

2축면내인장력을 받는 철근콘크리트슬래브의 펀칭전단강도

Punching shear strength of Reinforced concrete slabs  
subjected to Biaxial In-plane Tension

김 우\*            모 귀 석\*\*        김 대 중\*\*\*  
Kim, Woo        MO, Gui Seok     Kim, Dae Jung

Abstract

This research program is directed at studying the behavior and the strength of reinforced concrete slabs subjected to certain combination of punching shear and in-plane tension. Major variables to be investigated are the shear span to depth ratio of reinforced concrete slabs and the degree of the in-plane tensile force which is acting tangent to the slabs.

The experimental results are used for understanding of the degree of the interaction between the two loadings, and for developing a new practical design equation.

1. 서론

철근콘크리트는 구조재료로서 점점 널리 사용되어지고 있다. 이러한 추세와 더불어 비교적 정형화된 구조물(즉, 건물 교량들) 뿐만 아니라 복잡한 대형 특수구조물 건설이 증가되는 경향이다. 그 예로는 원자력발전소 격납구조물(nuclear reactor containment structure) 또는 대형유류저장탱크를 들 수 있다 [6]. 이러한 구조물에서는 내부의 압력에 의해서 벽체에 대한 접선 방향으로 큰 인장력이 발생하게 된다. 이러한 상태에서 외부충격, 다른 부재와의 연결부, hatch 또는 배관장치 등에 의한 펀칭전단이 동시에 작용하고 있다. 뿐만 아니라 긴 지간을 갖는 일체식 연속교의 바닥 슬래브에서도 콘크리트의 건조수축 등에 의해서 면내인장력이 발생하게 되는데, 여기에 펀칭하중이 작용하고 있다.

여기에서 콘크리트 구조물에서 가장 위험한 형태의 힘인 인장력이 동시에 작용함으로써 이러한 문제는 더욱 중요한 문제로 부각되어지고 있다. 또한 대형 특수구조물들의 용도에 따른 안정성 문제를 고려한다면 더욱 심각한 문제를 제기한다.

지금까지 철근콘크리트 슬래브에서 펀칭전단력이 작용할 때와 면내압축력(in-plane compression) 하에서 펀칭전단력이 작용할 때(주로, 프리스트레스트 콘크리트 슬래브)에는 상당한 연구가 되어왔다. 그러나 면내인장력과 펀칭전단력이 동시에 작용하는 슬래브에 대한 연구는 극히 미비한 상태이다.

일반적으로 격납구조물의 벽체는 대단히 크고 곡면을 이루고있다. 그러나 본 실험에서는 정사각형 평판으로 간략화시켰다. 그

이유는 본 연구결과를 대형적납용기뿐만 아니라 건물이나 교량슬래브에까지 적용시킬 수 있기 때문이다.

본 연구의 주요목적은 펀칭전단력과 면내2축인장력이 동시에 작용하고 있는 철근콘크리트슬래브의 거동을 파악하고, 펀칭전단력과 면내 2축인장력과의 상관관계(inter-action relationship)를 실험적으로 연구하려는 것이다.

2. 실험

2.1 실험체 및 재료

실험체의 형태는 그림 1에서 보인 것처럼 모든 슬래브의 높이는 9 cm로 하였고, D10 철근을 상·하부에 각각 직교형태로 하여 10 cm 간격으로 배근하였다.

표 1에서 보인 것처럼 두종류의 재하판크기, 세종류의 전단지간 길이와 두종류의 면내 2축인장력의 크기를 가진 총 12개의 슬래브를 제작하였다. 슬래브의 전 제원은 표 2에서 정리했다. 시멘트는 보통포틀랜드시멘트를 사용했고, 잔골재의 조립률은 3.0, 굵은골재는 화강암 해석골재로서 최대골재치수는 19mm, 조립률은 6.8이었다. 배합비는 중량배합으로서 시멘트:잔골재:굵은골재를 1 : 2 : 2로 하였고 물-시멘트비는 65%, 콘크리트강도는 약 210kg/cm<sup>2</sup>였고 철근은 KSD 24를 사용했고 항복강도가 3860 kg/cm<sup>2</sup>이었다.

