

통합방법을 이용한 철근콘크리트부재의 비선형 유한요소해석

Unified Method for Nonlinear Finite Element Analysis
of RC Planar Members



박홍근*

Park, Honggun

요 약

2차원 응력상태의 철근콘크리트 부재해석을 위하여 소성이론과 파괴모델의 통합방법을 연구하였다. 콘크리트의 대별되는 두 가지 거동특성인 다차원 압축상태의 강도증가와 인장균열파괴를 동시에 나타내기 위하여, 압축파괴와 인장균열의 다중파괴기준을 사용하는 소성이론을 근간으로 여러 실험결과를 반영하는 파괴모델을 적용한다. 압축파괴기준으로서 Drucker-Prager모델과 von Mises모델을 비교 사용하며, 인장균열거동에 대하여 회전균열소성모델과 고정균열소성모델을 비교한다. 이러한 압축파괴기준과 인장균열파괴기준의 설정에는 다차원 압축상태의 강도증가, 균열로 인한 인장과 압축응력도의 저하, 보강철근의 영향 등을 나타내는 실험식과 파괴에너지개념을 사용한다. 이 재료모델을 비선형유한요소해석에 사용하여 기존의 실험결과와 비교한다. 재료모델의 압축파괴와 인장균열거동을 검증하기 위하여 콘크리트의 압축파괴 또는 철근의 인장항복에 의하여 거동이 대별되는 실험들과 비교한다.

Abstract

Concrete plasticity models for the analysis of reinforced concrete members in plane

* 정회원, 전우구조기술사 사무소 소장

• 본 논문에 대한 토의를 1997년 6월 30일까지 학회로 보내주
시면 1997년 8월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

stress are studied. The proposed plasticity model for reinforced concrete provides a unified approach combining plasticity theory and damage models. It addresses strength enhancement under multiaxial compression, and tensile cracking damage. The model uses multiple failure criteria for compressive crushing and tensile cracking. For tensile cracking behavior, rotating-crack and fixed-crack plasticity models are compared. As crushing failure criterion, the Drucker-Prager and the von Mises models are used for comparison. The model uses new and existing damage models for tension softening, tension stiffening, and compression softening due to tensile cracking. Finite element analyses using the unified method are compared with existing experimental results. To verify the proposed crushing and cracking plasticity models, the experiments have load capacities governed either by compressive crushing of concrete or by yielding of reinforcing steel.

Keywords : unified method, plasticity, damage model, multiple failure criteria, nonlinear finite element analysis

1. 서 론

콘크리트의 대별되는 거동특성은 다축압축상태에서 강도의 증가와 균열로 인한 인장응력도의 감소이다. 다축압축강도증가와 인장균열은 각각 독립적으로 연구 발전되어 왔으며, 일반적으로 다축압축강도 증가에 대해서는 소성모델을, 인장균열거동에 대해서는 파괴모델을 사용하고 있다.

극한하중을 받는 대부분의 철근콘크리트부재에는 다축압축과 인장응력상태가 동시에 존재한다. 따라서 철근콘크리트부재의 해석을 위한 콘크리트 모델은 다축압축강도증가와 인장균열거동을 동시에 나타낼 수 있어야 한다. 그러나, 다축압축과 인장상태의 콘크리트거동은 상이하여 한가지 이론으로 두 형태의 거동을 동시에 나타내기는 쉽지 않다. 다축압축과 인장균열의 독립적인 두 개의 파괴기준을 이용하는 소성이론은 이러한 문제를 해결하는 하나의 방법을 보여주며, 저자는 몇 가지 연구^{9),12)}를 기초로 하여 다중파괴기준을 이용하는 소성모델을 발전시켰다.¹⁰⁾

무근콘크리트는 압괴 또는 인장균열에 의하여 파괴가 일어난다. 대부분의 콘크리트소성모델은 압축과 인장균열의 두 개의 응력도영역을 다루는 단일 파괴기준을 사용하며, 따라서 인장균열도 압괴와 마찬가지로 재료의 파괴로 간주한다. 그러나 무근콘크리

트와는 달리, 철근콘크리트에서 인장균열은 재료의 즉시파괴를 의미하지 않는다. 인장균열후에도 철근콘크리트의 인장강도는 철근에 의하여 유지되며 전단응력상태 또는 인장-압축상태에서는 상당한 인장균열의 진전후 압축파괴가 일어난다. 이러한 철근콘크리트의 인장균열후 거동특성을 나타내기 위하여 압축파괴와 인장균열을 독립적으로 그리고 동시에 규정하여야 한다. 이를 위하여 본 연구에서 제시되는 철근콘크리트의 소성모델은 압축파괴와 인장균열의 두 개의 독립적인 파괴기준 및 소성거동을 규정한다.

철근콘크리트의 재료모델들은 이상화된 균열방향을 가정하고 있으나 인장균열거동의 복잡성으로 인하여 인장균열방향의 진전을 정확히 예상하기는 어렵다. 따라서 일반적인 콘크리트모델은 두 개의 대별되는 이상화된 균열방향을 사용하는데 이들이 고정균열모델과 회전균열모델이다. 이러한 균열방향의 이상화를 소성모델에도 적용할 수 있으며, 본 논문에서는 회전과 고정균열방향을 갖는 소성모델을 각각 회전균열소성모델과 고정균열소성모델로 정의한다.

일반적인 소성이론을 인장균열거동에 적용하는 회전균열소성모델에서, 균열파괴면은 응력불변계수(stress invariants)에 의하여 정의된다. 따라서 회전균열소성모델은 특정한 균열방향을 정의하지 못하며, 이로 인하여 일정한 균열방향을 갖는 무근콘크리

트의 인장균열거동을 나타내는데 단점을 갖고 있다고 알려져 왔다. 그러나 철근콘크리트의 여러 가지 실험에 의하면, 콘크리트의 미세균열은 철근과의 부착으로 인하여 점진적으로 발전하며, 균열후 응력상태의 변화에 따라 전체적인 균열의 방향성이 회전할 수 있다는 사실이 밝혀졌다. 따라서 회전균열모델이 정확한 해석결과를 나타낸다는 연구가 보고되어 왔으며, 이를 토대로 일반적인 소성이론을 인장균열거동에 이용하는 근거를 마련하게 되었다. 반면, 고정균열모델도 소성이론에 이용할 수 있는데, 고정균열소성모델에서는 최초인장균열이 일어나자마자 균열방향이 고정된다고 가정하며, 균열후 인장거동은 이 고정균열방향에서 정의된다.

이상과 같은 다중파괴기준을 이용한 소성모델은 압축과 인장균열을 동시에 고려할 수 있는 기본적인 원리를 마련하고 있다.

