횡보강근이 있는 40, 60 MPa 콘크리트에서 철근 압축이음의 거동과 강도

천성철^{1)*} · 이성호¹⁾ · 오보환¹⁾

¹⁾(주)대우건설기술연구원 건축연구팀

Behavior and Capacity of Compression Lap Splice in Confined Concrete with Compressive Strength of 40 and 60 MPa

Sung-Chul Chun,^{1)*} Sung-Ho Lee,¹⁾ and Bohwan Oh¹⁾

¹⁾Architectural Technology Research Team, Daewoo Institute of Construction Technology, Daewoo E&C Co., Ltd., Suwon 440-210, Korea

ABSTRACT A compression lap splice can be calculated longer than a tension lap splice in high strength concrete according to current design codes. Including effects of transverse reinforcement, a compression splice becomes much longer than a tension splice. Effects of transverse reinforcement and bar size on strength and behavior of compression lap splice, which always exist in actual structures, have been investigated through experimental study of column tests with concrete strength of 40 and 60 MPa. The results of the tests with bar diameters of 22 and 29 mm show that there is no size effect of bar diameter on compression lap splice. Bond strength of small bar diameter may increase. However, large diameters of re-bars are used in compression member and the size effect of re-bars does not have to be considered in compression lap splice. Confined specimens have twice of calculated strengths by current design codes. New design equations for the compression lap splice including the effects of transverse reinforcement are required for practical purpose of ultra-high strength concrete. End bearing is enhanced by transverse reinforcement placed at ends of splice not by transverse reinforcement within splice length. As more transverse reinforcement are placed, the stresses developed by bond linearly increase. The transverse reinforcements at ends of splice a little improve the strength by bond. Because the stresses developed by bond in compression splice with transverse reinforcement are nearly identical to or less than those in tension splice with same transverse reinforcement, strength increment of compression splice is attributed to end bearing only.

Keywords : compression lap splice, bond, end bearing, transverse reinforcement, bar size

1. 서 론

초고강도 콘크리트의 개발에 따라 철근 압축이음에 대한 연구 필요성이¹⁾ 높아지고 있다. 인장이음과 마찬가지로 압축이음에서도 이음길이, 콘크리트 강도, 그리고 철근 순간격이 가장 큰 영향인자가 되며, 저자들의 선행 연구에서도²⁾ 이들 영향인자에 대한 압축이음의 거동과 강도 특성을 고찰하였다. 다음으로 압축이음에 영향을 주는 요인으로서는 횡보강근과 철근 지름이다.

횡보강근은 이음부에서 발생된 횡방향 인장응력에 저항하며, 인장이음에서는 철근 순간격 또는 피복두께와 동일한 역할을 수행하는 것으로 평가된다.^{3,4)} 인장이음은 슬래브처럼 횡보강근이 없는 경우도 있으나, 압축이음이 사용되는 부재는 높은 축력이 작용되는 수직부재로, 압축

주근의 좌굴방지, 코어 콘크리트의 구속, 그리고 전단강도의 발현을 위해 횡보강근이 배근된다. 이를 활용함으로써 보다 경제적인 설계가 가능해진다.

철근 지름은 다른 변수와 달리 압축이음 강도와 거동에 직접 영향을 주지는 않으나, 치수 효과(size effect)를 유발하게 되므로 인장이음 설계의 한 요인이 된다.³⁾ 40 MPa 이하 콘크리트를 대상으로 한 Cairns의 연구에⁵⁾ 따르면, 압축이음에서 철근 지름은 이음강도에 특별한 영향을 주지 않는 것으로 나타났다. Cairns의 연구 결과를 40 MPa 이상 콘크리트에 활용하기 위해서는 검증이 필요하다.

이 연구에서는 실제 구조물에서 필연적으로 발생하는 횡보강근과 철근 지름의 치수효과에 대한 압축이음의 거동과 강도 특성을 40, 60 MPa 콘크리트를 대상으로 분석하고자 한다.

2. 설계기준과 선행연구

현행 압축이음 설계기준과 선행연구에서 횡보강근과

*Corresponding author E-mail : bluebird@dwconst.co.kr
Received September 16, 2008, Revised January 21, 2009
Accepted April 17, 2009
©2009 by Korea Concrete Institute

철근 지름의 효과를 살펴보고 발전 방향을 모색하고자 한다. 또한 인장이음 설계기준에서 이들의 효과를 어떻게 반영하고 있는지 살펴보고, 압축이음에서 추가로 고려할 사항들을 정리하고자 한다.

2.1 압축이음 설계기준

대한민국,³⁾ 미국,⁶⁾ 캐나다,⁷⁾ 뉴질랜드⁸⁾의 압축이음길이 산정식 기본형과 계수를 Table 1에 정리하였다. 뉴질랜드를 제외한 설계기준에서는 횡보강근과 철근 지름에 대한 영향을 고려하지 않고 있다. 뉴질랜드 기준에서는 횡보강근의 효과를 고려하여 스티럽 또는 나선철근이 식 (1)을 만족하는 경우 산정된 이음길이를 20% 줄일 수 있다.

$$\frac{A_{tr}}{s_{tr}} \geq \frac{A_b}{1000} \text{ for stirrups}$$

$$\frac{A_{tr}}{s_{tr}} \geq \frac{nA_b}{6000} \text{ for spiral reinforcement} \quad (1)$$

여기서, A_{tr} 은 간격 s_{tr} (mm)이내에서 쪼갬과괴면에 걸쳐진 횡보강근량과 전체 횡보강근량을 이음되는 철근 수 n 으로 나눈 값 중 작은 값(mm^2)이고, A_b 는 이음되는 철근의 단면적(mm^2)이다.

*fib*에서는⁹⁾ 인장이음과 압축이음에 대해 동일한 기본식을 사용한다. 철근의 부분안전계수(partial safety factor, γ_s)와 부작강도의 재료안전계수(material safety factor, n)를 고려하고 원주 공시체 강도를 사용할 때, 압축이음길이는 식 (2)로 산정한다. *fib*기준에서는 지름 32 mm 이상 철근의 부작강도에 식 (3)의 수정계수(η_3)를 곱하여 이음길이를 증가시키도록 규정하고 있다. 그러나 이 규정은 압축이음에서 철근 지름의 효과에 대한 연구 결과가 아니라, 인장이음의 연구 결과에 따른 것이다.

$$l_{s, fib} = \frac{f_{yk}d_b}{1.45(f_{ck})^{2/3}} \text{ for } f_{ck} \leq 50 \text{ MPa}$$

$$= \frac{f_{yk}d_b}{5.15(f_{ck})^{1/3}} \text{ for } f_{ck} > 50 \text{ MPa} \quad (2)$$

Table 1 Summary of design equations for calculating splice length in compression

Codes	A	B	C	D
KCI	0.072	400	0.13	24
ACI	0.071	420	0.13	24
CSA	0.073	400	0.133	24
NZS	0.069	430	0.12	22
Equation	$l_s = A f_y d_b$ for $f_y \leq \text{BMPa}$ $= (C f_y - D) d_b$ for $f_y > \text{BMPa}$ where f_y is a specified yield strength of bar (MPa) and d_b is a nominal diameter of bar (mm).			

$$\eta_3 = \frac{132 - d_b}{100} \quad (3)$$

여기서, f_{yk} 는 철근의 특성 강도(characteristic strength, MPa)로 부분안전계수가 고려된 값이다.

*fib*기준도 횡보강근의 효과를 이음길이 산정식에서 직접 반영하고 있지는 않지만, Fig. 1의 상세규정을 두어 횡보강근 효과를 극대화하고 있다. 이음 양단 $l_{s, fib}/3$ 에 요구되는 횡보강근을 반반 배치하고, 특히 이음부 밖 $4d_b$ 이내에 1본의 횡보강근을 배근해야 한다. 인장이음¹⁰⁾과 압축이음¹¹⁾ 모두, 이음길이 양단부의 부착응력분포가 중앙부보다 높으므로 응력이 큰 곳에 횡보강근을 집중 배근하는 것이 효율적이다. 또한 인장이음과 달리 압축이음에서는 단부 지압에 의해 이음길이 밖에도 큰 인장응력이 횡방향으로 발생된다. 이음길이 밖에 횡보강근을 배치하는 규정은 압축이음의 효율을 높일 수 있는 매우 유용한 상세규정이다.

