Journal of the Korea Concrete Institute
Vol. 28, No. 3, pp. 365~373, June, 2016
http://dx.doi.org/10.4334/JKCI.2016.28.3.365

pISSN 1229-5515
eISSN 2234-2842
www.jkci.or.kr

120, 180 MPa 강섬유 보강 초고성능 콘크리트에 정착된 확대머리철근의 정착강도

심혜정 [1] · 천성철 [1]* · 최석환 [2]

[1]인천대학교 도시건축학부 [2]국민대학교 건설시스템공학부

Anchorage Strength of Headed Bars in Steel Fiber-Reinforced UHPC of 120 and 180 MPa

Hye-Jung Sim,[1] Sung-Chul Chun,[1]* and Sokhwan Choi[2]

[1]Division of Architecture and Urban design, Incheon National University, Incheon 22012, Rep. of Korea

[2]Dept. of Civil and Environmental Engineering, Kookmin University, Seoul 02707, Rep. of Korea

ABSTRACT Ultra-High-Performance Steel Fiber-Reinforced Concrete (SUPER Concrete) exhibits improved compressive and tensile strengths far superior to those of conventional concrete. These characteristics can significantly reduce the cross sectional area of the member and the anchorage strength of a headed bar is expected to be improved. In this study, the anchorage strengths of headed bars with $4d_b$ or $6d_b$ embedment length were evaluated by simulated exterior beam-column joint tests where the headed bars were used as beam bars and the joints were cast of 120 or 180 MPa SUPER Concrete. In all specimens, the actual yield strengths of the headed bars over 600 MPa were developed. Some headed bars were fractured due to the high anchorage capacity in SUPER Concrete. Therefore, the headed bar with only $4d_b$ embedment length in 120 MPa SUPER Concrete can develop a yield strength of 600 MPa which is the highest design yield strength permitted by the KCI design code. The previous model derived from tests with normal concrete and the current design code underestimate the anchorage capacity of the headed bar anchored in SUPER Concrete. Because the previous model and the current design code do not consider the effects of the high tensile strength of SUPER Concrete. From a regression analysis assuming that the anchorage strength is proportional to $(f_{ck})^{\alpha}$, the model for predicting anchorage strength of headed bars in SUPER Concrete is developed. The average and coefficient of variation of the test-to-prediction values are 1.01 and 5%, respectively.

Keywords : steel fiber-reinforced concrete, headed bar, anchorage strength, embedment length

1. 서 론

강섬유 보강 초고성능 콘크리트(이하 SUPER Concrete)는 높은 압축강도뿐 아니라, 일반콘크리트에 비해 높은 인장강도를 지니고 있다.[1-4] 이런 SUPER Concrete의 특징은 부재 치수를 줄일 수 있는 장점이 있으나 부재 치수의 축소로 인해 철근의 정착공간이 부족해지는 단점도 있다.

확대머리철근은 철근 단부에 정착판을 부착하여 철근에 필요한 정착강도를 발현한다. 확대머리철근은 갈고리철근의 대체로 갈고리를 생략함으로써 배근작업을 간소화하고,[5-7] 철근 밀집 부위의 과밀배근을 해소하여 콘크리트의 충전성을 향상시킨다. 따라서 부재 치수가 줄어드는 SUPER Concrete 구조물에서 확대머리철근을 사용하여 효율적인 철근 정착이 가능하다. 확대머리철근은 주로 보-기둥 접합부와 슬래브-벽체 접합부에 적용이 예상되는데, 이 연구에서는 Fig. 1과 같이 철근이 많이 배근되는 보-기둥 접합부를 적용 대상으로 선정하였다.

이 연구에서는 SUPER Concrete의 특성을 이용하여 작은 단면에서 효율적인 철근정착 방안을 제시하기 위해 확대머리철근의 정착 성능을 실험적으로 평가하였다. 설계기준강도 120, 180 MPa SUPER Concrete로 제작된 보-기둥 접합부에 보 주근으로 사용된 확대머리철근의 정착실험을 통해 거동특성과 정착강도를 평가하였다. 실험결과를 바탕으로 SUPER Concrete에 적합한 확대머리철근 정착강도 평가식을 제안하고자 한다.

*Corresponding author E-mail : scchun@inu.ac.kr
Received January 27, 2016, Revised March 3, 20136, Accepted March 3, 2016
ⓒ2016 by Korea Concrete Institute

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

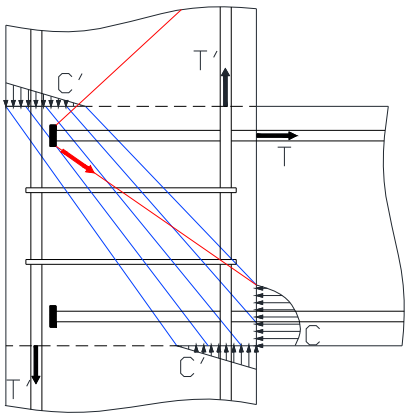


Fig. 1 Headed bars as beam bars terminated within exterior beam-column joints

2. 실험계획

2.1 실험방법

외부 보-기둥 접합부에 보 주철근으로 사용된 확대머리철근을 실험대상으로 선정하였다. 이상적인 보-기둥 접합부의 파괴는 보의 소성힌지 형성이므로, 모든 파괴강도는 보 철근의 정착강도보다 높아야한다. 현행 콘크리트구조기준(2012)[8]의 갈고리철근 정착길이 설계식은 측면파열파괴가 발생한 실험[9]에서 유도되었다. 가력방법은 Fig. 2와 같이 보-기둥 접합부를 모사하였으며, 현행 설계기준의 갈고리철근 정착길이 설계식의 바탕이 되는 Marques와 Jirsa의 실험 방법[9]과 동일하다. 접합부에 보 주근으로 2개의 확대머리철근이 정착되어 있으며, 확대머리철근에 직접 인장력을 가력하기 위해 보 콘크리트를 타설하지 않았다. 반력 구조물을 실험체 아래에 놓고, 600 kN 용량의 센터 홀 오일잭 2대를 이용하여 확대머리철근에 인장력을 가하였다. 2대의 오일잭은 같은 펌프에 연결되어 동일한 하중이 작용된다. 정착된 2개의 확대머리철근 중 1개가 파괴되면 파괴된 확대머리철근에 연결된 오일잭의 유압을 차단하고 계속 가력하였다.

