⁾은 여러 가지 혼입률과 시험편 치수에 대하여 SFRC의 3점 혹은 4점 휨 시험편을 사용하여 K_{IC} 와 COD를 연구하였다. 그들은 한계 COD와 K_{IC} 는 纖維混入率에 따라 증가하며, 콘크리트와 섬유보강콘크리트재료의 파괴거동을 연구하는데 보다 큰 시험편이 필요하다고 보고하였다. 이외에도 많은 研究者⁽¹⁰⁻¹²⁾가 섬유의 종류에 따른 파괴거동에 대하여 여러 가지 실험연구를 수행하였다. 報告된 대부분의 결과는 파괴인성치는 균열성장과 섬유혼입률에 따라 증가하고 있었다.

콘크리트의 破壞力學에 관한 研究는 1979년 RILEM내에 콘크리트의 파괴역학에 관한 기술위원회(50FMC)가 설치되어 본격화되었다.⁽¹³⁻¹⁵⁾ 최근에는 콘크리트의 破壞力學 試驗法(89FMT)과 콘크리트의 破壞力學 應用(90FMA)에 관한 2개의 기술 위원회가 설치되어 활동 중에 있다.⁽¹⁶⁾ 이 외에도 SEM(Society for Experimental Mechanics)에도 콘크리트 파괴역학 관련 위원회가 1984년 설립되어, 콘크리트와 岩石의 파괴에 관한 국제회의⁽¹⁷⁾가 열렸고, 매년 세계 각지에서 계속되고 있다.⁽¹⁸⁾ ACI(American Concrete Institute)에서도 1987년 破壞力學 委員會가 설립되어 활동 중에 있으며,⁽¹⁹⁾ 日本 콘크리트工學協會(JCI)내에도 1988년 콘크리트의 파괴역학위원회가 설립되어 활동 중에 있다.^(20,21)

그러나, 많은 연구 결과에도 불구하고 콘크리트의 파괴현상을 명확하게 설명하는 이론적 설명이나, 그 평가방법은 확립되어 있지 못하다. 특히, 高強度 콘크리트 및 纖維補強콘크리트의 破壞力學的 研究는 미흡하다고 생각된다. 따라서, 본 연구는 고강도 콘크리트에 강섬유를 혼입함으로써 얻을 수 있는 파괴인성의 평가방법으로써 J적분의 적용성을 검토하고자 한다.

2. 破壞力學 파라메타

2.1 應力擴大係數

無限板에서 인장응력 σ 를 받는 길이 $2a$ 의 내부 균열에 대한 균열근처의 응력성분은 다음과 같은 일반형으로 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (1)$$

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2)$$

여기서, 係數 K_I 는 應力擴大係數(stress intensity factor)이며, 첨자 I는 모드 I 상태를 나타낸다. 마찬가지로 K_{II} 와 K_{III} 는 모드 II와 모드 III 상태에 있어서 응력확대계수이다.

본 연구에서는 모드 I 상태만을 나타내는 휨 시험편을 대상으로 실험을 실시하였다.

線形破壞力學에서는 탄성변형에너지 $G = \pi\sigma^2 a/E$ 이므로 다음 식이 성립한다.

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (3)$$

2.2 J 積分

龜裂先端的 소성영역이 작을 때에는 線形破壞力學을 적용할 수 있으나, 이러한 경우의 에너지 解放率은 균열선단에서 塑性變形的 영향을 받지 않는다. 그러나, 塑性域의 크기가 무시할 수 없을 정도일 때는 에너지 解放率은 균열선단에서 소성영역의 영향을 받는다. 에너지 解放率의 값에 미치는 塑性效果의 정확한 계산을 위하여서는 균열선단에서 應力場의 엄격한 彈性解를 확립하는 것이 필요하다. 이러한 解는 아직 이용하지 못하고 있으며 이에 대신하는 방법으로 J 積分이 1968년 Rice에 의하여 제안되었다.⁽²²⁾

J 積分은 다음과 같이 주어진다.

$$J = \int_{\Gamma} [\bar{W}dy - \bar{T} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} ds] \quad (4)$$

여기서, Γ 는 積分經路, 즉 응력 상태에 있는 固體內的 면적을 반시계 방향으로 회전하는 閉曲線이고, \bar{W} 는 에너지 密度, \bar{T} 는 經路에서 수직으로 바깥쪽을 향하는 表面力 벡터, \bar{u} 는 變位 벡터, s 는 任意的境界 길이, x 는 龜裂進展方向의 座標, y 는 均열면에 直角方向의 座標이다.

J 적분은 적분경로에 의존하지 않으며, 균열진전에 대하여 적분경로로 둘러싸인 부분의 全 포텐셜 에너지(total potential energy) 變化率과 같고, 線形彈

性體에 있어서는 에너지 解放率 G 와 같으며, 彈塑性 解析에 의해 응력 변형률을 구하고 식(4)에 의해 J 値를 계산하는 것 대신에 균열길이가 조금 다른 공시체에 대한 실험을 실시하여 각 荷重-變位曲線 面積의 差에서 J 치를 구할 수 있고, J 値와 균열선단 근처의 응력 변형률과의 사이에 1대 1의 관계가 있다는 점 등의 여러가지 잇점을 가지고 있어 탄소성 파라메터로서 널리 이용되고 있다.

2.3 破壞 靱성의 實驗的 評價

線形彈性破壞力學에서 사용되는 應力擴大係數 및 限界 에너지 解放率과 彈塑性파라메터로서의 J 積分 値를 實驗적으로 구하여 강섬유 보강 콘크리트의 破壞靱성을 定量化하였다.