2.2 인장이음 설계기준

콘크리트구조설계기준에서는 이음길이의 기본이 되는 정착길이를 식 (4)와 (5)로 산정한다. 작은 지름의 철근에서 부작강도가 높다고 평가하여 19 mm 이하 철근의 이음길이에 감소계수 $\gamma = 0.8$, 이를 초과하는 철근에서는 $\gamma = 1.0$ 을 사용한다.

$$l_d = \frac{0.90 d_b f_y}{\sqrt{f_{ck}}} \frac{\gamma}{C + K_{tr}} \text{ where } \frac{C + K_{tr}}{d_b} \leq 2.5 \quad (4)$$

$$K_{tr} = \frac{A_{tr} f_{yt}}{10.7 s_{tr} n} \quad (5)$$

여기서, C 는 철근 중심으로부터 콘크리트 표면까지의 최단거리 또는 정착되는 철근 중심 간 거리의 1/2 중 작은 값(mm), A_{tr} 은 이음되는 철근을 따라 쪼개질 가능성이 있는 면을 가로질러 배근된 간격 s_{tr} (mm) 이내에 있는 횡방향 철근 전체 단면적(mm^2), f_{yt} 는 횡방향 철근의 설계기준강도(MPa)이다.

2008년에 개정된 ACI 318에서는 횡보강근이 거의 항복하지 않는다는 실험 결과¹²⁾에 근거하여 식 (5)에서 횡

Fig. 1 Detailing of compression lap splice of *fib*⁹⁾

보강근의 강도 f_{yr} 를 없애고 식 (6)으로 변경하였다. 높은 강도의 횡보강근이 항복할 때까지 주변 콘크리트의 인장 응력이 유지되지 않으므로, 항복강도가 높은 철근을 사용하는 것보다 보강근수 또는 단면적을 늘리거나 횡보강근 간격을 줄이는 것이 이음강도를 향상시킨다.

$$K_{tr,318-08} = \frac{40A_{tr}}{s_{tr}n} \quad (6)$$

ACI 408위원회는 횡구속된 인장이음의 이음강도를 식 (7)로 산정하며, 철근 지름과 리브의 효과를 각각 식 (8), (9)에 반영하고 있다. 횡보강근은 항복하지 않는다는 실험결과에 따라 횡보강근의 항복강도는 식 (7)에서 제외되었다.

$$f_{b,408} = \left\{ 1.82 \frac{l_s}{d_b} \left(\frac{c_{\min}}{d_b} + 0.5 \right) + 57.4 \right\} \left(0.1 \frac{c_{\max}}{c_{\min}} + 0.9 \right) (f_{ck})^{\frac{1}{4}} + \left(11.3 t_r t_d \frac{l_s A_{tr}}{s_{tr} (d_b)^2 n} + \frac{710}{(d_b)^2} \right) (f_{ck})^{3/4} \quad (7)$$

$$t_d = 0.03 d_b + 0.22 \quad (8)$$

$$t_r = 9.6 R_r + 0.28 \quad (9)$$

$$\left(\frac{c_{\min}}{d_b} + 0.5 \right) \left(0.1 \frac{c_{\max}}{c_{\min}} + 0.9 \right) + 6.26 t_r t_d \frac{A_{tr}}{s_{tr} d_b n} \sqrt{f_{ck}} \leq 4.0 \quad (10)$$

여기서, R_r 은 리브높이와 리브간격의 비, $c_{\min} = \min(c_c, c_s)$, $c_{\max} = \max(c_c, c_s)$, c_{so} 는 측면 순피복두께, $c_s = \min(c_{so}, c_{si} + 6.35 \text{ mm})$, $(0.1 c_{\max} / c_{\min} + 0.9) \leq 1.25$ 이다.

2.3 선행연구

압축이음에 관한 기존연구는 3건이 조사되어 Table 2에 정리하였다. 대부분 단일 지름의 철근이 사용되어 지름변화에 따른 영향을 분석하기는 어렵다. Cairns¹¹⁾는 40 MPa 이하 콘크리트로 25, 32, 40 mm 지름의 철근에 대한 연구를 통해 철근 지름은 이음강도에 큰 영향을 주지 않는 것으로 보고하였다. Cairns⁵⁾는 Table 2에 정리한 3건의 실험 결과를 비선형 통계분석하여 식 (11)과 (12)의 이음강도 예측식을 제시하였다. 식 (13)과 (14)는 현행 인

장 정착길이의 기본이 되는 Orangun 등¹⁶⁾이 제안한 식을 철근에 발현되는 강도식으로 변환한 식이다.

$$f_{sc,C} = \left(1.4 \frac{l_s}{d_b} + 29.4 + 0.32 \frac{A_{tr} f_{yt} l_s}{s_{tr} (d_b)^2 n} \right) \sqrt{f_{ck}} \quad (11)$$

$$\frac{A_{tr} f_{yt}}{s_{tr} d_b n} \leq 6 \text{ MPa} \quad (12)$$

$$f_{b,O} = \left\{ \left(0.40 + \frac{c}{d_b} \right) \frac{l_s}{d_b} + 16.6 + 0.10 \frac{A_{tr} f_{yt} l_s}{s_{tr} (d_b)^2 n} \right\} \sqrt{f_{ck}} \quad (13)$$

$$\frac{A_{tr} f_{yt}}{s_{tr} d_b n} \leq 10.34 \text{ MPa} \quad (14)$$

여기서, $c = \min(c_c, c_{si})$, c_c 는 순피복두께(mm), c_{si} 는 철근 순간격의 1/2(mm)이다.

식 (11)에서 횡보강근의 효과를 나타내는 괄호 안의 세 번째 항 계수가 식 (13)의 계수보다 3배 이상 크다. 이것은 같은 이음길이를 가질 때 횡보강근이 인장이음보다 압축이음에서 3배 효과적이라는 것을 의미한다. Cairns은 횡보강근 한계값으로 식 (14)를 사용할 경우 횡보강근의 영향을 너무 과대 평가하게 되며, 그 이유는 횡보강근이 인장이음보다 압축이음에서 더욱 효과적이기 때문이라고 설명한다.

횡보강근의 위치에 관해서는, 단부에 횡보강근을 배근하지 않을 경우 이음강도가 낮아진다고 보고하였다. 이것은 압축이음에서 부착에 의해 유발되는 횡방향 인장응력이 이음길이에 걸쳐 일정하지 않고 양단부에서 집중되고, 더욱이 단부 지압에 의해 더 큰 횡방향 인장응력이 유발되기 때문이다.

3. 압축이음에서 횡보강근과 철근 지름의 영향

현행 설계기준과 선행연구 결과를 토대로 압축이음에서 횡보강근과 철근 지름의 영향을 분석하여, 이 연구의 목적과 방법 및 실험변수를 설정하였다.

3.1 횡보강근의 영향

인장이음과 달리 압축이음에서 횡보강근은 균열의 억

Table 2 References for compression splice test data

Reference	Section type	Number of specimens	f_{ck} (MPa)	d_b (mm)	$\frac{A_{tr} f_{yt}}{S_{tr} d_b n}$ (MPa)
Pfister & Mattock (1963) ¹³⁾	Circ.	5	23.9 to 24.7	25	0, 6.0
	Rect.	6	24.3 to 29.0	25	0 to 5.4
Leonhardt & Teichen (1972) ¹⁴⁾	Circ.	15	18.9 to 36.0	26	0.4 to 3.0
Cairns & Arthur (1978) ^{5,11,15)}	Rect.	23	9.6 to 33.0	25, 32, 40	0 to 6.0
Total		49	9.6 to 36.0	25, 32, 40	0 to 6.0

제뿐만 아니라, 코어콘크리트의 횡방향 변형을 구속하여 피복콘크리트의 탈락을 지연시키므로 이음강도가 향상된다. 또한 단부 지압의 존재로 인해 배근 위치도 이음강도에 큰 영향을 미치게 된다. 일반 기둥에서 횡보강근의 최대 배근간격은 철근 지름의 16배이므로, 이음길이가 철근 지름의 16배 미만인 경우에는 횡보강근 효과를 배제할 필요성이 있다.

