고강도 콘크리트의 일축 및 이축 압축하의 파괴거동

Failure Behavior of High Strength Concrete under Uniaxial and Biaxial Compression

이 상 근* 송 영 철**

Lee, Sang-Kuen Song, Young-Chul

Abstract

The pilot tests for the development of biaxial failure envelope of high strength concrete of reactor containments were performed. To apply biaxial loads to concrete, the plate specimens were used. The technical difficulties encountered on the development of a suitable biaxial test setup were discussed. To decide the optimum thickness of plate specimen, the nonlinear finite element analyses using ABAQUS were performed for a 1/8 model of cylindrical specimen(Φ 150×300H and four 1/4 models of plate specimens(200×200×T(=30, 50, 60, 70)mm) under uniaxial compression. Analytical values and test data of relative strength ratio between those specimens with different geometric shapes were also compared. The various test data were obtained under uniaxial compression, uniaxial tension, and biaxial compression and then the stress-strain responses were plotted. The test data indicated that the strength of concrete under biaxial compression, $f_1/f_2=-1/-1$, is 15 percent larger than that under uniaxial compression and the poisson's ratio of concrete is 0.16. Teflon pads employed to eliminate friction between test specimen and loading platens showed an excellent effect under biaxial compression.

keywords : high strength concrete, biaxial compression, stress-strain response, Teflon pads

* 정회원, 한전전력연구원 원자력연구실 선임연구원, 공학박사

** 한전전력연구원 원자력연구실 책임연구원, 공학박사

E-mail : leesk@kepri.re.kr

• 본 논문에 대한 토의를 2002년 3월 31일까지 학회로 보내주시면 2002년 7월호에 토론회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

이축 응력 상태하의 콘크리트 거동을 이론적으로 정확하게 예측하기 위해서는 신뢰성 있는 콘크리트 이축 파괴기준 개발이 필수적이다. 이는 이축 응력의 지배를 받는 PSC 격납건물 뿐만아니라 원무제의 전단영역이나 쉘, 플레이트 등과 같이 다양한 콘크리트 구조물 설계 및 해석에서 그 구조물에 직접적으로 사용되 콘크리트를 대상으로 이축 재하시험을 통해 보다 신뢰성 있는 콘크리트 이축 파괴기준을 개발하여 사용 할 경우 구조물의 거동 예측이 보다 정확해 질 수 있기 때문이다.

이축 응력하의 콘크리트 강도시험에 관한 기존 연구 이력을 살펴보면, 국내외 경우 본 연구가 처음 시도되는 것으로서 관련 연구가 전무한 실정이다. 국외의 경우는 1900년대 초기부터 수많은 시험적 연구가 수행되어 왔다. 그러나 이들 연구는 1969년에 Kupfer가 브러쉬형 특수 가압판(brush platens)을 사용하여 비교적 합리적인 시험결과를 제시하기 전 까진 대부분 수많은 시행착오를 겪어야 했으며, 그들이 제시한 결과 역시 신뢰성을 갖지 못했다. 이는 Kupfer 이전의 연구자들의 결과를 비교할 때 이축 압축(f_1/f_2=-1/-1)강도가 일축 압축강도(f_1/f_2=-1/0)의 1.18~2.69배까지 다양하게 제시되고 있는 것으로 보아 단적으로 알 수 있다. 그러한 오랜 기간 동안 시행착오를 겪을 수밖에 없었던 주된 이유 중 하나는 시험편에 명확하고도 일정한 이축 응력상태를 구현하는 것이 매우 어려운 과제였기 때문이다. 최근의 연구에서 Hussein (1999~2000)은 Fig. 1과 같이 세가지 형태의 가압판을 고려한 유한요소해석을 수행하여 가압판과 시편 간에 발생하는 전단응력(Fig. 2)을 제시하고 Fig. 1의 세 가지 형태 중 Teflon을 사용한 가압판(Fig. 1(b))과 브러쉬 가압판(Fig. 1(c))이 고형 가압판에 비해 전단응력이 매우 작게 나타남을 보였다.[1,2,3,4,5]

