

단부 기계적 정착장치를 갖는 철근의 뽑힘강도

김용곤^{1)*} · 임원석¹⁾ · 최동욱²⁾

¹⁾한경대학교 안전공학과 ²⁾한경대학교 건축공학과

(2002년 1월 28일 원고접수, 2002년 5월 28일 심사완료)

Pullout Test of Reinforcement with End Mechanical Anchoring Device

Yong-Gon Kim^{1)*}, Won-Suk Im¹⁾, and Dong-Uk Choi²⁾

¹⁾ Dept. of Safety Engineering, Hankyong National University, Ansung, 456-749, Korea

²⁾ Dept. of Arch. Engineering, Hankyong National University, Ansung, 456-749, Korea

(Received January 28, 2002, Accepted May 28, 2002)

ABSTRACT

The development of reinforcing steel is required in reinforced concrete structures. The standard hooks that have been widely used for the tensile development in the beam-column joints tend to create difficulties of construction such as steel congestion as the member cross sections are becoming smaller due to the use of higher strength concrete and higher grade steel. Using the reinforcing bars with end mechanical anchoring device (headed reinforcement) provides potential economies in construction such as reduction in development lengths, simplified details, and improved responses to cyclic loadings. In this paper, the pullout strengths and behaviors of the headed reinforcement were experimentally studied. In 33 pullout tests performed using D25 deformed reinforcing bars, the test parameters were embedment depth, edge distance, head size, and the use of transverse reinforcement. The pullout strengths determined from tests closely agreed with the pullout strengths predicted using the CCD method. The pullout strengths increased with increasing embedment depths and edge distances. The strengths tend to increase with the use of larger heads. From the experimental program where the effect of the transverse reinforcement was examined, a modification factor to the CCD was suggested to represent the effect of such reinforcement that is installed across the concrete failure plane on the pullout strengths.

Keywords: pullout test, concrete capacity design method, headed reinforcement

1. 서 론

철근콘크리트 구조에서 콘크리트 내부 이형철근이 인장 강도 혹은 압축강도를 발휘하기 위해서는 철근의 단부가 충분한 깊이로 정착되어야 한다. 철근의 인장정착은 최대 인장력이 작용되는 지점에서부터의 직선정착 혹은 표준갈고리정착을 통해 확보되지만, 갈고리나 직선정착길이를 확보하기 어려운 부분이 발생할 수 있다. 특히, 철근콘크리트구조물의 외부 보-기둥 접합부 등에서는 주철근의 갈고리 정착으로 인한 과밀 배근으로 인하여 콘크리트의 충진성 등 시공성이 저하되는 문제가 있다.

이러한 문제는 기계적 정착장치(mechanical anchoring device)를 이용하여 해결할 수 있다. 즉, 철근 단부에 보강 철물을 부착하여 정착을 위한 지압 영역을 형성함으로써 갈고리를 대체하고 정착부에서의 철근의 과도한 배근을

막으면서 철근의 설계 내력을 확보할 수 있다.

철근의 소요정착력은 이형철근과 콘크리트의 순수화학적부착력, 철근표면의 마디에 의한 기계적부착력에 의해 확보되거나, 갈고리에 의해 확보된다. 현행 콘크리트구조설계기준에서는 재료 물성(철근 강도, 콘크리트 강도, 철근 코팅 여부)과 철근의 위치(철근 순간격, 피복두께, 철근 위치)에 따라 소요 정착길이를 확보하도록 규정하고 있다.

현재 구조설계기준에서 정착길이는 철근강도에 비례하고, 콘크리트 압축강도의 제곱근에 반비례하는 것으로 되어 있다. 철근이 고강도화됨에 따라, 요구되는 정착길이는 길어지고 부재의 치수는 작아져서 정착부 배근에 많은 어려움이 있을 것으로 예상된다¹⁾.

2. 연구의 목적

단부보강철근의 뽑힘강도는 콘크리트 속에 묻은 앵커볼트(anchor bolt)의 거동과 같은 방법으로 구할 수 있으며

* Corresponding author

Tel : 031-670-5284 Fax : 031-290-5015

Eamil : yongon@hnu.hankyong.ac.kr

본 연구의 뽑힘강도시험결과는 1995년 W. Fuchs 등이 발표한 CCD방법(Concrete Capacity Design Method)의 예측식 및 ACI349와 비교되었다²⁾.

ACI 349에서는 단부철물에서부터 45°의 파괴면을 이루며 원추형으로 파괴된다고 가정한다. 이 원추의 크기(A_{NO})는 Fig. 1에 보인 바와 같이 직경이 묻힘깊이의 2배와 단부철울의 크기를 더한 것과 같고 뽑힘강도는 다음 식과 같다.

$$N_{no} = 0.96\sqrt{f_{cc}} h_{ef}^2 \left(1 + \frac{d_u}{h_{ef}}\right) \quad (1)$$

$$N_n = \frac{A_N}{A_{NO}} N_{no} \quad (2)$$

여기서, N_{no} 는 뽑힘강도(N), N_n 은 파괴면적을 보정한 뽑힘강도(kN)이며, d_u 는 단부철물의 지름(mm)이다.

CCD방법에서는 앵커볼트의 뽑힘강도를 예상하는 방법으로 파괴형태를 원추형이 아닌 사각뿔 형태로 가정한다. 뽑힘유효체적은 단부철물을 한점으로하여 정사각형기초를 이루는 사각뿔이다. 이 사각뿔의 크기(A_{NO})는 Fig. 2에 보인 바와 같고 CCD방법에서는 꼭지점에서 사각뿔의 밑면에 이르는 경사를 35°로 규정하고 있다. 뽑힘강도(N_{no})는 다음 식(3)과 같다.

$$N_{no} = 0.0155 h_{ef}^{1.5} \sqrt{f_{cc}} \quad (3)$$

여기서, N_{no} 는 뽑힘강도(kN), f_{cc}' 는 200×200×200 mm³인 큐빅압축강도(MPa)이며, $\sqrt{f_{cc}'}$ 는 150×300 mm³실린더의 경우에 $1.098\sqrt{f_c'}$ 로 환산할 수 있고 h_{ef} 는 묻힘깊이(mm)이다.

A_{NO} 는 각변이 $3h_{ef}$ 인 정사각형이고 면적은 $9h_{ef}^2$ 이다. Fig. 3(a)에 CCD방법에 의하여 단순화된 실험위치와 파괴유효면적을 보였다. 앵커볼트 혹은 단부보강철근이 콘크리트의 중심부에 위치하지 아니하고 가장자리(edge)부위나 모서리(corner)부위에 위치하면 뽑힘강도는 식(4)와 같이 보정되어야 한다.