횡보강근이 없는 압축이음에 대한 저자들의 연구²⁾에 따르면, 단부 지압에 의해 발현되는 강도는 앵커의 측면 파열파괴 강도를 평가하는 식 (15)^{6,17)}로 예측이 가능하였다. 이 식에서는 횡보강근의 영향이 고려되지 않고 있는데, 단부 지압이 국부적으로 발생되므로 횡보강근을 이용하여 파괴부를 보강하는 것이 용이하지 않기 때문이다. 식 (15)가 개발되기 이전에는 앵커의 측면파열파괴를 방지하기 위해 나선철근을 사용하도록 ACI 349¹⁸⁾ 위원회에서 권고하였으나 압축이음에서 이러한 보강상세를 사용하는 것은 피복두께와 철근 순간격을 고려할 때 불가능하다.

$$f_{brg,F} = 19.0 \frac{c_{a1}}{d_b} \sqrt{f_{ck}} \left(\frac{1 + c_{a2}/c_{a1}}{4} \right) \left(1 + \frac{s}{6c_{a1}} \right) \quad (15)$$

여기서, c_{a1} 은 앵커축에서부터 최소 피복두께(mm), c_{a2} 는 c_{a1} 과 직각방향의 피복두께(mm), s 는 앵커간 중심간격(mm)이다.

3.2 철근 지름의 영향

단부 지압에 의해 발현되는 이음강도를 평가하는 식 (15)는 지름 50 mm의 앵커까지 적용이 가능하며 지름에 따른 차이는 없다.^{6,17)} 측면파열파괴식을 압축이음에 적용할 때 철근단면적은 앵커의 순지압면적(net bearing area)에 대응하고 앵커의 순지압면적은 앵커 단면적보다 2배 이상 크므로, 국내외 표준에 따라 생산되는 모든 지름의 철근에 동일한 식을 적용할 수 있다. 따라서 철근 지름은 단부 지압에 의한 이음강도에는 큰 영향을 주지 않을 것으로 판단된다.

4. 실험 계획

4.1 실험 변수의 설정

2장과 3장의 분석을 통해 횡보강근의 유무와 배근위치, 그리고 철근 지름으로는 22 mm와 29 mm를 실험 변수로 설정하였다. 횡보강근은 콘크리트구조설계기준에서 요구하는 최소 지름인 10 mm를 사용하였으며, 배근 위치는 이음구간에 횡보강근이 없는 경우, 이음 끝단에만 배근된 경우(Fig. 2(a)의 D22-specimens에서 ①만 배근), 전체 이음구간에 3.3 d_b 간격으로 배근된 경우(Fig. 2(a)의 D22-specimens에서 ①과 ② 모두 배근)로 설정하였다. 압축과

Fig. 2 Details of specimens and test setup

기에 선행하여 이음부 파괴를 유발시키고 횡보강근의 영향만을 분석하기 위해, 횡보강근이 있는 실험체의 이음길이는 철근 지름의 10배로 하였다.

콘크리트 설계강도는 Table 2의 기존 연구 범위를 넘는 강도로 현재 초고층 건축물 설계에 적용되고 있는 40, 60 MPa로 설정하였다. 철근 순간격은 콘크리트구조설계기준의 최소 순간격인 철근 지름의 1.5배를 최소값으로 하여 2.5배와 3배를 추가하였다. 이음구간에서 순간격이 철근 지름의 3배면, 이음이 없는 구간에서 철근 중심 간격이 철근 지름의 5배가 된다. 높은 콘크리트 강도가 필요한 초고층 건물의 저층부 기둥에서, 철근 중심 간격이 철근 지름의 5배를 초과하는 경우는 비현실적이므로 이 값을 상한값으로 설정하였다.

철근 지름 22 mm(이하 D22)를 기본실험체(이하 D22실험체)로 모든 변수를 고려하였으며, 지름 29 mm 철근(이하 D29)은 비교실험체(이하 D29실험체)로 철근 순간격은 철근 지름의 1.5배를 주로 사용하였다. D29실험체 중 횡보강근이 없는 경우에는 이음길이를 철근 지름의 10,

Table 3 Test matrix

Design compressive strength (MPa)	Transverse reinforcement	d_b (mm)	$\frac{\text{Min}(c_c, c_{sp}, c_{so})}{d_b}$	$\frac{l_s}{d_b}$
40	None, end, only	22	0.75, 1.25, 1.50	10
60	whole length	29	0.75, 1.25	10, 15, 20

15, 20배로 하여 선행연구의 지름 22 mm 철근 실험체 결과와 비교하고자 하였다.

각 실험체는 2개씩 제작하였으며, 비교를 위한 이음 없는 실험체를 포함하여 총 실험체 수는 68개이다. 실험변수를 종합하면 Table 3과 같다. 실험체 이름에 대한 정의는 Table 5에 수록하였다.

4.2 실험체 설계

Fig. 2(a), (b)는 실험체 상세도이다. D22실험체는 4쌍의 이음을 가지고 좌우상하 대칭의 평면으로 설계하였다. D29실험체는 가력장비의 한계로 2쌍의 이음을 가지며, 횡보강근의 배근을 위해 그리고 강성중심과 도심을 일치시키기 위해 이음철근이 있는 면의 반대면에 지름 19 mm 철근을 2본 배치하였다.

이음되는 철근 사이의 조깅파괴(Fig. 2(b)의 수평선)를 유도하기 위해 충분한 피복두께($2.5d_b$) 및 철근열 사이 간격($5d_b$)을 확보하였다. 가력되는 하중이 정착길이 없이 바로 철근에 작용하도록 양단부에 두께 20 mm 강판을 두고, 이 강판에 커플러를 용접한 후 나사를 가공한 철근을 연결하였다. 또한 단부의 국부적인 조기파괴를 방지하기 위해 양단부에 탄소섬유시트를 2겹씩 보강하였다.

4.3 가력 및 계측 방법

기둥의 중심압축실험과 동일하게 콘크리트와 철근을 함께 가력하였다. 5,000 kN 용량의 유압잭을 이용하여 단조증가 하중을 가하였다. 가력장치도는 Fig. 2(c)이며, 하중은 유압잭과 실험체 사이의 하중계를 통해 계측하였다.

부착과 지압의 기여도를 평가하기 위해, 변형률게이지를 철근 끝단에서 $1d_b$ 떨어진 곳(Fig. 2(a)의 S14)과 이음이 끝나는 점에서 $1d_b$ 떨어진 지점(S13)에 설치하였다. 또한 이음부 밖에도 2곳(S11, S12)에 변형률게이지를 부착하여 철근에 계획대로 하중이 가해지는지 여부를 확인하였다. Fig. 2(a)의 철근 변형률게이지 번호는 S[철근 번호 1~3][위치번호 1~4]로 구분한다. 철근의 편심 변형에 의한 변형률 왜곡을 막기 위해, 철근 각 위치의 양면에 변형률게이지를 부착하고 평균값을 사용하였다. D22 실험체는 총 8본의 철근 중 3본, D29실험체는 총 4본의 철근 중 2본의 변형률을 계측하였다. 변형률게이지가 부착된 철근은 Fig. 2(b) 단면에서 검은색으로 표시하였다.

기둥 높이 중앙의 4표면 가운데마다 콘크리트 변형률

을 계측하여, 가력 초기단계에 편심의 유무를 파악하고 최대하중시 철근 변형률과의 비교자료로 사용하였다.

횡보강근은 게이지 리드선에 의해 이음구간에 부착을 저하시킬 우려가 있으며, 축하중의 편심 유발에 따른 내력 저하의 가능성이 있기 때문에 변형률을 계측하지 않았다.