본 연구는 국내 원전 원자로 격납건물의 장기거동에 측 및 설계 자원에서 보다 신뢰성 있는 비선형 구조해석을 유도하기 위해 격납건물에 사용된 고강도 콘크리트의 이축 파괴거동분석과 파괴포락선(Fig. 3 참조)

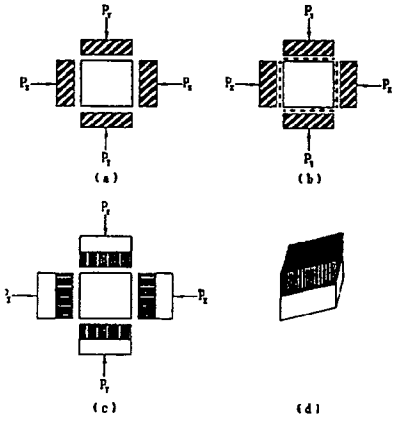


Fig. 1 이축 압축시험 방법들 :
(a) 고형 가압판 (b) Teflon 패드 가압판;
(c)~(d) 브러쉬 가압판

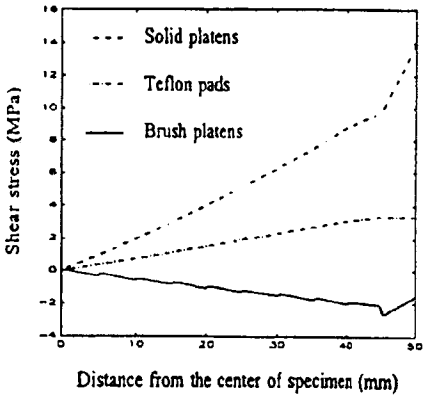


Fig. 2 일축 압축하의 극한강도에서 시편 접촉면에 도입된 전단응력(Hussein[5])

제시한 최종 목표로 고난도 기술을 요하는 이축 응력 시험의 성공적 수행을 위한 초기 시험적 기반연구를 수행하였다. 이를 위해 원주형시편(150×300 mm) 12개와 주택용 시험벽수로 한 판형시편(200×200 mm) 15개를 제작하였으며, 원주형 시편에 대해 일축 압축 및 쪼갬인장강도 시험을 실시하였고, 판형 시편에 대해선 일축 압축(f_1/f_2=-1/0) 및 인장(f_1/f_2=+1/0)시험과 함께 이축 압축(f_1/f_2=-1/-1)하의 파괴시험을 수행하였다.

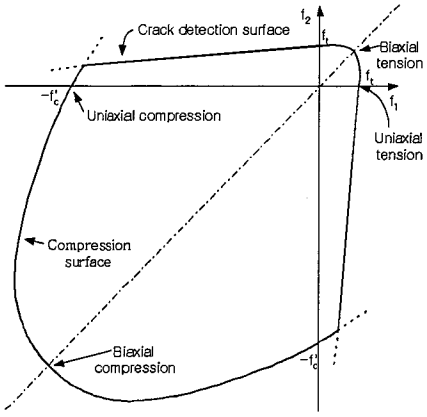


Fig. 3 이축 하중하의 콘크리트 예상 파괴포락선

2. 시편 형상 및 치수 결정

본 연구는 기존 연구들을 토대로 이축 응력상황을 위한 시편으로 판형 시편이 가장 적합하다고 판단하고, 판형 시편의 가로와 세로 치수를 200mm로 고정한 상태에서 여장 가력시스템의 제한적 성능 및 직접 인장시험의 가능성 등을 고려하여 시편 두께를 70mm 이내로 제한하였다. 이 두께 내에서 원주형 시편과 가장 근사한 극한강도를 나타내는 두께를 선정하기 위해, 또한 원주형 시편의 일축 압축강도와 판형 시편의 일축 압축강도 간의 상대비를 예측키 위해 일축 압축하의 시편 형상에 따른 비선형 유한요소해석을 ABAQUS를 이용하여 수행하였다. 이는 단순히 시편 형상의 차이로 인한 강도의 상대비를 인고자하는 것으로 시편을 구성하고 있는 콘크리트 재료의 물성값을 임의로 가정하여 고정하고 이를 기준으로 시편의 형상을 원주형과 판형으로 달리하였을 때 비선형 해석에 의해 얻을 수 있는 일축 압축 극한강도 값을 상대적으로 비교하였다. 따라서, 여기서 얻은 시편 형상별 일축 압축강도 그 자체는 무의미한 것이고 시편 형상간의 상대강도비가 해석의 주목표이다. 비선형 해석을 위해 콘크리트 균열발생 및 파괴기준은 ABAQUS에서 Hilleborg와 Kupfer의 이론 및 실험결과를 바탕으로 제공되고 있는 콘크리트 모델을 사용하였다. 이를 위한 콘크리트의 일축 비선형 재료모델은 Saenz