그러나 철근콘크리트는 압축과 인장균열, 철근의 부착 등의 상호작용으로 상당히 복잡한 거동특성을 나타내며, 이러한 현상들은 실험을 통한 경험식 또는 파괴에너지개념을 통하여 파괴모델의 형태로 해석과 설계에 이용되고 있다. 따라서, 정확한 콘크리트의 압축과 인장균열거동을 나타내기 위하여 거동원리를 규정하는 소성이론과 다양한 거동특성을 반영하는 실험식의 결합이 필요하다. 이 논문에서는 저자가 이미 발표한 다중파괴기준을 이용한 콘크리트의 소성모델¹⁰⁾과 기존의 또는 새로운 파괴모델의 통합방법을 발전시키며, 이를 위하여 다음과 같은 연구에 중점을 두고 있다.

- 1) 압축과 인장균열 파괴기준으로서 Drucker-Prager 모델의 적용.
- 2) 인장균열에 의한 인장응력감소(tension softening), 균열후 부착에 의한 인장응력증가(tension stiffening), 인장균열에 의한 압축강도의 저하(compression softening due to tensile cracking)를 나타내는 파괴모델의 적용.
- 3) 압축파괴와 인장균열에 대한 파괴에너지 개념의 도입.
- 4) 고정균열소성모델과 회전균열소성모델의 효율성 비교.

2. 재료모델

앞서 밝힌 바와 같이 본 연구에서 개발된 소성모델은 압축과 인장균열의 다중파괴기준과 소성거동을 규정한다. 압축력이 우세한 영역에서는 압축파괴기준이 먼저 발현하여 압괴로 인한 비선형거동이 인장균열거동보다 우세하게 된다. 인장력이 우세한 영역에서는 반대현상이 나타난다.

이 재료모델은 2차원 응력상태(plane stress)의 콘크리트거동을 단순화한다. 콘크리트의 소성거동법칙으로서 연계유동법칙(associative flow)과 재료의 비선형특성으로서 등방성경화법칙(isotropic hardening)을 사용하며, 압축파괴기준으로서 Drucker-Prager모델(이하 D-P모델)과 von Mises모델을 비교 사용한다. 인장거동을 위하여 균열방향의 두 가지 이상화모델, 즉 고정균열소성모델과 회전균열소성모델을 사용한다.

고정균열소성모델에서는 인장응력도가 균열응력도에 도달할 때 주변형도축에서 균열파괴면이 생기며, 균열후 전단강성도 감소한다. 따라서 균열콘크리트의 이방성 특성이 주변형도축에서 정의되며, 이 주변형도축은 초기균열방향으로 설정된다. 이후의 하중에 대하여 이방성직교축은 초기균열방향에 고정되어 균열콘크리트의 인장거동은 이 초기균열축에서 정의된다. 또한, 이 초기균열방향의 직각방향에서 또 다른 인장균열이 검토된다. 따라서 2차원응력상태에서 압축파괴면과 두 직교축의 인장균열파괴면을 합하여 최대 세 개의 파괴면이 동시에 존재할 수 있다.

회전균열소성모델에서는 압축파괴와 인장균열파괴기준으로서 D-P모델을 사용한다. 인장균열파괴기준이 응력불변계수(stress invariants)에 의하여 정의되기 때문에 다중인장균열방향을 나타낼 수 없으나, 일반적으로 단조증가하중을 받는 구조체에는 다중인장균열방향이 존재하지 않는다. 2차원응력상태의 회전균열소성모델에서는 압축파괴와 인장균열의 최대 두 개의 파괴면이 존재할 수 있다.

다축압축상태의 콘크리트강도증가는 소성이론에 의하여 정의되며, 압축과 인장균열로 인한 손상은 실험식과 파괴에너지개념을 압축파괴면과 인장균열파괴면에 적용하여 나타낼 수 있다. 따라서 이 파괴면들은 균열후 압축응력과 인장응력의 감소, 부착에

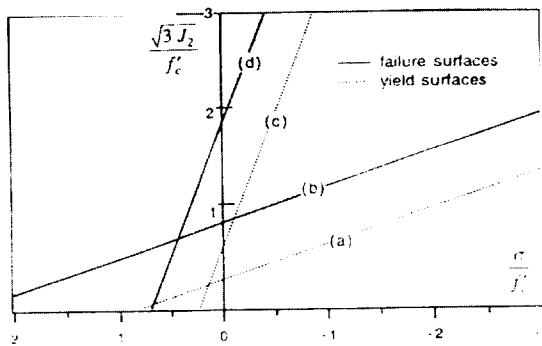


Fig. 1 Drucker-Prager failure surfaces in terms of stress invariants:

- (a) $f_1(\bar{\sigma}_1 = f_{m1}/3)$; (b) $f_1(\bar{\sigma}_1 = f_{m1}/3)$; (c) $f_2(\bar{\sigma}_1 = f_{m2}/3)$; (d) $f_2(\bar{\sigma}_1 = f_{m2})$

의한 인장응력증가, 인장균열로 인한 압축강도의 저하현상 등에 의하여 영향을 받는다.

2.1 압축파괴기준과 인장균열파괴기준

압축파괴기준으로서 단조증가압축하중에 대한 콘크리트의 거동을 위하여 개발된 탄성경화소성모델 1) (elastic-hardening plasticity model)을 사용한다.

$$f_1 = g_1(\sigma, J_2) - \bar{\sigma}_1(\epsilon_{p1}) \quad (1)$$

$$g_1 = g_1(\sigma, J_2) = A_1\sigma + A_2\sqrt{3J_2} + A_3 \quad (2)$$

$g_1(\sigma, J_2)$ 은 유효응력도이며, $\bar{\sigma}_1$ 은 유효소성변형도 ϵ_{p1} 의 식으로 표현되는 파괴면을 가리킨다. 여기서 아래첨자 "1"은 압축파괴를 나타낸다. D-P 기준에 대하여 상수 A_1, A_2, A_3 는 다음 조건에 의하여 결정된다.

$$\begin{aligned} \sigma_{11} = f_c / 3 \quad \text{인 경우,} & \quad \bar{\sigma}_1 = 0 \\ \sigma_{11} = f_c \quad \text{인 경우,} & \quad \bar{\sigma}_1 = 1 \\ \sigma_{11} = \sigma_{22} = -1.16f_c \quad \text{인 경우,} & \quad \bar{\sigma}_1 = 0 \end{aligned}$$

각 조건에서 정의되지 않은 다른 성분의 응력도 값들은 0이다. 첫째조건은 1축압축상태의 콘크리트의

Table 1 Loading conditions and material properties of shear panels tested by ecchio(1981)

Panel	Loading σ_x, V_x	Concrete		Reinforcing steel			
		f_c (MPa)	ϵ_u (%)	f_w (MPa)	f_{1w} (MPa)	P_w (%)	P_{1w} (%)
PV 10	0 : 0 : 1	14.5	0.27	276	276	1.785	0.990
PV 12	0 : 0 : 1	16.0	0.25	469	269	1.785	0.446
PV 29	up to 3.8 Mpa 0 : 0 : 1 -1 : -1 : 1	21.7	0.18	441	324	1.785	0.885