실험으로부터 應力擴大係數를 결정하기 위하여 본 論文에서는 Go, Swarts 등⁽²³⁾에 의해서 提案된 다음 식을 이용하였다.

$$K_{IC} = \frac{M}{BH^{1.5}} \left[A_1 \left(1 - \frac{a}{H}\right)^2 + A_2 \left(1 - \frac{a}{H}\right) + A_3 + A_4 \left(1 - \frac{a}{H}\right)^{-1} + A_5 \left(1 - \frac{a}{H}\right)^{-2} \right] \quad (5)$$

여기서, K_{IC} 는 應力擴大係數이고, S/H 가 3일 때 $A_1 = -1.186$, $A_2 = 2.474$, $A_3 = -6.858$, $A_4 = 8.124$, $A_5 = 0.045$ 이며, M 은 모멘트, H 는 보의 높이, B 는 보의 幅, a 는 龜裂의 깊이이다.

또한, 限界 에너지 解放率은 다음 식으로 계산하였다.

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2(1-\nu^2)}{E} \quad (6)$$

여기서, E 는 彈性係數, ν 는 포아손비이다.

J 積分 評價에는 Begley와 Landes⁽²⁴⁾에 의한 直接實驗的方法和 Rice와 Paris 등⁽²⁵⁾의 簡便式을 이용한 半解析的 方法이 있다.

Begley와 Landes는 非線形 彈性材料에 대하여 龜裂進展길이의 변화에 따른 포텐셜 에너지(potential energy)를 나타내고, J 積分이 에너지 保存의 立場에서 龜裂길이가 조금 다른 供試體에 대하여 荷重-載荷點 變位 實驗을 행하여 구한 單位 두께당 포텐셜 에너지의 차로써 다음 식으로 표시하였다.

$$J = -\frac{1}{B} \frac{\partial W_i}{\partial a} \quad (7)$$

식 (7)에 근거해서 初期 노치깊이가 a_1, a_2, a_3, \dots , 와 같이 서로 다른 여러 개의 供試體로부터 (a - W_i) 곡선을 그리고, 이로부터 實驗的으로 직접 J_{IC} 를 定量化하는 方法이다. 그림 1(a)의 荷重-變位 關係(P - δ) 曲線으로부터 공시체의 變位가 D_1, D_2, D_3, \dots , 까지 변형함에 따라 필요한 포텐셜 에너지 W_i 를 實驗에 의해 計測하고, 이것을 그림 1(b)와 같이 龜裂깊이 a 에 대하여 그린 후 이 曲線의 勾配로부터 식(7)의 $\partial W_i / \partial a$ 가 얻어진다.

Rice와 Paris는 龜裂이 비교적 깊은 供試體에서 荷重-變位曲線이 주로 리가멘트(ligament) 길이만에 의존한다는 것을 前提로, 특히 Notch를 가진 圓 供試體에 有效한 半解析的 方法으로 다음과 같이 간단히 구해지는 것을 나타냈다.

$$J = \frac{2}{B(H-a)} \int_0^{\delta_{c,max}} P(d\delta_c) = \frac{2}{B(H-a)} A_C = \frac{2}{B(H-a)} (A_T - A_U) \quad (8)$$

여기서, B 는 보의 幅, $H-a$ 는 리가멘트 길이, $\delta_{c,max}$ 는 荷重點 變位の 内部龜裂로 인한 變位成分이며, A_T 는 포텐셜 에너지이고, A_U 는 노치로 인하여 생긴 成分이며, A_C 는 노치의 存在와 관계없는 成分으로 무노치 供試體의 하중-변위 곡선(P - δ)으로부터 定量化된다.

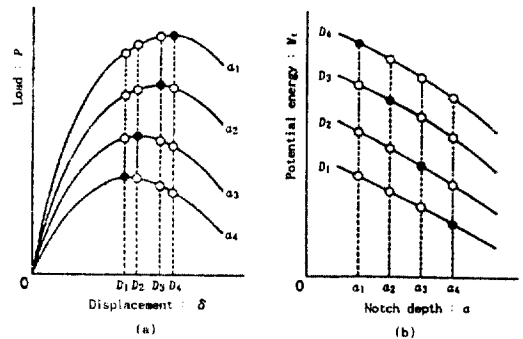


그림 1. Determination method of J_{IC} by Begley and Landes

$$A_C = A_T - A_U \quad (9)$$

限界 J 積分値(J_{IC})를 정확히 評價하기 위해서는 균열의 開始點에서의 J 값이 反映되도록 初期 균열 점까지의 荷重-처짐 曲線下의 面積으로부터 계산되어야만 된다. 그러나, 콘크리트의 초기 균열점을 찾는다는 것이 쉬운 일이 아니므로, 보통 콘크리트에서는 最大 荷重點에 있어서 主 균열이 시작하는 것으로 보고되고 있으므로, 限界 J積分은 최대 하중점에서 定量化할 수 있다고 岡田 등⁽²⁶⁾이 설명하고 있다.

한편, 纖維 補強 콘크리트의 J_{IC} 評價를 最大 荷重點에서 행하는 方法의 하나로 Rice와 Paris의 方法에 基礎를 두고 J_{IC} 를 구하는 方法이 Zaverl 등⁽²⁷⁾에 의해서 提案되었다.

식 (9)의 A_C 를 구하는 方法은 그림 2에 나타나듯이 3가지 方法이 있으며, 어느 方法에 의하느냐에 따라 A_C 즉, J_{IC} 는 다르다.

① $J_{IC}(1)$ 法 : 노치가 있는 것과 없는 것 2개의 供試體를 시험하고, A_T 는 노치가 있는 것의 最大 荷重點에서, A_U 는 노치가 없는 것의 荷重-변위 曲線이 直線을 벗어나는 點에서 A_U 가 實測되는 경우.

② $J_{IC}(2)$ 法 : 노치가 없는 것의 A_C 를 노치가 있는 것에서의 最大 荷重點과 같은 하중점에서 評價할 경우.

③ $J_{IC}(3)$ 法 : 일반적으로 $A_U \ll A_T$ 이므로 $A_U=0$ 으로 보아 近似的으로 $A_C=A_T$ 로 하여 J_{IC} 를 구하는 경우.