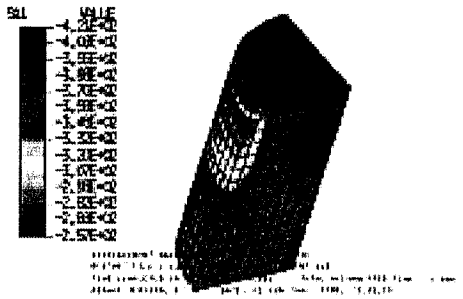


Fig. 4 1/8 원주형 시편 응력 contour

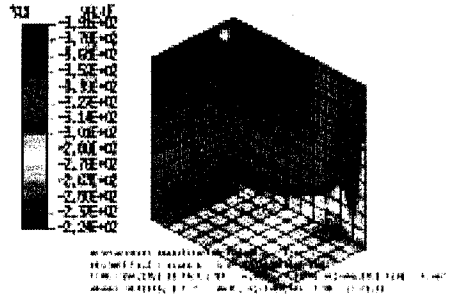


Fig. 5 1/4 판형 시편(t=60mm) 응력 contour

모델을 사용하였고, 재료 물성값은 f_c = 400kgf/cm^2, E_c = 2.97E+5 kgf/cm^2, 그리고 ν = 0.17로 가정하였다.[6],[7],[8],[9]

여기서, 판형 시편의 두께를 30, 50, 60, 그리고 70mm의 4단계로 변화시키면서 각각에 대해 비선형 해석을 수행하였으며 그 결과를 원주형 시편의 해석 결과와 비교하였다. Fig. 4와 Fig. 5는 원주형 시편 1/8모델과 판형시편 1/4모델에 대한 극한강도시의 응력 분포를 나타내며 Fig. 6은 해석 결과에 의한 상대 강도비를 제시하고 있다. Fig. 6에서 알 수 있듯이 판형 시편의 두께가 콘크리트 강도는 증가 추세를 보이다가 60mm가 되면서 다소 일정한 상태를 갖게 됨을 알 수 있다.

따라서, 본 연구는 60mm 두께의 시편을 기준시편으로 정하고 이론적인 결과를 검증하기 위해 두께 60mm이하의 50mm와 40mm 시편도 실증시험 대상에 포함시켰다.

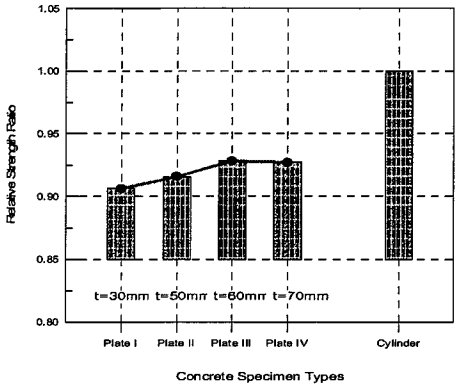


Fig. 6 판형 시편의 원주형 시편에 대한 상대강도비

3. 시편 제작 및 공칭강도

3.1 시편제작

시편제작을 위한 콘크리트는 현재 가동중에 있는 국내 영광원전 3, 4호기 격납건물 시공에 사용했던 물-시멘트비 0.41, 잔골재율0.43, 그리고 영광산 19mm 굵은골재를 그대로 사용하여 배합하였고 28일간 수중양생 하였다. 판형 시편은 이축 응력시험시 하중을 받는 면에 추가적인 처리가 필요 없도록 정밀기계로 제작된 강재 몰드를 사용하여 제작하였다. 강재 몰드의 높이는 시편 두께보다 1mm 크게 제작하여 콘크리트 타설 후 침하로 인한 두께변화를 감안하였고 시편의 상면은 다이아몬드 연마기를 이용하여 0.1mm이하의 편평도를 유지토록 하였다.

