

고강도 철근콘크리트 깊은 보의 전단거동에 대한 개구부 크기 및 위치의 영향

양근혁^{1)*} · 은희창²⁾ · 정현수³⁾

¹⁾ 목포대학교 건축조경토목공학부 ²⁾ 제주대학교 건축공학과 ³⁾ 중앙대학교 건축학과

(2003년 3월 19일 원고접수, 2003년 9월 15일 심사완료)

Effect of the Size and Location of a Web Opening on the Shear Behavior of High-Strength Reinforced Concrete Deep Beams

Keun-Hyeok Yang^{1)*}, Hee-Chang Eun²⁾, and Heon-Soo Chung³⁾

¹⁾ Division of Architecture, Landscape Architecture & Civil Engineering, Mokpo University, Jeonnam, 534-729, Korea

²⁾ Dept. of Architectural engineering, Cheju University, Cheju, 690-756, Korea

³⁾ Dept. of Architecture, Chung-Ang University, Seoul, 156-756, Korea

(Received March 19, 2003, Accepted September 15, 2003)

ABSTRACT

The purpose of this experimental study is to investigate the relationship of the shear behavior and the variety of width, depth and location of an opening in reinforced concrete deep beams with rectangular web openings, and to present an improved shear strength equation of those members. The main parameters considered were concrete strength(f_{ck}), shear span-to-overall depth ratio(a/h), and the size and vertical position of the web openings. Twenty five deep beams were tested under two symmetric loading-points. Test results showed that the shear behavior of deep beams with web openings was influenced by a/h and the size of opening. In addition, the KCI shear design provision is a tendency to be more unconservative according to the increase in a/h and the area-ratio of opening to shear span(A_o/A_{sh}). Based on the concrete strut action of top and bottom member of an opening and the tie action of longitudinal reinforcement, a proper design equation which closely predicts the capacity of deep beams with rectangular openings is developed.

Keywords : web openings, deep beam, shear span-to-overall depth ratio, strut action, tie action, shear strength

1. 서 론

현대의 건축물에서는 공조배관, 전기배선 및 컴퓨터 네트워크 통신 등과 같은 필수 설비시설들이 수반된다. 일반적으로 이들 설비시설들은 보 밑면 바로 아래에 설치되며, 외적 미관을 위해 천장마감을 함으로써 사공간(dead space)이 생기게 된다. 각 층에서 이들 사공간이 차지하는 높이는 건물 전체의 높이를 증가시키는 한 요인이 되기 때문에 대안으로서 이들 설비시설들이 보를 관통할 수 있도록 보에 개구부를 설치한다. 하지만 철근콘크리트 보에 개구부를 설치할 경우 개구부 모서리에서의 응력집중 및 단면결손으로 인해 내력 저하와 경사균열 폭이 크게 생긴다. 특히 하중점과 지지점을 연결하는 콘크리트 스트럿에 의해 내력이 결정되는 깊은 보에서 개구부 설치의 응력의

급작스런 변화에 함께 스트럿 작용의 방해로 내력이 급격히 감소하기 때문에 휨의 영향이 큰 일반 유공 보에 비해 세심한 보강이 필요하다.

철근콘크리트 깊은 보에서 개구부를 설치할 경우 개구부로 인한 내력감소나 개구부 보강설계 방법에 대해서는 아직 기준조차 마련되지 않았다. 단지 Kong^{4,5)}, Ashour³⁾ 및 Ray⁶⁾ 등에 의해 개구부가 설치된 깊은 보의 전단내력 및 균열 전전거동이 실험 및 이론적으로 확인되고 있을 뿐이다.

Kong 등⁴⁾은 콘크리트 강도가 300 MPa인 경량콘크리트 깊은 보에서 개구부 크기 및 위치가 부재의 전단거동에 미치는 영향을 실험적으로 파악하였다. 개구부의 폭과 깊이가 증가할수록 그리고 개구부가 하부에 위치할수록 내력은 감소함을 보였다. 하지만 Kong 등의 실험연구는 전단경간비(a/h)가 0.4 정도에서 수행되었기 때문에 개구부 폭과 깊이가 내력에 미치는 영향이 비슷하게 나타났다.

* Corresponding author

Tel : 061-450-2436 Fax : 061-450-6454

E-mail : yangkh@mokpo.ac.kr

그러나 깊은 보의 범주에 속하는 전단경간비가 1.0~1.5로 증가할 경우 개구부 폭 보다는 깊이의 영향이 더욱 크게 있을 것이라 판단된다. 또한 개구부의 길이방향 중심이 전단경간 중심과 일치할 때 개구부 상·하 위치 변화에 따른 전단거동을 평가함으로써 Kong 등의 연구를 더욱 발전시킬 필요가 있다.

Ray 등⁶⁾은 Kong 등의 실험결과 및 하중경로에 근거하여 개구부의 주 압축하중 경로 차단 정도와 개구부 위치에 따른 실험상수를 통하여 전단내력을 제시하고 있다. 이 제시된 식은 보통강도 콘크리트에서 전단경간비가 0.4 이하인 실험결과에만 근거하고 있어 콘크리트 강도 및 전단경간비 증가에 따른 적합성을 확인할 필요가 있다.

철근콘크리트 깊은 보의 개구부 보강설계를 위해서는 우선 개구부 크기 및 위치가 부재의 역학적 거동에 미치는 영향을 파악할 필요가 있다. 특히 부재의 내력은 콘크리트 스트럿의 강도와 전단경간비에 의해 큰 영향을 받으므로 콘크리트 강도와 전단경간비 변화에 따른 개구부와 내력의 상관관계를 평가해야 할 것이다.

따라서 본 연구의 주요 목적은 장방형 개구부가 설치된 고강도 철근콘크리트 깊은 보에서 개구부 폭, 깊이 및 위치변화와 부재의 전단거동의 관계를 파악하고 최대내력을 예측하기 위한 모델을 제시하는데 있다. 따라서 개구부 유·무에 따라 콘크리트 강도와 전단경간비가 부재의 전단거동에 미치는 영향의 변화를 파악하는데 두 번째 목적이 있다.