5. 실험 결과

5.1 재료실험 결과

콘크리트 강도실험은 재령 7일부터 1주일 간격으로 실시하였다. 실험체별 실험일 강도는 Tables 4~6에 나타내었다. 철근 시험편 인장실험 결과 D22철근은 항복강도 513.5 MPa, 인장강도 617.6 MPa, 탄성계수 183.9 GPa이며, D29 철근은 항복강도 471.4 MPa, 인장강도 601.9 MPa, 탄성계수 189.4 GPa이었다. 콘크리트와 철근의 응력-변형률 곡선은 Fig. 3에 나타내었다.

5.2 파괴유형별 특성

횡보강근의 배근 유무에 무관하게 모든 실험체는 순간적으로 파괴되었다. 편심 또는 국부적인 파괴가 발생된 실험체를 제외하고 정상적인 이음파괴 또는 압축파괴가 발생된 대부분의 실험체는 Fig. 4(a) 사진처럼 콘크리트가 폭발하였다. 파괴양상은 크게 이음파괴, 압축파괴, 조기파괴 3가지로 나눌 수 있으며, 각 실험체별 파괴양상은 Tables 4~6에 정리하였다.

이음파괴는 콘크리트가 극한변형률에 도달하기 전에 이음부에서 발생한 횡방향 인장응력에 의해 피복콘크리트가 탈락한 경우로, 이음부들이 거의 동시에 파괴되는 완전이음파괴(fully splitting failure)와 일부 이음부에서만 파괴가 발생하는 부분이음파괴(partially splitting failure)로 구분할 수 있다. 실제 기둥에서는 재료의 비균질성과 기하학적 비대칭성으로 완전한 중심압축하중이 작용할 수 없기 때문에 부분이음파괴가 주로 발생된다. 따라서 부분이음파괴도 정상적인 이음파괴로 분류할 수 있다.

압축파괴는 이음파괴 전에 콘크리트가 극한변형률에 도달한 경우로 주로 이음 없는 실험체에서 발생하였다. 조기파괴는 국부적인 손상으로 파괴된 경우로, 편심파괴와 단부파괴로 구분할 수 있다. 편심파괴는 특정면의 피복 콘크리트가 일찍 탈락한 경우이다. 지압에 의한 국부적인 손상이 이음파괴로 발전하지 않고, 실험체 단부의 파괴로 이어지는 형태가 단부파괴이다.

횡보강근의 배근 차이에 따른 대표적인 파괴양상은 Fig. 4(b), (c)와 같다. 횡보강근이 이음단부에만 보강된 실험체들은(Fig. 4(b)) 파괴양상에 있어서 횡보강근이 없는 실험체와 차이가 없었다. D22C40S1.5-HE-1실험체에서 Fig. 5와 같이 횡보강근이 모서리부분에서 파단되기도 하였다. 그러나 최대하중 이전에 횡방향의 변형이 안정하게 발생

Table 4 Test results and comparisons with existing models and design codes of D22C40-L10-series and D22C60-L10-series

Specimens*	$\frac{c}{d_b}$	$\frac{A_{tr}}{ns_{tr}d_b}$	f_{ck} (MPa)	Failure mode**	P_e (kN)	$f_{sc,e}$ (MPa)				$f_{sc,C}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc,C}}$	$f_{sc,KCI}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc,KCI}}$	$f_{sc, fib}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc, fib}}$	$f_{brg,e}$ (MPa)				$f_{brg,F}$ (MPa)	$\frac{f_{brg,e}}{f_{brg,F}}$	$f_{brg,KCI}$ (MPa)	$\frac{f_{brg,e}}{f_{brg,KCI}}$	$f_{b,e}$ (MPa)	$f_{b,O}$ (MPa)	$\frac{f_{b,e}}{f_{b,O}}$	$f_{b,408}$ (MPa)	$\frac{f_{b,e}}{f_{b,408}}$											
						#1	#2	#3	Avg.							#1	#2	#3	Avg.																				
D22C40-L10-series																																							
S0.75-HW	1.75	0.044	48.9	C	2,862	514	514	-	514																														
S0.75-HW-1			48.9	C	2,930	514	514	-	514																														
S0.75-HO	0.75	0	48.9	FS	2,404	481	304	411	399	303	1.32	174	2.30	194	2.06	NA	NA	NA	NA					NA															
S0.75-HO-1			48.9	FS	2,835	378	368	473	407	303	1.34		2.34	194	2.10	132	104	145	127	104	1.22	83.0	1.53	280	196	1.43	258	1.09											
S0.75-HE		0.015	48.9	PS+Ec	2,587	338	381	293	337	435	0.78		1.94	194	1.74	252	112	20	128	104	1.23	83.0	1.54	209	237	0.88	318	0.66											
S0.75-HE-1			48.9	PS+Ec	2,886	275	449	371	365	435	0.84		2.10	194	1.88	120	142	132	131	104	1.26	83.0	1.58	234	237	0.98	318	0.73											
S0.75-HW		0.044	48.9	PS+En	2,791	514	369	514	465	438	1.06		2.68	194	2.40	185	125	112	141	104	1.36	83.0	1.69	325	269	1.21	385	0.84											
S0.75-HW-1			48.9	PS+En	2,982	363	514	393	423	438	0.97		2.44	194	2.18	113	156	130	133	104	1.28	83.0	1.60	291	269	1.08	385	0.75											
S1.25-HO	1.25	0	48.9	Ec	2,832	284	305	333	307			174				89	138	107	111					196															
S1.25-HO-1			48.9	PS	2,920	298	NA	346	322	303	1.06		1.85	194	1.66	78	89	89	85	108	0.79	83.0	1.03	237	231	1.02	265	0.89											
S1.25-HE		0.015	48.9	PS	2,947	409	402	347	386	435	0.89		2.22	194	1.99	NA	123	137	130	108	1.20	83.0	1.57	256	272	0.94	326	0.78											
S1.25-HE-1			48.9	PS+Ec	3,115	NA	444	386	415	435	0.96		2.39	194	2.14	77	160	182	140	108	1.29	83.0	1.68	275	272	1.01	326	0.85											
S1.25-HW		0.044	48.9	PS+En	2,852	322	433	514	423	438	0.97		2.44	194	2.18	122	134	85	114	108	1.05	83.0	1.37	309	304	1.02	380	0.81											
S1.25-HW-1			48.9	FS	3,090	403	455	514	457	438	1.05		2.63	194	2.36	NA	NA	NA	NA					NA															
S1.50-HO	1.	0	48.9	PS	3,183	267	414	293	325	303	1.07	174	1.87	194	1.68	126	146	108	127	111	1.15	83.0	1.53	198	249	0.80	272	0.73											
S1.50-HO-1			48.9	PS	3,126	260	328	356	315	303	1.04		1.81	194	1.62	103	129	120	117	111	1.06	83.0	1.41	197	249	0.79	272	0.73											
S1.50-HE		0.015	48.9	PS+Ec	3,218	367	330	326	341	435	0.78		1.96	194	1.76	138	110	89	112	111	1.02	83.0	1.35	228	290	0.79	333	0.69											
S1.50-HE-1			48.9	FS	3,423	308	381	458	382	435	0.88		2.20	194	1.97	NA	143	98	121	111	1.09	83.0	1.45	262	290	0.90	333	0.79											
S1.50-HW		0.044	48.9	PS+C	3,218	514	265	366	381	438	0.87		2.20	194	1.97	148	86	129	121	111	1.09	83.0	1.45	261	321	0.81	377	0.69											
S1.50-HW-1			48.9	PS+C	3,482	514	334	514	454	438	1.04		2.61	194	2.34	128	130	139	133	111	1.20	83.0	1.60	321	321	1.00	377	0.85											
D22C60-L10-series																																							
S0.75-HW	1.75	0.044	68.1	C	2,842	514	-	-	514																														
S0.75-HW-1			70.0	C	3,265	514	-	-	514																														
S0.75-HO	0.75	0	70.2	PS+Ec	3,357	514	514	430	486	364	1.34	174	2.80	212	2.29	115	135	NA	125	124	1.00	119	1.05	361	235	1.53	282	1.28											
S0.75-HO-1			70.0	PS	3,388	402	482	514	469	364	1.29		2.70	212	2.21	145	168	130	148	124	1.19	119	1.24	321	235	1.37	282	1.14											
S0.75-HE		0.015	70.2	PS+Ec	3,348	514	461	NA	487	521	0.94		2.81	212	2.29	112	96	418	209	124	1.68	119	1.75	279	285	0.98	361	0.77											
S0.75-HE-1			70.0	PS+Ec	3,577	417	458	481	452	520	0.87		2.60	212	2.13	NA	121	182	151	124	1.22	119	1.27	301	284	1.06	361	0.83											
S0.75-HW		0.044	70.2	Ec+En	3,156	514	352	480	449							151	132	117	133					316															
S0.75-HW-1			70.0	En	3,164	507	368	514	463							NA	NA	NA	NA					NA															
S1.25-HO	1.25	0	70.1	FS	3,667	356	514	460	443	363	1.22	174	2.55	212	2.09	103	169	144	139	130	1.07	119	1.16	304	277	1.10	291	1.05											
S1.25-HO-1			69.9	FS	3,853	514	460	514	496	363	1.37		2.85	212	2.34	179	136	136	150	130	1.16	119	1.26	345	277	1.25	290	1.19											
S1.25-HE		0.015	70.1	FS	3,649	450	431	483	455	521	0.87		2.62	212	2.14	141	102	191	144	130	1.11	119	1.21	310	326	0.95	370	0.84											
S1.25-HE-1			70.0	FS	3,820	514	479	514	502	520	0.97		2.89	212	2.37	NA	NA	123	123	130	0.95	119	1.04	379	326	1.16	370	1.02											
S1.25-HW		0.044	70.1	En	3,525	514	366	480	453							91	NA	144	117					336															
S1.25-HW-1			70.0	Ec	3,455	424	390	439	417							117	120	129	122					295															
S1.50-HO	1.50	0	68.5	PS+Ec	3,920	426	444	402	424	359	1.18	174	2.44	211	2.01	124	102	109	112	131	0.85	116	0.96	312	295	1.06	296	1.05											
S1.50-HO-1			69.9	FS	4,227	514	486	514	504	363	1.39		2.91	212	2.38	186	133	103	141	132	1.06	119	1.19	364	298	1.22	298	1.22											
S1.50-HE		0.015	70.1	PS+C	3,847	514	514	514	514	521	0.99		2.96	212	2.42	NA	NA	131	131	130	1.01	119	1.10	383	347	1.10	377	1.01											
S1.50-HE-1			71.4	Ec	4,051	347	465	468	426							NA	112	137	125					300															
S1.50-HW		0.044	70.1	Ec	3,802	514	397	488	466							132	NA	137	134					332															
S1.50-HW-1			71.4	Ec	4,157	417	514	504	478							95	151	148	131					347															
											Avg.		0.92									1.19					1.05												
											Stdv.	0.09									0.17					0.19													
											COV	9.3%									14.7%					18.4%													
** C: compression failure, FS: fully splitting failure, PS: partially splitting failure, Ec: premature failure due to eccentricity, and En: premature failure due to end failure																																							