本 研究에서는 試驗片 數가 적게 들고, 微分操作이 필요치 않으며, 값에 安定性이 있는 점에서 Rice와 Paris의 方法을 응용한 $J_{IC}(2)$ 法과 $J_{IC}(3)$ 法을 이용하

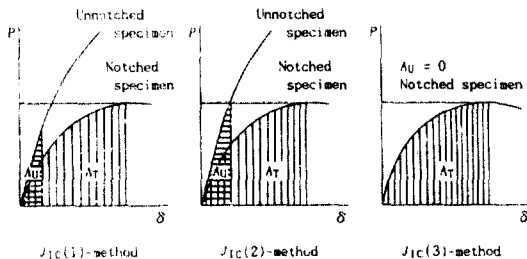


그림 2. J_{IC} evaluation from three stand points

여 J_{IC} 를 評價하고, 應力擴大係數 K_{IC} 와 限界 에너지 解放率 G_{IC} 를 구하여 比較하였다.

3. 實 驗

3.1 사용재료 및 배합설계

本 實驗에 사용한 시멘트는 比重이 3.14인 國內 H社 1종 보통포틀랜드시멘트를 使用하였다.

使用된 骨材는 잔 골재로는 錦江產 江오래와 굵은 골재로는 忠北 淸原郡 芙蓉面產 碎石을 使用하였으며, 그 物理的 性質은 표 1과 같다.

本 實驗에 사용된 鋼纖維는 比重은 7.85이고, 양단 hook형으로 여러개가 다발로 묶여 있으며, 표 2와 같이 2種類인 Belgium의 BEKART社 Dramix製品을 使用하였다.

本 實驗에서는 高强度 鋼纖維 補強 콘크리트를 目標로 물-시멘트비를 30%로 낮추고, 이를 위해 알카리 Sulfonate가 主成分이고, 比重이 1.2인 高性能 減水劑 LIGACE G를 使用하였다.

또한 본 실험에 사용한 配合基準은 一定한 반죽 질기(consistency)를 유지하기 위해 小林一輔 등⁽²⁸⁾의 文獻을 參照하여 결정하였고, 高性能 減水劑를 使用함으로써 單位水量을 15% 줄일 수 있었다. 各 섬유길이와 混入率에 대한 配合 設計表는 표 3과 같다.

표 1. Physical characteristics of aggregate

Classification	Specific gravity	Absorption rate	Fineness modulus
Fine aggregate	2.57	1.20	2.53
Coarse aggregate	15mm	0.68	6.50
	25mm	0.68	7.17

표 2. Dimensions of steel fiber

Type	Length (mm)	Diameter (mm)	Aspect ratio
ZP 30/50*	30	0.50	60
ZC 60/80**	60	0.80	75

*Hooked and specially glued fiber.

**Hooked and normally glued fiber.

표 3. Mixing proportion of steel fiber reinforced concrete

Fiber length L_f (mm)	Fiber content V_f (vol%)	Aggre. max. size (mm)	Slump (cm)	W/C (%)	S/a (%)	Air (%)	Proportion by unit weight(kg/m ³)					
							Water	Cement	Fine aggre.	Coarse aggre.	Admix.	Steel fiber
30 (60)*	0	15	8	30	45	3	158	527	735	930	6.3	0
	0.5	15	8	30	50	3	173	577	776	803	6.9	39.3
	1.0	15	8	30	55	3	181	603	830	703	7.2	78.5
	1.5	15	8	30	60	3	190	633	876	604	7.6	117.8
60 (75)*	0	25	8	30	39	3	160	533	632	1023	8.0	0
	0.5	25	8	30	44	3	174	580	679	894	8.7	39.3
	1.0	25	8	30	49	3	183	610	732	789	9.2	78.5
	1.5	25	8	30	54	3	191	637	783	690	9.6	117.8

() * is aspect ratio

3.2 실험방법

본 실험은 강섬유 혼입률의 영향을 알아보기 위하여 0, 0.5, 1.0, 1.5%의 4가지로 하였다. 사용된 굵은 골재의 최대치수는 강섬유 길이의 1/2로 결정하였으며, 휨 시험편의 치수도 사용된 강섬유 길이의 3배 이상이 되도록 강섬유의 길이 30mm에 대해서는 폭 100mm로 하고 높이를 100, 150, 200mm로 변화시켰으며, 강섬유길이 60mm에 대해서는 폭을 150mm로 하고 높이를 150, 200mm로 변화시켜 그림 3 및 표 4와 같이 모두 5가지 형태의 시험편을 제

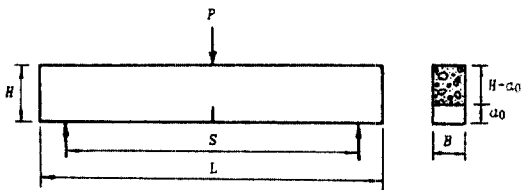


그림 3. Shape of specimen

표 4. Dimension of each type

Type	B	H	L	S	a_0
I	10	10	40	30	3.0
II	10	15	55	45	4.5
III	10	20	70	60	6.0
IV	15	15	55	45	4.5
V	15	20	70	60	6.0

작하였다. 이때 支間은 모두 시험편 높이의 3배로 일정하게 하였다.

휨 供試體는 각각 3개씩 모두 50개를 제작하였으며, 압축강도와 割裂 인장강도용 供試體는 $\phi 10 \times 20$, $\phi 15 \times 30$ 실린더 물드를 이용하여 휨공시체 타설시 모두 70개를 제작하였다.

콘크리트의 混合을 위하여 용량 50 l의 強制式 믹서를 사용하였고, 혼합순서는 먼저 보통 콘크리트의 순서로 혼합한 뒤 鋼纖維를 투입 혼합하였다.

打設된 供試體는 溫度 $23 \pm 2^\circ\text{C}$ 이고, 濕度 60% 이상인 곳에서 24시간 이상 양생 한 후 脫型하였으며, 탈형된 供試體는 $23 \pm 2^\circ\text{C}$ 인 淨水中에서 양생하였다. 모든 시험편은 양생기간에 따른 강도의 차이를 없애기 위하여 60일 이상 水中 양생 한 후 시험시까지 空氣中 양생하였다.