2. 연구방법 및 범위

2.1 시험체 계획

본 연구는 장방형 개구부를 갖는 고강도 철근콘크리트 깊은 보의 전단거동에 대한 개구부의 크기와 위치의 영향을 파악하기 위한 연구로서 주요변수는 개구부 폭(ma), 깊이(m/h) 및 위치이다. 개구부 폭은 전단경간(a)의 0.25, 0.5, 0.65 및 0.8배로, 깊이는 단면깊이의 0.1, 0.2 및 0.3배로 각각 변화시켰다. 일반적으로 개구부 설치 시 깊이는 단면깊이의 1/3 이하로 하기 때문에 깊이의 최대변화는 단면깊이의 0.3배로 하였다. 또한 개구부 설치에 따라 콘크리트 강도 및 전단경간비가 부재의 전단거동에 미치는 영향의 변화를 파악하기 위하여 콘크리트 설계강도는 24, 50 및 80 MPa로, 전단경간비는 0.5와 1.0으로 각각 변화시켰다. 개구부 설치로 인한 콘크리트 스트럿 작용이 가장 불리할 때 개구부 폭과 깊이가 부재의 전단거동에 미치는 영향을 파악하기 위해 개구부 중심과 전단경간 중심을 일치시켰다.

개구부 상·하 위치와 전단거동의 관계를 파악하기 위한 시험체에서는 보 밑면에서 개구부 밑면까지의 거리

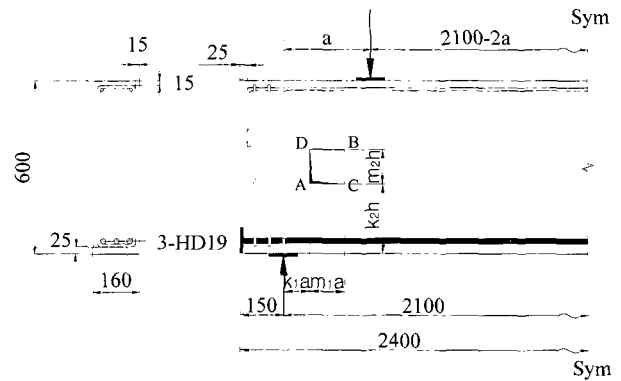


Fig. 1 Dimensions and details of specimen (unit : mm)

(keh)를 0.2 h , 0.35 h 및 0.5 h 로 변화시켰다. 이때 개구부 크기는 0.5 a ×0.3 h 로 일정하게 하였으며, 개구부와 전단경간 좌·우 중심을 일치시켰다.

시험체의 단면 폭은 160 mm 단면 깊이는 600 mm로 동일하며, 주철근의 순 피복두께는 35 mm를 유지하였다. 시험체 지점사이 경간은 2100 mm로서 경간깊이비는 일정하며, 전단경간비 변화에 따라 가력점 사이를 변화시켰다.

주철근은 휨 파괴를 방지하기 위해 항복강도가 800 MPa인 고강도 철근을 사용하였으며, 주철근비는 약 1% (3-HDI9)로 하였다. 정착파괴를 방지하기 위해 시험체 양단부에 강판을 설치하여 주철근을 용접하였다. 깊은 보의 전단거동에 대한 개구부만의 영향을 파악하기 위해서 전단철근은 배근하지 않았다.

이상에서 설명한 본 연구의 각 변수 상세 및 시험체 형상을 Table 1과 Fig. 1에 각각 나타내었다. 개구부 크기와 위치는 전단경간과 단면깊이의 비로서 나타내었다. Table 1의 시험체 명에서 각 대표인자가 의미하는 것을, Fig. 1에서 개구부 폭, 깊이 및 위치에 대한 기호정의를 각각 나타내었다. 콘크리트 타설은 레미콘을 이용하여 수직 타설하였다. 골재 최대직경은 19 mm로 하였다.

압축강도 시험은 시험체 가력과 동시에 하였으며, 측정된 압축강도는 최소 3개의 평균값으로 하였다. 본 연구에서 사용된 콘크리트 배합 및 압축강도 실험결과를 Table 2에 나타내었다.

2.2 가력 및 측정방법

가력은 3000 kN 용량의 만능시험기를 사용하여 30 kN/min의 일정한 속도로 2점 대칭 가력하였다. 시험체의 지압파괴를 방지하기 위해 지압판 폭은 1000 mm로 하였다. 모든 시험체는 균열 진전 및 파괴양상을 자세히 관찰할 수 있도록 흰색 페인트로 도색한 후 가로, 세로 100 mm 간격의 격자 보조선을 그렸다.