** C: compression failure,

Table 5 Test results and comparisons with existing models and design codes of unconfined D29-series

Specimens *	$\frac{c}{d_b}$	$\frac{l_s}{d_b}$	f_{ck} (MPa)	Failure mode	P_e (kN)	$f_{sc,e}$ (MPa)			$f_{sc,C}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc,C}}$	$f_{sc,KCI}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc,KCI}}$	$f_{sc, fib}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc, fib}}$	$f_{brg,e}$ (MPa)			$f_{brg,F}$ (MPa)	$\frac{f_{brg,e}}{f_{brg,F}}$	$f_{brg,KCI}$ (MPa)	$\frac{f_{brg,e}}{f_{brg,KCI}}$	$f_{b,e}$ (MPa)	$f_{b,O}$ (MPa)	$\frac{f_{b,e}}{f_{b,O}}$	$f_{b,408}$ (MPa)	$\frac{f_{b,e}}{f_{b,408}}$		
						#1	#2	Avg.							#1	#2	Avg.											
D29C40-series																												
S0.75-HO	1.75	-	52.5	C	3,461	471	-	471																				
S0.75-HO-1			64.7	Ec	3,536	406	-	406																				
S0.75-L10-HO	0.75	10	54.4	FS+C	3,784	471	471	471	320	1.47	174	2.72	195	2.42	105	137	121	109	1.10	92.5	1.31	350	207	1.69	265	1.32		
S0.75-L10-HO-1			64.5	FS	3,577	399	471	435	349	1.25		2.51	207	2.11	134	183	159	119	1.33	110	1.45	277	226	1.23	276	1.00		
S0.75-L15		15	56.4	Ec	3,629	335	471	403						156	NA	156					247							
S0.75-L15-1			64.4	FS	3,587	471	409	440	404	1.09		2.54	310	1.42	NA	143	143	119	1.20	109	1.30	298	272	1.10	320	0.93		
S0.75-L20		20	56.4	PS	3,784	471	396	433	431	1.01		2.50	395	1.10	NA	79	79	112	0.71	95.9	0.82	354	297	1.19	352	1.01		
S0.75-L20-1			64.4	Ec	3,517	353	457	405							117	155	136					269						
D29C60-series																												
S0.75-HO	1.75	-	71.9	C	3,819	471		471																				
S0.75-HO-1			73.7	C	3,732	471		471																				
S0.75-L10-HO	0.75	10	71.9	FS	4,193	471	451	461	368	1.25	174	2.66	214	2.15	144	157	150	126	1.19	122	1.23	311	238	1.30	284	1.10		
S0.75-L10-HO-1			73.7	PS+En	3,776	471	401	436	373	1.17		2.51	216	2.02	159	113	136	127	1.07	125	1.08	300	241	1.25	285	1.05		
S0.75-L15		15	72.1	En	3,149	405	308	356						120	114	117					239							
S0.75-L15-1			73.7	PS	3,685	471	471	471	433	1.09		2.72	324	1.46	134	207	170	127	1.34	125	1.36	301	291	1.04	331	0.91		
SI.25-L10		10	73.5	PS+En	4,047	334	445	390	372	1.05		2.24	216	1.81	124	129	127	133	0.95	125	1.02	263	284	0.93	292	0.90		
SI.25-L10-1			73.7	PS	3,842	471	471	471	373	1.27		2.72	216	2.18	155	82	118	133	0.89	125	0.94	353	284	1.24	292	1.21		
										Avg.	1.18	2.57		1.85						1.09		1.17			1.22		1.05	
										Stdv.	0.14	0.15		0.44						0.21		0.21			.021		0.14	
										COV	12.2%	6.00%		23.6%						19.1%		18.0%			17.6%		13.6%	
*S①-L②-③-④ : ① is half of the clear spacing between bars [d_b], ② is the splice length [d_b], ③ is hoop arrangements (HO, HE, and HW mean no hoops, hoops at both ends, and hoops along whole splice length, respectively), and ④ of “1” means a duplicate specimen.																												

*S①-L②-③-④ : ① is half of the clear spacing between bars [d_b], ② is the splice length [d_b], ③ is hoop arrangements (HO, HE, and HW mean no hoops, hoops at both ends, and hoops along whole splice length, respectively), and ④ of “1” means a duplicate specimen.