3.2 시험계획 및 원주형 시편 공칭강도

본 연구는 Table 1의 시험계획을 토대로 원전 격납건물 콘크리트의 일축 및 이축 압축 파괴시험과 일축 인장 파괴시험을 수행하였으며, 여기서 원주형 시편에 대한 일축 압축강도 및 쪼갬인장강도 시험을 통해 얻은 결과는 Table 2와 같다.

4. 재하장비

Table 1 시험계획

시편 형상	시험강도	시편치수 (mm)	시편수
원주형	일축 압축	Φ150×300	6
	쪼갬 인장	Φ150×300	6
판형	일축 압축	200×200×60(B×H×T)	3
		200×200×50	3
		200×200×40	3
	이축 압축	200×200×60	3
	일축 인장	200×200×60	3

Table 2 원주형 시편 강도시험 결과

압축강도 kgf/cm²		쪼갬인장강도 kgf/cm²		탄성계수 kgf/cm²	
28일	60일*	28일	60일*	28일	60일*
520	523	43	44	3.25E05	3.34E05

* 이축 응력시험 개시일

4.1 가압판

본 연구는 Hussein의 연구에서 고려한 세가지 형태 즉, 고형 가압판, Teflon 병용 가압판, 그리고 브러쉬 가압판 중 브러쉬 가압판에 비해 제작이 용이하고 고형 가압판에 비해 마찰 감소효과가 뛰어난 두께 0.2mm인 Teflon 병용 가압판을 사용하였다. 가압판의 치수는 194×60×100mm로 시험편 단면의 폭 200mm 보다 6mm 작게 제작하였으며, 이는 가압판 가장자리 양쪽으로 3mm의 여유공간을 돕으로써 이축 압축 재하시 시편을 둘러싸고 있는 가압판 간의 구속효과를 제거하기 위한 방편이다(Fig. 7 참조). 따라서 시편의 단면보다 가압판의 단면이 부족하여 생기는 응력의 차를 최소화하기 위해 시험편의 두께방향 모서리를 3mm씩 연마하여 시험편 단면 전체에 하중이 전달되도록 하였다. 한편, 인장가압판은 두께방향으로 발생 가능한 편심력을 감소시키기 위해 시편과의 접착부에서 70mm 떨어진 위치의 중앙에 가압판 길이방향으로 11mm 직경의 hole을 뚫고 10mm 봉을 삽입하여 힌지로 처리하였다.[5]

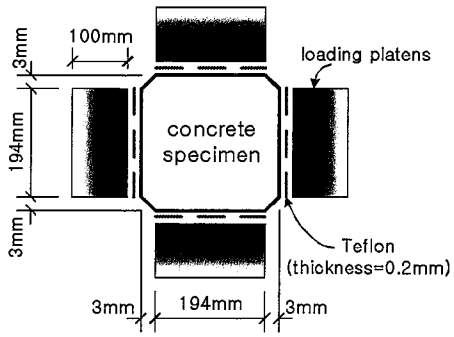


Fig. 7 이축 압축 시험을 위한 가압판과 시험체

4.2 가력시스템

본 시험에서 구성한 가력시스템은 압축-압축, 인장-압축, 인장-인장의 강제 프레임과 200tonf 용량의 유압실린더 1기와 100tonf 유압실린더 4기를 조합하여 Fig. 8과 같이 구성하였다. 여기서, 강제 프레임와 경우 예상 최대하중 재하시 최대 휨변형이 1.0×10^{-5}mm이하가 되도록 설계하였으며, 이축 시험시 응력비(f_1/f_2) 제어가 가능함과 동시에 가력후 파괴시까지 일정한 응력비를 유지토록 하기 위하여 Fig. 8과 같이 단순보의 원리를 채택하였다. Fig. 8의 단순보 위에 놓여 있는 유압실린더 Jack 1을 보를 따라 적절히 이동시킴으로써 식(1)에 의해 응력비를 제어할 수 있도록 하였다.