또한, 모서리 철근이나 가장자리 철근인 경우 파괴면적의 감소를 고려하면 정착력이 감소되므로 추가보정계수 ψ 를 고려하여 파괴면적을 보정한 뽑힘강도, N_n 을 계산하여야 한다.

$$N_n = \frac{A_N}{A_{NO}} \psi N_{no} \quad (4)$$

$$\psi = 0.7 + 0.3 \frac{C_1}{1.5h_{ef}} \leq 1.0 \quad (5)$$

단부 기계적 정착장치를 갖는 철근의 뽑힘강도

여기서, N_n 은 파괴면적을 보정한 뽑힘강도(kN), C_1 은 최소단부거리이며, A_N 은 유효면적이다.

Fig. 3(a)와 같이 콘크리트 중앙부에 설치된 단부보강철근에 대한 유효면적(A_N)은 A_{NO} 와 같다. 즉, 묻힘깊이가 100 mm인 경우라고 가정하면 중앙부위의 철근은 단부거리의 영향을 받지 않으므로 A_N 은 한 변이 $3h_{ef}$ 인 정사각형으로서 90,000 mm²이다. 하지만, Fig. 3(b)와 같이 가장자리 철근의 A_N 은 한 변은 $1.5h_{ef} + 50$ 이고 다른 한 변은 $3h_{ef}$ 인 직사각형으로서 60,000 mm²이고, Fig. 3(c)와 같이 모서리 철근의 A_N 은 한 변이 $1.5h_{ef} + 50$ 인 정사각형으로서 40,000 mm²이 된다.

1990년대 중반 이후 미국, 일본 등지에서 기계적 철근정착에 대한 실험과 연구가 진행되고 있으며 기존 앵커볼트의 설계개념을 확장한 설계식들이 쓰이고 있다. 그러나, 정착철근 주위에 배근된 철근에 의한 보강효과 등 더 규명되어야 할 부분들이 남아있다.

그동안 단부보강철근 및 앵커볼트에 관하여 국내외에서 실시된 연구에서 단부보강철근의 뽑힘강도시험 시 획보강근, 콘크리트강도, 단부철물의 면적과 형상, 설치 위치와 묻힘깊이 등이 변수로서 연구되었다^{3~7)}. 그 결과는 다음과 같이 정리되어진다.

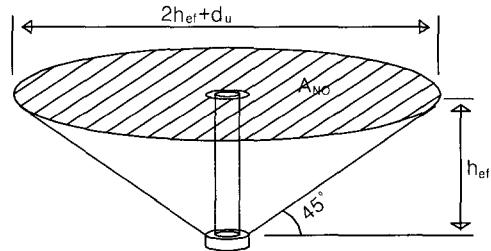


Fig. 1 ACI 349 for pullout test of anchors

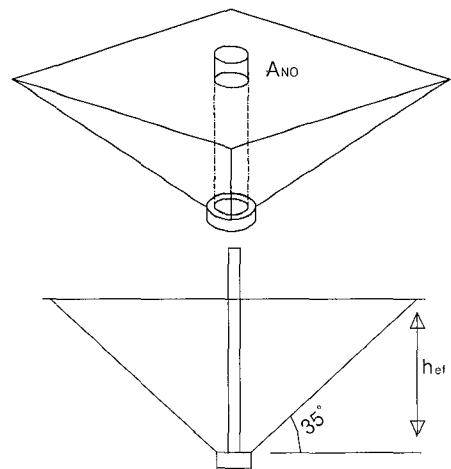


Fig. 2 CCD method for pullout test of anchors

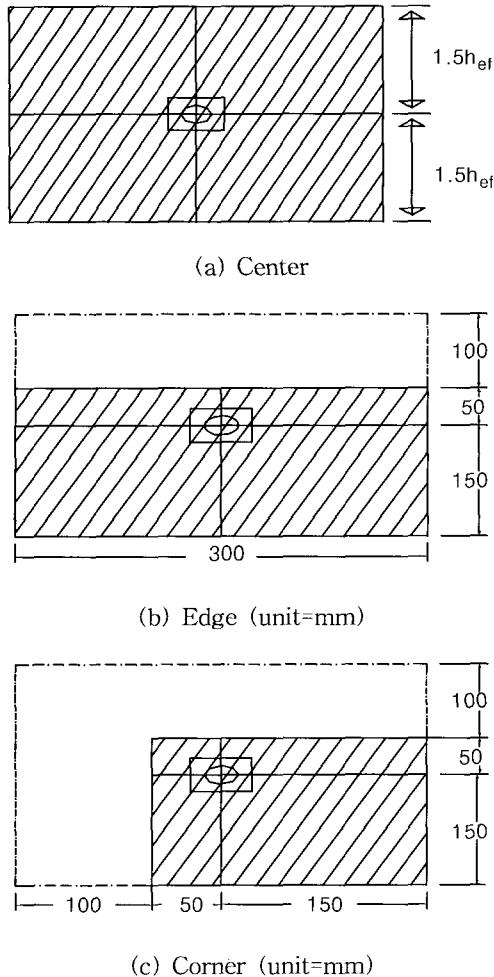


Fig. 3 CCD method pullout test locations

횡보강근은 뽑힘강도실험을 실시하는 단부보강철근과 직각을 이루고 있는 철근으로서 단부보강철근의 뽑힘강도에 영향을 미치지 않는다³⁾. 그리하여 본 연구에서는 뽑힘강도실험을 실시하는 단부보강철근과 평행한 방향의 전단철근을 고려하여 이에 대한 실험을 실시하였다. 이는 뽑힘력이 가해지는 철근 주변의 콘크리트에는 전단응력이 발생하므로 뽑힘강도에 대한 전단철근의 역할을 알아보기 위함이었다. 콘크리트의 강도가 증가함에 따라 단부보강철근의 뽑힘강도는 증가하는 것으로 나타났다.

단부철물(head)의 면적과 형상은 뽑힘강도에 별다른 영향을 미치지 않는 것으로 알려져 있다. 그러나, 단부철물의 면적이 증가하면 그로 인하여 뽑힘유효면적이 다소 증가되어 뽑힘강도도 증가할 가능성이 있으므로 본 연구에서는 이에 대한 연구의 필요성이 대두되었다.

단부철물의 위치에 대한 뽑힘저항은 단부철물의 위치가 모서리에서 중앙부로 갈수록 증가하였다. 따라서, 문힘깊이가 증가함에 따라 뽑힘강도도 증가하는 것을 알 수 있었다. 본 연구에서는 D25 철근을 사용하여 100 mm와 150 mm의 문힘깊이로 비교 연구하였다.

3. 실험계획 및 방법

단부거리, 문힘깊이와 단부철물의 면적을 변화시켰을 때 D25 단부보강철근의 뽑힘강도를 실험적으로 측정하기 위하여 4개의 콘크리트 슬래브를 제작하였다. Fig. 4과 같은 단부보강철근을 사용하였고, 실험체 상세는 Table 1과 같다. 단부보강철물의 크기는 3종류가 사용되었으며 이에 대한 상세는 Table 2와 같다.