하중의 증가와 함께 균열 폭의 진전을 측정하기 위하여 하중점과 개구부 모서리를 연결하는 예상 경사균열 면에

Table 1 Properties of specimen and test results

Specimen*	f_{ck} (MPa)	a/h	Width of the openings		Depth of the openings		Location of the openings				A_o/A_{sh}	V_{β} (kN)	V_{cr} (kN)	V_{ser} (kN)	V_u (kN)	V_{β}/V_u	V_{cr}/V_u	V_{ser}/V_u					
			m_1	m_1a (mm)	m_2	m_2h (mm)	k_1	k_1a (mm)	k_2	k_2h (mm)													
H5	50	0.5	-	-	-	-	-	-	-	-	-	147	297	-	770	0.191	0.382	-					
H5F3C			0.5	150	0.3	180	0.25	75	0.35	210	0.15	141	72	175	289	0.487	0.246	0.605					
H5F3B									0.2	120		103	67	161	300	0.344	0.222	0.535					
H5F3T									0.5	300		0.45	270	0.05	145	99	203	334	0.434	0.293	0.607		
H5F1C									0.4	240		0.1	176	90	251	348	0.507	0.256	0.721				
H5F2C			0.25	75	0.3	180	0.375	112.5	0.35	210	0.075	209	94	183	337	0.620	0.277	0.543					
H5T3C												0.175	52.5	0.195	127	46	176	236	0.541	0.191	0.746		
H5S3C			0.65	195	-	-	-	-	-	-	-	-	98	228	-	476	0.206	0.473	-				
H10		1.0	0.5	300	0.3	180	0.25	150	0.35	210	0.15	93	39	97	144	0.646	0.265	0.670					
H10F3C									0.2	120		98	34	97	172	0.573	0.194	0.561					
H10F3B									0.5	300		0.45	270	0.05	114	45	90	258	0.441	0.173	0.348		
H10F3T					0.4	240			0.1	104		46	91	184	0.568	0.245	0.494						
H10F1C					0.25	150			0.3	180		0.375	225	0.35	210	0.075	129	53	94	163	0.790	0.324	0.577
H10F2C																	0.175	105	0.195	88	35	85	130
H10T3C	0.65		390	0.3	180	0.1	60	0.35	210	0.24	79	21	70	90	0.885	0.235	0.776						
H10S3C	0.8		480								0.195	88	35	85	130	0.677	0.267	0.655					
H10E3C	-		-	-	-	-	-	-	-	-	-	103	274	-	535	0.192	0.507	-					
L5	24		0.5	0.5	150	0.3	180	0.25	75	0.35	210	0.15	138	89	187	233	0.592	0.324	0.800				
L5F3C		-		-	-	-	-	-	-	-	-	69	175	-	375	0.183	0.462	-					
L10		1.0	0.5	300	0.3	180	0.25	150	0.35	210	0.15	83	21	81	117	0.711	0.176	0.690					
L10F3C			-	-	-	-	-	-	-	-	-	83	21	81	117	0.711	0.176	0.690					
UH5	80	0.5	0.5	150	0.3	180	0.25	75	0.35	210	0.15	191	351	-	823	0.232	0.423	-					
UH5F3C			-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	257	-	573	0.171	0.444	-					
UH10		1.0	0.5	300	0.3	180	0.25	150	0.35	210	0.15	98	36	74	112	0.878	0.316	0.668					
UH10F3C			-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	36	74	112	0.878	0.316	0.668					

*H5F3C

- ┌ position of the openings : C(center), B(bottom), T(top)
- └ the depth-ratio of opening to section overall depth : 1(0.1h), 2(0.2h), 3(0.3h)
- └ the width-ratio of opening to shear span : T(0.25a), F(0.5a), S(0.65a), T(0.8a)
- └ shear span-overall depth ratio : 5(a/h=0.5), 10(a/h=1.0)
- └ compressive strength of concrete : L(f_{ck} =24 Mpa), H(f_{ck} =50 MPa), UH(f_{ck} =80 MPa)

Table 2 Mix proportion and compressive strength of concrete

Design strength (MPa)	W/Bj nder (%)	Unit content(kgf/m ³)							Compressive strength (MPa)
		C	F/A	S/F	W	S	G	AD	
24	51.1	345	38	-	196	804	888	1.15	32
50	29.5	493	87	-	171	642	934	9.86	53
80	22.9	560	70	70	160	578	977	18.9	78.4

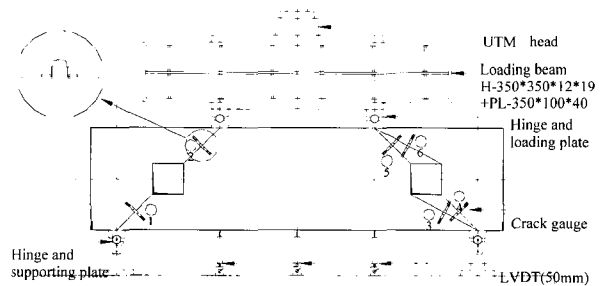


Fig. 2 Test set-up

3. 실험결과 및 비교·분석

3.1 균열진전 및 파괴모드

각 시험체들의 순 휨구간에서 최초의 수직균열이 발생

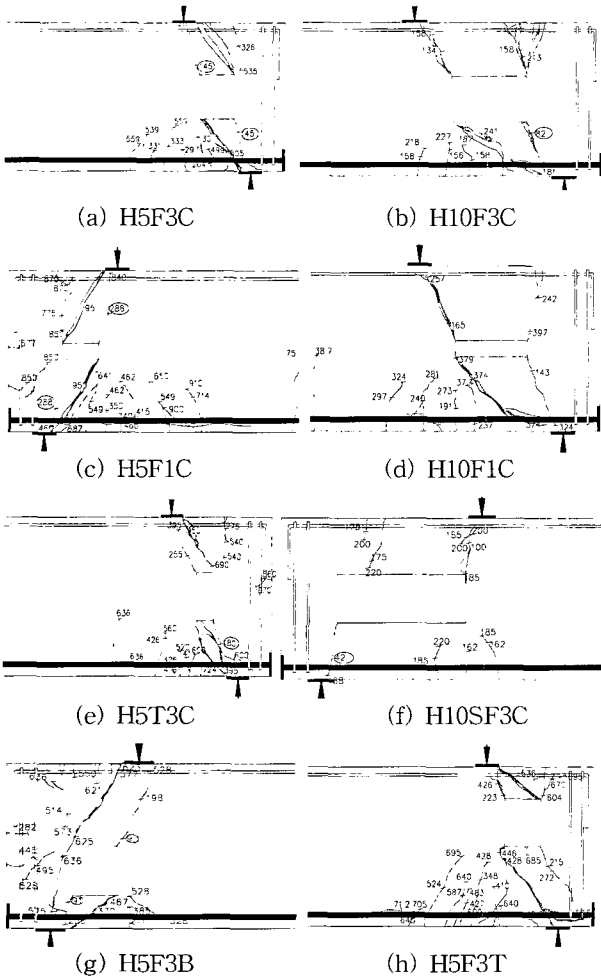
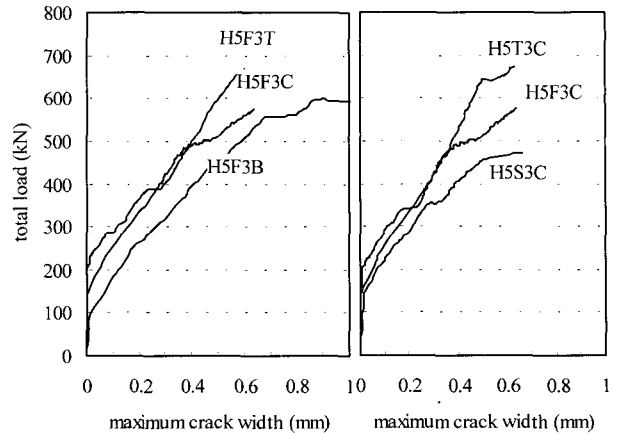