Photo 1 이축 압축 시험장면

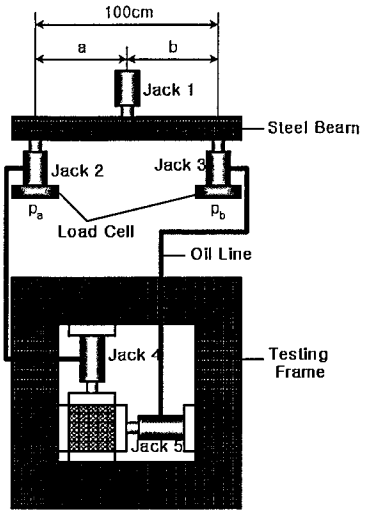


Fig. 8 가력시스템 구성도

$$\frac{a}{b}=\frac{P_b}{P_a}=\frac{f_1}{f_2} \qquad (1)$$

여기서, a와 b는 양 지점으로부터 집중하중(Jack 1)의 위치이고, p_a와 p_b는 반력값이며, f_1과 f_2는 p_a와 p_b에 의해 시편에 전달되는 수축방향 응력값이다.

5. 시험 및 결과분석

5.1 시험방법

전형 시편을 이용한 이축 압축시험은 시편과 가압판 사이의 마찰로 인해 시편 강도가 과대 평가되는 것을 방지하기 위해 시편과 가압판 사이에 0.2mm두께의 Teflon을 사용하였으며, 인장시험은 시편에 일정한 봉포하중으로 일축은 압축 이축 재하가 가능토록 에폭시 접착에 의한 인장시험 방법을 따랐다. 먼저 접착제의 침투 깊이를 증가시키기 위한 목적으로 재하면에 점성이 낮은 프라이머를 침투시켜 24시간 경과 후 가압판과 에폭시 접착을 실시하였으며, 에폭시 접착 후 다시 48시간 이상 경과했을 때 인장시험을 실시하였다.

하중 재하는 재하 시작부터 시편 파괴로 인한 재하 종료까지 약 20~25분 정도의 시간 내에서 일정한 속도로 재하하였다. 시편의 두 수축방향에 대한 변형률 측정을 위해 Fig. 9와 같이 선언과 측면에 4개의 변형률 게이지를 부착하여 응력에 따른 시편의 수변형률 값을 데이터획득장비, TDS602를 이용하여 측정하였다.

5.2 압축 파괴거동

콘크리트의 일축 압축강도에 대한 이축 압축강도의 상대비, 일축 압축 및 인장하의 응력-변형률 관계 그리고 일축 압축하의 푸아송 비 등은 콘크리트 구조물의 비선형해석시 중요한 역할을 담당한다.

Table 3은 판형 시편의 일축 압축강도, f_{co}에 대한 이축 압축강도, f_b의 비 r_F와 원주형 시편의 일축 압축강도, f_c 60일 강도에 대한 판형시편의 일축 압축강도의 비 r_G, 그리고 일축 인장강도, f_{to}를 보여주고 있다. 여기서 이론값은 앞의 2절에서 언급한 유한요소해석 결과이다. Table 4에서 알 수 있듯이 일축 압축강도와 이축 압축강도의 비는 1.15로 1969년 Kupfer가 제안한 1.16과 매우 유사한 값을 나타냈으며, 시편형상에 따른 일축 강도의 비는 이론치와 유사한 경향을 보이고는 있으나 두께가 60mm에서 50mm로 감소할 경우 강도 저하폭이 이론치 보다 다소 크게 발생하는 것으로 나타났다.