Table 2 Loading conditions and material properties of shear panels tested by Lefas et al. (1990)

Wall	Axial Load (kN)	Cube strength (MPa)	Reinforcing steel(Zone 1)				Reinforcing steel(Zone 2)			
			f (MPa)	f (MPa)	p_s (%)	f_s (MPa)	p_s (%)	f_s (MPa)	p_s (%)	f_s (MPa)
SW21	0	42.8	520	0.8	470	2.1	520	1.2	470	3.3
SW22	182	50.6	520	0.8	470	2.1	520	1.2	470	3.3
SW23	343	47.8	520	0.8	470	2.1	520	1.2	470	3.3

항복상태(선형과 비선형의 임계상태), 둘째와 셋째조건은 각각 1축압축과 2축압축상태에서 콘크리트의 압축파괴를 나타낸다.⁷⁾ 식 (1)의 D-P 파괴기준이 응력변계수의 관계로 Fig. 1에, 그리고 2차원응력상

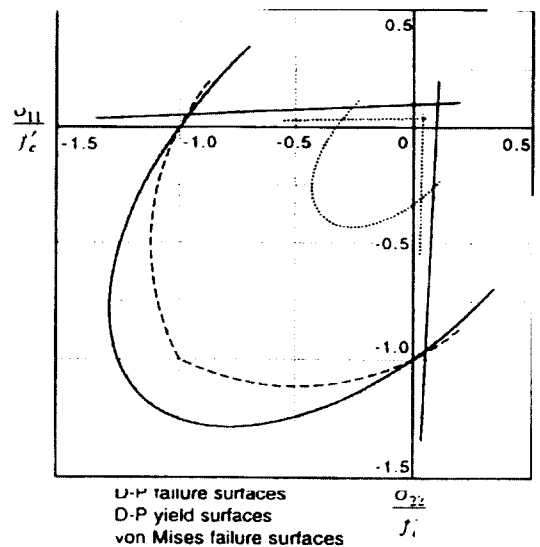


Fig. 2 Drucker-Prager and von Mises failure surfaces in terms of plane stresses

태의 관계로 Fig. 2에 나타나 있다. von Mises기준을 사용할 경우 $A_1=A_3=0$ 이며 A_2 은 두 번째 조건을 사용하여 구한다. D-P모델과 von Mises모델이 Fig. 2에 비교되어 있다.

연계유동법칙(associative flow)법칙을 사용하여 소성변형도율벡터를 다음과 같이 정의한다.

$$d\epsilon_{p1} = d\lambda_1 \left(\frac{\partial f_1}{\partial \sigma} \right) = d\lambda_1 a_1 \quad (3)$$

여기서 $d\lambda$ 은 소성변형도율계수이다. 등가소성변형도율 $d\epsilon_{p1}$ 은 소성변형도 육벡터 $d\epsilon_{p1}$ 의 내적(scalar product)에 의하여 다음과 같이 정의된다.

$$d\epsilon_{p1} = \sqrt{\frac{2}{3}} (d\epsilon_{p1} \cdot d\epsilon_{p1}) = c_1 d\lambda_1 \quad (4)$$

식 (1)의 등가소성변형도 ϵ_{p1} 는 등가소성변형도율 $d\epsilon_{p1}$ 의 합으로서 다음과 같이 표현된다.

$$\epsilon_{p1} = \int d\epsilon_{p1} \quad (5)$$

Fig. 3은 등가소성변형도 ϵ_{p1} 의 식으로 정의된 파괴면 σ_1 을 보여주고 있다. 인장균열파괴기준은 압축 파괴기준과 마찬가지로 다음과 같이 정의된다.

$$f_2 = g_2 - \bar{\sigma}_2(\epsilon_{p2}) \quad (6)$$

여기서 아래첨자 "2"는 인장균열을 가리킨다. 고정균열소성모델에 대하여 유효응력도 g_2 는 균열전에는 주변형도방향의 인장응력도성분이며 균열후에는 고정직교축에서의 인장응력도성분이다. 회전균열모델

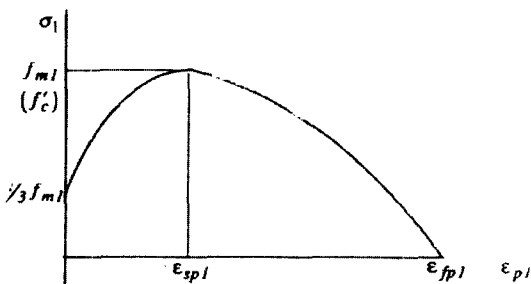


Fig. 3 Yield surface function used for crushing failure criterion

인 D-P모델에서 유효응력도 g_2 는 다음과 같다.

$$g_2(\sigma \cdot J_2) = A_1 \sigma + A_2 \sqrt{3J_2} + A_3 \quad (7)$$

식 (7)의 상수들은 다음의 조건들을 사용하여 정의한다.

$$\begin{aligned} \sigma_{11} &= f_1 / 3 & \text{인 경우,} & & \bar{\sigma}_2 &= 0 \\ \sigma_{11} &= f_1 & \text{인 경우,} & & \bar{\sigma}_2 &= 1 \\ \sigma_{11} &= 0.6 f_1, \quad \sigma_{22} = -0.85 f_c & \text{인 경우,} & & \bar{\sigma}_2 &= 1 \end{aligned}$$

위의 조건들에서 정의되지 않은 다른 응력도성분들은 0이다. 첫째와 둘째 조건은 1축인장상태의 항복 및 파괴를 나타내며, 셋째조건은 인장-압축상태의 콘크리트파괴를 나타낸다.²⁷ 식 (6)의 인장균열에 대한 D-P파괴기준이 응력불변계수의 관계로 Fig. 1에, 2차원응력상태의 관계로 Fig. 2에 나타나 있다. 인장소성변형도율벡터는 다음과 같이 정의된다.

$$d\epsilon_{p2} = d\lambda_2 \left(\frac{\partial f_2}{\partial \sigma} \right) = d\lambda_2 a_2 \quad (8)$$

등가소성변형도율 $d\epsilon_{p2}$ 와 등가소성변형도 ϵ_{p2} 는 식 (4), (5)와 같은 형태로 정의된다.

2.2 파괴면함수

Fig. 3의 압축파괴면 $\bar{\sigma}_1$ 은 다음과 같이 정의된다.