2.2 기존 확대머리철근의 정착강도 평가식 분석

실험변수 설정을 위해 기존에 개발된 확대머리철근의 정착강도 평가식을 분석하였다. 일반 콘크리트에 정착된 확대머리철근의 측면파열파괴강도($f_{dt,p}$) 평가식[10](식 (1)), 콘크리트구조기준(2012)의 확대머리 정착길이 설계식을 변형한 정착강도 평가식($f_{dt,KCI}$)[8](식 (2)), Thompson 등의 확대머리철근의 정착강도 평가식[11](식 (3))을 이용하여 확대머리철근 정착강도의 영향 인자를 분석한 결과, 묻힘깊이 l_{dt}, 측면피복두께 c_{so}, 콘크리트강도 f_{ck}가 주 영향을 미친다는 것을 알 수 있다.

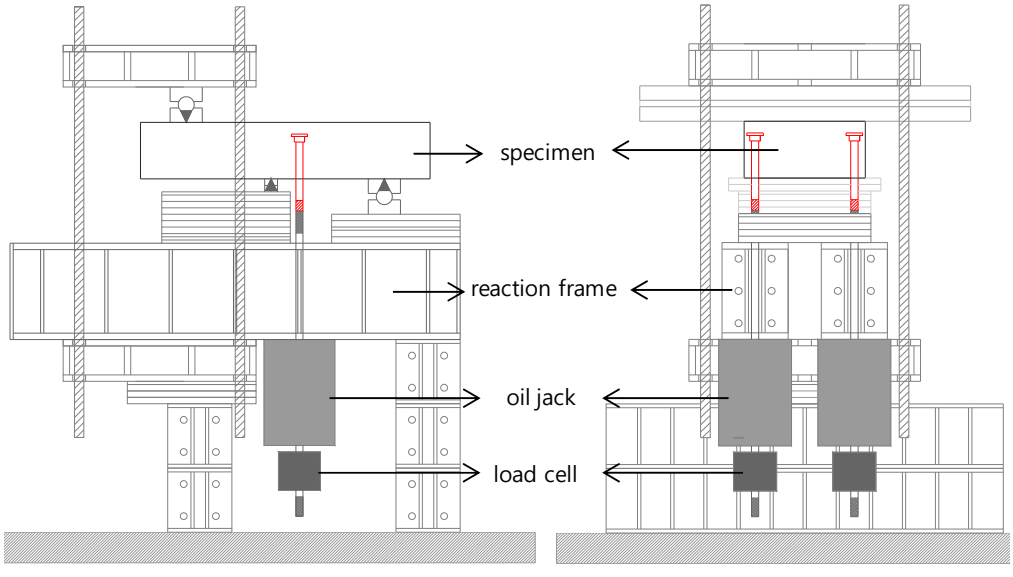
$$f_{dt,p}=\left(3\frac{l_{dt}}{d_b}+31\right)\left(0.75+0.25\frac{c_{so}}{d_b}\right)\sqrt{f_{ck}} \tag{1}$$

$$f_{dt,KCI}=\frac{l_{dt}\sqrt{f_{ck}}}{0.19d_b} \tag{2}$$

$$f_{dt,T}=f_{brg,T}+f_{b,T} \tag{3}$$

$$f_{brg,T}=2\times f_{ck}\times\left(\frac{c}{d_b}\right)\times\sqrt{\frac{A_{nh}}{A_b}}\times\psi \tag{4}$$

$$f_{b,T}=\chi\times\left(\frac{L_a}{L_d}\right)\times f_y \tag{5}$$



(a) Front view (b) Side view

Fig. 2 Test setup

여기서, d_b는 철근지름(mm), l_{dt}는 묻힘깊이(mm), c_{so}는 측면 순피복두께(mm), c는 철근 중심에서부터 측정된 피복두께, A_{nh}는 확대머리 정착판의 순지압면적, ψ는 최소피복두께의 직각방향 피복두께 c_2에 대한 영향계수로 $\psi = 0.6 + 0.4(c_2/c) \leq 2.0$로 구할 수 있고, L_a는 설계묻힘깊이, L_d는 ACI 318[12]에 따른 직선철근의 설계정착길이이다.

2.3 실험변수

기존 정착강도 평가식을 바탕으로 SUPER Concrete 강도, 정착길이, 측면피복두께를 실험변수로 설정하였다. 확대머리철근 지름에 따른 강도 특성을 파악하기 위해 철근지름도 변수에 추가하였다. 현행 확대머리철근 정착길이 설계식[8,12]에서는 횡보강철근의 영향을 고려하지 않지만, 직선철근 정착길이와 이음길이 그리고 갈고리철근 정착길이 설계식[8,12]에서는 횡보강철근의 영향을 고려하고 있다. 횡보강철근에 의한 정착강도 증가효과를 파악하기 위해 횡보강철근도 실험변수에 포함시켰다. 총 10가지 실험체 종류를 선정하였으며, Table 1에 실험체 목록을 작성하였다. 각 실험체별로 동일한 실험체 2개씩 총 20개 실험체를 제작하였다.

SUPER Concrete 강도는 설계기준강도 120와 180 MPa를 선정하였고, 각각 f120-series, f180-series로 명명하였다. Table 2에 1 m^3 SUPER Concrete 제작을 위한 중량 배합비를 나타내었다. 실험은 f180-series와 f120-series 순으로 실험을 진행하였다. 철근은 일반 구조물에 사용되는 철근 중 큰 지름인 D32와 보 주철근으로 가장 많이 사용되는 D22로 설정하였다.