Fig. 5(a)와 같이 뽑힘강도실험장치를 사각형으로 설치하고 그위에 로드셀과 유압실린더를 설치하였으며, 그 안쪽을 통과하는 철근이 아래의 단부보강철근과 연결되어 뽑힘하중이 작용되도록 하였다. 가력 상태에서 시험체의 변위는 Fig. 5(b)와 같이 LVDT를 설치하여 측정하였다.

콘크리트는 두 차례로 나뉘어 타설되었고 Block 1의 콘크리트 강도는 32.3 MPa, Block 2-4의 콘크리트강도는 26.5 MPa로 나타났다. Block 1에서 Block 3까지는 단부철물의 위치에 따라 C(모서리 철근), E(가장자리 철근)와 S(중앙부 철근)로 나누어 측정하였다.

Fig. 6(a)에서 나타난 바와 같이 Block 1은 한 변이 45 mm인 정사각형 단부철물이 부착된 단부보강철근 16개의 뽑힘강도실험용 콘크리트 시험체로 가장자리 및 모서리 철근에서 단부거리가 50 mm와 100 mm이다. Fig. 6(b)의 Block 2는 단부철물 한변이 60 mm인 12개의 뽑힘강도실험

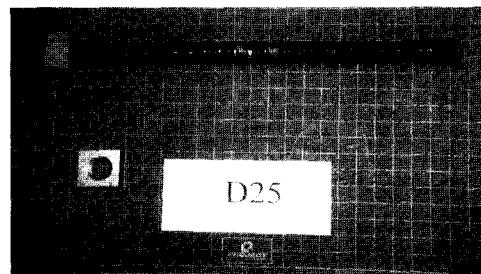


Fig. 4 D25 headed bar

Table 1 Description of heads and test blocks

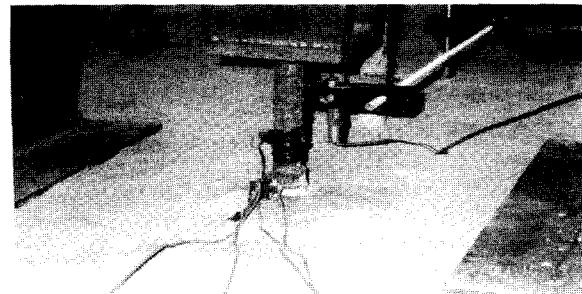
Specimen	Head type	Number of test	Trans. steel	Block size(mm)
block 1	H45	16	×	1,800×1,800×400
block 2	H60	12	×	1,800×1,800×600
block 3	H90	12	×	1,800×1,800×600
block 4	H45	16	○	1,800×1,800×600

Table 2 Description of heads

Head type	Head size (mm ³)	Area (mm ²)	Head area/bar cross sectional area
H45	45×45×25.4	2,025	4.00
H60	60×60×20	3,600	7.10
H90	90×90×20	8,100	15.99

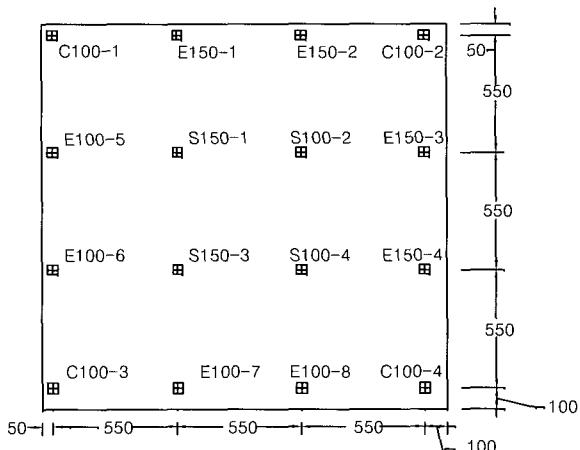


(a)

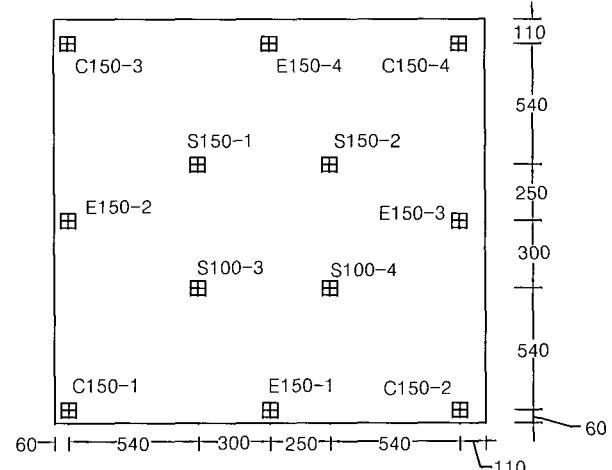


(b)

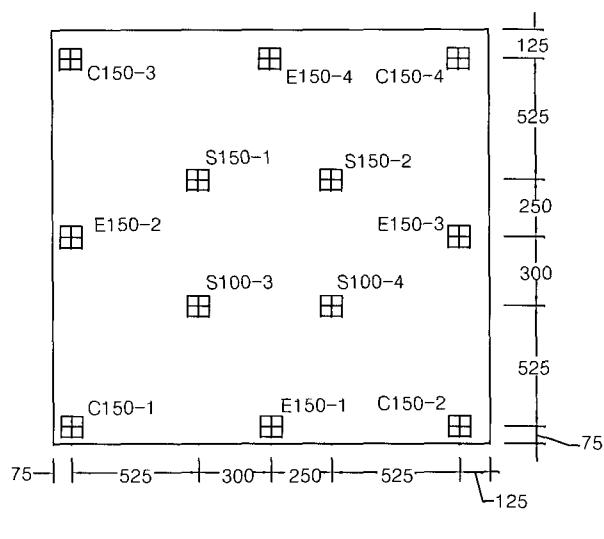
Fig. 5 Test setup



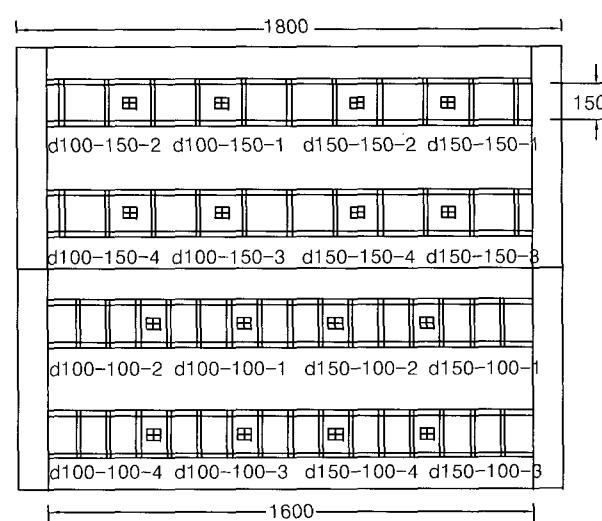
(a) Block 1



(b) Block 2



(c) Block 3



(d) Block 4

Fig. 6 Test slabs and specimen details(unit=mm)