2.2 실험장치 및 방법

실험장치에는 수직하중재하장치와 면내인장가력장치로 구성되어 있다. 수직하중재하장치는 용량 30 ton의 피로시험기를 사용했으며, 면내인장가력장치는 면내2축인장력이 전 슬래브의 단면에 균등하게 작용되고 슬래브의 단부구속이 되지 않도록 제작하였다. 즉 프레임의 모서리 지지부를 인

\* 전남대학교 공과대학 토목공학과 조교수  
\*\* 목포전문대학 토목과 조교수  
\*\*\* 전남대학교 대학원 석사과정

지 형태로 제작함으로써 수직하중 작용시 4 근데 지지점에서 면내인장력에 의한 단부 구속 효과를 없애도록 설계하였다(그림 2). 실험시 최종 파괴과정을 가능한한 정확히 관찰기 위하여 변위제어시험(displacement control system)방법을 채택하였다.

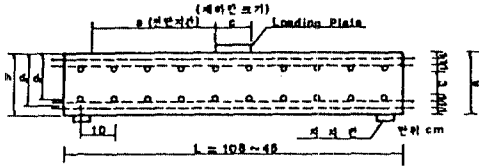


그림 1 실험체 단면도

### 3. 결과 및 고찰

#### 3.1 개요

실험에서 얻어진 하중-처짐곡선, 극한하중, 균열진전형태 및 파괴형태를 관찰, 이들 자료를 분석하여, (1) 전단길이, (2) 재하판의 크기, (3) 면내 2축인장력의 크기에 따른 영향을 고찰하였다. 전체실험결과는 표 3에서 정리하였다.

#### 3.2 전단길이의 영향

초기균열은 모든 슬래브가 동일하게 하중 재하판 모서리 부분에서 발생했으며, 하중의 증가로 인하여 차츰 방사균열(radial crack)이 발생하고, 어느 정도 방사균열이 진전된 후에 접선균열(tangential

표 1 실험체 변수조합

전단지간비 (a/d)	2	4	6	
한변의 길이 (L)	45cm	73cm	100cm	
면내인장력	재하판크기			
0 kg/cm <sup>2</sup>	7x7 cm	OA2	OA4	OA6
	14x14 cm	OB2	OB4	OB6
13 kg/cm <sup>2</sup>	7x7 cm	13A2	13A4	13A6
26 kg/cm <sup>2</sup>	7x7 cm	26A2	26A4	26A6

crack)이 발생하였다. 지간이 짧은 슬래브 OA2, OA4, OB2, OB4인 경우에는 방사균열이 지지판까지 발생한 후에 극한하중에 도달하였다. 비교적 Span이 긴 경우인 슬래브 OA6, OB6에서는, 방사균열이 발생한 후에 접선균열이 생성되지만, 이 접선균열은 지지판까지 진전하지 못하고 극한하중에 도달하여 파괴는 지지판에서 조금 떨어진 곳에서 발생하였다.

전단길이에 따른 하중-처짐곡선은 그림 3에 비교하였다 각각 극한하중은 슬래브 OA2가 11.6 ton, 슬래브 OA4가 12.8 ton, 슬래브 OA6가 13.0 ton으로서 전단지간비 (a/d)가 증가함으로써 극한하중과 처짐량의 증가를 보였다. 그러나 재하판이 큰 경우는 (14x14cm) a/d가 증가함에 따라 극한하중이 감소하였다. 이는 a/d와 재하판크기와 상관관계는 어떤 복잡한 관계가 있는 것으로 간주되며 향후 연구가 더 필요하다고 하겠

표 2 실험체 제원

실험체	h (cm)	L (cm)	a/d*	C (cm)	일 균 비**			f <sub>c</sub> kg/cm <sup>2</sup>	f <sub>m</sub> kg/cm <sup>2</sup>
					ρ <sub>1</sub>	ρ <sub>2</sub>	ρ <sub>L</sub>		
OA2	9	45	2	7x7	0.0095	0.011	0.158	216	0
OA4	9	73	4	7x7	0.0095	0.011	0.158	216	0
OA6	9	100	6	7x7	0.0095	0.011	0.158	216	0
OB2	9	52	2	14x14	0.0095	0.011	0.158	223	0
OB4	9	80	4	14x14	0.0095	0.011	0.158	223	0
OB6	9	108	6	14x14	0.0095	0.011	0.158	223	0
13A2	9	45	2	7x7	0.0095	0.011	0.158	218	13
13A4	9	73	4	7x7	0.0095	0.011	0.158	218	13
13A6	9	100	6	7x7	0.0095	0.011	0.158	218	13
26A2	9	45	2	7x7	0.0095	0.011	0.158	204	26
26A4	9	73	4	7x7	0.0095	0.011	0.158	204	26
26A6	9	100	6	7x7	0.0095	0.011	0.158	204	26