정착길이는 측면파열파괴면을 증가시키는 요인으로 앵커설계식의 측면파열파괴[8,13]에서는 고려되지 않으나, Marques와 Jirsa 연구[9]에서는 큰 영향 요소로 평가되었다. 일반콘크리트에 정착된 확대머리철근의 측면파열파괴강도 평가식(식 (1))을 이용하여 최대 $6d_b$, 비교를 위해 $4d_b$로 설정하였다. SUPER Concrete의 높은 인장강도를 고려하여 SD600의 고강도 철근을 사용하였으며, 철근에 발현되는 예상강도가 600 MPa를 상회하도록 실험변수를 구성하였다.

측면피복은 측면파열파괴에 직접 기여하는 중요한 변수이다. 최소피복두께는 K-UHPC 구조기준[14]에 따르면 $1d_b$가 필요하고 $2d_b$ 보다 큰 피복두께를 가질 경우, 측면파열파괴 발생 전에 철근 항복이 예상되므로 최소 $1d_b$, 비교를 위한 $1.5d_b$로 설정하였다.

후프 띠철근과 헤어핀으로 횡보강된 확대머리철근에 대한 선행연구[10]에 의하면 헤어핀 형태의 횡보강철근만 측면파열파괴를 구속하여 측면파열파괴강도를 향상시키는 것으로 보고되었다. 따라서 헤어핀형태의 횡보강철근을 실험변수로 설정하였다. 횡보강량은 콘크리트구조기준에 정의된 횡방향 철근지수 식 (6)을 이용하여 표현하

Table 1 Test Matrix

Series	Specimens	d_b	c_{so}	l_{dt}	B×H×L(mm)	Transverse reinforcement (K_{tr}/d_b)
f180	D22-L4-C1	22	$1d_b$	$4d_b$	366×118×700	-
	D32-L4-C1	32			396×171×900	
f120	D22-L4-C1	22	$1d_b$	$4d_b$	366×118×700	-
	D22-L4-C1.5		$1.5d_b$		388×118×700	
	D22-L4-C1-Tr		$1d_b$		366×118×700	2HD10@52 (2.5)
	D22-L6-C1		$1d_b$	$6d_b$	366×176×900	-
	D32-L4-C1	32	$1d_b$	$4d_b$	396×171×900	-
	D32-L4-C1.5		$1.5d_b$		428×171×900	
	D32-L4-C1-Tr		$1d_b$		396×171×900	2HD13@64 (2.5)
	D32-L6-C1		$1d_b$	$6d_b$	396×256×1200	-

Notations: B, H, and L are width, height, and length of specimens, respectively; d_b is a bar diameter; l_{dt} is a anchorage length; c_{so} is clear side cover; and K_{tr} is transverse reinforcement index (=$(40A_{tr})/(s_{tr}n)$, refer to clause 8.2 of KCI 2012).

Table 2 Mix proportion (unit: kg)

Series	C	Zr	BS	S	F	E	SR	P	W	Steel fiber	
										19.5 mm	16.3 mm
f120	769.9	57.7	134.7	846.9	231.0	57.7	7.7	17.7	209.0	78.0	0
f180	783.2	195.8	-	861.5	235.0	58.7	7.8	18.0	183.2	78.0	39.0

C: cement, Zr: zirconium, BS: blast furnace slag, S: sand, F: filler, E: expansion agent, SR: reduction agent of shrinkage P: plasticizer, and W: water.

였다.

$$K_{tr} = \frac{40A_{tr}}{s\,n} \tag{6}$$

여기서, A_{tr}은 정착된 철근을 따라 쪼개질 가능성이 있는 면을 가로질러 배치된 간격 s이내에 있는 횡방향 철근의 전체 단면적(mm^2), n은 쪼개질 가능성이 있는 평면을 따라 정착되거나 이어지는 철근의 수, s는 정착길이 내에 있는 횡방향 철근의 최대 중심간 간격(mm)이다.

2.4 실험체 설계

측면파열파괴만 발생하고, 접합부 전단파괴와 기둥의 휨파괴 및 전단파괴를 방지하도록 실험체를 설계하였다. 실험체의 배근 상세도는 Fig. 3에 나타내었으며, 실험체 상세치수는 Table 1에 정리하였다.

접합부 전단파괴 방지를 위해 ACI 352R-02[15]에 따라 접합부 전단을 설계하였다. 접합부 전단강도는 식 (7)에 따라 산정하였다. 접합부 전단강도 계수 γ는 접합부의 종류와 작용하중에 따라 다른데 이 연구에서는 Type 1의 중간층 모서리 접합부 값인 15를 사용하였다.

$$V_n = 0.083\gamma\sqrt{f_{ck}}\,b_j h_c \tag{7}$$

여기서, f_{ck}는 콘크리트 설계기준강도이고 b_j와 h_c는 각각 접합부 유효폭과 기둥높이(mm)이다.

접합부 전단강도 확보를 위해 필요한 접합부 띠철근량도 ACI 352R-02에 근거하여 산정하였다. 확대머리철근 주변에 배근된 띠철근과 기둥 주철근에 의한 횡구속효과를 배제하기 위하여, Fig. 3과 같이 정착되는 2개 확대머리철근 안쪽으로 기둥 주철근과 띠철근을 배근하였다.

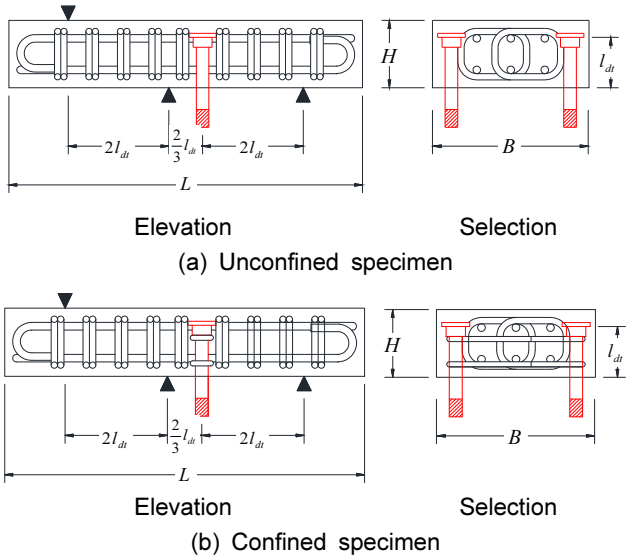


Fig. 3 Details of specimens

기둥면에 작용되는 보 모멘트($M_b = A_s \times f_y \times jd$)의 1.2배 이상이 되도록 기둥 휨강도를 산정하였다. D22 확대머리철근 실험체는 3D16으로, D32 확대머리철근 실험체는 3D19으로 기둥 주철근을 설계하였다. 기둥의 전단파괴를 방지하기 위해 콘크리트구조기준(2012)의 전단강도 설계식[8]에 의해 전단보강철근을 설계하였다.