Fig. 10은 두께 60mm 시편에 대한 일축 및 이축 압축시험 결과의 응력비-변형률 관계 그래프이며 Fig. 11과 Fig. 12는 각각 두께 50mm와 40mm에 대한 일축 압축시험 결과의 응력비-변형률 관계 그래프이다. 여기서 f_{co}는 일축 압축강도를 표현하며, f_i와 ε_i는 각각 주축인 i방향 응력과 변형률을 나타내고 (+)부호는 인장 (-)부호는 압축을 의미한다. 두께별 응력비-변형률 관계 그래프를 살펴보면 비례한도 점이 극한강도의 80%에서 나타나고 있으며, 양 주축 방향으로 동압력을 받는 이축 압축강도의 경우 일축 압축강도에

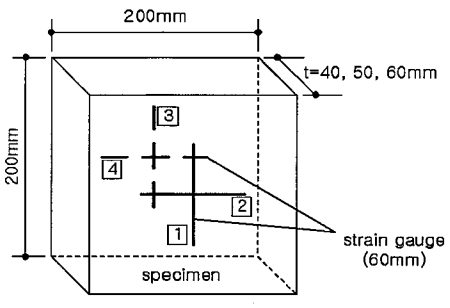


Fig. 9 Strain gauge 위치

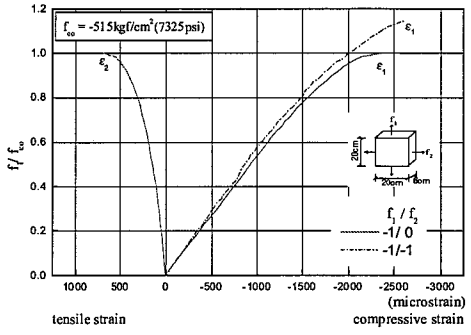


Fig. 10 일축 및 이축 압축하의 응력-변형률 관계 (시편두께=60mm)

Table 3 이축 시험결과의 비교

시편치수 (mm)	f_{co} kgf/cm² (psi)	f_{bo} kgf/cm² (psi)	f_{bc} kgf/cm² (psi)	$r_F = \frac{f_{bc}}{f_{co}}$	$r_G = \frac{f_{co}}{f_{to}}$	
					시험치	이론치
200×200×60	515 (7325)	52 (739)	591 (8402)	1.15	0.985	0.928
200×200×50	433 (6158)	45 (640)	-	-	0.828	0.916
200×200×40	432 (6144)	41 (583)			0.826	0.911

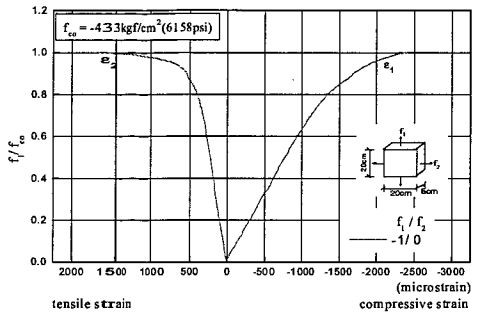


Fig. 11 일축 압축하의 응력-변형률 관계(시편두께=50mm)

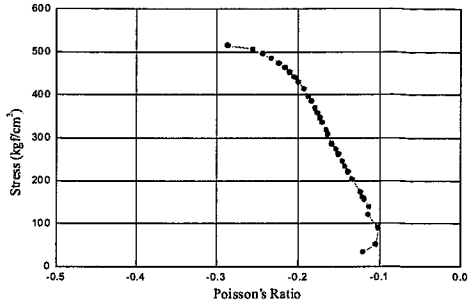


Fig. 13 일축 압축하의 응력에 따른 푸아송 비 (시편두께=60mm)

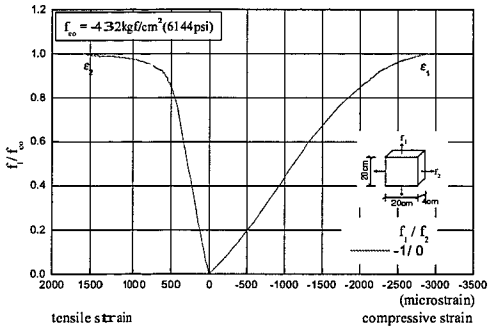


Fig. 12 일축 압축하의 응력-변형률 관계(시편두께=60mm)

