

면내2축인장력을 받는 철근콘크리트슬래브의 편칭전단강도

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

모 귀 석* 김 대 중** 김 우***
Mo, Gui-Seok, Kim, Dae-Jung, Kim, Woo

요 약

본 연구는 철근콘크리트 슬래브에서, 슬래브의 접선방향으로 작용하는 면내인장력이 슬래브의 편칭거동에 미치는 영향을 연구하고자 하는 것이다. 주요변수들은 슬래브의 전단지간(shear span)과 면내인장력의 크기이다. 본 연구에서 얻어진 결과들을 이미 발표된 논문들의 결과와 비교하고, 또 현행의 설계기준인 ACI 349-85의 해당기준의 타당성을 검토하여 새로운 식을 제안했다.

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. 서 론

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 접선방향으로 큰 인장력이 발생하게 된다(그림 1). 이러한 상태에서 외부충격, 다

른 부재와의 연결부, hatch 또는 배관장치 등에 의한 편칭전단이 동시에 작용하고 있다. 뿐만 아니라 긴 지간을 갖는 일체식 연속교의 바닥 슬래브에도 유사한 하중이 작용하고 있다.

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

지금까지 철근콘크리트 슬래브에서 편칭전

* 목포전문대학 토목공학과 조교수

** 전남대학교 대학원 석사과정

*** 전남대학교 공과대학 토목공학과 조교수

表 2.

실험체 제원

실험체	h(cm)	L(cm)	a/d*	C(cm)	철근비**			콘크리트 강도 f'_c kg/cm ²	면내 인장력 f_m kg/cm ²
					ρ_1	ρ_2	ρ_3		
OA2	9	45	2	7×7	0.0095	0.011	0.0158	216	0
OA4	9	73	4	7×7	0.0095	0.011	0.0158	216	0
OA6	9	100	6	7×7	0.0095	0.011	0.0158	216	0
OB2	9	52	2	14×14	0.0095	0.011	0.0158	223	0
OB4	9	80	4	14×14	0.0095	0.011	0.0158	223	0
OB6	9	108	6	14×14	0.0095	0.011	0.0158	223	0
13A2	9	45	2	7×7	0.0095	0.011	0.0158	218	13
13A4	9	73	4	7×7	0.0095	0.011	0.0158	218	13
13A6	9	100	6	7×7	0.0095	0.011	0.0158	218	13
26A2	9	45	2	7×7	0.0095	0.011	0.0158	204	26
26A4	9	73	4	7×7	0.0095	0.011	0.0158	204	26
26A6	9	100	6	7×7	0.0095	0.011	0.0158	204	26

Note *d=(d₁+d₂)/2

** ρ_1 : 가로방향인장철근비(As/Ld₁)

ρ_2 : 세로방향인장철근비(As/Ld₂)

ρ_3 : 총철근비(A_s+A_{s'})/Lh

임의 모서리 지지부를 현지 형태로 제작함으로써 수직하중작용시 4변의 지지점에서 면내 인장력에 의한 단부구속 효과를 없애도록 설계하였다(그림 3). 실험시 최종 파괴과정을 가

능한한 정확히 관찰키 위하여 변위제어시험(displacement control test) 방법을 채택하였다.

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 인장력의 크기에 따른 영향을 고찰하였다. 전체 실험 결과는 표 3에서 정리하였다.

3.2 전단길이의 영향

초기 균열은 모든 슬래브가 동일하게 하중재하판 모서리 부분에서 발생했으며, 하중의 증가로 인하여 차츰 방사균열(radial crack)이 발생하고, 어느 정도 방사균열이 진전된 후에 접선균열(tangential crack)이 발생하였다. 지간이 짧은 슬래브 OA2, OA4, OB2, OB4인 경우