기둥의 높이(H)는 접합부의 압축스트럿이 확대머리를 충분히 구속하도록 최소화시켰다. 확대머리 정착판 뒷면에서 기둥 끝면까지 길이는 확대머리철근의 묻힘깊이의 1/3 또는 최소피복과 기둥 주철근의 지름의 합 중 작은 값으로 하였다. 기둥의 폭(B)은 주어진 기둥 높이(H)에서 접합부 전단파괴가 발생되지 않고, 가력장비 2대가 간섭되지 않도록 설정하였다.

2.5 가력 및 계측방법

가력은 센터홀 오일잭 2대를 이용하여 확대머리철근에 직접 인장력을 가하였다. 하중제어로 정적하중을 가하였으며, 가력속도는 KS B 0802[16]에 따라 철근응력 변화율 3 MPa/sec를 표준으로 가력하였다. 작용된 하중은 오일잭 전면에 연결된 하중계로 계측하였다. 정착강도에 대한 확대머리 지압과 정착길이 부착의 기여도를 평가하기 위해, 변형률 게이지를 확대머리 지압면에서 $1d_b$ 떨어진 위치에 2개 부착하여 변형률을 측정하였다.

3. 실험결과

3.1 재료실험결과

SUPER Concrete 강도실험은 가력 직후 실시하여 f120, f180-series의 공시체의 압축강도는 129.9 MPa, 225.5 MPa 이었다. 콘크리트 휨강도시험의 결과는 f120, f180-series의 순서로 36.55 MPa, 38.41 MPa이었다. 강섬유 혼입으로 매우 높은 휨강도가 발현되었다. 휨강도를 SUPER Concrete 압축강도의 제곱근으로 나누면 f120, f180-series가 각각 3.21, 2.56으로 일반콘크리트의 0.63에 비해 최대 5배 높았다.

f120의 응력-변형률 곡선을 Fig. 4에 보여주고 있으며, Table 3에 압축강도 실험결과, Table 4에 확대머리철근 인장시험 결과를 정리하였다. f180 SUPER Concrete 공시체 시험에는 변형률게이지를 부착하지 않아서 응력-변형률 곡선과 탄성계수를 산정하지 못하였다.

3.2 파괴양상

f120, f180-series 실험체 모두 항복 후 일부 실험체에서 측면파열파괴가 발생되었다. 가력초기에는 확대머리철근을 따라 기둥면에서 확대머리 정착판 방향으로 수직균열

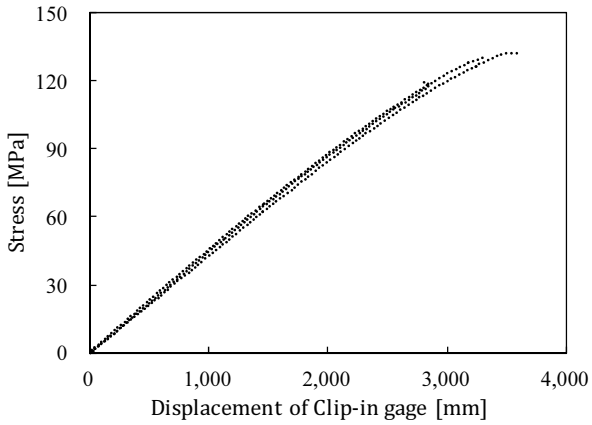


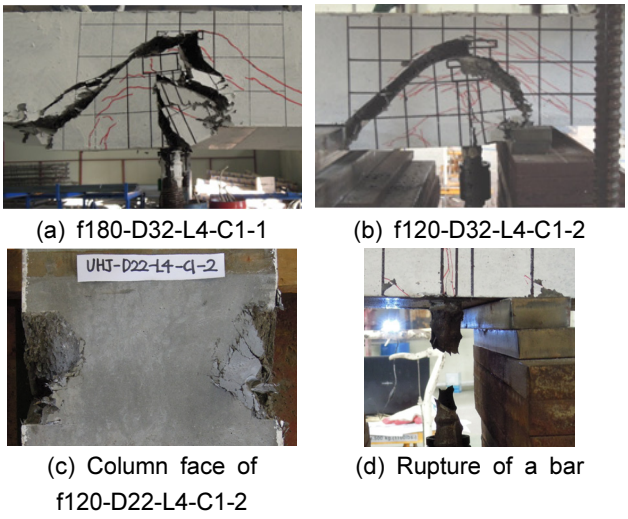
Fig. 4 Stress-strain relations of f120 SUPER Concrete

Table 3 Test results of concrete cylinders

Series	d_b	E (MPa)	f_r (MPa)	$f_r / \sqrt{f_{ck}}$
f120	129.9	44,217	36.55	3.21
f180	225.5	N.A	38.41	2.56

Table 4 Results of headed bars tensile tests

Series	d_b	f_y (MPa)	f_t (MPa)	E_s (MPa)
f120	D22	679	774	196,607
	D32	649	765	196,230
f180	D22	661	834	198,912
	D32	667	708	199,556



(a) f180-D32-L4-C1-1 (b) f120-D32-L4-C1-2

(c) Column face of f120-D22-L4-C1-2 (d) Rupture of a bar

Fig. 5 Typical specimen failures

이 발생하였다. 이후 확대머리 정착판 주변 콘크리트가 면외방향으로 탈락되면서 내력을 급격히 상실하였다. 각 실험체의 최종 파괴 모습을 Table 5와 Fig. 5에 정리하였다. 강섬유 보강 초고성능 콘크리트의 높은 인장강도로 측면파열강도가 매우 높게 향상되었다. Fig. 5(a), (b)는 대표적인 측면파열파괴 후 모습이다. 측면에서는 마치 원추형모양의 콘크리트 파괴(cone-shaped concrete breakout