Fig. 3 Cracking patterns of specimens

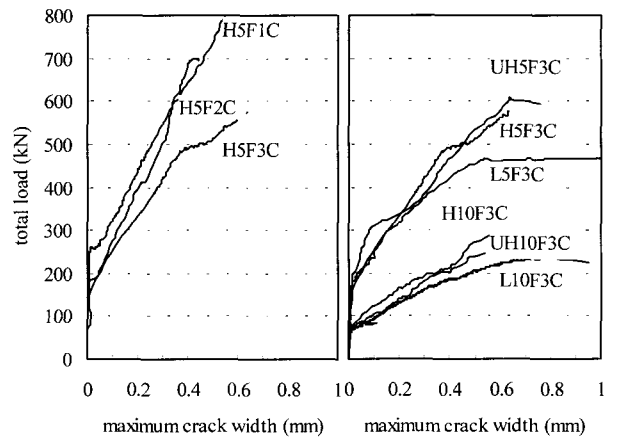
하였을 때(V_{β}), 전단경간에서 최초의 경사균열이 발생하였을 때(V_{α}), 최대 균열 폭이 0.3 mm에 도달하였을 때(V_{ser}) 및 최대 내력에 도달하였을 때(V_u)의 전단력을 Table 1에 나타내었다. 하중의 진전에 따른 균열진전 및 파괴모드는 개구부 유·무에 의해 가장 큰 차이를 보이며, 개구부가 있을 경우에는 전단경간비와 개구부 깊이 변화에 따라 다소 차이를 보였다.

개구부가 없는 시험체에서 최초의 균열은 순 휨 구간에서 수직으로 발생하며 보 중간 높이까지 진전하였다. 이후 최대하중의 35~55%에서 가력점과 지지점을 연결하는 선을 따라 경사균열이 발생하며, 균열 각(θ)은 $\tan^{-1}(h/a)$ 에 비례하였다. 경사균열이 발생한 후 처짐은 급격히 증가하고 휨 균열의 진전은 거의 없었다. 하중의 증가와 함께 콘크리트 스트럿에서 다수의 경사균열들이 발생하며 최종파괴는 스트럿의 압축파괴 양상을 보였다.

개구부가 있는 시험체에서의 일반적인 균열진전 및 파괴모드는 개구부 없는 시험체와 큰 차이를 보였다. Fig. 3에 전단경간비와 개구부 크기 및 위치에 따른 균열 진전 모습을 나타내었다. 모든 시험체에서 최초의 균열은 개구



(a) $k_2=0.2, 0.35, \text{ and } 0.5$ (b) $m_1=0.25, 0.5, \text{ and } 0.65$



(c) $m_2=0.1, 0.2, \text{ and } 0.3$ (d) f_{ck} and a/h

Fig. 4 Relationships of load and maximum crack width

부모서리 A와 B에서 발생하였으며 하중점을 향해 진전하였다. 경사균열 발생 후 응력의 분산으로 전단경간과 개구부 하부에서 수직균열들이 다수 발생하며, 개구부 모서리 C점을 향해 진전하였다. 이 수직균열 간격은 전단경간비가 작고 개구부 깊이가 클수록 좁게 나타나며, 개구부 상·하의 위치에는 영향을 거의 받지 않았다.

순 휨 구간에서의 휨 균열은 경간 중앙보다는 가력점 방향으로 최대내력의 40~60% 정도일 때 발생하며 개구부 밑면 높이까지 진전하였다. 전단경간비와 단면깊이가 작을수록 그리고 개구부가 상부에 위치할수록 휨 균열 간격은 좁게 나타났다.

경사균열 폭의 진전과 함께 개구부 모서리 D위치의 시험체 윗면에서 수직균열이 발생하여 D점을 향해 진전하였다. 이는 경사균열 폭이 증가함에 따라 개구부 상부는 단부에 전단강성이 큰 캔틸레버와 같은 구조적 거동을 하기 때문이라 판단된다. 이 수직균열이 발생한 이후 개구부 상·하부는 각각의 콘크리트 스트럿으로서 하중전달을 하며 하중점과 Fig. 1에서 나타낸 개구부 모서리 C와 D를 연결하는 새로운 경사면을 따라 하중이 전달되었다.