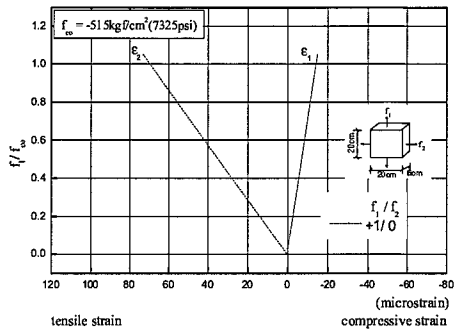


Fig. 14 일축 인장하의 응력-변형률 관계(시편두께=60mm)

비해 강성이 다소 증가하면서 극한강도가 15%정도 증가하게 됨을 알 수 있다.

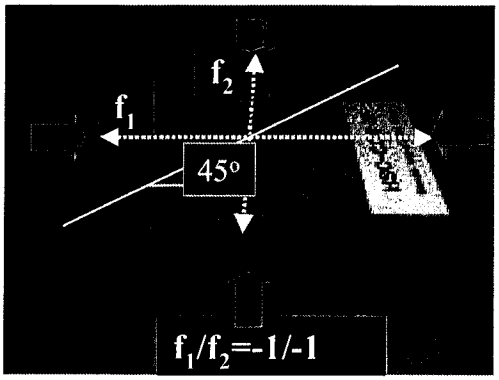
Fig. 13은 두께 60mm 시편의 일축 압축응력에 따른 푸아송 비의 변화를 보여주는 것으로 그래프 상에서 일반적으로 예상 할 수 있는 일정 구간의 뚜렷한 수직구간이 나타나지 않아 명확하게 푸아송 비를 알 수는 없지만 응력 100kgf/cm²인 점에서부터 극한강도의 80% 지점, 412kgf/cm² 까지의 비교적 직선구간의 푸아송 값들의 평균값을 사용하면 타당하리라 판단된다. 따라서, 본 연구에서 사용한 고강도 콘크리트의 푸아송 비는 0.16인 것으로 나타났다.

5.3 인장 파괴거동

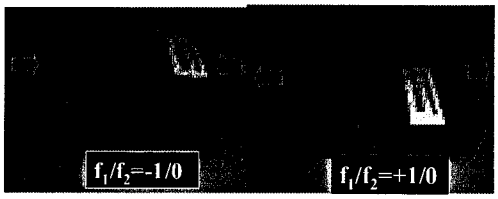
여목시 접착에 의한 직접적인 콘크리트 인장시험의 가능성을 검증하기 위해 일축 인장시험을 실시하였다. 여목시 도포에 앞서 시편의 접착면을 3mm이상 연마하여 시편 가장자리에 모르터 성분을 제거함으로써 여목시가 콘크리트 속에 묻혀있는 골재와 일부 면들과 접착이 이루어지도록 하였고, 이를 통해 인장파괴가 접착부에 근접하여 발생하는 것을 최소화하였다. Fig. 14에 두께 60mm 시편에 대한 일축 인장시험 결과와 응력비-변형률 관계를 도시하였다. Fig. 14에서 알 수 있듯이 일축 인장강도가 일축 압축강도의 약 0.10배 수, 1/10을 나타냈으며, 명목현상에 의한 인장하중 직각방향으로 발생하는 압축변형률은 상대적으로 매우 미소한 값을 보였다.