용 단부보강철근으로 이루어져 있으며 증가된 단부철물의 크기를 고려하여 단부거리를 60 mm와 110 mm로 조정하여 배치하였다. Fig. 6(c)의 Block 3은 단부철물의 한변이 90 mm인 12개의 뽑힘강도실험용 단부보강철근으로 이루어져 있으며 단부거리는 75 mm와 125 mm로 배치되었다. Fig. 6(d)의 Block 4는 단부철물의 한 변이 45 mm인 16개

의 뽑힘강도실험용 단부보강철근으로 이루어졌다. Block 1과 단부철물 크기는 같지만 전단철근이 100 mm와 150 mm간격으로 배치되어 전단철근의 영향을 규명하고자 하였다. 또한 Block 4에서는 모든 단부보강철근은 중앙부에 위치하도록 하였다. 문헌깊이는 100 mm와 150 mm의 두 종류로 각각 설치하였다. Fig. 6(a), (b)와 (c)에서는 시

험체명을 ‘철근 위치-묻힘깊이(mm)-일련번호’ 순으로 표기하였으며, Fig. 6(d)에서는 시험체명을 ‘묻힘깊이(mm)-전단철근의 간격(mm)-일련번호’ 순으로 표기하였다.

4. 실험결과

전단철근이 없는 단부보강철근의 뽑힘강도 측정치를 CCD방법 계산값 및 ACI계산값과 함께 Table 3에 나타내었다. 실험 결과와 함께 계산값의 비교치를 Fig. 7과 Fig. 8에 각각 나타내었다. 또한, 전단철근이 있는 단부보강철근의 뽑힘강도와 CCD방법으로 계산한 값을 Table 4에 나타내었다.

Table 3 Results of block 1~3 pullout tests

Specimen	h_{ef} (mm)	C1 (mm)	C2 (mm)	ψ	d_u (mm)	A_N/A_{NO} CCD	$N_n(kN)$ CCD	A_N/A_{NO} ACI	$N_n(kN)$ ACI	P_{max} (kN)	$P_{max}/N_n(\%)$ CCD	$P_{max}/N_n(\%)$ ACI
H45-C100-1	100	50	50	0.80	45	0.44	34.41	0.56	48.26	33.87	98.42	70.18
H45-C100-3	100	100	50	0.80	45	0.56	43.02	0.71	61.65	32.62	75.84	52.91
H45-C100-4	100	100	100	0.90	45	0.69	60.49	0.92	79.66	56.52	93.44	70.95
H45-E150-2	150	50	225	0.77	45	0.61	83.30	0.68	119.56	70.76	84.94	59.18
H45-E150-4	150	100	225	0.83	45	0.72	107.01	0.85	148.64	144.19	134.74	97.01
H45-E100-5	100	50	150	0.80	45	0.67	51.62	0.75	65.38	41.61	80.61	63.65
H45-E100-6	100	50	150	0.80	45	0.67	51.62	0.75	65.38	47.62	92.25	72.84
H45-E100-8	100	100	150	0.90	45	0.83	72.59	0.95	82.95	58.30	80.32	70.29
H45-S150-2	100	150	150	1.00	45	1.00	96.78	1.00	86.92	86.78	89.67	99.84
H45-S150-3	150	225	225	1.00	45	1.00	177.80	1.00	175.34	151.31	85.10	86.30
H60-C150-1	150	60	60	0.78	60	0.40	50.32	0.49	84.34	32.88	65.34	38.98
H60-C150-2	150	60	110	0.78	60	0.47	59.15	0.60	102.56	61.91	104.68	60.37
H60-C150-3	150	60	110	0.78	60	0.47	59.15	0.60	102.56	46.42	78.49	45.26
H60-C150-4	150	110	110	0.85	60	0.55	75.46	0.77	132.00	86.89	115.14	65.83
H60-E150-1	150	60	225	0.78	60	0.63	79.45	0.71	122.00	92.37	116.26	75.71
H60-E150-2	150	60	225	0.78	60	0.63	79.45	0.71	122.00	73.43	92.42	60.19
H60-E150-3	150	110	225	0.85	60	0.74	101.37	0.86	147.37	128.28	126.55	87.05
H60-E150-4	150	110	225	0.85	60	0.74	101.37	0.86	147.37	169.25	166.96	114.85
H60-S150-2	150	225	225	1.00	60	1.00	160.83	1.00	170.80	185.91	115.60	108.85
H60-S100-3	100	150	150	1.00	60	1.00	87.54	1.00	86.75	111.31	127.15	128.31
H60-S100-4	100	150	150	1.00	60	1.00	87.54	1.00	86.75	99.88	114.09	115.13
H90-C150-1	150	75	75	0.80	90	0.44	57.18	0.54	104.59	43.45	75.98	41.54
H90-C150-2	150	75	125	0.80	90	0.52	66.71	0.64	124.37	59.88	89.76	48.15
H90-C150-3	150	75	125	0.80	90	0.52	66.71	0.64	124.37	67.89	101.77	54.59
H90-C150-4	150	125	125	0.87	90	0.60	84.32	0.76	148.23	77.94	92.43	52.58
H90-E150-1	150	75	225	0.80	90	0.67	85.78	0.74	144.95	101.52	118.36	70.04
H90-E150-2	150	75	225	0.80	90	0.67	85.78	0.74	144.95	159.63	186.10	110.12
H90-E150-3	150	125	225	0.87	90	0.78	108.41	0.93	180.68	181.88	167.77	100.66
H90-E150-4	150	125	225	0.87	90	0.78	108.41	0.93	180.68	138.57	127.82	76.69
H90-S150-1	150	225	225	1.00	90	1.00	160.83	1.00	195.20	174.70	108.63	89.50
H90-S150-2	150	225	225	1.00	90	1.00	160.83	1.00	195.20	164.91	102.54	84.49
H90-S100-3	100	150	150	1.00	90	1.00	87.54	1.00	103.02	96.40	110.12	93.58
H90-S100-4	100	150	150	1.00	90	1.00	87.54	1.00	103.02	109.03	124.55	105.84

* C1, C2 : Distence from reinforcement to each edge

4.1. 단부보강철근 위치의 영향

Fig. 9에서 모서리 철근, 가장자리 철근과 중앙부 철근을 비교해 보면, 뽑힘강도는 모서리(corner) 철근에서 제일 낮고 가장자리(edge) 철근, 중앙부(center) 철근 순으로 높았다. 뽑힘유효면적이 증가하면 이에 따라 뽑힘강도도 증가한다는 것을 알 수 있었다.