Table 6 Test results and comparisons with existing models and design codes of confined D29-series

Specimens *	$\frac{c}{d_b}$	$\frac{A_{tr}}{n s_{tr} d_b}$	f_{ck} (MPa)	Failure mode	P_e (kN)	$f_{sc,e}$ (MPa)			$f_{sc,C}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc,C}}$	$f_{sc,KCI}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc,KCI}}$	$f_{sc, fib}$ (MPa)	$\frac{f_{sc,e}}{f_{sc, fib}}$	$f_{brg,e}$ (MPa)			$f_{brg,F}$ (MPa)	$\frac{f_{brg,e}}{f_{brg,F}}$	$f_{brg,KCI}$ (MPa)	$\frac{f_{brg,e}}{f_{brg,KCI}}$	$f_{b,e}$ (MPa)	$f_{b,O}$ (MPa)	$\frac{f_{b,e}}{f_{b,O}}$	$f_{b,408}$ (MPa)	$\frac{f_{b,e}}{f_{b,408}}$	
						#1	#2	Avg.							#1	#2	Avg.										
D29C40-L10-series																											
S0.75-HW	1.75	-	53.4	C	3,245	471	-	471																			
S0.75-HW-1			64.7	C	3,499	401	-	401																			
S0.75-HE	0.75	0.008	54.4	PS+Ec	3,727	456	471	463	400	1.16	174	2.67	195	2.37	137	172	155	109	1.41	93	1.67	309	232	1.33	307	1.00	
S0.75-HE-1			64.7	Ec	3,321	313	471	392							115	113	114					278					
S0.75-HW		0.025	55.4	En	3,657	402	375	388							136	128	132					256					
S0.75-HW-1			64.5	PS+Ec	3,414	439	471	455	503	0.90		2.62	207	2.20	125	126	125	119	1.05	110	1.14	330	307	1.07	383	0.86	
D29C60-L10-series																											
S0.75-HW	1.75	-	71.7	C	3,989	471	-	471																			
S0.75-HW-1			73.7	C	4,005	471	-	471																			
S0.75-HE	0.75	0.008	72.1	FS	3,840	471	471	471	460	1.02	174	2.72	214	2.20	213	130	172	126	1.36	123	1.40	300	267	1.12	337	0.89	
S0.75-HE-1			73.7	FS	3,713	471	430	451	465	0.97		2.60	216	2.09	136	128	132	127	1.04	125	1.05	319	270	1.18	339	0.94	
S0.75-HW		0.025	72.1	Ec	3,793	425	471	448							145	140	142					306					
S0.75-HW-1			73.7	Ec	3,799	471	426	449							134	150	142					307					
									Avg.	1.01		2.65		2.22						1.21		1.32			1.18		0.92
									Stdv.	0.11		0.05		0.12						0.20		0.28			0.11		0.06
									COV	10.7%		2.0%		5.4%						16.5%		21.2%			9.4%		6.8%

Notations. c = half of the clear spacing between bars [d_b], A_{tr} = area of transverse reinforcement, n = number of spliced bars, s_{tr} = spacing of transverse reinforcement, P_e = measured maximum load, $f_{sc,e}$ = measured splice strength, $f_{sc,C}$ = predicted splice strength by Cairns' equation (Eq. (11)), $f_{sc,KCI}$ = predicted splice strength by KCI code, $f_{sc, fib}$ = predicted splice strength by *fib* code, $f_{brg,e}$ = measured bearing strength, $f_{brg,F}$ = predicted bearing strength by Eq. (15), $f_{brg,KCI}$ = predicted bearing strength by KCI code, $f_{b,e}$ = measured bond strength, $f_{b,O}$ = predicted bearing strength by Orangun et al.'s equation (Eq. (13)), $f_{b,408}$ = predicted bearing strength by ACI 408 report (Eq. (7)), and l_s = splice length [d_b].

(a) Concrete cylinders

(b) Rebar coupons

Fig. 3 Stress-strain relations of materials

Fig. 4 Typical failure of specimens

되지 않고, 최대하중에 이르러 피복콘크리트의 탈락과 더불어 코어콘크리트의 일부가 폭발적으로 탈락되면서 일어났다.

횡보강근이 이음 전구간에 배근된 실험체들은(Fig. 4(c)) 최대내력에서 순간적으로 파괴되었으나, 피복콘크리트가 탈락된 양은 무보강 또는 단부에만 횡보강된 실험체들에 비해 적었다. 특히 이음된 철근이 압축항복한 경우도 많아서 이음파괴보다는 압축파괴 또는 압축항복한 철근쪽 으로의 편심파괴도 다수 발생하였다.

D29실험체들은 파괴양상에 있어 D22실험체와 차이는

Fig. 5 Fracture of transverse reinforcement (D22C40S1.5-HE-1)

없었다. 단면이 비대칭으로 도심과 강성중심을 일치시켰지만 많은 실험체에서 편심파괴가 발생되었다. 가력 초기에 표면 4곳의 콘크리트 변형률을 관찰하여 중심압축력이 작용되도록 조정하였으나, 하중이 높아지면서 콘크리트 변형률 간에 상당한 차이가 발생되었다.

편심파괴, 단부파괴, 압축파괴가 발생된 실험체들은 이음강도와 무관하므로 이후 분석에서는 제외한다.

5.3 철근 지름에 따른 이음강도 특성

이음강도는 부재수준의 전체적인 대표값을 얻기 위해, 각 철근에서 측정한 변형률을 응력으로 환산한 후 동일 시점에 평균 응력을 이음강도로 결정하였다. D29실험체별 이음강도($f_{sc,e}$)는 Tables 5, 6에 정리되어 있다.

횡보강근이 없는 D29실험체의 이음강도($f_{sc,e}$) 및 단부지압에 의해 발현된 강도($f_{brg,e}$)를 D22실험체의 값들과²⁾ Fig. 6에서 비교하였다. 실험체별 콘크리트 강도 차이의 영향을 제거하기 위해 이음강도와 지압에 의해 발현된 강도를 $\sqrt{f_{ck}}$ 로 표준화하여 비교하였다. 이음강도는 동일 조건에서도 편차가 심하지만 전체적인 경향은 철근 지름에 따른 차이가 없음을 알 수 있다. 지압에 의해 발현된 강도는 이음길이와 철근 순간력에 무관하게 균일한 값을 가지며, 이음강도와 마찬가지로 철근 지름의 영향은 없는 것으로 나타났다. D22실험체의 평균은 $16.5\sqrt{f_{ck}}$ 이며, D29실험체의 평균은 $16.3\sqrt{f_{ck}}$ 로 의미있는 차이가 나타나지 않았다.

콘크리트 강도 36 MPa 이하에 대한 기존 연구⁵⁾와 마찬가지로 70 MPa 이하 콘크리트 강도에서 철근 지름은 압축이음에 큰 영향을 주지 않는 것으로 판단된다. 압축이음은 큰 압축력을 받는 기둥과 벽체에 사용되므로 인장이음과 달리 지름 22 mm 이상의 철근만이 주로 사용된다. 콘크리트구조설계기준의 인장이음에서도 지름 19 mm 이하의 가는 철근에 대해서만 이음길이를 감소시키므로, 지름 22 mm 이상 철근의 압축이음에서는 지름에 따른 영향은 없을 것으로 판단된다.

Fig. 6 Normalized splice strengths and developed strength by end bearing of D22- and D29-specimens ($\bar{m}$ means an average value)

5.4 횡구속된 압축이음의 이음강도

횡보강근이 배근된 실험체는 횡보강근이 없는 실험체에 비해 이음강도가 증진되었다. Fig. 7(a)는 횡보강근량에 따른 이음강도의 향상을 보여준다. 단면내 전체 횡보강근량(A_{tr})을 배근간격(s_{tr}), 철근 지름(d_b), 이음개소(n)로 나눠 표준화한 횡보강근 지수(transverse reinforcement index)를 Fig. 7의 x축으로 설정하였으며, 실험체별 횡보강근 지수를 Tables 4와 6에 나타내었다. 횡보강근이 항복하지 않는다는 연구 결과¹²⁾에 근거하여 횡보강근의 설계항복강도는 제외하고 횡보강근 지수를 설정하였다.

횡보강된 압축이음의 이음강도를 동일한 조건에서 횡보강근이 없는 실험체의 이음강도로 나누어 보면, Fig. 7(b)와 같이 이음단부에만 보강근을 둔 경우 평균 5%,

Fig. 7 Splice strengths of confined splices

이음 전구간에 $3.3d_b$ 간격으로 횡보강근을 배근하면 평균 27% 강도가 향상되었다. 횡보강근이 없는 일부 실험체는 이음강도가 압축항복강도에 거의 도달하였기 때문에, 같은 횡보강근 지수를 갖는 경우에도 이음강도 증가율에 큰 차이가 나타났다.