Table 5 Test results and comparisons with existing models and design codes

Specimen	Failure mode	$f_{dt,e}$ [MPa]	$\frac{f_{dt,e}}{f_{dt,p}}$	$\frac{f_{dt,e}}{f_{dt,KCI}}$	$\frac{f_{dt,e}}{f_{dt,T}}$
f180-series					
D22-L4-C1-1	Y	853	1.32	2.70	0.53
	Y	842	1.30	2.66	0.52
D22-L4-C1-2	R	847	1.31	2.68	0.52
	Y	826	1.28	2.61	0.51
D32-L4-C1-1	Y	728	1.13	2.30	0.45
	SF	642	0.99	2.03	0.40
D32-L4-C1-2	Y	742	1.15	2.35	0.46
	Y	707	1.09	2.24	0.44
		Avg.	1.20	2.45	0.48
		Stdv.	0.12	0.25	0.05
		COV	0.10	0.10	0.10
f120-sereis					
D22-L4-C1-1	SF	678	1.38	2.83	0.71
	SF	662	1.35	2.76	0.69
D22-L4-C1-2	Y	711	1.45	2.96	0.74
	SF	686	1.40	2.86	0.72
D22-L4-C1.5-1	Y	751	1.36	3.13	0.54
	Y	699	1.27	2.91	0.51
D22-L4-C1.5-2	Y	731	1.33	3.05	0.53
	SF	693	1.26	2.89	0.50
D22-L4-C1-Tr-1	Y	735	1.15	3.06	0.77
	Y	707	1.11	2.95	0.74
D22-L4-C1-Tr-2	Y	735	1.15	3.06	0.77
	Y	703	1.10	2.93	0.73
D22-L6-C1-1	Y	750	1.34	2.08	0.74
	Y	710	1.27	1.97	0.70
D22-L6-C1-2	Y	742	1.33	2.06	0.73
	Y	721	1.29	2.00	0.71
D32-L4-C1-1	Y	714	1.46	2.98	0.75
	SF	700	1.43	2.92	0.73
D32-L4-C1-2	Y	720	1.47	3.00	0.75
	SF	688	1.40	2.87	0.72
D32-L4-C1.5-1	Y	741	1.34	3.09	0.54
	Y	710	1.29	2.96	0.51
D32-L4-C1.5-2	Y	728	1.32	3.03	0.53
	Y	714	1.30	2.98	0.52
D32-L4-C1-Tr-1	Y	738	1.16	3.08	0.77
	Y	710	1.11	2.96	0.74
D32-L4-C1-Tr-2	Y	732	1.15	3.05	0.76
	Y	713	1.12	2.97	0.74
D32-L6-C1-1	Y	723	1.29	2.01	0.72
	Y	708	1.27	1.97	0.70
D32-L6-C1-2	Y	736	1.32	2.04	0.73
	Y	710	1.27	2.04	0.70
		Avg.	1.29	2.73	0.68
		Stdv.	0.11	0.42	0.10
		COV	0.08	0.16	0.14

Notations: P_e is a measured maximum load; $f_{dt,e}$ is a measured bar strength; Y means a test stopped after the headed bar yields; R means a rupture of a headed bar; and SF means a side-face blowout.

failure)로 보이지만, Fig. 5(c)의 기둥면 파괴 모습에서 측면피복만 파괴된 것을 알 수 있다. 확대머리철근의 정착강도가 매우 높아 f180-series의 D22의 실험체에서는 Fig. 5(d)와 같이 콘크리트 파괴 전에 철근이 파단되는 경우도 있었다. 실험의 안전을 위해 f120-series의 실험체부터는 하중이 철근의 항복강도 이후 700 MPa까지 발현되면 실험을 중단하였다.

3.3 정착강도

Table 5에 실험체별 철근에 발현된 강도를 정리하였다. 철근에 발현된 정착강도는 최대하중을 단면적으로 나누어 산정하였다. 실험체별 2개씩 총 40개의 확대머리철근 정착강도를 정리하였다. 예상보다 매우 높은 정착강도가 발현되어 많은 실험체에서 측면파열파괴 없이 실험이 종료되었다.

SUPER concrete강도와 무관하게 대부분 높은 강도가 발현되었다. f120, f180-series 모두 SUPER Concrete의 휨강도가 유사하여 정착강도가 SUPER Concrete의 압축강도에 큰 영향을 받지 않았다. 실험에서 산정된 철근에 발현된 강도를 현행 콘크리트구조기준의 확대머리철근 정착길이 설계식(식 (2))[8]과 일반 콘크리트에 정착된 확대머리철근의 측면파열파괴강도 평가식(식 (1))[10], Thompson 등의 제안식(식 (3))[11]에 의한 예측값과 비교하여 Fig. 6과 Table 5에 나타내었다. 콘크리트구조기준에서는 콘크리트 압축강도의 상한을 40 MPa로 제한하고 있으나, Table 5에서는 실험일 강도를 대입하여 비교하였다.

Table 5에 정리한 것과 같이 현행 콘크리트구조기준에 비해 2.4~2.8배 높은 정착강도가 발현되어, 현행 설계기준이 SUPER Concrete에 정착된 확대머리철근의 정착강도를 과소평가하는 것을 알 수 있다. 현행 기준은 일반 콘크리트에 정착된 확대머리철근의 실험에서 개발되었기 때문에, 인장강도가 높은 SUPER Concrete 특성이 반영되기 어렵다.

일반 콘크리트에 정착된 확대머리철근의 측면파열파괴강도 평가식(식 (1))은 현행설계기준에 비해 비교적 정확하게 예측하지만, 역시 실험값이 1.2~1.3배 높아 SUPER Concrete에 정착된 확대머리철근 강도를 과소평가하였다. Thompson 등의 제안식(식 (3))은 식 (1), 식 (2)와 달리 콘크리트 압축강도에 직접 비례하므로 매우 높은 정착강도가 예측되었다. [실험값]/[예측값]의 비율이 f180은 0.48, f120은 0.68로 과대평가하는 것으로 나타났다.