5.4 파괴모드 분석

Photo 2는 본 연구에서 고려한 응력비별 파괴모드를 보이준다. 일축 압축의 경우 X-자형에 가까운 파괴



(a) 이축 압축



(b) 일축 압축 (c) 일축 인장

Photo 2 콘크리트 파괴모드

형상을 보였다. 이축 압축의 경우는 수직한 두 주축에 대해 등 압축력을 받게되면 이론적으로 45° 의 파단선을 그리게 되는데 Photo 2(b)의 파괴모드를 살펴보면 이 사실을 충분히 입증하고 있음을 알 수 있다. 또한, 일축 인장의 경우, 이론적 측면에서 파괴시 파단면이 하중 작용 방향과 직교하는 단면들 중 시편 중간 부위에 위치한 단면에서 발생하는 것이 가장 이상적일 것이다. 따라서, Photo 2(c)에서 보여주는 인장파괴 모드는 매우 이상적인 파괴모드를 보이고 있다. 이는 여목시 접착을 통한 인장시험방법이 완전한 등분포 인장력을 부여하면서 객관적인 인장강도를 얻을 수 있을 뿐만 아니라 이축 파괴포락선 개발에 필요한 이축 압축-인장 및 인장-인장 재하시험을 가능케 하는 가장 신뢰성 있는 유일한 방법임을 입증하는 것이다.

6. 결 론

본 연구는 저남귀을 콘크리트의 이축 파포락선 개발의 초기 기반연구로서 일축 및 이축 압축 파괴시험과 일축 인장 파괴시험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 콘크리트의 일축 압축강도에 대한 이축 압축강도의 비는 1.15로 나타났다. 이는 1969년 Kupfer가 제시한 1.16에 근사한 값이며 따라서, 본 연구에서 고려한 Teflon 방응 가압판이 이축 압축시험방법으로 신뢰성 있음을 확인하였다.[1]
2) 원주형 시편의 일축 압축강도에 대한 판형 시편의 일축 압축강도의 비는 유한요소해석 결과와 유사한 경향을 보였고, 판형시편의 두께가 50mm이하에서 형상이 다른 두 시편간 강도 차이가 다소 커짐을 보여 19mm 폼재 사용시 이축 응력시험을 위한 판형시편의 두께는 60mm가 적절한 것으로 판단된다.
3) 일축 압축응력과 푸아송 비와의 관계로부터 대상 콘크리트의 푸아송 비는 0.16으로 나타났다.
4) 여목시 접착을 통한 콘크리트의 직접적인 인장강도 시험이 가능함을 보였으며, 일축 인장시험의 결과 일축 인장강도는 일축 압축강도와 약 1/10을 나타내었다.
5) 일축 압축, 이축 압축, 그리고 일축 인장에 대한 응력-변형률 응답 및 실증적 파괴모드를 제시하였고, 제시된 파괴모드가 이론적 파괴모드와 일치함을 입증하였다.
6) 향후 본 연구를 기초로 압축-압축, 압축-인장, 인장-인장 영역에 따라 다양한 응력비 수준을 고려하여 완전한 콘크리트 이축 파괴포락선이 제시되어야 할 것이다.

감사의 글

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

참 고 문 헌

1. Kupfer H. B. and Hilsdorf, H. K., "Behavior of Concrete Under Biaxial Stress", ACI Journal, Proceedings, 66(8), 1969, pp.656-666.

2. Föppl, A., "Reports from the Laboratory for Engineering Mechanics", (Mitteilungen aus dem Mech. Technischen Laboratorium der Koenig Techn. Hoch schule). No. 27 and 28. Technischen Hochschule, München, 1899 and 1900.
3. Richart, F. E., Brandtzaeg, A., and Brown, R. L., "A Study of the Failure Mechanism of Concrete under Combined Stresses", Bulletin No. 185, Engineering Experiment Station, University of Illinois, 1928.
4. Fumagalli, E., "Strength of Concrete under Multiaxial Compression, Instituto Sperimentale Modelli e Strutture(Bergamo)", V. 30, 1995.
5. Hussein, A. and Marzouk, H., "Finite Element Evaluation of the Boundary Conditions for Biaxial Testing of High Strength Concrete", Materials and Structures, Vol. 33, June 2000, pp.299-308.
6. Hibbit, H. D. et al., "ABAQUS User's Manual", HKS, Inc., 1998.
7. 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, 1976, pp.773-782.
8. Kupfer, H. B. and Gerstle, K. H., "Behavior of Concrete under Biaxial Stresses", Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol. 99, 1973, pp.853.
9. Kabalia, A. and Saenz, L. P., "Equation for the Stress-Strain Curve of Concrete", ACI Journal, Proceeding Vol. 61 No.3, pp.1227-1239, 1961.

(접수일자 : 2001년 8월 21일)