각 실험체의 이음강도를 현행 설계기준과 Cairns 식으로 평가하여 Tables 4, 6, 그리고 Fig. 7(c)에 나타내었다. 콘크리트구조설계기준에 따른 이음강도는 인장이음의 안전율 1.25를¹⁶⁾ 고려하여 평균강도로 환산하였다. Cairns의 식 (11)과 fib 식 (2)는 강도저감계수나 안전율이 고려되지 않은 평균강도로 실험 결과와 직접 비교가 가능하다. [실험값]/[예측값] 비의 평균은 콘크리트구조설계기준, fib , Cairns 식이 각각 2.48, 2.15, 0.94이다. Fig. 7(c)에 표기된 [실험값]/[예측값]의 평균들은 횡보강근이 배근된 실험체들만으로 산정된 값이다. 콘크리트구조설계기준과 fib 식은 횡보강근의 영향을 직접 고려하지 않으므로 2배 이상 과소평가하고 있다. 압축이음강도는 콘크리트구조설계기준에 비해, 설계 콘크리트압축강도 40 MPa에서 236%, 설계 콘크리트압축강도 60 MPa에서 274%로 매우 높게 나왔다. 콘크리트구조설계기준에서는 콘크리트 압축강도가 고려되지 않아 가장 보수적으로 평가되었다.

Cairns 식은 상당히 정확하게 실험값을 예측하고 있으며 변동계수도 9.3%로 매우 안정적인 예측이 가능하다. 그러나 Fig. 7(c)에서 횡보강근이 없는 실험체와 비교할 때 횡보강근이 있는 이음에 대해 과대평가하는 경향이 있다. 즉 Cairns 식은 콘크리트 강도에 대해서는 과소평가, 횡보강근의 영향에 대해서는 과대평가함을 알 수 있다.

Cairns 식은 2.3절에서 설명한 대로 인장이음에 비해 횡보강근효과를 3배 이상으로 평가한다. 단부 지압이 횡보강근에 크게 영향을 받는다는 점을 고려하더라도 횡보강근을 과도하게 평가하고 있다. Cairns의 실험¹¹⁾에서는 이음강도를 철근의 변형률에서 구하지 않고, 최대하중에서 콘크리트 기여분을 제외하는 방법으로 산정하였다. 횡보강근이 많은 경우 횡구속효과에 의해 코어콘크리트의 강도가 향상되는데, 이러한 현상이 Cairns의 실험분석에서 정확히 반영되지 않아 이음강도가 과대평가된 것으로 추정된다.

철근 순간격을 철근 지름의 1.5배에서 3.0배로 증가시켜도 이음강도에는 영향이 없는 것으로 나타났다.

5.5 단부 지압에 대한 횡보강근의 영향

이음강도에 기여하는 지압의 영향은 Fig. 2(a)의 S14, S24, S34에서 측정한 변형률을 통해 평가할 수 있으며 각 실험체별 계측값을 Tables 4와 6에 정리하였다. Fig. 8(a)는 계측된 변형률을 강도로 환산한 후 $\sqrt{f_{ck}}$ 로 표준화한 그래프이다. 지압에 의해 발현된 강도는 횡보강근량에 무관하며 $\sqrt{f_{ck}}$ 에 비례하는 것을 알 수 있다. 총 19개 횡보강된 실험체의 평균은 $18.2\sqrt{f_{ck}}$ 이며, 동일한 조건에서 횡보강근이 없는 실험체 14개의 평균은 $16.2\sqrt{f_{ck}}$ 이다.

이음강도에 대한 지압의 기여도는, 횡보강근이 없는 실험체의 경우 평균 30.9%, 횡보강근이 배근된 실험체는 평균 32.0%이다. 횡보강근에 의해 지압에 의해 발현되는 강도가 향상되었지만, 부착강도도 향상되어 전체 이음강도에 대한 지압의 기여도는 변화가 없는 것으로 나타났다. 콘크리트 압축강도에 따른 지압의 기여도는 40 MPa와 60 MPa 실험체들에 대해서 동일하게 32%로 평가되었다.

이음 전구간에 횡보강근을 배근한 실험체와 이음 단부에만 횡보강근을 배근한 실험체 사이에 차이는 없었다. 전체 이음강도에 대한 지압의 기여도를 평가하면, 이음 단부에만 횡보강근이 있는 경우에는 평균 33.1%, 이음 전구간에 횡보강근이 있는 경우는 평균 29.5%로 저하되었다. 이음 전구간에 횡보강근을 배근한 경우는 부착강도의 향상으로 지압의 기여도는 줄어들게 되었다. 따라서 단부 지압은 단부에 배근된 횡보강근에 의해서만 증진되는 것을 알 수 있다.

이 값들을 측면파열파괴 강도식 식 (15) 그리고 콘크리트구조설계기준의 지압강도식³⁾과 비교하여 Fig. 8(b), Tables 4, 6에 나타내었다. 두 식 모두 횡보강근의 영향을 고려하지 않기 때문에, [실험값]/[예측값] 비의 평균이 측면파열파괴 강도식 1.19, 지압강도식 1.43으로 실제 강도를 과소평가하였다. 횡보강근량이 많을수록 [실험값]/[예측값] 비가 커지는 것으로 나타났다. 실험체 파괴양상이 측면파열과 유사하기 때문에 측면파열파괴 강도식이 좀 더 정확하게 평가하는 것으로 판단된다.

5.6 부착에 대한 횡보강근의 영향

이음강도에서 지압에 의해 발현된 강도를 빼면 부착에 의한 이음강도를 산정할 수 있다. 각 실험체별 값을 Tables 4, 6, 그리고 Fig. 9(a)에 정리하였다. 횡보강근량이 많을수록 부착에 의해 발현된 강도가 크다. Fig. 9(b)는 각 실험체의 값을 동일한 조건에서 횡보강근이 없는 실험체의 강도로 나눈 값을 보여주고 있다. 이음 단부에만 횡보강근을 배근하여도 부착강도가 증가되었다. 압축 이음에서는 이음구간 밖에서도 이음강도가 발현됨을 알 수 있다. 이음구간 밖 $4d_b$ 구간에 횡보강근을 1본 배근토

Fig. 8 Stresses developed by end bearing in confined splices (average values in (b) are calculated for confined specimens only)

록하는 *fib*기준이⁹⁾ 지압뿐만 아니라 부착에도 효과적임을 알 수 있다. 보강근량이 증가할수록 부착은 거의 선형적으로 증가되었다.

기존 인장이음의 부착강도 평가식(식 (7), (13))과 실험값을 비교하여 Fig. 9(c)에 나타내었다. 콘크리트구조설계기준의 바탕이 되는 Orangun 등의 식은 실험값을 비교적 정확하게 예측하였으며, 변동계수도 비교적 양호하였다. 고강도콘크리트와 횡보강근의 영향을 상세히 반영한 ACI 408식은 횡보강근이 배근된 실험체들만의 [실험값]/[예측값] 비의 평균이 0.83으로 압축이음에서 부착강도를 과대평가하는 것으로 나타났다. ACI 408식이 Orangun 등의 식보다 더 많은 자료를 근거로 유도되어 보다 정확한 결과를 예측하므로,⁴⁾ 횡보강근이 배근된 경우 압축이음의 부착강도가 인장이음의 부착강도보다 높지 않다는 것을 의미한다. 인장이음에서는 피복콘크리트와 철근사이 콘크리트에 축 인장응력이 작용하거나 휨균열로 인해 축방향 응력이 없어지므로 횡보강근의 변형을 억제하는 부분이 없다. 그러나 압축이음에서는 철근 주변의 콘크리트에 큰 축 압축응력이 작용하고 있어 횡보강근의 신장에 필요한 횡방향 변형이 자유롭게 일어나지 않으며, 최대하중에 이르렀을 때 급격한 횡변형이 발생하여 횡보강근의 강도가 제대로 발현되기 어렵다.

콘크리트구조설계기준 해설에서는 휨인장 균열이 없기 때문에 압축이음 또는 압축정착이 인장을 받는 철근에 비해 유리하다고 설명하고 있다. 실험 결과 횡보강근이 배근된 경우 부착은 인장이음과 동일하거나 더 낮아지며, 단부 지압에 의한 효과만이 압축이음강도 증진에 기여함을 알 수 있다.

Fig. 9 Stresses developed by bond

5.7 소결

횡보강근이 배근된 압축이음실험 결과를 다음과 같이 정리할 수 있다.