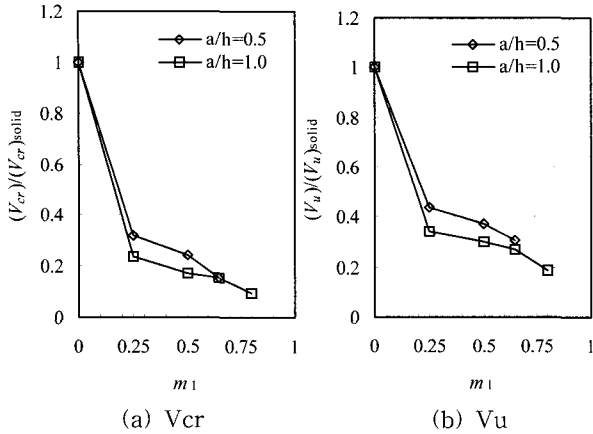


Fig. 5 Relationship of m_1 and $(V)/(V)_{solid}$

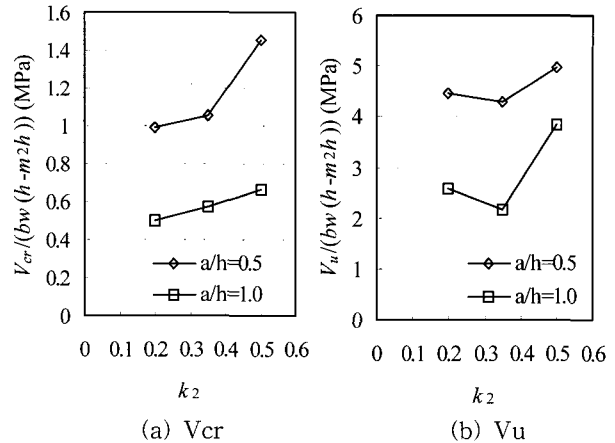


Fig. 7 Relationship of k_2 and shear stresses

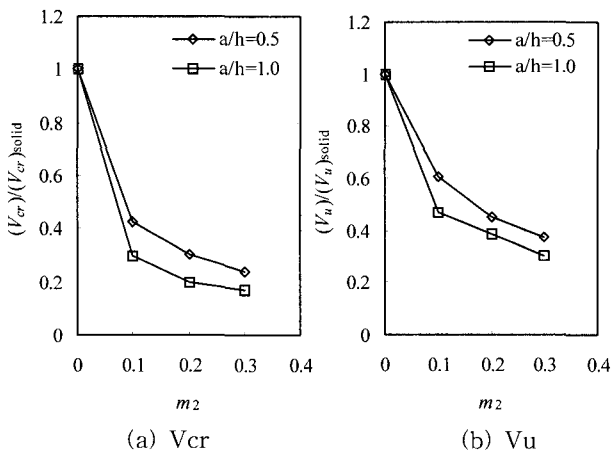


Fig. 6 Relationship of m_2 and $(V)/(V)_{solid}$

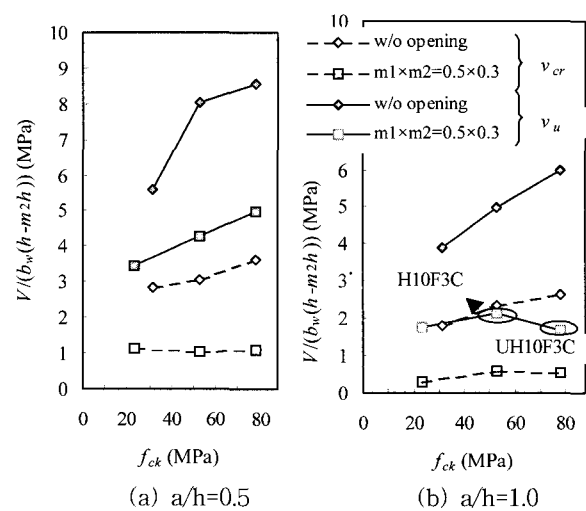


Fig. 8 Influence of concrete strength on shear stresses

일반적으로 최종파괴는 하중점과 개구부 모서리 C와 D를 연결하는 개구부 상·하부 콘크리트 스트럿에서 발생하였다. 특히 전단경간비가 0.5인 경우 개구부 상·하부 스트럿 전체에서 경사균열 및 많은 수직균열 진전과 함께 파괴에 이르고 있었다. 따라서 장방형 개구부를 갖는 철근콘크리트 깊은 보의 개구부 상·하부 스트럿의 하중전달 능력이 내력에 큰 영향을 미치고 있다고 판단된다.

3.2 하중과 최대균열 폭의 관계

Fig. 4에 변수조건에 따른 각 시험체의 하중과 최대균열 폭의 관계를 나타내었다. 모든 시험체에서 균열 폭의 진전은 Fig. 2에 나타낸 균열개이지들 부착위치에서 하중점과 개구부 모서리 A와 B를 연결하는 경사면에서 가장 크게 있었다. 이들 경사균열 면에서 균열 폭은 0.6mm 이상까지 진전하고 있다. 콘크리트 구조 설계기준)에서 부재의 사용성을 위해 제한하는 최대 허용균열 폭 0.3mm를 고려한다면 최대 내력시 균열 폭의 진전은 매우 크게 있음을 알 수 있다. 즉 Table 1에서 최대 내력에 대한 균열 폭 0.3mm일 때의 내력비(V_{ser}/V_u)는 0.4~0.7로서 개구

부가 있는 보의 내력과 함께 사용성 측면을 고려한 보강설계가 고려되어야 한다고 판단된다.

하중의 증가에 따른 균열 폭의 진전은 개구부 폭과 깊이가 증가함에 따라 증가하는 경향을 보이지만 전단경간비와 개구부 위치에 의해서 보다 더 큰 영향을 받고 있다. 개구부가 보 밑면에 가깝게 위치할수록, 그리고 전단경간비가 클수록 동일하중에서 균열 폭 진전이 크게 발생하였다. 이는 주철근 타이작용에 의한 인장력 및 개구부 하부 스트럿의 세장성으로 인한 휨 작용이 균열진전에 크게 기여하기 때문이라 판단된다. 콘크리트 강도가 균열 폭의 진전에 미치는 영향은 전단경간비에 무관하며, 고강도 콘크리트일수록 동일하중에서 균열 폭은 작게 나타났다.

3.3 전단내력에 대한 각 변수들의 영향

3.3.1 개구부 폭(m_1a)의 영향

Fig. 5에 개구부 깊이가 0.3h일 때 개구부 폭(m_1a)의 증가에 따른 전단내력 감소율을 나타내었다. 개구부 폭이 0.25a에서 0.65a로 증가할 때 극한 전단내력 감소율은 전

단경간비가 0.5와 1.0일 때 각각 30%와 20%로 있다. 이는 전단경간비가 클수록 개구부 폭이 전단경간(a)의 비율로 선형 증가하기 때문에 전단경간이 작을수록 개구부 좌·우 스트럿 폭의 절대 값이 작아 응력분담이 작기 때문이다. 즉, 개구부 폭이 $0.65a$ 일 때 전단경간비가 0.5와 1.0일 때 개구부 좌·우 스트럿 폭은 각각 5.25cm와 10.5cm로서 전단경간비가 작을수록 작기 때문이다.

3.3.2 개구부 깊이(m)의 영향

Fig. 6에 개구부 폭이 $0.5a$ 일 때 개구부 깊이(m)의 증가에 따른 전단내력 감소율을 나타내었다. 부재에 개구부가 일단 설치되면 내력은 급격히 감소하며, 개구부가 설치되었을 때 개구부 깊이가 $0.1h$ 에서 $0.3h$ 로 증가하면 극한 전단내력 감소율은 전단경간비가 0.5와 1.0일 때 각각 38%와 35%로서 전단경간비에 거의 영향을 받지 않고 있다. 이는 전단경간비가 변하여도 개구부 깊이 증가로 인한 콘크리트 스트럿 손실은 거의 비슷하게 있기 때문이다.