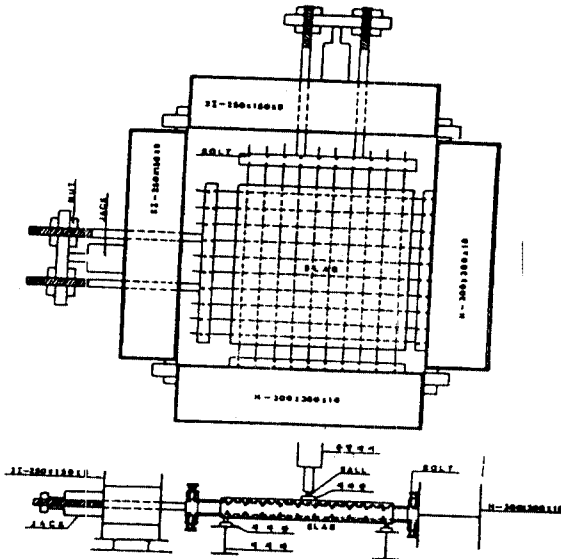


그림 3. 면내 인장력 재하장치

表 3.

실험결과

실험체	재하판 (caxca)	f'c (kg/cm ²) (psi)	fy (kg/cm ²) (Ksi)	면내인장력 fm (kg/cm ²) (Psi)	Vu (ton) (kips)	ACI 318-83		ACI 349-85	
						Vu/b ₀ d (Psi)	Vu/√f'c	Vu/b ₀ h (Psi)	Vu/√f'c
OA2	7×7	216 (3074)	3680 (52.4)	0	11.6 (25.6)	421	7.6	329	5.91
OA4	7×7	216 (3074)	3680 (52.4)	0	12.8 (28.3)	465	8.4	361	6.52
OA6	7×7	216 (3074)	3680 (52.4)	0	13.0 (28.7)	473	8.5	367	6.62
OB2	14×14	223 (3175)	3680 (52.4)	0	16.5 (36.4)	400	7.1	312	5.54
OB4	14×14	223 (3175)	3680 (52.4)	0	15.6 (33.4)	378	6.7	295	5.24
OB6	14×14	223 (3175)	3680 (52.4)	0	15.1 (33.3)	366	6.5	285	5.06
13A2	7×7	218 (3104)	3680 (52.4)	13 (185)	10.1 (22.3)	367	6.6	285	5.12
13A4	7×7	218 (3104)	3680 (52.4)	13 (185)	10.4 (22.9)	378	6.8	294	5.27
13A6	7×7	218 (3104)	3680 (52.4)	13 (185)	8.7 (19.2)				
26A2	7×7	204 (2905)	3680 (52.4)	26 (370)	8.7 (19.2)	316	5.9	245	4.56
26A4	7×7	204 (2905)	3680 (52.4)	26 (370)	8.8 (19.4)	319	5.9	248	4.61
26A6	7×7	204 (2905)	3680 (52.4)	26 (370)	10.5 (23.2)	382	7.1	296	5.5

에는 방사균열이 지지판까지 발생한 후에 극한하중에 도달하였다. 비교적 Span이 긴 경우인 슬래브 OA6, OB6에서는, 방사균열이 발생한 후에 접선균열이 발생되지만, 이 접선균열은 지지판까지 진전하지 못하고 극한하중에 도달하여 파괴는 지지판에서 조금 떨어진 곳에서 발생하였다. 슬래브의 밑바닥을 제거하여

관찰해 본 결과 콘(cone)형태의 덩어리가 분리되어지는 파괴형태의 전형적인 펀칭파괴(punching failure)형태를 나타냈다.

전단길이에 따른 하중-처짐곡선은 그림 4에 비교하였다. 각각 극한하중은 슬래브OA2가 11.6ton, 슬래브 OA4가 12.8ton, 슬래브 OA6가 13.0ton으로서 전단지간비(a/d)가 증가함으로서 극한하중과 처짐량의 증가를 보였다. 그러나 재하판이 큰 경우는 a/d가 증가함에 따라 극한하중이 감소하였다. 이는 a/d와 재하판 크기의 상관관계는 어떤 복잡한 관계는 있는 것으로 생각되며 향후 연구가 더 필요하다고 하겠다. 슬래브 OA2는 극한하중에 도달한 후에도 처짐을 관찰 할 수 있었으나 슬래브 OA4, OA6는 극한하중에 도달하자마자 급격히 파괴하였다.