묻힘깊이 100 mm인 경우에 모서리 철근에 비하여 가장자리 철근의 뽑힘강도는 20 %, 중앙부 철근의 뽑힘강도는 112 % 증가하였다. 묻힘깊이 150 mm인 경우에는 모서리 철근에 비하여 가장자리 철근의 뽑힘강도는 106 %, 중앙부 철근의 뽑힘강도는 183 % 증가하였다.

철근의 설치위치에 따라 모서리 철근, 가장자리 철근과 중앙부 철근의 3종류로 나눈 경우, 이에 대한 뽑힘강도는 위에서 기술되었다. 하지만, Fig. 10와 같이 동일한 모서리 철근과 동일한 가장자리 철근이라도 단부거리가 변하는 경우 뽑힘강도는 다른 값을 나타내었다.

Fig. 10(a), (b)와 (c)는 모서리 철근에서의 H45, H60, 그리고 H90 단부보강 철근의 단부거리별 뽑힘강도의 차이를 비교한 것이다. Fig. 10(d), (e)와 (f)에서는 가장자리 철근에서 H45, H60, 그리고 H90 단부보강 철근의 뽑힘강도를 단부거리별로 비교하였다.

단부거리가 증가됨에 따라 뽑힘유효면적의 증가에 의해 뽑힘강도가 비례적으로 증가하는 것을 알 수 있다. Fig. 10(d)와 같은 H90인 경우에 단부거리가 75 mm에서 125 mm로 증가할 때 실험값의 증가율은 22.7 %이고, CCD방법에 의한 계산값의 증가율은 26.4 %이고, ACI방법에 의한 계산값의 증가율은 24.6 %이었으며, Fig. 10(e)와 같은 H60인 경우에 단부거리가 60 mm에서 110 mm로 증가할 때 실험값의 증가율은 79.5 %이고, CCD방법에 의한 계산값의 증가율은 27.6 %이고, ACI방법에 의한 계산값의 증가율은 20.8 %이었다. H90에 비하여 H60의 경우 단부거리 증가에 의한 실험값의 증가율이 월등히 높게 측정된 것은 단부철물의 크기의 영향보다는 단부거리가 75 mm에서와 60 mm에서의 차이로 보아진다. 보강철근의 위치가 단부에 근접하게되면 뽑힘강도는 급격히 작아지는 것으로 사료된다. 이런 경향은 Fig. 10(f)에 보이는 바와 같이 H45의 문힘깊이 150 mm인 경우에도 나타났다. 단부거리 50 mm인 경우에 대하여 100 mm인 경우에 뽑힘강도는 104 % 증가를 보였다. 그러나 문힘깊이 100 mm인 경우에는 30 % 증가에 그쳤다. 문힘깊이가 작은 경우 단부거리 증가에 따른 뽑힘강도의 증가가 그리 크지 않은 것을 알 수 있다.

Table 4 Results of block 4 pullout tests

Specimen	h_{cf} (mm)	s (mm)	N_{no} (kN)	P_{max} (kN)	α
H45-D100-150-1	100	150	87.5	120.2	0.49
H45-D100-150-2	100	150	87.5	103.1	0.23
H45-D100-150-3	100	150	87.5	132.7	0.68
H45-D100-150-4	100	150	87.5	119.8	0.49
H45-D100-100-1	100	100	87.5	146.0	0.59
H45-D100-100-2	100	100	87.5	165.7	0.79
H45-D100-100-3	100	100	87.5	155.2	0.68
H45-D100-100-4	100	100	87.5	140.8	0.54
H45-D150-150-1	150	150	160.8	244.6	0.84
H45-D150-150-2	150	150	160.8	238.5	0.78
H45-D150-150-3	150	150	160.8	276.8	1.17
H45-D150-150-4	150	150	160.8	276.2	1.16
H45-D150-100-1	150	100	160.8	295.5	0.90
H45-D150-100-2	150	100	160.8	321.5	1.08

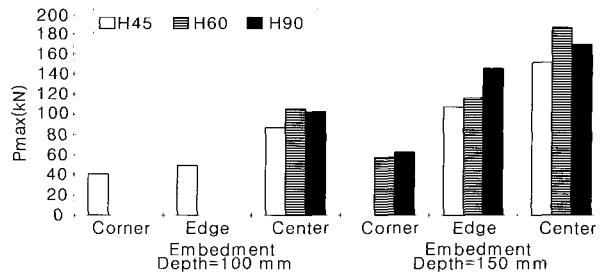


Fig. 7 Results of pullout test (kN)

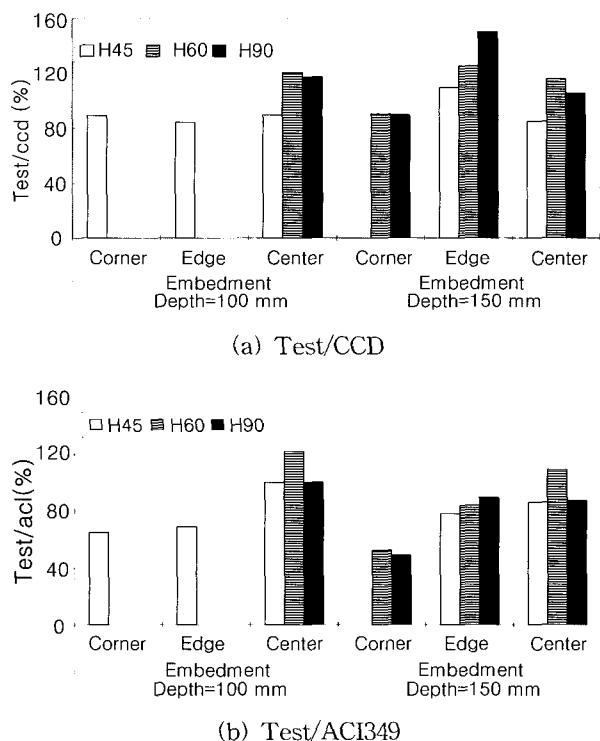


Fig. 8 Comparison of test result

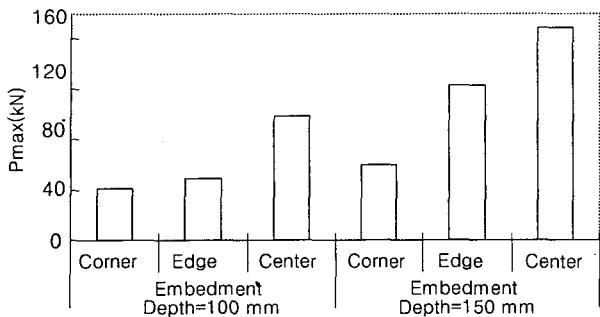


Fig. 9 Effect of headed positions

4.2 물힘깊이의 영향

물힘깊이 100 mm와 150 mm의 2가지 경우를 비교하여 보면 Fig. 7에 나타난 바와 같이 물힘깊이가 증가하면 뽑힘강도가 증가하였다. 단부철물의 H45의 가장자리 철근에서는 물힘깊이 150 mm인 경우에 물힘깊이 100 mm인 경우보다 뽑힘강도가 약 120 % 증가하였다.