현행 설계기준을 그대로 사용하여도 안전한 결과를 도출할 수 있으나, 경제적인 설계를 위해 SUPER Concrete의 높은 인장강도 특성을 고려한 새로운 설계식의 개발이 필요하다.

3.4 지압 및 부착에 의한 정착강도분포

철근의 응력은 콘크리트와 철근 표면 사이의 부착과 확대머리의 지압으로 발현된다. Fig. 7에 측면파열파괴된 f180-D32-L4-C1-2의 확대머리철근에 발현된 응력을 지압 및 부착에 의한 분포로 나타내었다. 여기서, F는 전면에 설치된 확대머리철근, B는 후면에 설치된 확대머리철근을 의미한다. 지압에 의해 발현된 강도는 확대머리 지압면에서 $1d_b$ 떨어진 위치에 부착된 변형률 게이지에서 계측된 변형률에 철근 탄성계수를 곱하여 산정하였다. 부착에 의해 발현된 강도는 전체 철근 응력에서 지압에 의해 발현된 강도를 빼서 산정하였다.

가력 초기에는 주로 부착에 의해 응력이 발현되었으나, 전체 강도의 40%정도가 발현된 후 부착의 증가가 둔화되고 확대머리에 의한 지압의 기여도가 크게 증가하였다. 파괴되는 시점에는 정착길이가 짧기 때문에 부착에 의한 응력이 낮게 발현되었고 대부분의 응력이 지압에 의해 발현되었다.

4. 정착강도 평가식

3장의 실험결과 SUPER Concrete의 특성을 고려한 새로운 평가식의 개발이 필요하다. 확대머리철근에 발현된

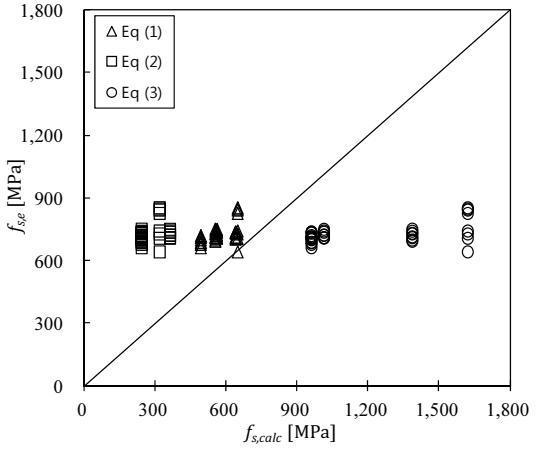


Fig. 6 Comparison of bar stresses with predicted stresses

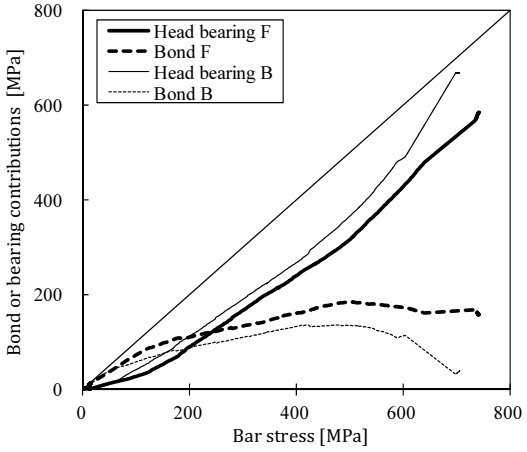


Fig. 7 Head bearing and bond contributions of f180-D32-L4-C2

응력에 대한 회귀분석을 통해 정착강도 평가식을 도출하였다.

많은 실험체에서 매우 높은 정착강도가 발현되어 측면파열파괴 없이 철근 항복 후 실험이 종료되었다. 만일 더 높은 강도의 확대머리철근으로 실험하여 정착파괴를 유발하였다면 Table 5에 정리된 강도보다 높은 정착강도를 얻었을 것이다. 따라서 이 실험에서 유도된 평가식은 실제 정착강도보다 낮은 값을 예측하기 때문에 안전한 결과를 제안할 것이다. 실험변수로 사용된 철근지름, 묻힘깊이, 콘크리트강도에 대한 영향을 분석하였다. 헤어핀으로 횡보강된 실험체는 모두 정착파괴 없이 700 MPa 이상 강도 발현 후 실험이 종료되었기 때문에 횡보강철근의 영향은 고려하지 않았다.

4.1 철근지름의 영향

철근지름의 영향을 평가하기 위해 동일조건에서 측면파열이 발생된 f120-series의 D22-L4-C1과 D32-L4-C1 실험체만을 비교하였다. Fig. 8과 같이 철근지름은 정착강도에 영향을 주지 않는 것으로 나타났다. 따라서 다른 설계변수의 영향 분석에서는 철근 지름을 고려하지 않았다.