본 실험결과에 의한 극한하중과 몇몇 연구자들에 의하여 제한된 식과 비교는 표 4에 보

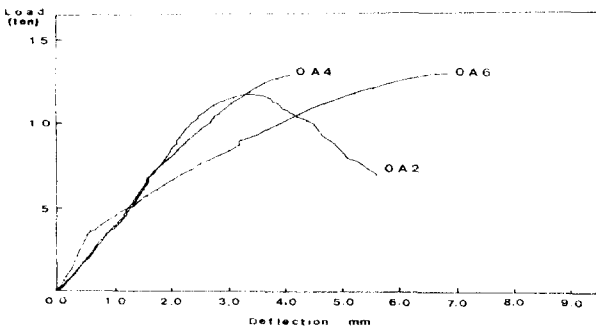


그림 4. 하중-처짐곡선(OA2, OA4, OA6)

었다. 여기서 본 실험결과와 Yitzhaki가 제한한 식이 가장 근접함을 보였다.

表 4. 기존식과 본실험의 극한하중의 비교

실험식/식	test	Yitzhahi	hognestad	Moe	ACI
OA2	11.6	10.2	11.42	13.16	6.1
OA4	12.8				
OA6	13.0				
OB2	16.5	13.7	17.3	17.44	9.3
OA4	15.6				
OB6	15.1				

3.3 재하판크기의 영향

하중재하판크기가 클수록 편칭진단 지지력이 증가할 뿐만 아니라 처짐(out of plane deformation)이 증가하였다. ACI규준의 개념에 의한 위험주변장은 50%가 증가했는데, 실험결과에 의한 하중증가는, 전단지간비가 2인 슬래브에서는 42% 증가하고, 전단지간비가 4인 슬래브에서는 22%가 증가, 그리고 전단지간비가 6인 슬래브에서는 16%증가를 보였다. 본 연구에서 실행한 제한된 실험의 결과를 토대로 판단한다면, 현행 설계식의 위험주변장개념을 슬래브의 a/d에 상관없이 적용하는데는 문제가 있을 것으로 생각되어진다. a/d가 짧은 슬래브에서는 위험주변장개념을 적용할 수 있지만 a/d가 큰 슬래브(실제 건물에서의 a/d는 보통 10이상임)에서의 재하판 또는 기둥단면적 크기에 따른 위험주변장개념의 적용은 상당한 문제가 있을 것으로 판단되며, 향후 더많은 연구가 필요하다고 하겠다.

3.4 면내 2축인장력의 영향

면내 2축인장력은 13kg/cm², 26kg/cm², 두 경우인 슬래브 6개를 제작하여 실험하였으나 13A6 실험체는 실험과정에서 실패했다. 이 때 재하판의 크기는 7×7cm인 경우만을 사용했다.

초기균열위치는 무인장력 경우와 동일함을 보였으나 면내인장력이 있는 경우 무인장력인 경우보다 슬래브의 휨균열이 빨리 발생하였다.

슬래브 OA2와 26A2의 균열형태는 동일했지만 OA4는 거의 단부까지 진전되지만 26A4는 단부에서 조금 떨어진 곳에서 점선균열이 발생하면서 파괴에 이르렀다. 이는 면내2축인장력을 가함으로서 파괴시 점선균열이 하중재하판에 가깝게 발생함을 알 수 있었다.

슬래브 13A4는 극한하중에 도달한 후 급격히 파괴하였다. 면내 2축인장력이 26kg/cm²인 경우일 때 각각 극한하중은 슬래브 26A2가 8.7ton, 슬래브 26A4가 8.8ton, 슬래브 26A6가 10.5ton으로서 전단지간비의 증가로 인하여 극한하중과 처짐량이 증가함을 보였다. 슬래브 26A2는 극한하중에 도달한 후에도 어느 정도 지탱하여 처짐을 관찰할 수 있었으나 슬래브 26A4과 26A6는 극한하중에 도달하여 급격히 파괴하였다.

본 연구에서 행한 제한된 실험결과에 의하여 면내2축인장력에 의한 편칭진단지지력의 감소는 그림 5에서 보였듯이 전단지간비와는 큰 상관없이 일정률을 나타내고 있음을 알 수 있었다.