한편, 모든 휨 시험편은 보의 중앙에 노치(notch)의 깊이를 시험편 높이의 30%로 일정하게 하기 위하여 시험직전 다이아몬드 Saw Cutter를 이용하였고, 載荷時 支點部位의 沈下로 인한 처짐의 증가를防止하기 위하여 그림 4와 같은 처짐 測定器具를 제작하여 실험하였다. 이는 한쪽 支持點 위의 시험편 중앙 높이에 回轉이 가능한 힌지를 설치하고, 다른 쪽은 移動端으로 하기 위해 핀(Pin) 위로 수평이동이 가능한 鋼 지지보를 설치하되, 보의 중앙에 최대 측정범위가 5mm인 LVDT를 고정한 것으로 시험편 양쪽 側面의 처짐을 측정토록 하였다.

壓縮強度試驗은 KS F 2405(콘크리트의 압축강도

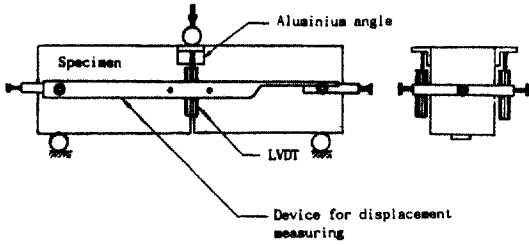


그림 4. Apparatus set-up for measuring displacement

시험방법), 引張強度試驗은 KS F 2423(콘크리트의 인장강도 시험방법)에 따라 日本 Shimadzu社 100 ton容量의 油壓式 萬能試驗機를 사용하였고, 이 때 供試體의 크기는 섬유길이 30mm에는 $\phi 10 \times 20$ cm의 공시체를 사용하였고, 60mm에는 $\phi 15 \times 30$ cm의 공시체를 사용하였으며, 시험시의 材齡은 수중에서 60일 이상 양생한 후 시험시까지 공기중에서 보관하여 휨시험편과 같은 조건하에서 시험을 행하였다.

휨 強度 實驗에 사용한 시험기는 Feedback신호가 가능한 日本 Shimadzu社의 UHF型 5 ton Load Cell이 부착된 Servopulser를 이용하여 中央點 載荷方法으로 실험하였다. 실험시의 載荷速度는 0.3 mm/min의 Stroke制御로 실험을 실시하였으며, 처짐은 시험편 양편 중앙부의 LVDT 평균값을 Recorder의 GBIP를 이용하여 하중과 함께 Personal Computer에 저장하고, TBASIC(TransEra Co. BASIC)을 이용하여 Plot하고 分析하였다.

4. 實驗結果 및 分析

4.1 壓縮強度 및 引張強度

강섬유의 混入率에 따른 圓柱型 供試體의 壓縮強도와 引張強度 및 彈性係數의 측정 결과를 표 5에 나타내었다.^(29,30)

표 5에서 보는 바와 같이 평균 압축강도가 580 kg/cm²이상인 고강도 콘크리트를 얻었으며, 강섬유 혼입률의 변화에 따라 압축강도가 강섬유 혼입률 1% 이하에서는 다소 증가하였으나, 1% 이상에서는 혼입률이 증가할수록 저하하고 있었다. 이는 강섬유 혼입률 1% 이상에서는 약간의 섬유몽킴(Fiber Ball) 등의 현상이 발생하여 치밀하고 균질한 조직을 얻을 수 없었던데 그 원인이 있는 것으로 사료되며, 이러한 결과는 Williamson⁽³²⁾의 연구 결과에서도 찾아 볼 수 있었다. 한편, 활열인장강도는 강섬유의 혼입률에 따라 크게 증가하고 있었으며, 강섬유 길이가 증가할수록 증가율이 현저하였다. 따라서, 섬유의 혼입은 인장강도에서 뚜렷하게 나타나고 있으나, 압축강도에는 큰 효과를 기대하기가 어려웠으며, 이를 위해 적정량의 혼입률과 섬유의 분산을 고르게 하여 균질질의 조직을 얻을 수 있도록 하는 것이 중요하다고 생각한다.

4.2 破壞靱性的의 考察

실험으로부터 얻은 각 섬유 길이별 혼입률에 따른 하중-처짐 곡선을 나타낸 것이 그림 5, 그림

표 5. Test results of cylinder compressive strength and splitting tensile strength and modulus of elasticity

Fiber length (mm)	Fiber content (Vol. %)	Average compressive strength (kg/cm ²)	Average splitting tensile strength (kg/cm ²)	Average modulus of elasticity (kg/cm ²)
	0	656 (4, 16.1)*	49.4 (3, 28.1)*	3.26 × 10 ⁵ (4, 4.4)*
30	0.5	738 (4, 10.3)	59.2 (3, 8.7)	3.28 × 10 ⁵ (4, 1.8)
30	1.0	724 (14, 10.9)	71.4 (15, 7.6)	3.23 × 10 ⁵ (14, 10.1)
30	1.5	673 (3, 2.9)	85.0 (4, 2.8)	3.00 × 10 ⁵ (3, 5.2)
	0	580 (3, 14.0)	40.0 (3, 11.2)	3.27 × 10 ⁵ (3, 7.5)
60	0.5	704 (4, 8.5)	65.4 (4, 6.4)	3.28 × 10 ⁵ (4, 5.1)
60	1.0	612 (3, 17.5)	89.2 (3, 8.1)	2.98 × 10 ⁵ (3, 0.9)

* () is specimen number and coefficient of variation

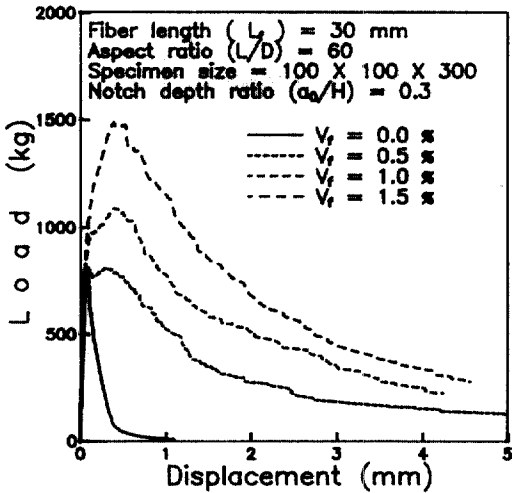


그림 5. Load-deflection curve for various fiber contents($L_r=30\text{mm}$)