3.3.3 개구부 위치(k)의 영향

Fig. 7에 개구부 크기가 $0.5a \times 0.3h$ 일 때 부재의 밑면에서부터 개구부 밑면까지의 거리(k)와 전단응력의 관계를 나타내었다. 콘크리트 설계기준에서 개구부가 설치된 부재는 개구부 깊이를 뺀 유효단면으로 전단응력 산정을 제시하고 있다. 이에 따라 전단응력은 유효 단면적($b_w(d-m)$)에 대해 나타내었다. 개구부가 상부에 위치할수록 초기 경사균열 내력은 증가하고 있다. 이는 Fig. 4-(a)에 나타난 바와 같이 개구부가 부재 하부에 위치할 때 주철근의 타이작용에 의한 인장력의 영향이 상대적으로 크게 발휘되기 때문이다. 반면 극한 전단응력은 개구부가 부재의 중앙에 위치할 때 가장 작게 나타나며, 하부보다는 상부에 위치하는 것이 전단저항에 유리하게 나타나고 있다. 즉 전단응력 분포가 가장 큰 단면의 중앙에 개구부를 설치함으로써 전단저항에 가장 불리하며, 타이작용에 의한 인장력이 큰 부재의 하부보다는 상부에 개구부를 위치하는 것이 스트럿의 하중전달 능력을 향상시킬 수 있다는 것을 알 수 있다.

3.3.4 콘크리트 강도(f_{ck})의 영향

Fig. 8에 개구부를 갖는 깊은 보의 초기 경사균열 응력(v_{cr}) 및 극한 전단응력(v_u)에 대한 콘크리트 강도의 영향을 나타내었다. UH10F3C 시험체의 극한 전단응력이 H10F3C 시험체에 비해 작게 나타난 것은 주철근의 정착 파괴에 의한 조기파괴 때문이다. 일반적으로 콘크리트 강도가 증가할수록 전단응력은 증가하지만 개구부가 없는 보에 비해 그 증가율은 크지 않으며, 특히 경사균열 응력은 콘크리트 강도의 영향이 거의 없음을 알 수 있다. 이는 개구부 주위에서의 응력집중 영향이 크기 때문이라 판

단된다. 한편 개구부가 설치된 부재의 전단응력은 기준에서 제시하는 것과 같이 유효 단면적으로 전단응력을 산정하여도 개구부 없는 보에 비해 매우 감소하고 있다. 따라서 개구부가 있는 보의 전단응력 산정은 손실된 단면적과 함께 응력집중 및 방해된 콘크리트 스트럿 작용을 고려하여 감소된 내력을 결정하여야 안전한 설계가 될 수 있을 것이다.

4. 극한 전단내력 예측모델

4.1 개구부 상·하부 스트럿-타이 작용

개구부 중심이 개구부가 없는 깊은 보의 압축 스트럿 내에 위치하는 장방형 개구부를 갖는 깊은 보는 초기 경사균열이 발생한 이후 개구부 상·하부와 하중점을 연결하는 개구부 상·하부 콘크리트 스트럿 및 주철근의 타이작용에 의해 하중을 전달하였다. 따라서 전단철근이 없을 때 극한 전단내력은 크게 콘크리트가 분담하는 전단내력(V_c)과 주철근이 분담하는 전단내력(V_s)의 합으로 나타낼 수 있다. 이때 콘크리트가 분담하는 전단내력은 개구부 상·하부 콘크리트 스트럿의 하중전달 합으로서 각 스트럿의 경사각과 개구부로 인한 스트럿의 단면손실에 의해 결정된다. Fig. 9에 장방형 개구부의 대각 모서리 A와 B가 압축 스트럿 내에 있을 때 파괴면에서 응력해방을 이상화하여 나타내었다. 개구부를 갖는 깊은 보의 초기 경사균열이 발생한 이후 주 하중경로를 따라 개구부 모서리 C와 D를 향해 응력 해방영역($2c_i'$)이 넓어진다. 이때 개구부 상·하부 콘크리트 스트럿에서의 변형률 에너지는 각각 식(1)과 (2)로 나타낼 수 있다.

$$\Delta U_{t1} = -b_w 2c'_i (h - k_2 h - m_2 h) (\sigma_{ct})^2 / 2E_c \quad (1)$$

$$\Delta U_{t2} = -b_w 2c'_i (k_2 h) (\sigma_{cb})^2 / 2E_c \quad (2)$$

또한 개구부 상·하부 스트럿의 주 하중경로에서 평균 압축응력은 각각 식(3)과 식(4)로 나타낼 수 있다.

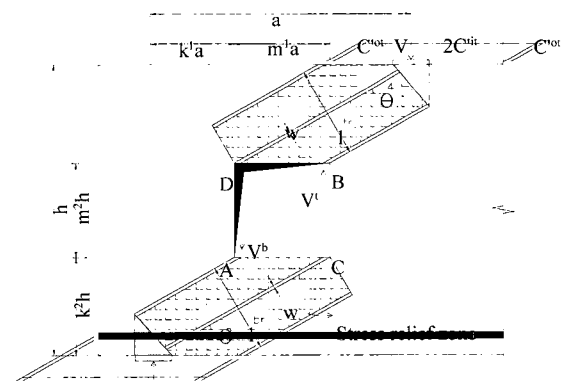


Fig. 9 The idealization of stress relief zone

$$\sigma_{ct} = \frac{V_t / \sin \theta_4}{b_w l_{tr}} \quad (3), \quad \sigma_{cb} = \frac{V_b / \sin \theta_3}{b_w l_{br}} \quad (4)$$