가장자리 철근의 경우에는 실제 사용되는 경우를 고려하기 위해 물힘깊이가 다르면 단부거리도 다르게 설계되었으므로 직접적인 비교는 생략되었고, 중앙부 철근의 경우에서 물힘깊이별 뽑힘강도가 비교되었다. 중앙부 철근에서 물힘깊이 150 mm인 경우에는 물힘깊이가 100 mm인 경우에 비하여 뽑힘강도가 65 %-76 % 증가하는 것을 알 수 있었다. Table 5에서 뽑힘강도(P_{max})의 증가분이 물힘깊이(h_{ef})의 증가분, 유효면적(A_N)의 증가분과 상관관계가 있는 것을 알 수 있다. CCD방법에 의한 계산값으로 비교하면 중앙부 철근에서 물힘깊이 150 mm인 경우 물힘깊이가 100 mm인 경우보다 뽑힘강도가 평균 84 % 증가하였고, ACI방법에 의한 계산값으로 비교하면 중앙부 철근에서 물힘깊이 150 mm인 경우 물힘깊이가 100 mm인 경우보다 뽑힘강도가 각각 96.88 %와 89.47 %로 증가하였으므로 CCD방법에 의한 계산값이 실험값에 더 가까운 것으로 나타났다.

4.3. 단부철물 크기의 영향

본 실험에서 사용된 단부보강철근은 단부철물 크기에 따라 3종류로 나뉘어진다. CCD방법에서는 단부철물 크기가 뽑힘강도에 미치는 영향에 대하여 고려를 하지 않고 있다. 하지만, 본 연구에서는 단부철물면적이 커지면 뽑힘유효면적이 증가하므로 이에 따라 뽑힘강도도 커질 가능성도 있을 것으로 예상되었다.

Fig. 7에서 단부철물 한 변이 45 mm, 60 mm와 90 mm의 경우를 보면, 45 mm 철물보다 60 mm 철물에서 사용된 콘크리트강도가 더 낮은 데에도 불구하고, 뽑힘강도가 높은 것을 볼 수 있다. 반면에, 60 mm 철물과 90 mm 철물의 경우에는 물힘깊이 150 mm의 가장자리 철근부분을

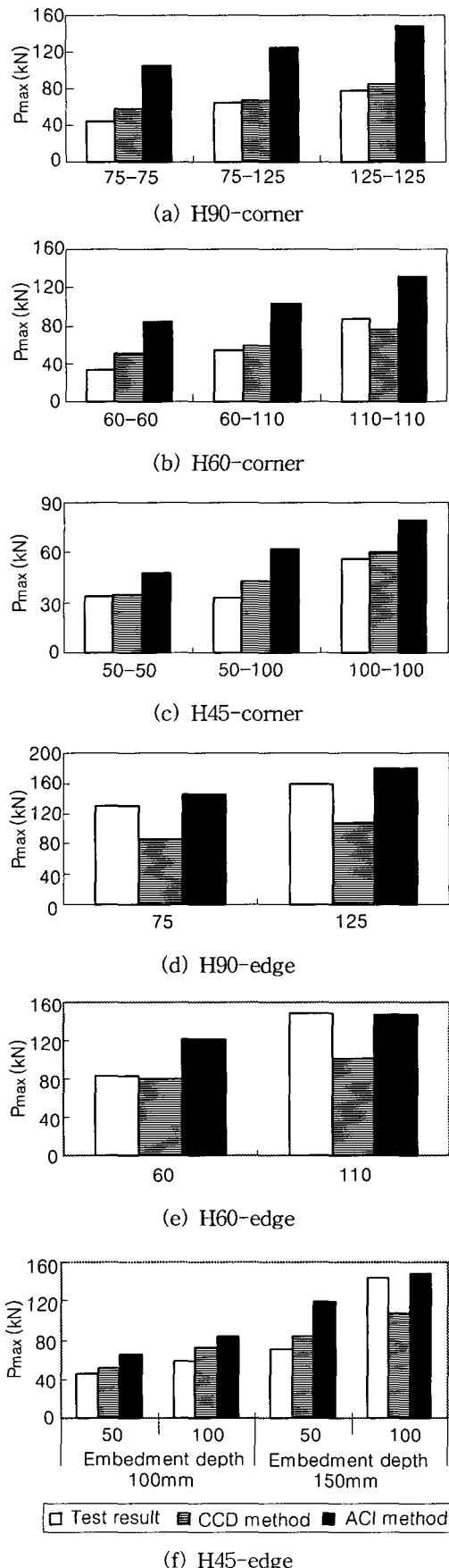


Fig. 10 Effect of edge distances

제외하고는 뽑힘강도가 유사한 것을 알 수 있다. 이는 단부철물의 크기가 뽑힘강도에 미치는 영향이 그리 크지 않기 때문일 수도 있고, 또한 90 mm 단부철물의 경우 콘크리트 슬래브내에서 뽑힘강도실험체 사이의 거리가 가깝게 배치되어 뽑힘유효면적이 서로 겹쳐져서 뽑힘강도시험 시 파괴면이 인접철근의 뽑힘유효면적을 침범하여 실험수행상 나중에 실험된 철근의 뽑힘강도가 다소 낮게 측정된 이유도 있는 것으로 사료된다. 이 부분에 대해서는 향후 좀더 엄밀한 비교실험이 필요할 것으로 보인다.