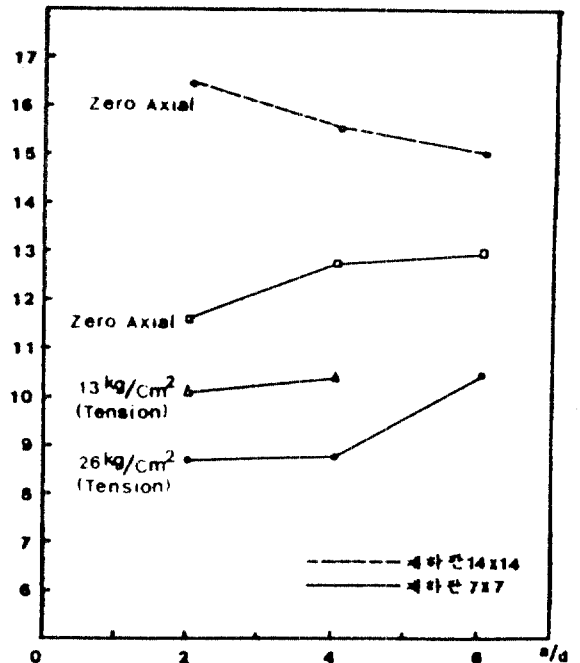


그림 5. 전단지간비와 극한하중의 관계

3.5 ACI 349-85 설계식과 비교 및 검토

ACI 349(Code Requirements for Nuclear Safety Related Concrete Structures)의 면내인장력이 작용하는 슬래브에서의 펀칭하중을 계산하는 설계기준은, 1방향(가로 방향)에 작용하는 면내인장력 f_{m1} 과 2방향(세로 방향)에 작용하는 면내인장력 f_{m2} 가 서로 다를 경우에도 적용할 수 있도록, 각 방향에 대해 각각 콘크리트 전단강도를 계산하여서, 서로 더하게 되어 있다. 즉 (ACI 349-85 Eq. 11-38) ;

$$V_c = V_{c1} + V_{c2} \quad (1)$$

여기서

$$V_{c1} = (2 + 4/\beta_c) \sqrt{f'_c} b_1 h (1 - 0.25 f_{m1} / \rho_1 f_y) \quad (2)$$

$$V_{c2} = (2 + 4/\beta_c) \sqrt{f'_c} b_2 h (1 - 0.25 f_{m2} / \rho_2 f_y) \quad (3)$$

이때 $(2 + 4/\beta_c)$ 항은 항상 4보다 크게 취해서는 안되고, V_{c1} 과 V_{c2} 는 그림 6에서 나타낸 것처럼 주변장 b_1 과 b_2 에 해당하는 콘크리트면에

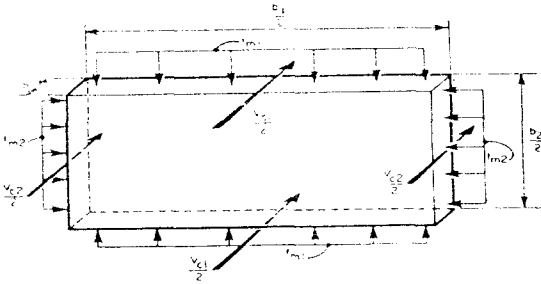


그림 6. 면내인장력이 작용할 때의 콘크리트 슬래브의 전단강도

서의 전단강도를 나타내며, ρ_{11} 과 ρ_{12} 는 각 방향에서의 총 철근비($P_t = A_s + A_s' / b_1 h$)이고, β_c 는 사각형 재하판의 단변과 장변의 비이다.