$\epsilon_{sp1} \geq \epsilon_{p1}$ 인 경우,

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{f_{m1}}{3} \left[1 + 4 \left(\frac{\epsilon_{p1}}{\epsilon_{sp1}} \right) - 2 \left(\frac{\epsilon_{p1}}{\epsilon_{sp1}} \right)^2 \right]$$

$\epsilon_{sp1} < \epsilon_{p1} < \epsilon_{fp1}$ 인 경우,

$$\bar{\sigma}_1 = f_{m1} \left[1 - \left(\frac{\epsilon_{p1} - \epsilon_{sp1}}{\epsilon_{fp1} - \epsilon_{sp1}} \right)^2 \right]$$

여기서 $\epsilon_{sp1} = \frac{1}{3} \frac{f_{m1}}{E_c}$, $\epsilon_{fp1} = 1.5 \frac{G_c}{hf_{m1}}$ 이다. G_c 는 압축파괴의 파괴에너지(fracture energy), h 는 유한요소의 각 가우스점(Gauss point)에서의 유효길이이다. 이 논문에서는 $G_c = 15 \text{Nmm} / \text{mm}^2$ 이

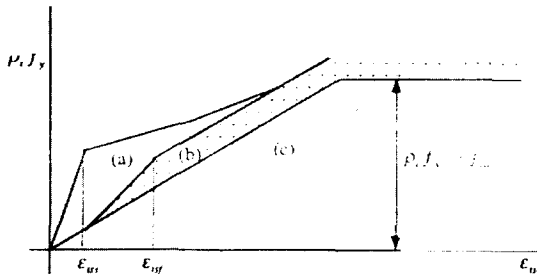


Fig. 4 Idealized tensile stress combination of reinforced cracked concrete: (a) tension softening; (b) bond; (c) reinforcing steel with reduced yield stress

사용된다.

압축강도 f_m 는 인장균열의 유효소성변형도 ϵ_{p2} 의 함수로서 다음과 같이 표현된다.

$$f_{m1} = \frac{f_c}{0.8 + 0.34 \left(\frac{\epsilon_{p2}}{\epsilon_{sp2}} \right)} \leq f_c \quad (10)$$

이 식은 Vecchio와 Collins 에 의하여 제안된 실험식으로서, 인장균열에 의한 압축강도의 저하를 나타내고 있다. 이 실험식을 압축파괴기준에 적용하기 위하여, 식 (2)의 상수들은 f 대신에 감소된 압축강도 f_m 을 사용한 조건들에 의하여 산출된다.

철근콘크리트의 인장거동은 Fig. 4와 같이 이상화된다. 철근콘크리트의 인장균열후 응력도는 (a) 균열후 인장응력도(tension softening), (b) 부착응력도(bond), (c) 철근응력도의 조합으로 구성된다. 부착에 의한 균열후 인장응력도의 증가현상(tension stiffening)은 (a)와 (b)의 합으로 나타낼 수 있다. 부착응력은 각 보강철근방향에 존재한다고 가정하며, 균열콘크리트의 평균응력도개념에 입각하여 보강철근이 항복한 후라도 부착응력도가 존재한다고 가정한다. 여기서 평균응력도개념이란 균열구간과 비균열구간의 응력도를 평균하여 균열콘크리트에 균일한 평균응력도가 분포한다고 가정하는 개념이다.

입의 철근방향 i 열에서 부착응력도는 다음과 같이 정의된다.

$$f_{tsi} = 30f_{m2}\rho_i \leq 0.6f_{m2} \quad (11)$$

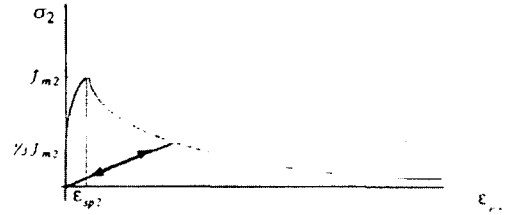


Fig. 5 Yield surface function used for cracking failure criterion

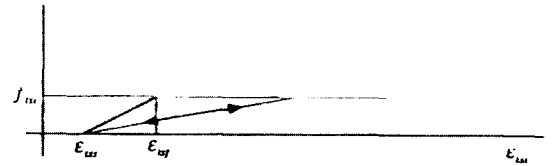


Fig. 6 Bond stress-strain relation

위의 식은 Vecchio¹⁰의 실험결과를 근거로 하여 저자에 의하여 제안되었다. Fig. 4에 나타난 바와 같이 보강철근의 항복후 응력은 부착응력도만큼 감소되는데, 그 이유는 평균응력도인 철근의 응력과 부착응력의 합이 실제 균열에서 발생하는 철근의 최대 응력을 초과하지 않도록 제어하기 위함이다.

균열후 인장응력감소현상을 위하여 파괴면 $\bar{\sigma}_2$ 는 등가소성변형도 ϵ_{p2} 의 식으로 다음과 같이 표현된다.¹¹

$\epsilon_{p2} \leq \epsilon_{sp2}$ 인 경우,

$$\bar{\sigma}_2 = \frac{f_{m2}}{3} \left[1 + 4 \left(\frac{\epsilon_{p2}}{\epsilon_{sp2}} \right) - 2 \left(\frac{\epsilon_{p2}}{\epsilon_{sp2}} \right)^2 \right]$$

$\epsilon_{p2} > \epsilon_{sp2}$ 인 경우,

$$\bar{\sigma}_2 = f_{m2} \exp(-\epsilon_{p2} / \epsilon_{p2}) \quad (12)$$

여기서 G_i 는 인장균열의 파괴에너지¹⁰⁾이며, h 는 유한요소의 각 가우스점에 대한 유효깊이이다. 인장균열의 개폐현상을 나타내기 위하여, (a) 균열후 인장응력과 (b) 부착의 응력도-변형도관계에서 직선의 unloading path가 주어진다. (Fig. 5와 6)

고정균열소성모델에서는 인장균열후 고정균열축의 인장변형도가 증가함에 따라 전단강성이 감소되

는데, 여기서는 AL-Mahaidi가 제안한 전단강성의 감소식¹⁰⁾을 소성모델에 수정 사용하였다.

$$G_r = 0.4G \left(\frac{\epsilon_{p2}}{\epsilon_{p2}} \right) \quad (13)$$

2.3 연계유동법칙과 일관접선강성행렬

비선형인 소성거동에서는 주어진 변형도에 대하여 파괴기준에 맞는 응력도를 단일계산으로 구할 수 없으므로 탄성거동으로 가정된 최초의 응력도를 근거로 반복계산에 의하여 상응한 응력도를 산출한다. 이렇게 파괴기준과 연계된 소성유동법칙(이하 연계유동법칙)에 따르는 응력도를 산출하기 위하여 간단한 backward-Euler 방법을 사용한다. 이 방법의 적용에 대한 자세한 기술은 저자의 논문¹⁰⁾에 수록되어 있다. 비선형소성계산의 신속하고 안정적인 수렴을 위하여 강성행렬은 backward-Euler 방법과 일치되어야 하며 이러한 강성행렬을 일관접선강성행렬(consistent tangent stiffness matrix)이라고 한다. 저자의 논문¹⁰⁾에 의하면 일관접선강성행렬은 다음과 같이 주어진다.