4.4. 전단철근의 영향

Block 4의 뽑힘강도실험에서는 전단철근이 단부보강철근의 뽑힘강도에 미치는 영향이 조사되었다. 즉, 단부보강철근의 뽑힘강도를 증가시키기 위하여 단부보강철근과 평행한 방향으로 전단철근을 배치하였다. Fig. 11에 나타난 바와 같이 예상파괴면에 배근된 전단철근은 결국 전단력에 저항하는 것과 같은 형태이다. 이때, 단부보강철근에 가까이 있는 전단철근과 단부보강철근으로부터 멀리 있는 전단철근은 예상파괴면을 기준으로 한 정착길이가 서로 다르며 따라서 뽑힘강도에 대한 기여도가 각각 다를 수밖에 없다. 즉, 단부보강철근에 가까이 있는 전단철근의 기여도가 멀리 있는 전단철근의 기여도에 비하여 상대적으로 높을 것으로 보인다. 전단철근이 사용될 경우 뽑힘강도는 식(6)과 같이 일반적인 전단보강의 경우처럼 콘크리트 및 철근의 기여도를 분리하여 나타낼 수 있다. 또한, 단부보강철근의 문힘깊이에 따라 전단철근들이 예상파괴면에서의 정착길이가 다를 것이므로 전단철근으로 인한 뽑힘강도는 식 (7)와 같이 보정계수를 사용하여 나타내는 것이 합리적으로 보인다.

$$V_n = V_c + V_s \quad (6)$$

$$V_s = \alpha \frac{h_{ef} A_v f_y}{s} \quad (7)$$

여기서, V_n 은 전체뽑힘강도, V_c 는 뽑힘강도시험시 콘크리트가 받는 하중, V_s 는 뽑힘강도시험시 철근이 받는 하중, A_v 는 전단철근의 단면적, f_y 는 전단철근의 항복강도, h_{ef} 는 철근의 문힘깊이, s 는 전단철근의 간격이고 α 는 보강철근의 문힘깊이, 전단철근의 간격, 보의 전체깊이 등 여러 가지 요인에 의해 지배되는 계수이며, 향후 더 많은 실험에 의해 각 경우에 적합한 α 의 값을 연구할 필요가 있을 것으로 보인다. 본 연구에서 실험한 시험체들에 대해서는 V_c 는 CCD방법으로 계산한 만큼 빌휘되었다고 보고 V_s 의 기여분을 평가한다면 α 는 0.47에서 1.0사이의

값이 제안될 수 있을 것이다. 문힘깊이 100 mm인 경우의 평균은 0.56이고 150 mm인 경우의 평균은 0.99이다. 또한, 문힘깊이 100 mm인 경우 중에서도 전단철근 간격 150 mm인 경우는 평균 0.47, 100 mm인 경우는 평균 0.65로 차이가 있었다. 문힘깊이가 150 mm인 경우에 비하여 문힘깊이 100 mm의 경우에는 파괴면이 표면에 더 가까우므로 전단철근의 기여도가 상대적으로 낮은 것으로 해석된다. Table 5는 실제 실험치와 그로부터 계산한 α 의 값을 보여주고 있다.

Fig. 12에 전단철근의 영향이 나타나 있다. 전단철근의 간격이 100 mm와 150 mm인 철근의 뽑힘강도를 비교해 보면 간격이 100 mm인 철근이 간격이 150 mm인 철근에 비하여 19 %, 28 % 각각 증가하였지만, 전단철근이 없는 경우와 전단철근이 있는 경우의 뽑힘강도를 비교해 보면 전단철근이 있는 경우가 약 40 %~100 %로 크게 증가한 것을 알 수 있다.

Table 5 Comparison of increase rate(%)

	H60-S150	H60-S100	H90-S150	H90-S100
P _{max} increase rate	76.06	65.31		
N _n increase rate(CCD)	84	84		
N _n increase rate(ACI)	96.88	89.47		
h _{ef} increase rate	50	50		
A _n increase rate(CCD)	125	125		
A _n increase rate(ACI)	91.72	80.86		

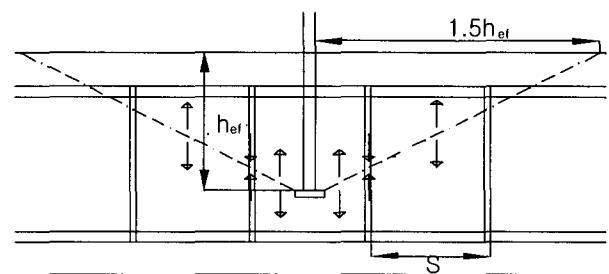


Fig. 11 Effect of transverse reinforcement

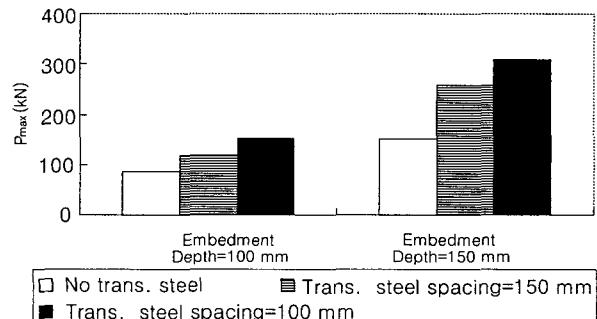


Fig. 12 Effect of transverse steel on P_{max}

또한, 전단철근이 없는 경우, 둘림깊이가 150 mm인 경우와 100 mm인 경우의 뽑힘강도를 비교해보면 둘림깊이가 150 mm인 경우에 72 % 증가한다는 것을 알 수 있었다. 하지만, 전단철근이 있는 경우 둘림깊이가 150 mm인 철근의 뽑힘강도가 둘림깊이 100 mm인 철근의 뽑힘강도보다 100 % 증가하였다. 그러므로, 전단철근이 있는 뽑힘강도실험의 경우 그렇지 않은 경우에 비하여 둘림깊이의 증가로 인한 뽑힘강도의 증가효과가 더 크게 나타나는 것을 알 수 있다.

CCD 방법을 사용하는 경우 뽑힘강도에 대한 전단철근의 추가적인 영향은 식(7)과 같은 방법으로 나타낼 수 있다고 보아지만 경우에 따른 보정계수 α 값에 대해서는 좀 더 많은 실험과 추가 연구가 필요할 것으로 보인다.