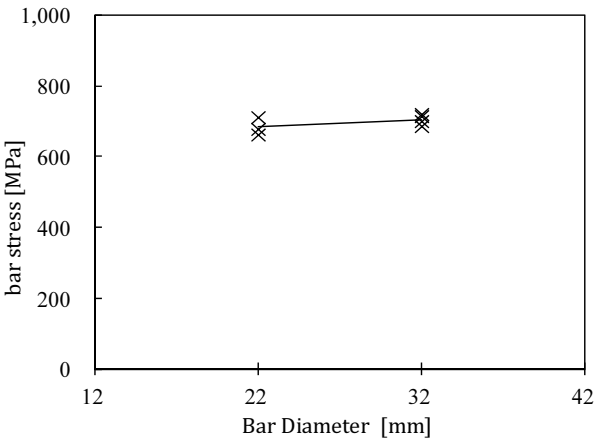


Fig. 8 Anchorage strengths with different bar diameters

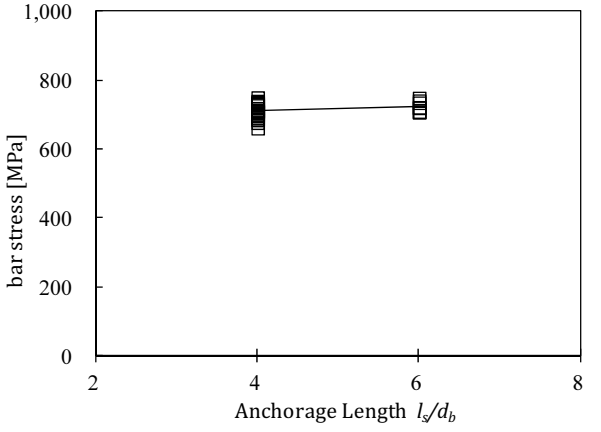


Fig. 9 Anchorage strengths of f120-series with varying anchorage lengths

4.2 묻힘깊이의 영향

f120-series의 묻힘깊이에 따른 정착강도를 Fig. 9에 나타내었다. 묻힘깊이에 따른 정착강도가 크게 증가하지 않았다. 철근지름의 4배인 매우 짧은 정착길이로 설계기준 항복강도 600 MPa 이상을 발현하였기 때문이다. 결과적으로 강섬유가 혼입된 SUPER Concrete에 정착된 확대머리 철근은 $4d_b$ 이상의 묻힘깊이에서 모두 유사한 정착강도가 발현되었다.

4.3 SUPER Concrete 강도의 영향

SUPER Concrete의 강도에 따른 정착강도를 Fig. 10에 나타내었다. 정착강도는 SUPER Concrete 강도에 대해 큰 차이가 없었다. 확대머리철근의 정착강도는 콘크리트의 인장강도에 크게 영향을 받는데, Table 3에서 보여주듯이 SUPER Concrete는 압축강도와 무관하게 유사한 인장강도를 갖기 때문이다.

측면파열파괴는 확대머리 정착판에 지압이 작용할 때, 콘크리트가 압축을 받아 포아송비에 의해 생기는 횡방향 인장변형으로 발생한다. 콘크리트의 강도가 증가할수록 콘크리트 탄성계수가 증가하여 압축에 의한 축방향 변형은 작아지므로 그에 따른 횡방향 인장도 감소한다. 따라서 동일한 인장강도를 가지는 경우에도, 작은 비율이지만 콘크리트 강도에 영향을 받는다. 이러한 특성을 반영하여 확대머리철근 정착강도는 $(f_{ck})^{\alpha}$에 비례한다고 가정한 후 회귀분석을 통해 식 (8)을 얻었다.

$$f_{dt,p} = 361(f_{ck})^{0.14} (f_{ck} \leq 180\,\mathrm{MPa}) \tag{8}$$

실험에서 산정된 철근에 발현된 강도를 식 (8)에 의한 예측값과 Fig. 11에서 비교하였다. 실험값과 예측값 비율의 평균은 1.01, 변동계수는 5%로 식 (8)이 비교적 신뢰성 높게 SUPER Concrete에 정착된 확대머리철근의 정착강도를 평가하는 것으로 분석되었다.

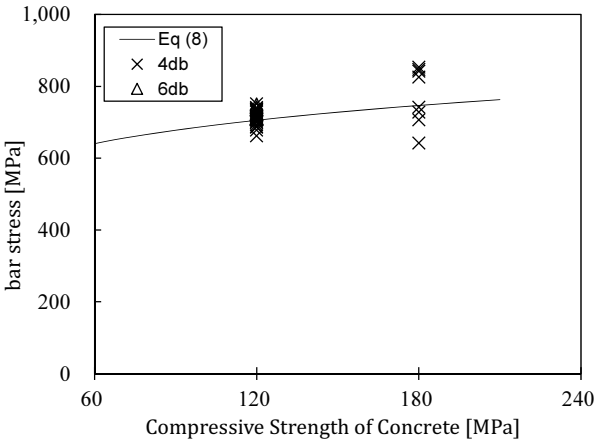


Fig. 10 Anchorage strengths with varying concrete strengths

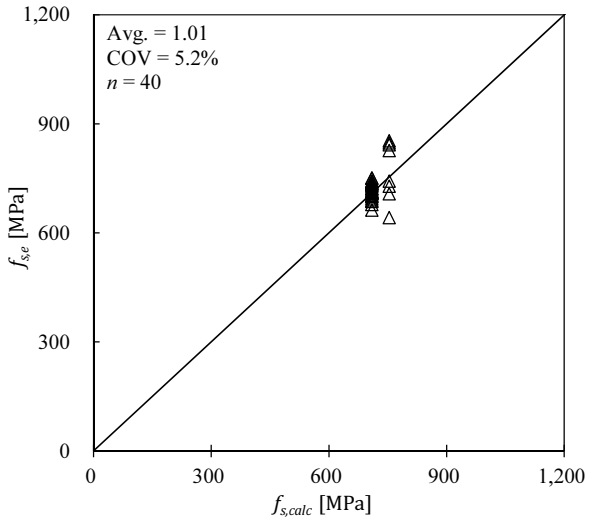


Fig. 11 Comparison of measured bar stresses with predicted values

5. 결 론

강섬유 보강 초고성능콘크리트(SUPER Concrete)의 특성을 이용하여 작은 단면에서 효율적인 철근정착 방안을 제시하기 위해, 갈고리 철근을 대체하는 확대머리철근의 정착 성능을 평가하였다. 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

1) 120 MPa, 180 MPa SUPER Concrete에 정착길이 $4d_b$, $6d_b$로 제작된 실험체 모두 600 MPa 이상의 실제 항복강도를 발현한 후 일부 실험체에서 측면파열파괴가 발생되었다. 확대머리철근의 정착강도가 매우 높아 철근이 파단되는 경우도 있었다. 설계기준강도 120 MPa 이상 SUPER Concrete에 정착된 확대머리철근은 $4d_b$의 짧은 정착길이로 콘크리트구조기준에서 허용하는 철근의 최대 설계기준강도 600 MPa를 발현할 수 있었다.
2) 일반 콘크리트에 정착된 확대머리철근의 측면파열파괴강도 평가식과 현행 설계기준의 확대머리 정착길이 설계식을 이용하여 정착강도를 비교한 결과 [실험값]/[이론값]의 평균이 각각 1.27, 2.68으로 SUPER Concrete에서 확대머리철근의 정착강도가 매우 우수한 것으로 평가되었다.
3) 콘크리트 압축강도에 직접 비례하도록 표현된 Thompson 등의 확대머리철근 정착강도 평가식과 비교하면, [실험값]/[이론값]의 평균이 0.64로 평가식이 정착강도를 과대평가하였다.
4) 확대머리철근 정착강도를 $(f_{ck})^{\alpha}$에 비례한다고 가정하고 실험결과를 회귀분석하여, SUPER Concrete 압축강도의 0.14승에 비례하는 정착강도 평가식이 개발되었다. 40개 실험 자료에 대한 [실험값]/[예측값]의 평균은 1.01, 변동계수는 5%였다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부/국토교통과학기술진흥원 건설기술연구사업의 연구비지원(13건설연구A02)에 의해 수행되었습니다.