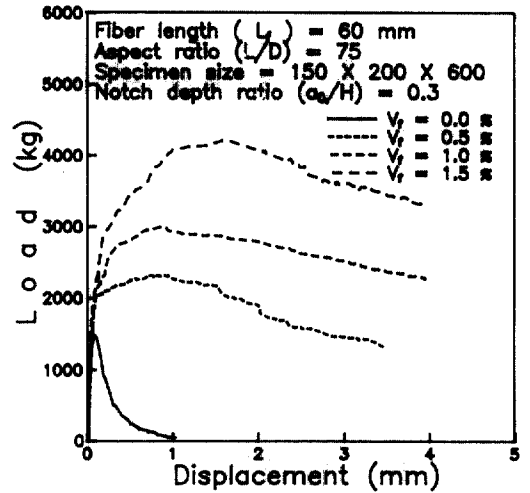


그림 7. Load-deflection curve for various fiber contents($L_r=60\text{mm}$, Type V)

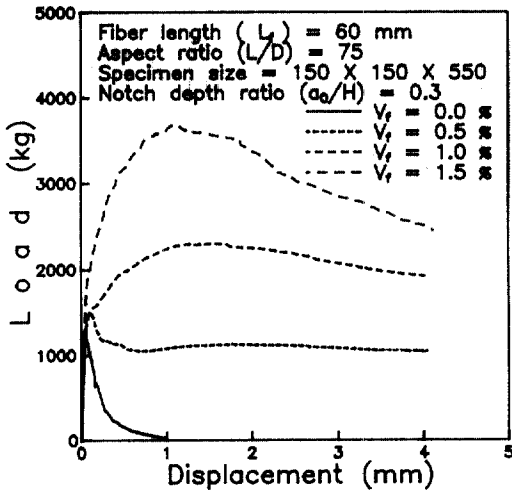


그림 6. Load-deflection curve for various fiber contents($L_r=60\text{mm}$, Type IV)

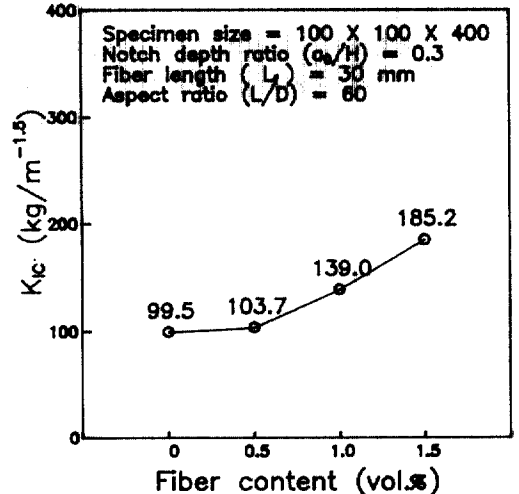


그림 8. K_{1c} for various fiber contents($L_r=30\text{mm}$)

6 및 그림 7이다.

표 6은 섬유 혼입률에 따른破壊靱性値의 계산 결과이다.

강섬유의 혼입률에 따른 K_{1c} 의 값을 그림 8과 그림 9에 나타냈고, 그림 10과 그림 11에 G_{1c} 와 J_{1c} 의 값을 보였다.

그림 8과 그림 9는 강섬유 혼입률에 따른 K_{1c} 의 변화를 나타내고 있으며, 그림 10과 그림 11로부터

限界 에너지 解放率 G_{1c} 와 限界 J 積分値 J_{1c} 를 비교해 볼 때, 보통 콘크리트에서의 J_{1c} 는 G_{1c} 의 1.9~3.5배 되었지만, 강섬유의 혼입률이 증가할수록 그 증가율은 상당히 커지고 있음을 알 수 있다. 이것은 鋼纖維 補強 콘크리트는 높은 應力狀態에서 현저히 非線形性을 나타내므로 靱性値가 혼입률에 따라 현저히 증가하고 있다고 판단되며, 따라서, 강섬유 보강콘크리트의 破壊靱性을 평가하기 위해서는 J_{1c} 가

표 6. Calculated fracture toughnesses for various fiber contents*

Series	Fiber length L_f , mm	Fiber content V_f , %	Specimen size $B \times H \times L$, mm	K_{Ic} kg/cm ^{1.5}	G_{Ic} kg/m	$J_{Ic}(2)$ kg/m	$J_{Ic}(3)$ kg/m	$\frac{J_{Ic}(3)}{J_{Ic}(2)}$	$\frac{J_{Ic}(3)}{G_{Ic}}$
A00-I3	30	0	100×100×400	99.5	3.0	7.5	10.4	1.39	3.5
A05-I3	30	0.5	100×100×400	103.7	3.2	10.5	14.6	1.39	4.6
A10-I3	30	1.0	100×100×400	139.0	5.8	65.4	74.7	1.14	12.9
A15-I3	30	1.5	100×100×400	185.2	10.4	146.3	157.6	1.08	15.2
C00-IV3	60	0	150×150×550	98.8	3.0	—	6.6	—	2.2
C05-IV3	60	0.5	150×150×550	141.1	6.1	—	166.0	—	27.2
C10-IV3	60	1.0	150×150×550	171.2	9.0	324.2	330.3	1.02	36.7
C15-IV3	60	1.5	150×150×550	283.0	24.2	—	365.1	—	15.1
C00-V3	60	0	150×200×700	113.0	3.9	—	7.4	—	1.9
C05-V3	60	0.5	150×200×700	134.2	5.6	—	72.8	—	13.0
C10-V3	60	1.0	150×200×700	203.0	12.7	220.6	230.9	1.05	18.2
C15-V3	60	1.5	150×200×700	303.0	28.2	—	733.0	—	26.0