여기서 l_{tr} 과 l_{br} 은 개구부 상·하부에서의 응력해방 영역 폭으로서 부재의 기하학적 조건에 따라 다르지만, 개구부 모서리 A와 B가 주 압축스트럿 내에 있으면 큰 차이가 없으므로 본 연구에서는 같다고 가정을 하였다. θ_3 과 θ_4 는 개구부 하부와 상부에서의 주 하중경로각이다. 균열 진전은 파괴면에서 거의 일정한 에너지를 필요로 하며, 균열저항에너지(\mathcal{R})가 단위 면적당 소산된 에너지해방율(\mathcal{G})과 같을 때 진전됨을 보인 Yang & Chung 등²⁾의 모델에 따라 식(1)~식(4)를 정리하고 콘크리트 특성길이(l_{ch})로 개구부 상·하 부재의 깊이를 무차원하면 상·하 부재의 전단내력 분담은 각각 식(5)와 식(6)으로 나타낼 수 있다.

$$V_t = \phi_3 f_t \left(\frac{h(1-k_2-m_2)}{l_{ch}} \right)^{-0.5} \sin \theta_4 b_w h \quad (5)$$

$$V_b = \phi_3 f_t \left(\frac{k_2 h}{l_{ch}} \right)^{-0.5} \sin \theta_3 b_w h \quad (6)$$

단, 개구부 중심이 개구부가 없는 깊은 보의 압축 스트럿 내에 있을 때로 제한한다. 이때 개구부가 없는 깊은 보의 압축 스트럿 폭은 Yang & Chung 등²⁾의 제안식에 따라 $h/(3 \sin \theta)$ 로 가정한다. 또한 $\phi_3 = \frac{l_{tr}}{h} \sqrt{\frac{2c_{it}'}{c_{ot}'+2c_{it}'}}$ 로 시험상수이다.

Fig. 10에 파괴 면에서 주철근의 역학적 거동을 나타내었다. 최대 균열 폭(w_1)은 Petersson²⁾의 인장응력-균열 폭의 실험결과에 따라 식(7)을 적용하였다. 주철근의 장부작용에 의한 전단저항을 무시하면 주철근의 타이작용에 의한 힘(F_T)과 종방향 변위(Δu_l)는 각각 식(8)과 식(9)로 나타낼 수 있다. 주철근은 항복하기 이전에 완전 탄성체이므로 F_T 에 의해 한 일은 내부 변형 에너지와 같아야 하며 식(10)으로 나타낼 수 있다.

$$w_1 = 3.6 G_F / f_t \quad (7), \quad F_T = \frac{M}{jd} + \frac{1}{2} V \cot \theta_3 \quad (8)$$

$$\Delta u_l = 2c_{ib}' \cdot \epsilon_B + w_1 \cdot \sin \theta_3 \quad (9)$$

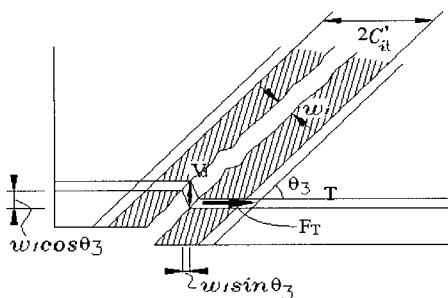


Fig. 10 The mechanical behavior of longitudinal reinforcement

$$F_T = \frac{1}{2} V \cot \theta_3 = \frac{E_s A_{st}}{2c_{ib}'} \Delta u_l \quad (10)$$

여기서 E_s 는 철근의 탄성계수, A_{st} 는 주철근의 단면적, ϵ_B 는 주철근의 잔유 변형률을 각각 나타낸다.

주철근의 잔유응력에 의한 전단내력 분담을 무시하고, 식(7)~(10)을 정리하면 주철근의 타이작용에 의한 전단저항은 식(11)로 나타낼 수 있다.

$$\frac{V_s}{b_w h} = \phi_4 n f_t \rho_s \left(\frac{h}{l_{ch}} \right)^{-1} \sin \theta_3 \tan \theta_3 \quad (11)$$

여기에서 $n = E_s / E_c$ 로서 탄성계수비율, ρ_s 는 주철근비를 나타낸다. $\phi_4 = 3.6 h / c_i'$ 로서 실험상수이다. 그러므로 전단철근이 없고 장방향 개구부의 중심이 개구부가 없는 깊은 보의 압축 스트럿 내에 있는 깊은 보의 극한 전단내력은 식(12)와 같이 나타낼 수 있다.

$$V_u = \left[\phi_3 \left(\frac{h(1-k_2-m_2)}{l_{ch}} \right)^{-\frac{1}{2}} \sin \theta_4 + \phi_3 \left(\frac{k_2 h}{l_{ch}} \right)^{-\frac{1}{2}} \sin \theta_3 + \phi_4 n \rho_s \left(\frac{h}{l_{ch}} \right)^{-1} \sin \theta_3 \tan \theta_3 \right] f_t b_w h \quad (12)$$

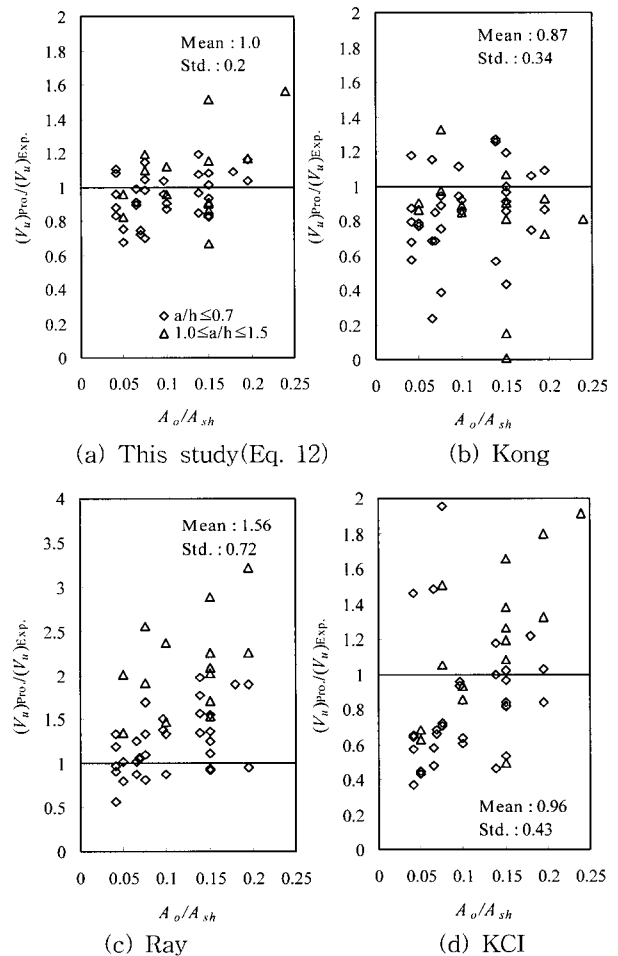


Fig. 11 Ratio of proposal to experimental results on shear strength

식(12)에서 비선형 다중회귀분석 결과 실험상수 ϕ_3 와 ϕ_4 는 각각 0.43과 9.2를 얻을 수 있었다.