면내인장력이 가로방향과 세로방향이 동일하고 ($f_{m1} = f_{m2} = f_m$), 총철근비가 같고 ($\rho_{11} = \rho_{12} = \rho$), 또 정사각형 재하판인 경우에는, 식 (1)은 다음과 같이된다.

$$V_c = 4\sqrt{f'_c} b_0 h [1 - 0.25 f_m / \rho f_y] \quad (4)$$

여기서 $b_0 = b_1 + b_2$ 이다. 식(4)를 변형하면 다음과 같이된다.

$$V_c / b_0 h \sqrt{f'_c} = 4 [1 - 0.25 f_m / (\rho f_y)] \quad (5)$$

윗 식의 마지막 항을 보면 면내 2축인장력을

받는 철근콘크리트 슬래브에서의 전단강도는 $f_m / \rho f_y$ (철근항복력에 대한 면내력의 비)의 크기에 따라 감소하는 것으로 되어 있다. 이것은 전적으로 Jau, et.al[4]의 결과에 의해 결정된 것이다. 따라서 본 실험에서 얻은 결과와 Jau의 결과를 그림 7에 나타냈다.

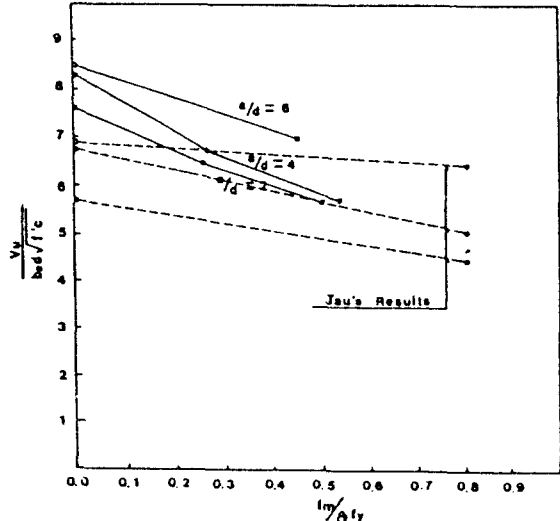


그림 7. 본 실험결과와 Jau결과와의 비교

좀더 가지적인 비교를 하기 위해 그림 8에 면내인장력비에 따른 펀칭강도의 감소율을 Jau의 결과 및 ACI 349-85 기준과 본 실험의 결과와 비교하였다. 이 그림에 보듯이 면내인장력의 크기에 따른 펀칭전단강도의 감소율은 본 실험결과가 Jau결과보다 상당히 크다. 즉 Jau의 실험결과는 f_m 이 $0.8\rho f_y$ 에서 약 20% 정도의 펀칭강도의 감소를 보였는데 본 실험에

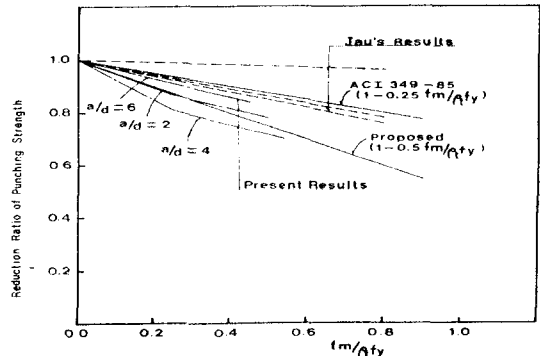


그림 8. ACI 349-85와 본 실험결과와의 비교

서는 f_m 이 $0.44\rho_f y$ 에서 약 30% 정도를 보였다.

만약 면내인장력 크기에 따른 편칭강도의 감소가 선형이라고 가정하고 본 실험에서 $0.8\rho_f y$ 까지 면내인장력을 가했다면 V_c 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 있기 때문으로 생각된다. Jau의 실험은 면내인장력을 가하기 위한 프레임이 고정되어 있어서 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 인장력 재하장치용 프레임의 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 9).

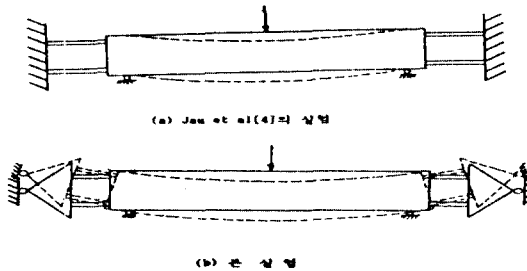


그림 9. 면내력을 가할때 단부의 구속차이

즉 Jau의 실험방법에 의하면 수직하중의 크기가 증가할수록 단부구속효과의 증가로 인하여 편칭전단강도가 증가하도록 되어져 있다. 위와같은 실험결과를 토대로 ACI 349-85의 식(11.38)의 기준이 만들어졌다는 것은 상당한 문제가 있으리라 생각된다. 그림 8에 본 실험결과와 ACI 349-85(11.38)과 비교하였다. 이 그래프에 나타났듯이, $f_m/\rho_f y$ 에 따른 V_c 의 감