Note \* d = (d<sub>1</sub> + d<sub>2</sub>) / 2

\*\* ρ<sub>1</sub> : 가로방향인장철근비 (A<sub>s</sub>/Ld<sub>1</sub>)

ρ<sub>2</sub> : 세로방향인장철근비 (A<sub>s</sub>/Ld<sub>2</sub>)

ρ<sub>L</sub> : 총철근비 (A<sub>s</sub>+A<sub>s</sub>')/Lh

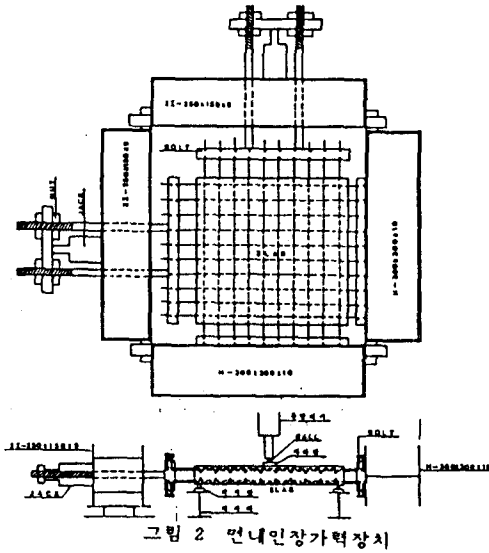


표 3 실험결과

제하판 (concrete)	f <sub>c</sub> (kg/cm <sup>2</sup> ) (Pa)	f <sub>y</sub> (kg/cm <sup>2</sup> ) (Pa)	면내인장력 f <sub>m</sub> (kg/cm <sup>2</sup> ) (Pa)	V <sub>u</sub> (ton) (kip)	ACI 318-83		ACI 349-85	
					V <sub>u</sub> /b <sub>oh</sub> (Pa)	V <sub>u</sub> /f <sub>t</sub>	V <sub>u</sub> /b <sub>oh</sub> (Pa)	V <sub>u</sub> /f <sub>t</sub>
0A2	7x7 216 (3074)	3680 (52.4)	0	11.8 (25.8)	421	7.6	328	5.91
0A4	7x7 216 (3074)	3680 (52.4)	0	12.8 (28.3)	465	8.4	361	6.52
0A6	7x7 216 (3074)	3680 (52.4)	0	13.0 (28.7)	473	8.5	367	6.62
0B2	14x14 223 (3175)	3680 (52.4)	0	16.5 (36.4)	400	7.1	312	5.54
0B4	14x14 223 (3175)	3680 (52.4)	0	15.8 (34.4)	378	6.7	295	5.24
0B6	14x14 223 (3175)	3680 (52.4)	0	15.1 (33.3)	366	6.5	285	5.08
13A2	7x7 216 (3104)	3680 (52.4)	13 (18.5)	10.1 (22.3)	347	6.6	285	5.12
13A4	7x7 216 (3104)	3680 (52.4)	13 (18.5)	10.4 (22.9)	378	6.8	294	5.27
13A6	7x7 216 (3104)	3680 (52.4)	13 (18.5)	8.7 (19.2)				
26A2	7x7 204 (2905)	3680 (52.4)	28 (18.5)	8.7 (19.2)	318	5.8	245	4.84
26A4	7x7 204 (2905)	3680 (52.4)	28 (18.5)	8.8 (19.4)	319	5.8	248	4.81
26A6	7x7 204 (2905)	3680 (52.4)	28 (18.5)	10.5 (23.2)	382	7.1	296	5.5

다. 슬래브 0A2는 극한하중에 도달한 후에도 처짐을 관찰할 수 있었으나 슬래브 0A4, 0A6는 극한하중에 도달하자마자 급격히 파괴하였다.