4.2 실험결과와의 비교

Fig. 11에 본 실험 및 Kong의^{4,5)} 데이터들 중 개구부 중심이 개구부가 없는 깊은 보의 압축스트럿 내에 있는 시험체들의 최대내력에 대한 실험 값과 각 제안 값의 비교를 나타내었다. 가로축은 전단경간 면적($A_{sh}=a \times h$)에 대한 개구부 면적($A_o=ma \times mh$)의 점유율로 표시하였다. 그림에서 Kong⁴⁾과 Ray⁶⁾ 제안식은 실험 값들과 큰 차이를 보일 뿐만 아니라 전단경간비가 0.7 이상으로 증가할수록 과소 또는 과대평가 정도가 급격히 증가하고 있음을 알 수 있다. 즉 전단경간비가 0.7 이상에서는 적용의 한계성을 뚜렷히 보이고 있다. 또한 개구부 깊이를 제외한 유효 단면깊이를 적용하여 최대내력을 제시하는 KCI 기준¹⁾은 개구부 면적비와 전단경간비가 증가할수록 과대평가 정도가 급격히 증가하여 불안전측에 있다. 반면, 이들 제안식들에 비해 본 제안식 (12)는 실험 값들과 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 특히 전단경간비와 개구부 면적비의 변화에도 일정한 편차 내에서 최대내력을 적절히 평가하고 있다고 판단된다.

5. 결 론

- 1) 하중의 증가에 따른 균열 폭의 진전은 개구부 크기보다는 전단경간비와 개구부 위치에 의해서 큰 영향을 받는데, 개구부가 보 밑면에 가깝게 위치할수록, 그리고 전단경간비가 0.5에서 1.0으로 증가할수록 증가하였다.
- 2) 개구부 깊이가 0.1h에서 0.3h로 증가하면 극한 전단내력 감소율은 전단경간비가 0.5와 1.0일 때 각각 38%와 35%로서 전단경간비에 큰 영향을 받지 않았지만, 1.0 이상의 전단경간비에 대해서도 확인이 필요하다고 판단된다.
- 3) 개구부를 갖는 깊은 보의 경사 균열내력(V_{cr})은 콘크리트 강도의 영향을 거의 받지 않으며, 최대내력(V_u)에 대해서는 개구부 없는 보에 비해 그 영향이 감소하였다.

- 4) 개구부 중심이 전단경간 중심에 위치할 때 최대내력이 가장 작고, 개구부가 하부보다는 상부에 위치할 때 내력은 증가하였다.
- 5) 콘크리트 구조설계 기준식은 개구부 면적비가 증가할수록 안전율은 급격히 감소하며, 특히 전단경간비가 1.0인 경우 불안전측에 있었다.
- 6) 장방향 개구부를 갖는 철근콘크리트 깊은 보의 최대내력을 예측하기 위하여, 개구부 상·하 스트럿 작용과 주철근의 타이 작용을 고려하여 제시한 식(12)는 기존 제안식들에 비해 실험결과와 잘 일치하였다.

감사의 글

본 연구는 중앙대학교 교내 학술연구비 지원의 도움을 받아 수행한 결과임.

참고문헌

1. 한국콘크리트학회, 대한건축학회, “콘크리트구조설계기준”, 1999.
2. 양근혁, 은희창, 정현수, “크기효과를 고려한 철근콘크리트 깊은 보의 전단내력 예측”, 대한건축학회 논문집 구조계, 제17권 12호, 2001. 12, pp.35~44.
3. Ashour, A. F. and Rishi, G., “Tests of Reinforced Concrete Continuous Deep Beams with Web Openings,” *ACI Structural Journal*, Vol. 97. No. 3, May-June, 2000, pp.418~426.
4. Kong, F. K. and Sharp, G. R., “Shear Strength of Lightweight Reinforced Concrete Deep Beams with Web Openings,” *The Structural Engineer*, Vol. 51. No. 8, Aug., 1973, pp.267~275.
5. Kong, F. K. and Sharp, G. R., “Structural Idealization for Deep Beams with Web Openings,” *Magazine of Concrete Research*, Vol. 29. No. 99, June, 1977, pp.81~91.
6. Ray, S. P. and Reddy, C. S., “Strength of Reinforced Deep Beams with and without Opening in the Web,” *The Indian Concrete Journal*, Vol. 53. Sept., 1979, pp.242~246.

요 약

본 연구의 목적은 장방향 개구부를 갖는 철근콘크리트 깊은 보에서 개구부 폭, 깊이 및 위치변화와 부재의 전단거동의 관계를 파악하고, 최대내력을 예측하기 위한 모델을 제시하는데 있다. 주요 변수로는 콘크리트 강도, 전단경간비, 개구부 폭, 깊이 및 위치 등이다. 시험체는 모두 25개이며 2점 대칭가력하였다. 실험결과로부터 개구부를 갖는 깊은 보의 전단거동은 개구부 크기와 전단경간비에 의해 가장 큰 영향을 받았으며, 이들이 증가할수록 이들이 증가 할 수록 콘크리트 설계기준은 불안전측에 있었다. 따라서 개구부 상·하 스트럿 작용과 주철근의 타이작용을 고려하여 개구부 효과를 반영한 깊은 보의 전단내력을 적절히 평가할 수 있는 모델을 제시하였다.

핵심용어 : 개구부, 깊은 보, 전단경간비, 스트럿 작용, 타이 작용, 전단내력