* Notch depth ratio(a/H)=0.3

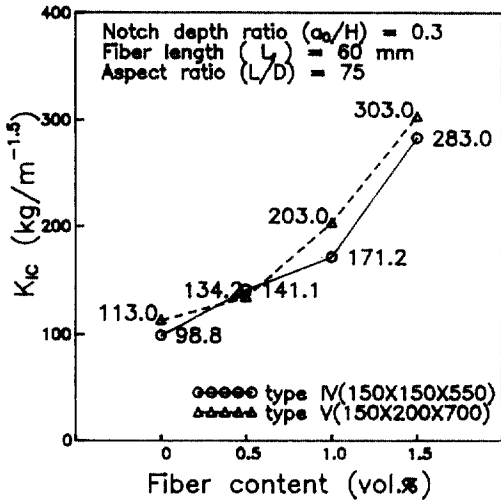


그림 9. K_{Ic} for various fiber contents($L_f=60$ mm)

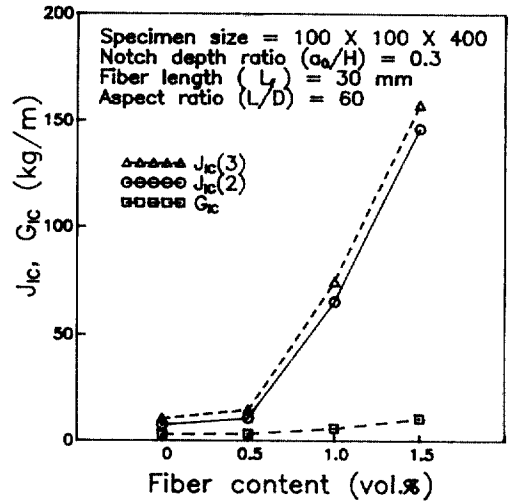


그림 10. G_{Ic} and J_{Ic} for various fiber contents($L_f=30$ mm)

G_{Ic} 보다 우수함을 알 수 있다. 또한, 高强度 콘크리트의 脆性化를 延性化시키는데 강섬유가 效果的으로 이용될 수 있음을 알 수 있었다.

한편, 강섬유 길이 30mm의 混入率 0.5%에서는 J_{Ic} 의 증가가 거의 없었으며, 混入率 1.0% 이상에서 뚜렷하게 증가하고 있었다. 이러한 結果는 Brown⁽³¹⁾

과 Mindess⁽⁸⁾도 비슷한 結果를 보고하고 있다. Mindess는 混入率 0.75% 이하에서는 휨 강도와 균열 初期에 필요한 포텐셜 에너지에 效果가 없음을 보고하고 있다. 따라서, 강섬유의 분산성 및 작업성 등을 고려할 때 강섬유 混입률 1.0%일 때가 적당하다고 판단된다.

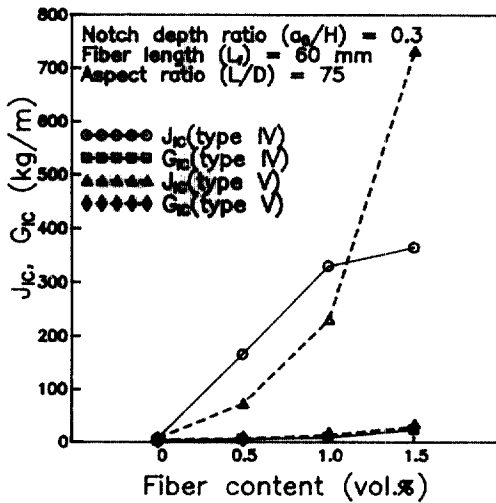


그림 11. G_{IC} and J_{IC} for various fiber contents ($L_f=60\text{mm}$)

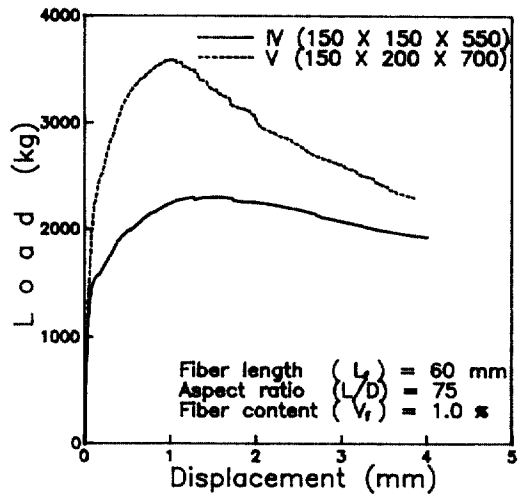


그림 13. Load-deflection curve for various specimen sizes ($L_f=60\text{mm}$)

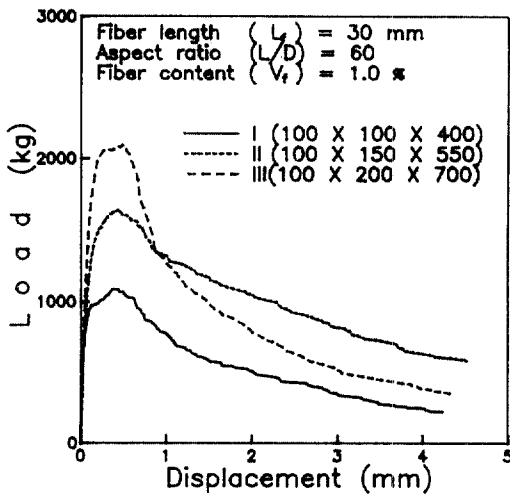


그림 12. Load-deflection curve for various specimen sizes ($L_f=30\text{mm}$)