소율이 시방서기준과 본 실험결과와 현격한 차이가 있다. 본 연구에서 얻어진 결과를 근거로 면내력에 의한 편칭전단강도의 감소를 고려한다면 식 (5)의 $(1 - 0.25f_m/\rho_f y)$ 항을 $(1 -$

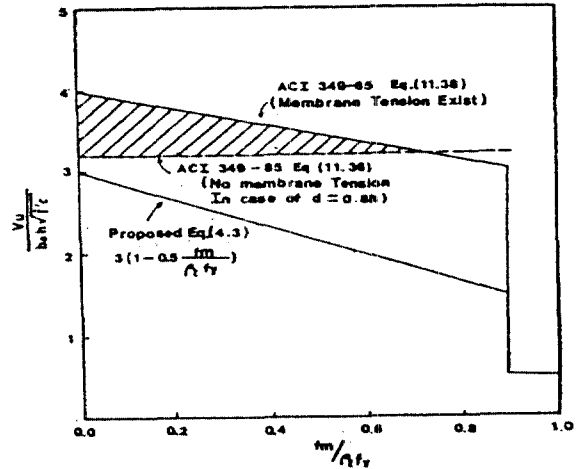


그림 10. ACI349-85 Code의 문제점과 제안식과의 비교

$0.5f_m/\rho_f y$ 로 변경하면 실험결과와 설계기준간에 안전율에 있어서 일정성이 있는 식으로 될 수 있다(그림 8). ACI 349-85 기준에서 면내력이 없는 경우에는 ACI 349-85 Eq.(11.36)으로 정의되어 있는데 이것은

$$V_c = (2 + 4/\beta_c) \sqrt{T_c} b_o d \leq 4\sqrt{T_c} b_o d \quad (6)$$

이 식은 ACI 318-83의 기준을 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 경우는 ACI 349-85(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 작용하는 데도 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 경우

의 설계식과도 일괄성이 있고 또 안전율에서도 일정성을 확보하기 위해서 ACI 349-85식(11.38)을 수정하여야 할 필요성이 있을 것이다. 위에서 이미 기술한 것을 바탕으로 하여 다음과 같은 식을 제안할 수 있을 것이다.

$$V_c = 3\sqrt{f_c} b_0 h (1 - 0.5f_m / \rho_f y) \quad (7)$$

윗 식과 식(1)과 비교한 것을 그림 10에 나타냈다.

4. 결 론

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

1. 면내2축인장력이 클수록 철근콘크리트 슬래브의 편칭전단 지지력이 감소하는데, 이 경향이 지금까지 알려진 것 보다는 상당히 크다. 이것은 면내인장을 주입하면서 수직하중을 작용시킬 수 있는 실험장치의 차이에 기인한 것으로서, 슬래브 단부의 구속정도의 차이 때문인 것으로 판단된다.
2. 면내인장력에 의한 편칭전단 지지력의 감소율은 전단지간 대 유효높이의 비와는 별로 상관관계없이 일정율을 보였다.
3. 수직하중을 작용시키는 재하판의 크기가 클수록, 처짐(out of plane deformation)이 증가하고, 편칭전단 지지력이 증가하는데, 이 증가율은 a/d가 클수록 감소하여 ACI 기준에서 위험주변장 개념을 일정하게 적용시킨다는 것은 문제가 있으리라 여겨진다.
4. 현행 ACI 349-85의 설계기준에는 안전율에서 일정성이 부족하며, 특히 면내인장력이 없는 경우의 설계기준과 면내인장력이 있는 경우의 설계기준에 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 Arnouti, 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. Greimann, 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 Riesemann, W.A., and Costello, J.F., "The NRC Containment Integrity Program", Transactions of SMIRT7, 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, October 1982.