$$D_i = (R - RaB^{-1}a^t R^t) \quad (14)$$

이 식에서

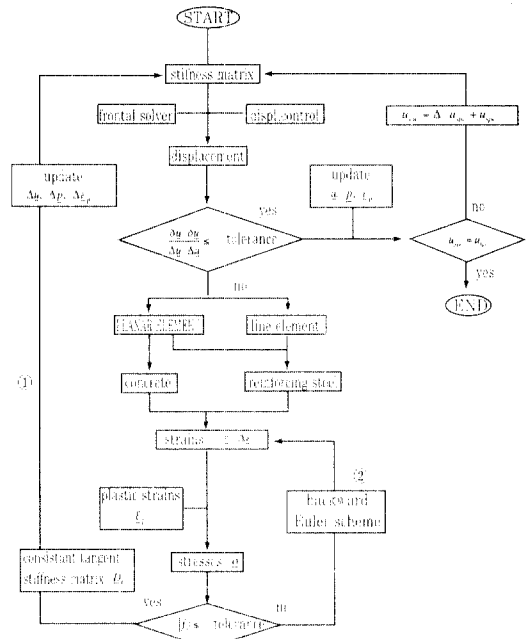
$$B_{ij} = a_i^t R a_j + H_i C_i \delta_{ij}, \quad a^t = \begin{pmatrix} a_1^t \\ a_2^t \\ a_3^t \end{pmatrix},$$

$$R = \left[I + \Sigma \left(\Delta \lambda_i D \left(\frac{\partial a_i^t}{\partial \sigma} \right) \right) \right]^{-1} D$$

일반적인 강성행렬과는 달리, 인장균열에 의한 압축강도저하를 고려하는 식 (14)의 일관접선강성행렬은 비대칭행렬이다. 그 이유는 압축파괴기준이 압축소성변형도 뿐만 아니라 인장소성변형도의 식으로 정의되기 때문이다.

2.4 유한요소법의 적용

2차원의 유한요소해석을 위하여 철근콘크리트부재



In outline ① and ② displ. or strain step can be downsized in case of excessive no. of iteration

Fig. 7 Flow chart of analysis program

는 4절점의 사각요소로 이상화된다. 한편, 보강철근은 분포특성(smearred properties)을 갖는 2차원 사각요소 또는 선요소로 이상화된다. 철근의 재료모델로서 운동경화법칙(kinematic hardening)의 응력도-변형도곡선이 사용되며 철근과 콘크리트사이의 부착파괴는 고려치 않는다. 비선형해석의 방법으로서 Ramm¹¹⁾에 의하여 발전된 단순화된 변위제어방법(displacement control method)이 사용된다. Fig.7은 이 연구에서 개발된 재료모델을 적용한 유한요소 해석프로그램의 개념 흐름도를 나타내고 있다.

3. 재료모델의 검증

기존의 실험결과와 비교하기 위하여 다음과 같은 압축파괴와 인장균열파괴기준을 사용한다. 회전균열소성모델의 압축과 인장균열파괴기준을 위하여 D-P 모델을 사용하며, 고정균열소성모델의 인장균열에 대해서는 고정균열파괴기준을, 압축파괴에 대해서는 D-P 모델을 사용한다. 2축압축에 대한 압축파괴거동

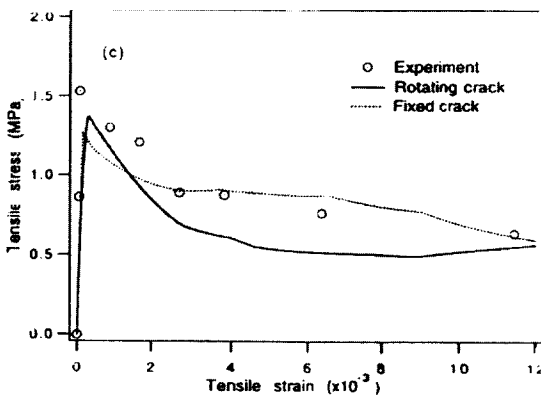
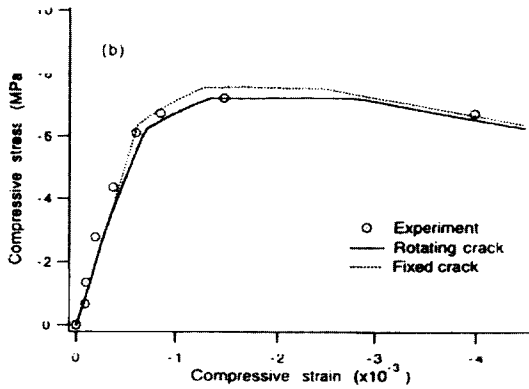
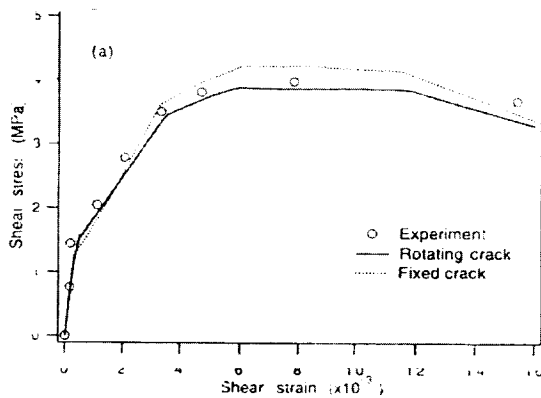


Fig. 8 Comparison of analytical predictions and test results for shear panel PV10(Vecchio 1981):(a)Shear stress-strain;(b)Principal compressive stress-strain;(c)Principal tensile stress-strain

은 Labbane⁶⁾의 여러 문헌에서 검증이 되었으므로 본 논문에서는 2차원 인장-압축 응력도상태의 철근 콘크리트 거동의 연구에 중점을 둔다. 본 소성모델을 이용한 해석과 비교되는 실험체들은 균등한 면내하중을 받는 인장-압축상태의 판벽, 단순지지의 철근콘크리트벽보, 그리고 횡하중과 수직하중을 받는 전단벽으로 구성되며, 이들의 거동특성은 압축파괴 또는 인장균열후 철근의 항복에 의하여 구분된다.

3.1 균일한 면내하중을 받는 판벽실험 (Vecchio 1981)

Vecchio는 면내전단하중을 받는 PV로 명명된 판벽실험을 하였다. 이 판벽은 가로-세로-두께가 890 × 890 × 70mm의 크기이며, 사용된 재료특성은 Table 1에 나타나 있다. 이 실험체들은 비대칭으로 철근보강되어 있어서 재하시 인장균열후 주응력도방향과 주변형도방향이 회전하도록 의도되었다. 실험체 PV10과 PV12에는 단조증가 전단력이 재하된다. 실험체 PV29는 불비례하중을 받는데, 초기하중으로서 3.8MPa 까지의 전단력을, 이후에는 서로 같은 크기의 전단력과 2축압축을 동시에 받는다. 유한요소 해석모델로는 한 개의 4절점 사각요소를 사용한다. 해석을 위한 재료모델로서, 회전균열소성모델의 압축과 인장균열파괴기준, 그리고 고정균열소성모델의 압축파괴기준을 위하여 D-P 모델을 사용하였다.