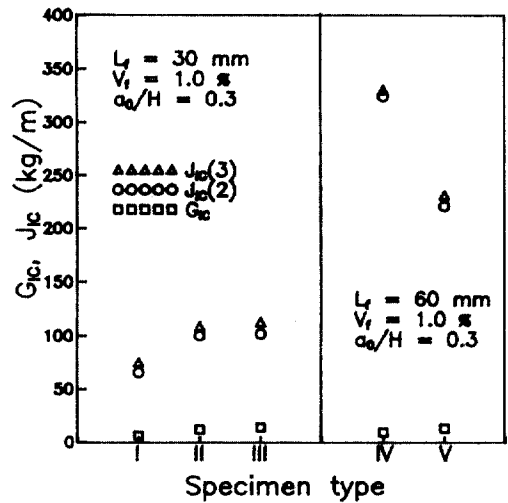


그림 14. G_{IC} and J_{IC} for various specimen sizes ($V_f=1.0\%$)

표 7. Calculated fracture toughnesses for various specimen sizes*

Series	Fiber length L_f , mm	Specimen size $B \times H \times L$, mm	K_{IC} kg/cm ^{1.5}	G_{IC} kg/m	$J_{IC}(2)$ kg/m	$J_{IC}(3)$ kg/m	$J_{IC}(3)$	
							$J_{IC}(2)$	G_{IC}
A10-I3	30	100×100×400	139.0	5.8	65.4	74.7	1.14	12.9
A10-II3	30	100×150×550	196.7	11.6	99.8	108.5	1.09	9.4
A10-III3	30	100×200×700	213.5	13.7	101.5	112.3	1.11	8.2
C10-IV3	60	150×150×550	171.2	9.0	324.2	330.3	1.02	36.7
C10-V3	60	150×200×700	203.0	12.7	220.6	230.9	1.05	18.2

* Notch depth ratio (a_0/H) = 0.3

또한, 실험으로부터 얻은 각 섬유 길이별 시험편의 크기에 따른 하중-처짐 곡선을 나타낸 것이 그림 12 및 그림 13이다.

표 7은 시험편의 크기에 따른 破壊靱性値의 변화를 나타내고 있으며, 그림 14에 나타냈다.

강섬유의 길이 30mm, 강섬유의 混入率 1.0%에서 공시체의 크기에 따른 J_{IC} 를 살펴 보면, I형 공시체보다 II, III형 공시체가 45~50% 정도 크게 나타나고 있다. J_{IC} 의 定量化에 이용하는 공시체의 크기는 J_{IC} 계산에 필요한 最大強度點에서 포텐셜 에너지의 변동이 적고, 試驗片의 취급도 쉬운 II형 공시체가 適當하다고 생각된다.

강섬유의 길이 60mm에서는 IV형 공시체보다 V형 공시체가 더 작게 나타나고 있다. J_{IC} 가 破壊靱性標準으로서 유용하게 되려면, 試驗片의 形狀과 크기에 무관하여야 한다. 그러나, 그림 14에서 알 수 있듯이 J_{IC} 값이 試驗片의 크기에 따라 크게 변하고 있다. 이는 그림 13에서 보는 바와 같이 전 파괴에너지는 V형 공시체가 더 크지만, J_{IC} 의 값이 최대 하중점으로부터 얻어짐으로 인하여 오히려 인성치가 적어지는 불합리함을 나타내고 있다. 따라서, 이에 대한 研究는 강섬유의 길이를 고려하여 시험하기 쉽고, 破壊靱性値에 安定性이 있는 파괴에너지 등에 대한 연구가 이루어져야 될 것으로 판단된다.

지금까지의 結果를 살펴보면 J_{IC} 는 G_{IC} 보다 강섬유 보강 콘크리트의 破壊靱性을 評價하는데 더 有效하다고 생각되나, J_{IC} 의 實驗的 評價에 의해 얻어지는 결과가 最大荷重點에서 얻어짐으로 인하여, 최대 하중점의 選定에 아주 크게 좌우된다는 것이 問題點으로 지적되고 있다. 따라서, 콘크리트와 같은 非均質 材料의 경우에는 균열의 進展過程이 불규칙적이므로 균열 발생점을 바르게 찾아내는 測定技術과 程度上的 問題점을 포함하여, 계속 研究 對象으로 남아 있다.

5. 結 論

1. 취성재료인 고강도콘크리트에 강섬유를 보강함으로써 파괴인성을 개선할 수 있음을 파괴역학 파라미터를 이용하여 정량화하였다.

2. 강섬유보강 콘크리트의 파괴인성 평가를 위해

서는 선형파괴역학 파라미터인 K_{IC} (혹은 G_{IC})보다 비선형파괴역학 파라미터인 J_{IC} 가 더 효과적임을 알 수 있었다.

3. 강섬유길이 30mm를 사용한 공시체의 섬유 혼입률별 파괴인성치(J_{IC})를 비교한 결과, 혼입률 0.5%에서는 그 증가가 거의 없었으며, 혼입률 1% 이상에서는 뚜렷한 증가를 보였다. 따라서, 강섬유의 분산성 및 작업성 등을 고려할 때 혼입률 1%일 때가 적당하다고 판단된다.

4. J_{IC} 의 정량화에 이용하는 공시체의 크기는 J_{IC} 의 계산에 필요한 최대강도점에서 포텐셜에너지의 변동이 적고 시험편의 취급도 간편한 공시체의 선택이 필요하다.

5. J_{IC} 의 실험적 평가에 의해서 얻어지는 결과는 최대하중점에서 얻어짐으로 인하여 최대하중점의 선정에 아주 크게 좌우되는 문제점을 가지고 있다. 따라서, 균열발생점을 바르게 찾아내어 이를 이용하는 방법이 차후 계속되어야 할 연구과제이다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단의 1990년도 기초연구비 지원에 의해 수행된 연구의 일부이며, 이에 깊은 감사를 드립니다. 또한 강섬유의 구입에 적극 협조하여 주신 풍한양행 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Kaplan, M. F., "Crack Propagation and the Fracture of Concrete", *ACI Jour. Proceedings*, Vol. 58, No. 5, Nov., 1961, pp. 591-610.
2. Griffith, A. A., "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids", *Philosophical Transactions*, Royal Society of London, Vol. A22, 1921, pp. 163-198.
3. Naus, D. J., and Lott, J. L., "Fracture Toughness of Portland Cement Concrete", *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 66, No. 6, June, 1969, pp. 481-489.
4. Lott, J. L., Kesler, C. E., and Naus, D. J., "Fracture Mechanics - Its Applicability to Concrete", in *Mechanical Behavior of Materials*, Vol. 4, Society of Materials Science, Japan, 1972, pp. 113-124.
5. Lott, J. L., and Kesler, C. E., "Crack Propagation