첫째, 횡보강근이 있는 실험체는 횡보강이 없는 실험체에 비해 파괴 시 콘크리트의 박락정도는 적었으나, 순간적인 파괴 양상은 동일하였다.

둘째, 철근 지름 22 mm와 29 mm에 대한 비교에서 지름에 따른 압축이음강도와 거동의 차이는 없었다.

셋째, 콘크리트구조설계기준과 *fib*기준은 실제 압축이음강도를 50%정도로 과소평가하고 있으며, Cairns의 식은 압축이음강도를 비교적 정확하게 평가하고 있지만 횡보강근이 많을수록 과대평가하는 경향이 있다.

넷째, 이음 끝부분에 배근된 횡보강근에 의해서만 지압강도가 향상되었다.

다섯째, 이음 구간에 배근된 횡보강근에 의해 부착강도가 향상되며, ACI 408식으로 예측한 값보다는 낮은 부착강도가 발현되었다.

6. 결 론

현행 기준식에 따르면 초고강도 콘크리트에서는 철근 인장이음길이보다 압축이음길이가 더 길어지는 현상이 발생된다. 횡보강근의 영향을 반영하면 이러한 경향은 더욱 심화된다. 실제 구조물에서 반드시 존재하는 횡보강근과 철근 지름의 영향을 40, 60 MPa 콘크리트에 대한 압축이음 실험을 통해 강도와 거동 특성을 분석하였다. 이상의 연구 결과를 정리하면 다음과 같다.

- 1) 지름 22, 29 mm에 대한 실험을 통해 압축이음 거동과 강도에서 철근 지름의 영향은 없는 것으로 나타났다. 가는 지름의 철근에서는 이음강도의 증진이 기대될 수 있으나, 압축철근에는 주로 큰 지름의 철근이 사용되므로 압축이음에서는 철근 지름의 효과를 고려할 필요가 없을 것으로 판단된다.
- 2) 횡보강근이 있는 압축이음강도는 콘크리트구조설계기준에 비해, 설계 콘크리트압축강도 40 MPa에서 236%, 설계 콘크리트압축강도 60 MPa에서 274%로 매우 높게 나왔다. 따라서 횡보강근을 고려한 새로운 설계기준식의 정립이 필요하다.
- 3) 지압은 이음 단부에 배근된 횡보강근에 의해서만 강도가 향상되며, 이음구간에 배근된 횡보강근에는 무관하다. 전체 이음강도에 대한 지압의 기여도는 동일조건에서 횡보강근이 없는 경우 30.9%, 횡보강근이 있는 경우 32.0%로 거의 차이가 없는데, 횡보강근에 의해 부착강도도 향상되었기 때문이다.
- 4) 횡보강근량이 많을수록 부착에 의해 발현되는 강도는 거의 선형적으로 증가하며, 이음단부에만 횡보강근을 배근해도 부착강도가 평균 6% 향상되었다.
- 5) 횡보강근이 배근된 경우 부착에 의해 발현되는 강도를 인장이음식의 바탕이 되는 Orangun식으로 평

가하면 103%로 거의 동등하고, ACI 408식과 비교하면 83%로 오히려 더 낮아진다. 따라서 인장이음에 비해 압축이음의 강도 증진은 단부 지압 효과로만 설명될 수 있다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행한 건설핵심기술연구개발사업(Center for Concrete Corea, 05-CCT-D11)의 지원으로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Darwin, D., "Concrete Q&A-Splice Length Anomaly," *Concrete International*, Vol. 27, No. 10, Oct. 2005, 96 pp.
2. 천성철, 이성호, 오보환, "횡보강근 없는 40, 60 MPa 콘크리트에서 철근 압축이음의 거동과 강도," 콘크리트학회 논문집, 21권, 3호, 2009, pp. 291~302.
3. 한국콘크리트학회, 콘크리트구조설계기준 해설, 한국콘크리트학회, 2008, 523 pp.
4. ACI Committee 408, "Bond and Development of Straight Reinforcing Bars in Tension (ACI 408R-03)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI., USA, 2003, 49 pp.
5. Cairns, J., "Strength of Compression Splices: A Reevaluation of Test Data," *ACI Journal*, Vol. 82, No. 4, 1985, pp. 510~516.
6. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary," American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., USA, 2008, 465 pp.
7. CSA A23.3-04, "Design of Concrete Structures," Canadian Standard Associate, Ontario, Canada, 2004, 214 pp.
8. NZS 3101:2006, "Concrete Structures Standard," New Zealand Standard, Wellington, New Zealand, 2006.
9. Comité Euro-International du Béton, "CEB-FIP Model Code," London, Thomas Telford, 1990, 437 pp.
10. Canbay, E. and Frosch, R. J., "Bond Strength of Lap-Spliced Bars," *ACI Structural Journal*, Vol. 102, No. 4, 2005, pp. 605~614.
11. Cairns, J. and Arthur, P. D., "Strength of Lapped Splices in Reinforced Concrete Columns," *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 76, No. 2, 1979, pp. 277~296.
12. Azizinamini, A., Chisala, M., and Ghosh, S. K., "Tension Development Length of Reinforcing Bars Embedded in High Strength Concrete," *Engineering Structures*, Vol. 17, No. 7, 1995, pp. 512~522.
13. Pfister, J. F. and Mattock, A. H., "High Strength Bars as Concrete Reinforcement, Part 5: Lapped Splices in Concentrically Loaded Columns," *Journal, PCA Research and Development Laboratories*, Vol. 5, No. 2, 1963, pp. 27~40.
14. Leonhardt, F. and Teichen, K.-T., *Compression Joints of Reinforcing Bars (Drucke-Stösse von Bewehrungsstäben)*, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Berlin, 1972.
15. Arthur, P. D. and Cairns, J., "Compression Laps of Rein-

- forcement in Concrete Columns,” *The Structural Engineer*, Vol. 56, No. 13, 1978, pp. 9~12, 19.
16. Orangun, C. O., Jirsa, J. O., and Breen, J. E., “A Reevaluation of Test Data on Development Length and Splices,” *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 74, No. 3, 1977, pp. 114~122.
 17. Furche, J. and Elgehausen, R., “Lateral Blow-Out Failure of Headed Studs Near a Free Edge,” *anchors in Concrete-Design and Behavior*, SP-130, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, USA, 1991, pp. 235~252.
 18. ACI Committee 349, “Commentary on Code Requirement for Nuclear Safety-Related Concrete Structures (ACI 349-97),” American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, USA, 1997, 33 pp.

요 약 현행 기준식에 따르면 초고강도 콘크리트에서는 철근 인장이음길이보다 압축이음길이가 더 길어지는 현상이 발생된다. 횡보강근의 영향을 반영하면 이러한 경향은 더욱 심화된다. 실제 구조물에서 반드시 존재하는 횡보강근과 철근 지름의 영향을 40, 60 MPa 콘크리트에 대한 압축이음 실험을 통해 강도와 거동 특성을 분석하였다. 지름 22, 29 mm에 대한 실험 결과 철근 지름의 영향은 없는 것으로 나타났다. 가는 지름의 철근에서는 이음강도의 증진이 기대될 수 있으나, 압축철근에는 주로 큰 지름의 철근이 사용되므로 압축이음에서는 철근 지름의 효과를 고려할 필요가 없을 것으로 판단된다. 횡보강근이 있는 압축이음강도는 현행 설계기준과 비교할 때 100% 이상 크므로 횡보강근을 고려한 새로운 설계기준식의 정립이 필요하다. 지압은 이음 단부에 배근된 횡보강근에 의해서만 강도가 향상되며, 이음구간에 배근된 횡보강근에는 무관하다. 횡보강근량이 많을수록 부착에 의해 발현되는 강도는 거의 선형적으로 증가하며, 이음단부에만 횡보강근을 배근해도 부착강도가 6% 향상되었다. 횡보강근이 배근된 경우 부착에 의해 발현되는 강도는 인장이음에 비해 동등하거나 더 낮아지므로, 인장이음에 비해 압축이음의 강도 증진은 단부 지압 효과로만 설명될 수 있다.

핵심용어 : 압축이음, 부착, 지압, 횡보강근, 철근 지름