본 실험결과에 의한 극한하중과 몇몇 연구자들에 의하여 제안된 식과에 비교는 표 4에 보였다. 여기서 본 실험결과와 Yitzhaki가 제안한 식이 가장 근접함을 보였다.

### 3.3 재하판크기의 영향

슬래브 0A4 밑부분의 파괴부분을 제거하여 관찰해 본 결과 콘(Cone)형태의 덩어리

가 분리되어지는 파괴형태의 전형적인 편칭 파괴(Punching failure)형태를 나타냈다. 하중재하판크기가 클수록 편칭전단 지지력이 증가할 뿐만아니라, 처짐(out of plane deformation)이 증가하였다. ACI규준의 개념에 의한 위험주변장은 50%가 증가했는데, 실험결과에 의한 하중 증가는, 전단시간비가 2인 슬래브에서는 42% 증가하고, 전단시간비가 4인 슬래브에서는 22%가 증가, 그리고 전단시간비가 6인 슬래브에서는 16%증가에 그쳤다.

### 3.4 면내 2축인장력의 영향

면내 2축인장력은 13 kg/cm<sup>2</sup>, 26 kg/cm<sup>2</sup> 두 경우인 슬래브 6개를 제작하여 실험하였으나 13B6 실험체는 실험과정에서 실패했다. 이 때 재하판의 크기는 7x7cm인 경우만을 사용했다.

초기균열은 무인장력 경우와 동일함을 보였으나 면내인장력이 있는 경우 무인장력인 경우보다 슬래브의 휨균열이 빨리 관찰되었다. 슬래브 0A2와 26A2의 균열형태는 동일했지만 0A4는 거의 지지부까지 전진되지만 26A4는 지지부에서 조금 떨어진 곳에서 접선균열이 발생하면서 파괴에 이르렀다. 이는 면내 2축인장력을 가함으로써 파괴시 접선균열이 하중재하판에 가깝게 발생함을 알 수 있었다.

슬래브 13A4는 극한하중에 도달한 후 급격히 파괴하였다. 면내 2축인장력이 26kg/cm<sup>2</sup>인 경우일때 각각 극한하중은 슬래브 26A2가 8.7ton, 슬래브 26A4가 8.8ton, 슬래브 26A6가 10.5 ton으로서 전단시간비의 증가로 인하여 극한하중과 처짐량이 증가함을 보였다. 슬래브 26A2는 극한하중에 도달한 후에도 어느 정도 지탱하여 처짐을 관찰할 수 있었으나 슬래브 26A4와 26A6는 극한하중에 도달하여 급격히 파괴하였다.

본 연구에서 행한 제안된 실험결과에 의하면 면내 2축인장력에 의한 편칭전단 지지력의 감소는 그림 4에서 보였듯이 전단시간비와는 큰 상관없이 일정한 값을 나타내고 있음을 알 수 있었다.

### 3.5 ACI 349-85 설계식과 비교 및 검토

ACI 349 설계규준에 의하면 면내인장력이 가로, 세로방향으로 동일하고 총 철근비(ρ<sub>t</sub>)가 양방향으로 동일한 경우에는

$$V_u = 4\sqrt{f_c}b_o h [1 - f_m / (4\rho_t f_y)] \quad (1)$$

으로 된다. 윗 식을 변형하면 다음과 같이 된다.

$$V_u / b_o h \sqrt{f_c} = 4 [1 - 0.25 f_m / (\rho_t f_y)] \quad (2)$$

윗 식의 마지막 항을 보면 면내 2축인장력을 받는 철근콘크리트 슬래브에서의 전단강도는  $f_m / \rho_t f_y$  (철근항복력에 대한 면내력의 비)의 크기에 따라 감소하는 것으로 되어 있다. 이것은 전적으로 Jau, et.al[4]의

표 4 기존식과 본실험의 극한하중의 비교

실험체\식	Test	Yitzahl	hognestad	Moe	ACI	Long
OA2	11.6	10.2	11.42	13.16	6.1	6.0
OA4	12.8					7.8
OA6	13.0					8.8
OB2	16.5	13.7	17.3	17.44	9.3	6.7
OB4	15.6					9.0
OB6	15.1					10.7