References

1. Hong, K.N., Kang, S.T., Kim, S.W., Park, J.J., and Han, S.H., "Material properties of air-cured ultra-high-performance steel-fiber-reinforced concrete at early ages," *International Journal of the Physical Sciences,* Vol.5, No.7, 2011, pp. 2622-2634.
2. Karl, K.-W., Lee, D.H., Hwang, J.-H., Kim, K.S., and Choi, I.-S., "Revision on material strength of steel fiber-reinforced concrete," *International Journal of Concrete Structures and Materials,* Vol.5, No.2, 2011, pp.87-96.
3. Park, S.H., Kim, D.J., Ryu, G.S., and Koh, K.T., "Tensile behavior of ultra high performance hybrid fiber reinforced concrete," *Cement and Concrete Composites,* Vol.34, No.2, 2012, pp.172-184.
4. Yang, I.H., Cho, C.B., and Kim, B.S., "Flexural response predictions for ultra-high performance fiber-reinforced concrete beams," *Magazine of Concrete Research,* Vol.64, No.2, 2012, pp.113-127.
5. Wallace, J.W., "Headed Reinforcement: A Viable Option," *Concrete International,* V. 19, No. 12, Dec. 1997, pp.47-53.
6. Berner, D.E., and Hoff, G.C., "Head Reinforcement in Disturbed Strain Regions of Concrete Members," *Concrete International,* V. 16, No. 1, Jan. 1994, pp.48-52.
7. Wallance, J.W.; McConnell, S.W.; Gupta, P.; and Cote P.A., "Use of Headed Reinforcement in Beam-Column Joints Subjected to Earthquake Loads," ACI Structural Journal, V. 95, No. 5, Sept.-Oct., 1998, pp.590-606.
8. Korea Concrete Institute, Concrete Design Code, Kimoondang Publishing Company, Seoul, 2012, 342 pp.
9. Marques, J. L. G. and Jirsa, J. O., "A Study of Hooked Bar Anchorages in Beam-Column Joints," ACI Journal, Proceedings, Vol.72, No.5, 1975, pp.198-209.
10. Choi, C. M., "Strength of Headed Bars Anchored in CCT Nodes," Master thesis of Mokpo National University, Feb. 2014, 70 pp.
11. Thompson, M.K., Jirsa, J.O., and Breen, J.E., "Behavior and Capacity of Headed Reinforcement," *ACI Structural Jounal,* Vol.103, No.4, Jul.-Aug., 2006, pp.522-530.
12. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-14) and Commentary," ACI, Farmington Hills, Mich, USA, 2014, 492 pp.
13. Furche, J. and Eligehausen, R., "Lateral Blow-Out Failure of Headed Studs Near a Free Edge," *Anchors in Concrete-Design and Behavior*, SP-130, 1991, American Concrete Institute,

Farmington Hills, MI. USA, pp.235-252.
14. Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, "*Design Guidelines for K-UHPC,*" Feb. 2014, 90 pp.
15. ACI Committee 352, "*Recommendations for Design of Beam-Column Connections in Monolithic Reinforced Concrete Structures*," ACI, Farmington Hills, Mich., USA, 2002, 38 pp.
16. KS B 0802:2003, Method of Tensile Test for Metallic Materials, Korean Agency for Technology and Standards, 2003, 7 pp.

요 약 강섬유 보강 초고성능콘크리트(SUPER Concrete)는 일반 콘크리트에 비해 높은 압축강도와 인장강도를 지닌다. 이러한 특성으로 SUPER Concrete로 제작된 부재는 단면을 크게 줄일 수 있고, 확대머리철근의 정착강도가 향상될 것으로 기대된다. 이 연구에서는 120 MPa, 180 MPa SUPER Concrete로 제작된 외부 보-기둥 접합부에 $4d_b$, $6d_b$의 정착길이를 갖는 확대머리철근의 정착 성능을 평가하였다. 모든 실험체에서 600 MPa 이상의 실제 항복강도가 발현된 후 일부 실험체에서 측면파열파괴가 발생되었다. 확대머리철근의 정착강도가 매우 높아 철근이 파단되는 경우도 있었다. 설계기준강도 120 MPa 이상 SUPER Concrete에 정착된 확대머리철근은 $4d_b$의 짧은 정착길이로 콘크리트구조기준에서 허용하는 철근의 최대 설계기준강도 600 MPa를 발현할 수 있는 것으로 평가되었다. 기존에 개발된 일반 콘크리트에 정착된 확대머리철근의 측면파열파괴강도 평가식과 현행 콘크리트구조기준의 확대머리철근 정착길이 설계식은 실험값을 과소평가하였다. 일반콘크리트에서 개발된 평가식은 SUPER Concrete의 높은 인장강도 특성을 반영하지 못하기 때문으로 분석된다. 확대머리철근 정착강도를 $(f_{ck})^{\alpha}$에 비례한다고 가정하고 실험결과를 회귀분석하여, SUPER Concrete 압축강도의 0.14승에 비례하는 정착강도 평가식이 개발되었다. 40개 실험 자료에 대한 [실험값]/[예측값]의 평균은 1.01, 변동계수는 5%였다.

핵심용어 : 강섬유 보강 초고성능 콘크리트, 확대머리철근, 정착강도, 묻힘깊이