- in Plain Concrete”, *Symposium on Structures of Portland Cement Paste and Concrete*, SR90, Highway Research Board, Washington, 1966, pp. 204-218.
6. Harris, B., Varlow, J., and Ellis, C. D., “The Fracture Behavior of Fiber Reinforced Concrete”, *Cement and Concrete Research*, Vol. 2, 1972, pp. 447-461.
 7. ASTM Designation E-399-74, “Standard Method of Test for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials”, Part 10, ASTM Annual Standard, 1986.
 8. Mindess, S., Lawrence, F. V., and Kesler, C. E., “The J-Integral as a Fracture Criterion for Fiber Reinforced Concrete”, *Cement and Concrete Research*, Vol. 7, 1977, pp. 731-742.
 9. Nishioga, K., Yamakawa, S., Hirakawa, and Aki-hama, S., “Test Method for the Evaluation of the Fracture Toughness of Steel Fiber Reinforced Concrete(SFRC)”, *International Symposium, RILEM-ACI-ASTM*, April, 1978, pp. 87-98.
 10. Swamy, R. N., “Influence of Slow Crack Growth on the Fracture Resistance of Fiber Cement Composites”, *International Journal of Cement Composites*, Vol. 2, No. 1, Feb., 1980, pp. 43-53.
 11. Brandt, A. M., “Crack Propagation Energy in Steel Fiber Reinforced Concrete”, *International Journal of Cement Composites*, Vol. 2, No. 1, Feb., 1980, pp. 35-42.
 12. Halvorsen, G. T., “J-Integral Study of Steel Fiber Reinforced Concrete”, *International Journal of Cement Composites*, Vol. 2, No. 1, Feb., 1980, pp. 13-22.
 13. Wittmann, F. H., Editor, “*Fracture Mechanics of Concrete*”, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, Holland, 1983, p. 680.
 14. Wittmann, F. H., Editor, “Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete”, *Proceedings of the International Conference on Fracture Mechanics of Concrete*. Lausanne Switzerland, Oct., 1989, p.699.
 15. RILEM Draft Recommendation (50-FMC), “Determination of the Fracture Energy of Mortar Concrete by Means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams”, *Materials and Structures*, Vol. 18, No. 106, 1985, pp. 285-290.
 16. Elfgren, L., Editor, “*Fracture Mechanics of Concrete Structures - from Theory and Applications*”, RILEM Report, Chapman and Hall, 1989, p. 407.
 17. Shah, S. P., and Swartz, S. E., Editor, “*Fracture of Concrete and Rock*”, SEM -RILEM International Conference, Houston, TX, U.S.A., June, 1987, p. 709.
 18. Shah, S. P., Swartz, S. E., and Barr, B., Editor, “*Fracture of Concrete and Rock*”, International Conference on Recent Developments in the Fracture of Concrete and Rock, Cardiff, U.K., Sept., 1989, p. 756.
 19. Li, V. C., and Bazant, Z. P., Editor, “*Fracture Mechanics : Application to Concrete*”, American Concrete Institute, SP-118, 1989, p. 298.
 20. Mihashi, H., Takahashi, H., and Wittmann, F.H., Editor, “*Fracture Toughness and Fracture Energy - Test Methods for Concrete and Rock*”, International Workshop, Sendai, Japan, Oct., 1988, p. 486.
 21. JCI-C19, JCI Colloquium on Fracture Mechanics of Concrete Structures, *JCI Committee Report and Proceedings*, Japan, Mar., 1990, p. 176.
 22. Rice, J. R., “A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notches and Cracks”, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 35, 1968, pp. 379-386.
 23. Go, C. G., Swartz, S. E. and Hu, K. K., “Stress Intensity Factors for Single-Edge-Notch Beam”, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 110, No. 4, April, 1984, pp. 629-633.
 24. Begley, J. A., and Landes, J. D., “The J-integral as a Fracture Criterion”, in *Fracture Toughness*, ASTM STP 514, American Society for Testing and Materials, 1972, pp. 1-20.
 25. Rice, J. R., Paris, P. C., and Merkle, J. G., “Some Further Aspects of J-integral Analysis and Estimates”, in *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing*, ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, 1973, pp. 231-245.
 26. 岡田 清, 小柳 治, 六郷恵哲, “コンクリートの曲げ引張破壊過程に関するエネルギー的考察”, *日本土木學會論文報告集*, 第285號, 1979, pp. 109-119.
 27. Zaverl, F., etc, “Department of Theoretical and Applied Mechanics”, *Report No. 394*, University of Illinois, Sept., 1974.
 28. 小林一輔, 岡村雄樹, “所要のコンシステンシーを得るための鋼纖維補強コンクリートの配合設計方法”, *日本土木學會論文報告集*, 第293號, 1980. 4, pp. 111-119.
 29. 김태봉, 정경섭, 구봉근, “J적분에 의한 강섬유 보강 고강도 콘크리트의 파괴인성평가”, *대한토목학회, 1991년도 학술발표회 개요집*, 1991년 10월, pp.

- 172-175.
30. 구봉근, 정경섭, 김태봉, “강섬유의 보강이 고강도 콘크리트의 강도특성에 미치는 영향”, **한국콘크리트학회 논문집**, 제4권 2호, 1992년 6월, pp. 93-101.
31. Brown, J. S., “The Failure of Glass-Fibre-Reinforced Notched Beams in Flexure”, *Magazine of Concrete Research*, Vol. 25, March, 1973, pp. 31-38.
32. Williamson, G. R., “The Effect of Steel Fiber on the Compressive Strength of Concrete”, in *Fiber reinforced Concrete*, American Concrete Institute, SP-44, 1974, pp. 195-208.
- (接受 : 1992. 5. 27)