Fig. 8~10에 해석과 실험결과가 비교되어 있다. 실험체 PV10의 거동은 인장균열후 철근의 항복에 의하여 좌우된다. Fig. 8(a)에 나타난 바와 같이 해석에 의한 전단응력-변형도관계는 실험결과와 일치한다. 또한 Fig. 8(c)에서는 콘크리트의 감소된 인장응력과 부착응력의 조합으로 구성되는 인장균열응력도가 균열후에도 급격히 저하되지 않는 실험체의 인장응력도상태를 잘 표현하고 있다. Fig. 8(b)는 인장균열후 압축강도저하를 이상화한 압축파괴소성모델이 실험결과와 일치함을 보여주고 있다.

Fig. 9에 나타난 바와 같이 실험체 PV12는 인장균열후 압력에 의하여 파괴가 일어난다. 그림에서 비교된 바와 같이 압축강도저하가 고려되지 않은 회전균열소성모델은 주압축응력과 전단응력을 과대평가하며, 압축강도저하를 고려한 회전균열소성모델은

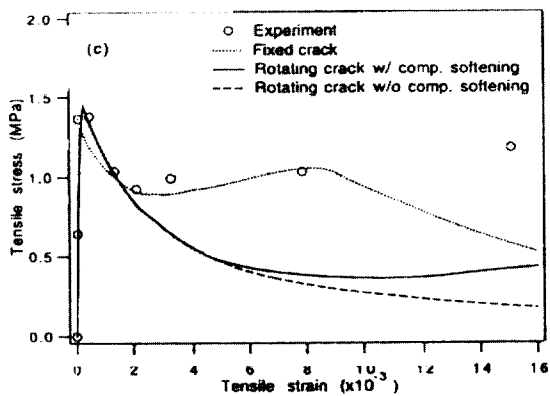
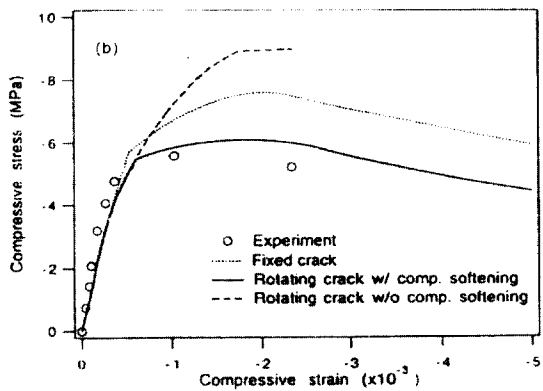
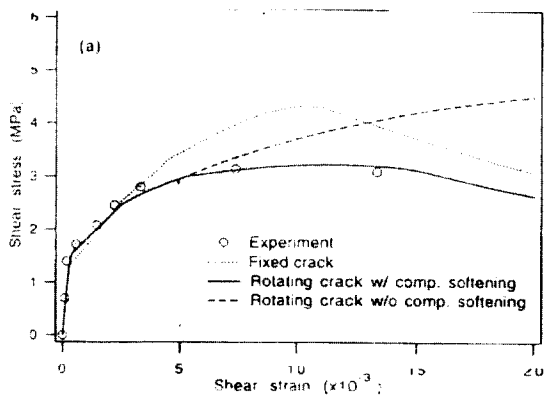


Fig. 9 Comparison of analytical predictions and test results for shear panel PV10 (Vecchio 1981): (a) shear stress-strain; (b) Principal compressive stress-strain; (c) Principal tensile stress-strain

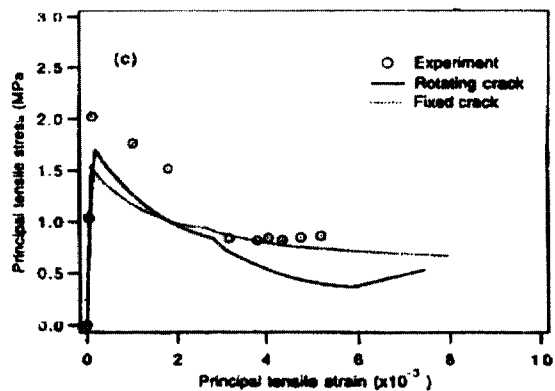
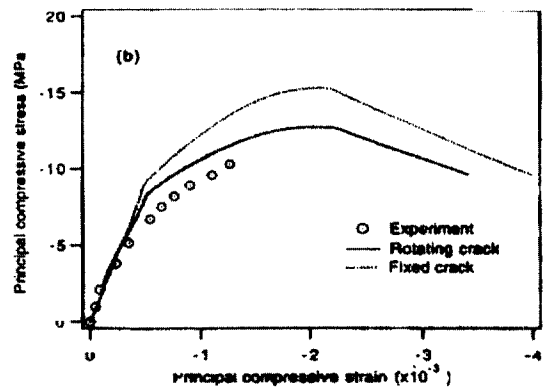
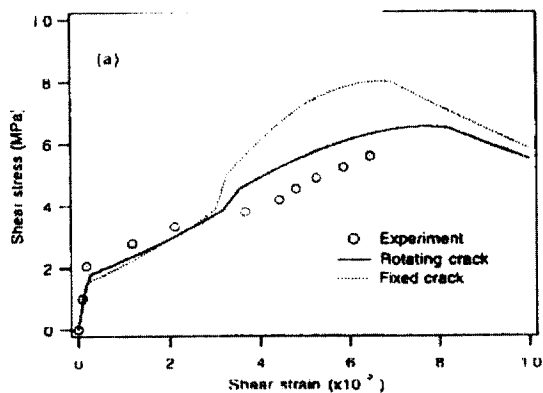


Fig. 10 Comparison of analytical predictions and test results for shear panel PV29 (Vecchio 1981): (a) Shear stress-strain; (b) Principal compressive stress-strain; (c) Principal tensile stress-strain

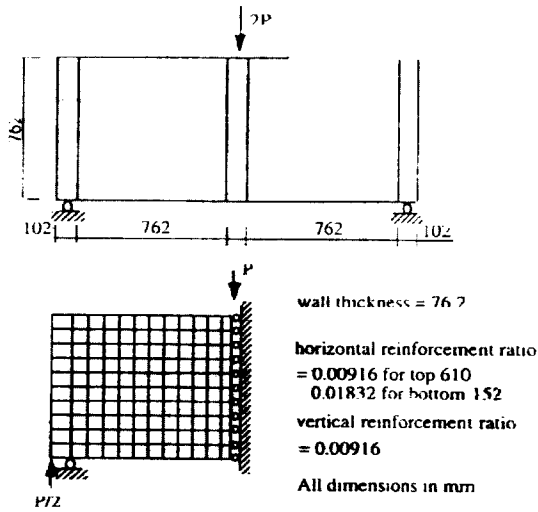


Fig. 11 Reinforced concrete panel beam W2 tested by Cervenka(1972)

실험결과와 일치한다. 한편, 고정균열소성모델은 구조체의 내력을 과대평가한다.