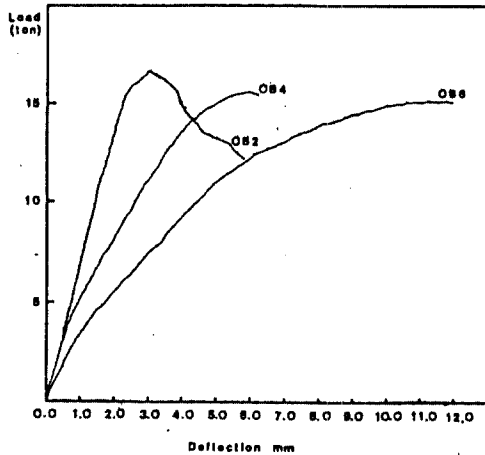


그림 3 하중-처짐곡선 (OB2, OB4, OB6)

결과에 의해 결정된 것이다. 따라서 본 실험에서 얻은 결과와 Jau의 결과를 그림 5에 나타냈다.

좀더 가시적인 비교를 하기 위해 그림 6에 면내인장력비에 따른 편칭강도의 감소율을 Jau의 결과, ACI 349-85규준과 본 실험의 결과와 비교하였다. 이 그림에 보듯이 면내인장력의 크기에 따른 편칭전단강도의 감소율은 본 실험결과가 Jau 결과보다 상당히 크다. 즉 Jau의 실험결과는  $f_m$ 이  $0.8\rho_t f_y$ 에서 약 20% 정도의 편칭강도의 감소를

보였는데 본 실험에서는  $f_m$ 이  $0.44\rho_t f_y$ 에서 약 30% 정도를 보였다.

만약 면내인장력 크기에 따른 편칭강도의 감소가 선형이라고 가정하고 본 실험에서  $0.8\rho_t f_y$ 까지 면내인장력을 가했다면  $V_u$ 의 감소율은 약 50% 정도 될 것으로 유추할 수 있을 것이다. 이 감소율은 Jau의 20%보다 훨씬 큰 값이다.

위와같은 차이가 발생하는 근본적인 이유는 단부의 구속 정도에 차이가 있기때문으로 생각된다. Jau의 실험은 면내인장력을 가하기 위한 프레임이 고정되어있어서 상하철근을 통하여 인장력을 주입하고서 수직하중을 가할 때 슬래브의 단부회전이 자유롭지 못하게 되어있다. 즉 슬래브 지지부 위에 수직하중이 작용하면 부모멘트가 발생하도록 되어 있다. 그러나 본 실험에서는 인

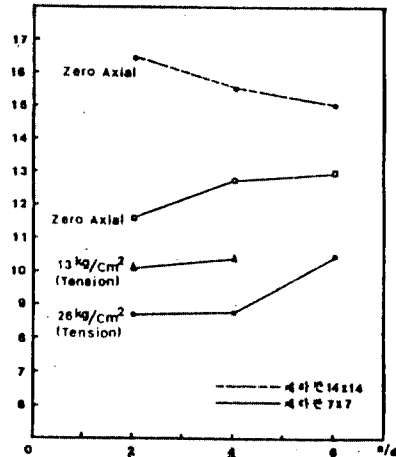


그림 4 전단지간비와 극한하중의 관계

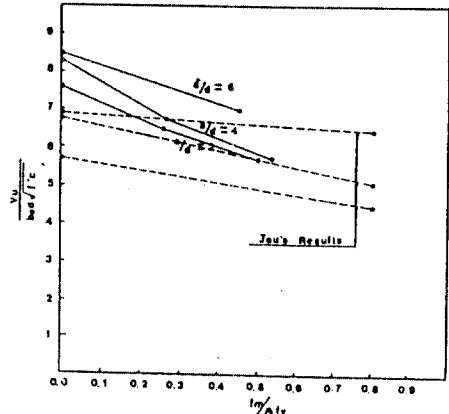


그림 5 본 실험결과와 Jau결과와의 비교

장력 가력장치용 프레임이 4개의 부재가 연결된 부분은 힌지형태로 제작함으로써 인장력을 주입하고서 수직하중을 가하면 프레임이 회전할 수 있도록 설계하여 슬래브의 단부가 자유롭게 회전하도록 하였다. 슬래브의 단부구속 차이에 의한 슬래브내에 발생하는 모멘트의 크기가 변화함으로써 Jau의 실험결과와 본 실험결과의 차이가 발생했을 것으로 판단된다(그림 7). 즉 Jau의 실험방법에 의하면 수직하중의 크기가