4.5. 파괴형상

뽑힘강도시험의 파괴모양은 Fig. 13(a)와 같이 단부보강 철근을 중심으로하여 원뿔(cone)모양으로 나타났다. 원뿔

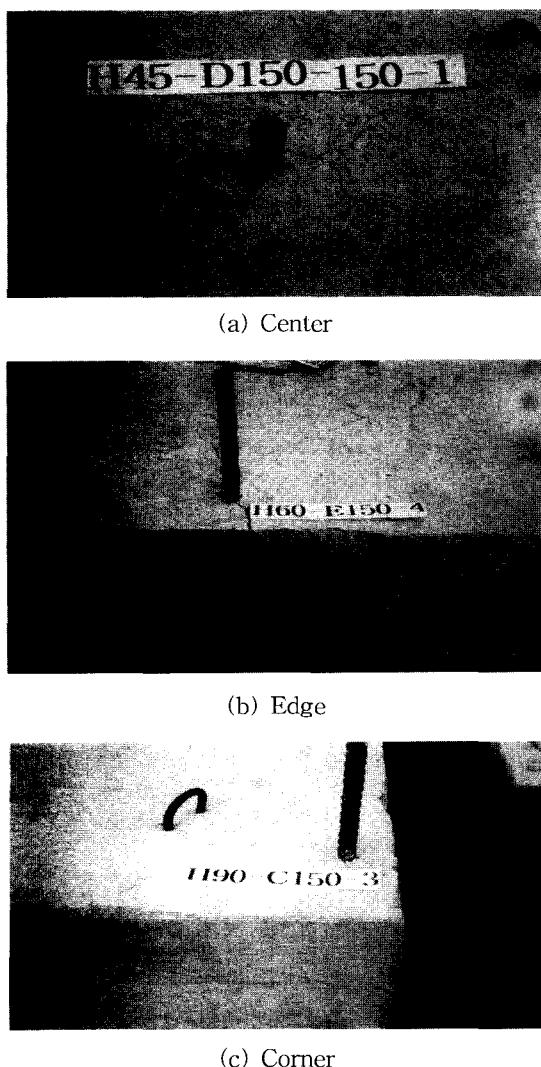


Fig. 13 Failure modes

의 밑면 모양이 불규칙하여 원뿔의 반경을 정확히 측정하는 것은 불가능하였지만 대략 둘림깊이(h_{ef})의 1.2배에서 1.4배 사이의 값으로 측정되었다. 가장자리의 경우에는 Fig. 13(b)와 같이 원뿔의 절반에 해당하는 모양, 그리고 모서리의 경우에는 Fig. 13(c)와 같이 원뿔의 1/4 모양으로 파괴형상이 관찰되었다. 한편, 전단철근이 배근되어 있는 시험체의 경우에는 원뿔의 직경이 15 % - 20 % 줄어드는 것이 관찰되었다. 그 이유는 원뿔의 바깥쪽에 위치한 전단철근이 주변 콘크리트의 탈락을 방지함으로써 원뿔의 중심부에 응력이 집중되고 뽑힘현상이 일어나는 것으로 추정된다.

5. 결 론

- 1) 뽑힘강도는 단부보강철근의 설치위치에 따라 영향을 받았다. 중앙부 철근, 가장자리 철근, 모서리 철근 순으로 높았으며, CCD방법의 계산값과 비교적 잘 일치하였다.
- 2) 둘림깊이가 커지면 뽑힘강도도 따라서 증가하였다. D25 철근을 둘림깊이 150 mm로 설치한 경우 둘림깊이 100 mm인 경우에 비하여 뽑힘강도가 약 1.7배로 증가하였다.
- 3) 정사각형 단부철물 한 변이 60 mm인 경우, 45 mm인 경우에 비하여 뽑힘강도가 증가하였고, 한 변이 60 mm인 경우와 90 mm인 경우에는 별 차이가 없었다.
- 4) CCD방법을 사용하는 경우 단부보강철물의 크기에 따른 보정이 필요하다고 생각되나 이 부분에 대해서는 좀 더 체계적이고 깊이 있는 연구가 필요할 것으로 보인다.
- 5) 전단철근의 영향은 철근의 둘림깊이를 고려한 전단강도 계산식을 이용함으로써 예측할 수 있으나 둘림깊이가 철근의 정착에 비하여 충분히 깊어져야 철근의 역할이 완전히 발휘되는 것을 알 수 있다.

감사의 글

본 연구는 국립 한경대학교 교내연구비 지원사업에 의하여 시행되었으며 저자들은 이에 깊이 감사드립니다.

참고문헌

1. 천성철, 김대영, “철근 기계적 정착장치의 설계고려사항과 뽑힘특성,” 한국콘크리트학회지, 제13권 6호, 2001, pp. 593~601.
2. Fuchs, W., Eligehausen, R., and Breen, J. E., “Concrete Capacity Design (CCD) Approach for Fastening to Concrete,” *ACI Structural Journal*, Vol. 92, No. 1, 1995, pp.73~94.
3. DeVries, R. A., Jirsa, J. O., and Bashandy, T., “Anchorage Capacity in Concrete of Headed

- Reinforcement with Shallow Embedments," *ACI Structural Journal*, Vol. 96, No. 5 1999, pp.728~736.
4. Yoon, Y. S., Kim, H. S., and Kim, S. Y., "Assessment of Fracture Behaviors for CIP Anchors Fastened to Cracked and Uncracked Concretes," *KCI Concrete Journal*, Vol. 13, No. 2, 2001, pp.33~41.
5. 이태석, 김승훈, 서수연, 이리형, 홍원기, "스터드 볼트 접합부의 인장 기동에 관한 연구," *한국 콘크리트학회지*, 제13권 4호, 2001, pp.321~328.
6. Choi, D. U. and Kim, Y. G., "Pull-out Test of Retrofit Anchors Using Deformed Reinforcement and Adhesive," *KCI Concrete Journal*, Vol. 11, No. 3, 1999, pp.201~210.
7. Choi, D. U., Hong, S. G., and Lee, C. Y., "Pullout Tests on Headed Reinforcement for Exterior Beam-Column Joints," *KCI Concrete Journal*, in Press.

요 약

콘크리트 내 이형철근 정착의 중요성은 철근콘크리트 구조에서 필수적인 요소이다. 표준갈고리는 인장정착을 위하여 광범위하게 사용되어 왔으나 콘크리트의 고강도화에 따라 부재 단면이 작아지는 추세 등으로 인하여 보-기둥 접합부에서는 좁은 공간에 철근이 과밀하게 배근됨으로써 시공 상의 어려움이 제기되고 있다. 단부 기계적 정착장치를 갖는 철근(단부보강철근)을 사용하는 경우 정착길이를 감소시키고, 정착부 상세를 단순화하며, 반복하중에 대한 저항능력을 증가시키는 등의 이점으로 인하여 공사비와 공사시간을 단축시킬 수 있을 것으로 사료된다. 본 연구는 단부보강철근의 뽑힘강도 및 거동에 대한 실험적 연구이다. D25 이형철근을 사용하여 수행된 총 33회의 뽑힘강도시험에서 실험변수는 철근 묻힘깊이, 철근중심과 콘크리트 가장자리간 거리, 단부보강 철물의 크기, 그리고 횡보강筋(전단철근)의 간격이었다. 실험적으로 결정된 뽑힘강도는 CCD 방법에 의해 계산된 예측값에 근접하는 결과를 얻을 수 있었다. 철근 묻힘깊이가 증가하거나 철근과 콘크리트 가장자리간 거리가 증가할수록 뽑힘강도도 증가하였고 단부보강 철물의 크기가 증가함에 따라 뽑힘강도도 대체로 증가하는 경향을 보였다. 전단철근의 영향에 대한 연구로부터 뽑힘강도에 대한 파괴면에 걸친 전단철근의 영향을 나타내기 위하여 CCD 방법을 이용한 뽑힘강도 예측 시 보정계수의 사용이 제안되었다.

핵심용어 : 뽑힘시험, CCD 방법, 단부보강