Fig. 10에서는 불비례하중을 받는 PV29의 실험과 해석결과가 비교되어 있는데, 해석결과가 구조체의 내력을 다소 과대평가한다. 그 이유는 Fig. 10(b)에 나타난 바와 같이, 재하초기단계에서부터 실험체의 압축응력이 예상치에 못 미치기 때문이다. 그러나 여전히 회전균열소성모델이 고정균열소성모델보다 실험결과에 근접하다.

Fig. 8~10에 나타나 있듯이 고정균열모델은 한결 같이 실험체의 내력을 과대평가하는데, 특히 실험체 PV12와 PV29에서 이와 같은 현상이 명백하다. 실험결과를 살펴보면, 철근의 비대칭배근 또는 불비례하중으로 인하여 인장균열후에 주응력방향이 초기인장균열방향으로부터 크게 벗어나는데, 초기균열방향에서 정의되는 고정균열소성모델의 인장응력-변형도 관계는 점진적인 균열현상으로 인한 주응력방향의 회전을 정확히 따라가지 못한다. 또한 과대평가의 다른 이유는 Vecchio와 Collins에 의하여 제안된 압축강도저하식을 고정균열모델에 적용한데 기인한다. 이 압축강도저하식은 균열후 회전축상의 주응력도와 주변형도의 관계를 표현한 식으로서, 이 식을 고정균열방향의 응력-변형도관계에 사용할 경우 구조체의

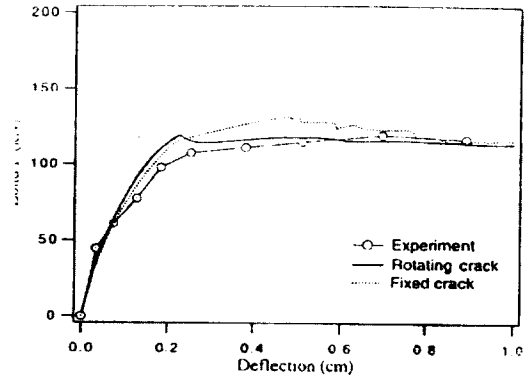


Fig. 12 Comparison of analyses and Experiment for panel beam W2(Cervenka 1972)

내력을 과대평가하게 된다.

3.2 철근콘크리트벽보 (Cervenka 1972)

Fig. 11에 나타난 바와 같이 실험체 W2는 단순지지 벽보로서, 세 개의 수직재에 의하여 구분된 두개의 벽체로 이루어져 있다. 각 벽체는 크기가 폭 762 mm, 너비 762 mm, 두께 76.2 mm로, 수직과 수평으로 배치된 철근으로 보강되어 있다. 또한, Fig. 11은 보강철근비와 해석용 반쪽모델을 보여주고 있다. 해석을 위한 재료모델로서, 회전균열소성모델의 압축과 인장균열파괴기준, 그리고 고정균열소성모델의 압축파괴기준을 위하여 D-P모델을 사용하였다.

Fig. 12에 해석과 실험결과가 비교되어 있는데, 실험체의 종국강도는 초기균열발생후 보강철근의 항복에 의하여 결정된다. 고정균열소성모델과 회전균열소성모델을 이용한 해석결과는 보강철근항복전의 구조체의 강성을 다소 과대평가하고 있으나 대체로 실험결과와 일치한다. 이 비교는 콘크리트의 감소된 인장응력, 부착응력, 철근응력의 조합으로 이상화된 인장응력이 실험체의 인장균열거동을 비교적 정확하게 정의하고 있다는 사실을 입증한다.

3.3 철근콘크리트전단벽실험 (Lefas등, 1990)

Fig. 13에 나타난 바와 같이, Lefas등이 실험한

전단벽실험체 SW21, 22, 23는 전단벽, 하부보, 상부보로 구성된다. 벽체의 크기는 폭 650mm, 높이 1300mm, 두께 65mm이며, 벽체의 높이 대 너비의 비는 2이다. 상부 보에는 수직보강철근이 정착되고 수평하중이 작용하며, 하부 보는 벽체하부를 고정시키는 역할을 한다. 실험체 SW21은 단조증가 수평하중을 받으며 SW22, 23은 단조증가 수평하중이외에 균일한 등분포수직하중을 받는데 그 크기는 콘크리트 실린더강도의 각각 0.1과 0.2배이다. 각 전단벽은 등분포 수직철근과 수평철근으로 보강되어 있으며, 벽체의 양단은 벽체내 감추어진 144mm 폭의 기둥을 구성하는 폐쇄형 수평보강근(closed tie)에 의하여 보강되어 있다.(Fig. 12의 zone 2) 자세한 하중조건 및 재료특성은 Table 2에 나타나 있다.

Fig. 13에 나타난 바와 같이 벽체의 해석을 위하여 146개의 4절점 사각유한요소가 사용되었다. 해석에 사용되는 1축압축강도 f_c 로서 실험에서 제시한 큐브강도(cube strength) f_m 의 0.85배가 사용되었다.¹⁹⁾ 콘크리트의 인장강도와 탄성계수는 실린더강도로부터 다음과 같이 산출된다.¹⁹⁾

$$f_t = 0.33\sqrt{f_c}, \quad E_c = 5000\sqrt{f_c} \quad \text{단위 : MPa}$$

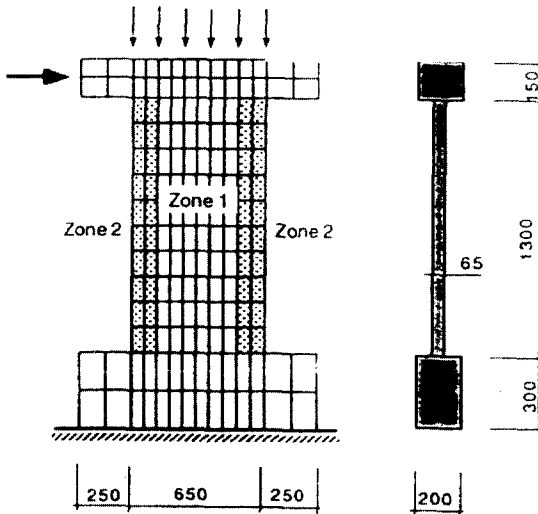


Fig. 13 Finite element model of reinforced concrete shear wall tested by Lefas et al.(1990)

보강철근은 수직, 수평방향으로 분포재료특성을 갖는 사각요소로 이상화된다. Fig. 14는 각 실험체의 하중-변위 곡선을 보여주는데, 수직하중이 없는 SW21은 127kN의 최대수평하중내력을 나타내며, 수직하중을 받는 SW22, 23은 보다 증가된 구조체의 강성과 종국강도를 보인다. 이 실험체들의 파괴는 인장축의 균열과 보강철근의 항복이후 압축축에서 콘크리트의 압괴에 의하여 일어난다.