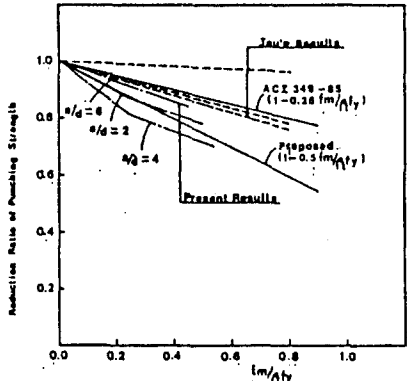
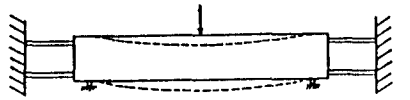
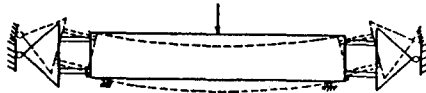


그림 6 ACI 349-85와 본 실험결과와의 비교



(a) Jan et al(4)의 실험



(b) 본 실험

그림 7 면내력을 가할때 단부의 구속차이

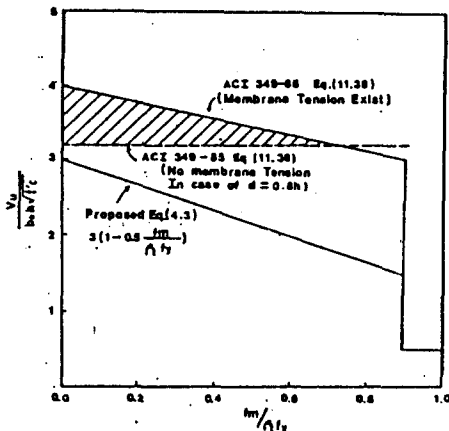


그림 8 ACI349-85 Code의 문제점과 제안식과의 비교

증가할수록 단부구속효과의 증가로 인하여 편심전단강도가 증가하도록 되어져 있다. 위와같은 실험결과를 토대로 ACI 349-85의 식(11.38)의 규준이 만들어졌다는 것은 상당한 문제가 있으리라 생각된다.

그림 6에 본 실험 결과와 ACI 349-85의 식(11.38)과 비교하였다. 이 그래프에 나타났듯이,  $f_m / \rho f_y$ 에 따른  $V_u$ 의 감소를

이 시방서규준과 본 실험결과와 현격한 차이가 있다. 본 연구에서 얻어진 결과를 근거로 면내력에 의한 편심전단강도의 감소를 고려한다면 ACI 389-85의 식 (11.38)의  $(1 - 0.25f_m / \rho f_y)$  항을  $(1 - 0.5f_m / \rho f_y)$ 로 변경하면 실험결과와 설계규준간에 안정용에 있어서 일정성이 있는 식으로 될 수 있다(그림 6).

ACI 349-85 규준에서 면내력이 없는 경우에는 식(11.36)으로 정의되어 있는데 이 식은 ACI 318-83의 규준을 그대로 사용한 것이다. 그런데 ACI 349-85식(11.36)에서 유효깊이  $d$ 를 사용한 반면에 ACI 349-85식(11.38)에서는  $d$  대신에 전 높이  $h$ 를 사용하면서도 식 앞의 계수 4(정사각형 재하판 경우)를 동일하게 사용하고 있다. 즉 ACI 349-85식(11.38)을 사용하면 어떤 경우에는 ACI 349-85식(11.36)을 사용할 때보다 큰 값을 면내인장력이 작용함에도 불구하고, 나타낼 수 있도록 되어 있다. 예로서 철근콘크리트 슬래브에서  $d = 0.8h$ 일 때는 그림 8에서 보인 것과 같이 면내인장력이 작용하는대도 불구하고 면내인장력이 없는 경우보다 더 큰 설계강도를 나타내고 있는 것은 이해하기 힘든 것일 것이다.