Fig. 14는 해석의 하중-변위곡선과 실험결과를 비교한다. 이 해석에서는 D-P모델의 회전균열소성모델을 사용하고 있다. 실험체 SW22, 23에 대하여 해석결과가 실험결과와 일치하지만, SW21에 대해서는 하중재하초기에 구조체의 강성을 과대평가하며 종국내력을 과소평가한다.

Fig. 15는 수평하중 50, 80, 116 kN에서 실험체 SW21의 인장균열 및 압축파괴 분포를 나타내고 있는데, 수평하중의 증가에 따른 인장균열의 진전과 압축축의 압축파괴를 명확히 나타낸다. 이 그림들은 Lefas 등이 보고한 인장균열 및 압축파괴분포와 일치한다.

Lefas등이 보고한 바에 따르면, 벽체의 전단내력의 증가는 수직하중의 작용과 함께 벽체하부고정단의 3축압축상태의 발생과 관계가 있다. 횡구속효과(confinement effect)를 고려하는 Vecchio¹⁵⁾에 의한 파괴모델이 실험결과와 일치하지만, 본 연구가 제시하는 소성모델이 다축압축상태의 압축강도의 증가에 대해 보다 신뢰성 있는 이론적 바탕을 제공한다.

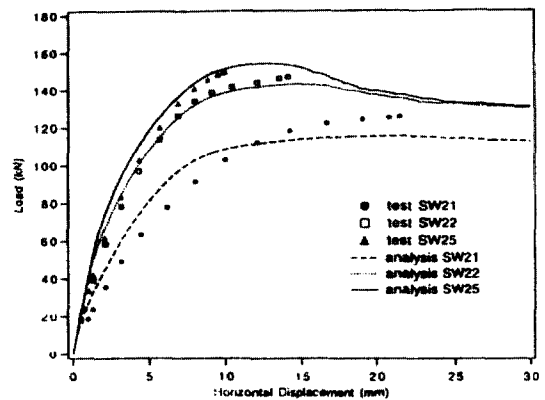


Fig. 14 Comparison of Analytical Predictions and Test Results for Reinforced Concrete Shear Walls (Lefas et al. 1990)

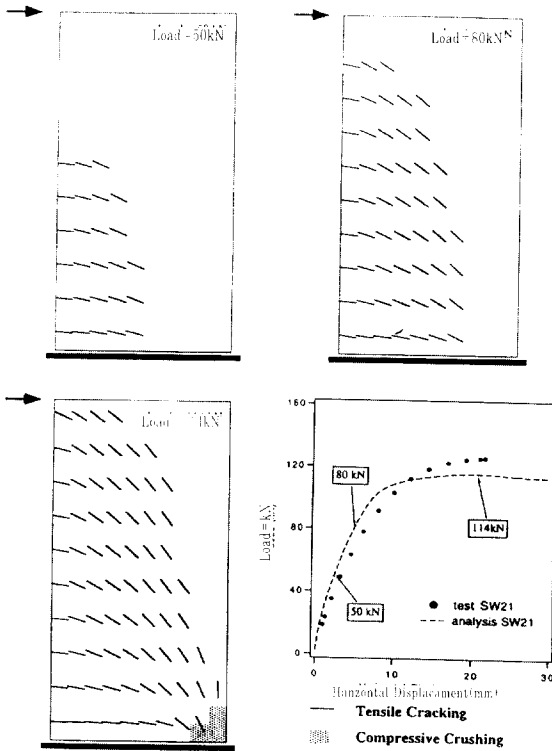


Fig. 15 Tensile cracking and compressive crushing pattern of SW21 at load levels=50, 80, 114 kN

4. 결 론

이 연구는 철근콘크리트거동에 대한 소성모델과 균열파괴모델의 통합방법을 제시한다. 이 재료모델은 압축과 인장균열의 다중파괴기준을 사용하는 소성모델을 근간으로 여러실험결과를 반영하는 파괴모델을 적용한다. 따라서, 이 통합방법은 철근콘크리트의 주요한 거동특성인 다축압축상태의 압축강도의 증가, 균열에 의한 압축과 인장응력의 감소, 부착에 의한 균열후 인장응력의 증가, 인장균열에 의한 압축강도의 감소 등의 현상을 동시에 다룰 수 있다.

이 소성모델은 유한요소해석에 이용되는데, 빠르고 안정적인 비선형해석을 위하여 backward Euler 방법, 일관집선강성행렬, 변위제어방법을 적절히 사용한다. 철근의 항복에 의하여 기둥이 좌우되는 부재(PV10, W2)의 경우 회전균열소성모델이나 고정균열소성모델 모두 실험결과와 일치하는 하중-변위곡

선을 나타내고 있다. 반면, 콘크리트의 압괴에 의하여 내력이 좌우되는 부재(PV12, PV29)의 경우 회전균열소성모델이 실험결과와 보다 일치된 결과를 보이고 있으며 고정균열소성모델은 내력을 과대평가한다. 따라서 단조증가 하중에 대한 철근콘크리트의 해석에는 회전균열소성모델이 고정균열소성모델보다 우수하며 이러한 결론은 다른종류의 콘크리트모델의 해석결과와 일치한다.

수평하중을 받는 전단벽(SW21, 22, 23)의 해석은 수직하중의 크기가 증가함에 따라 증가된 벽체의 내력을 비교적 정확히 나타내고 있으며, 인장측의 인장균열, 보강철근의 항복, 웨브부분의 전단, 1축압축, 벽체하부 고정단의 횡구속력으로 인한 3축압축상태 등 복잡한 응력상태에 대해 실험결과와 일치된 결과를 나타낸다.

앞서 여러 실험결과와의 비교가 나타내듯이, 본 연구에서 제안된 소성이론과 파괴모델의 통합방법은 다축압축과 인장균열의 영향을 동시에 받는 철근콘크리트부재의 적합한 해석방법을 제시한다.

참 고 문 헌

1. Buyukozturk, O. and Tassoulas, J. L. (1979). "A Constitutive Model for Concrete in Compression," Proc. ASCE Spec. Conf., Austin, TX, Sept.
2. Cervenka, V. (1972). "Inelastic Analysis of Reinforced Concrete Panels: Experimental Verification and Application." IABSE Publications, 32(II), 25-39.
3. Crisfield, M. A. (1991). "Basic Plasticity." Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures Vol. 1, John Wiley & Sons Ltd., 152-200.
4. Crisfield, M. A. and Wills, J. (1989). "Analysis of R/C Panels Using Different Concrete Models." Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 115(3), 578-597.
5. Feenstra, P. H. and de Borst, R. (1993). Aspects of Robust Computational Modeling for Plain and Reinforced Concrete, Heron, 4, 5-26.

(접수일자: 1996. 11. 15)

※ 참고문헌 "6~16"까지는 저면관계상 생략합니다.