### 3.4.5 설계식 제안

앞 절에서 검토한 바와 같이 무인장력 경우의 설계식과도 일관성이있고 또 안전율에서도 일정성을 확보하기 위해서 ACI 349-85 식(11.38)을 수정하여야 할 필요성이 있을 것이다. 위에서 이미 기술한 것을 바탕으로 하여 다음과 같은 식을 제안할 수 있을 것이다.

$V_u = 3 \gamma f_c b_o h (1 - 0.5f_m / \rho f_y)$  (3)  
 윗 식과 식(1)과 비교한 것을 그림 8에 나타냈다.

## 4. 결 론

본 연구에서 얻어진 결과들을 기 발표된 논문들의 결과와 비교하고 현행의 설계규준과 비교 및 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 2축면내인장력이 클수록 철근콘크리트 슬래브의 편심전단 지지력이 감소하는데, 이경향이 지금까지 알려진 것 보다는 상당히 크게 감소하였다. 이것은 면내인장을 주입하면서 수직하중을 작용시킬 수 있는 실험장치의 차이에 기인한 것로서, 슬래브 단부의 구속 정도의 차이 때문인 것으로 판단된다.
2. 면내인장력에 의한 편심전단 지지력의 감소율은 전단지간 대 유효높이의 비와는 별반 상관관계가 없었다.
3. 수직하중을 작용시키는 재하판의 크기가 클수록, 처짐(out of plane deformation)이 증가하고, 편심전단 지지력이 증가 하는데 이 증가율은  $a/d$ 가 클수록 작아진다.
4. 전단지간의 변화에 따른 편심강도의 증감은 재하판크기에 따라 달라짐을 보였다.

짧은 시간을 갖는 슬래브는 최대하중점 이후의 파괴가 서서히 진행되는 반면에, 긴 시간을 갖는 슬래브에는 최대 하중점에 도달하자마자 급작스럽게 파괴되어지는 취성 파괴(brittle failure)경향이 증가하였다.

5. 현행 ACI 349-85의 설계규준에는 안전율에서 일정성이 부족하며, 특히 면내인장력이 없는 경우의 설계규준과 면내인장력이 있는 경우의 설계규준에 불합리한 점이 내포되어 있어서 이를 해결하기 위한 설계식을 제안하였다

#### 감사의 말

본 연구는 1989년도 한국과학재단에서 지원한 일반기초연구사업에 의하여 연구되었으며 이에 깊은 감사를 드립니다.

## 참 고 문 헌

1. ACI Committee 349, "Code Requirements for Nuclear Safety Related Concrete Structures", Detroit Michigan, 1985.
2. Abrams, J.H., "The Punching Shear Strength of Precracked Reinforced Concrete in Biaxial Tension", M.S. Thesis, Cornell University, May 1979.
3. Johnson, R.P. and Arnout, C., "Punching Shear Strength of Concrete Slabs

Subjected to In-Plane Biaxial Tension", Magazine of Concrete Research, Vol. 32, No. 110, March 1980.

4. Jau, W.C., White, R.N., and Gergely, P., "Behavior of Reinforced Concrete Slabs Subjected to Combined Punching Shear and Biaxial Tension", Prepared for U.S.NRC, NUREG/CR-2920, Washington, D.C., Sept. 1982, 84pp

5. Kim, W., "Combined Punching Shear and Torsional Shear in Reinforced Concrete Slabs", M.S. Thesis, Structural Engineering Dept., Cornell University, 1984, 100pp.

6. Grelmann, L., Fanous, F., and Bluhm, D., "Final Report Containment Analysis Techniques A State-of-the-Art Summary", Prepared for U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/GR-3653, or SAND83-7463, 1984, 159pp.

7. Blejwas, T.E., von Rieseemann, W.A., and Costello, J.F., "The NRC Containment Integrity Program", Transactions of SMI-RT7, Paper No. J1/1, Chicago, IL, August 1983.

8. White, R.N. and Gergely, P., "Punching and Radial Shear Problems in Reinforced Concrete Containments", Proceedings of the Workshop on Containment Integrity, NUREG/CR-0033, SAND82-1659, pp. 109-122, October 1982.P