

순수휨 구간내 스티럽이 보강된 고강도 콘크리트 보의 휨거동 연구

Flexural Behavior of High-Strength Concrete Beams with Confinement in Pure Bending Zone

장 일 영* 박 훈 규** 황 규 철*** 남 성 현****
Jang, Il Young Park, Hoon Gyu Hwang, Kyu Chul Nam, Sung Hyun

ABSTRACT

The purpose of this study is to establish flexural behavior of high-strength concrete by means of both theoretical approach and experimental analysis of beams in which confinement stirrups have been introduced into pure bending zone. The experiment was carried out on full-scale high-strength reinforced concrete beams whose compressive strengths are 400 and 700kgf/cm², and confined with rectangular closed stirrups. The test results are reviewed in terms of flexural capacity and ductility.

1. 서 론

고강도 콘크리트의 실용화를 위하여 기존 설계 기준 검토 및 사용성 평가에 대한 많은 실험 및 해석적 연구가 국내외적으로 수행되고 있다. 이러한 연구에서 고강도 콘크리트 재료특성의 정립 및 구조부재 하중특성과 변형능력을 파악하는 것은 매우 중요한 과제로 인식되고 있다. 콘크리트의 강도가 높아지면 더욱 취성적인 재료가 되어, 부재의 연성이 확보되지 않아 안전성에 문제를 야기 할 수 있다는 단점이 있다. 설계시 대부분의 규정은 부재가 파괴되기 전에 과도한 처짐등의 충분한 경고를 줄 수 있는 연성을 확보하기 위해 저보강된 보로 설계할 것을 권장하고 있으며, 특히 내진구조와 부정정구조물의 경우 연성과파괴는 적절한 모멘트 재분배를 위해 필수적이다.^{1),2)} 고강도 콘크리트 보부재의 휨성능을 향상시키기 위한 연구의 필요성은 최근 몇몇 연구에서 확인되고 있다. 적절한 간격의 스티럽을 보부재 순수 휨구간내에 보강할 경우 보의 연성이나 휨재하 능력이 향상됨을 입증하였고, 압축철근 또는 휨 압축부에 횡보강근을 배근할 경우 보부재의 처짐 연성을 크게 향상시킬 수 있다고 발표하였다³⁾. 따라서 본 연구에서는 취성적 파괴 경향을 보이는 고강도 콘크리트 단순보의 휨거동에 있어서 최대 인장철근비와 스티럽 간격의 적절한 규정을 마련하기 위한 실험적 연구와 해석을 병행하여 수행하고, 콘크리트 단면에 발생하는 압축응력분포를 실험적으로 검토하여 현행 인장철근비의 적정성에 대해서도 검토하고자 한다. 그리고 보부재의 순수 휨구간내에 도입된 스티럽 배근간격 및 압축강도(400,700kgf/cm²)에 따른 연성을 포함한 구속효과에 따른 휨거동을 검토하며, 과다철근보에서의 스티럽 배근에 의한 연성확보의 가능성을 살펴보고자 한다.

* 정회원, 금오공과대학교 토목공학과 교수

** 정회원, 금오공과대학교 토목공학과 공학박사

*** 정회원, 금오공과대학교 토목공학과 박사과정

**** 정회원, 금오공과대학교 토목공학과 석사과정

2. 실험개요

2.1 실험계획

고강도 콘크리트의 휨거동에 따른 순수 휨거간내에 구속효과를 특성을 파악하기 위하여 수행한 전체적인 보 실험체 상세는 Table 1과 같다. 인장철근은 콘크리트 압축강도와 철근의 항복강도를 포함한 균형철근비(ρ_b)에 대해서 동일한 비율을 갖도록 균형비(ρ_t/ρ_b)의 개념으로 변수를 설정하였으며, 기존 설계규준의 균형철근비 0.75 ρ_b 와 Leslie 등이 제시한 0.35 ρ_b 를 기준으로 1.0 ρ_b , 0.7 ρ_b , 0.5 ρ_b 전후로 계획하였다. 균형철근비 ρ_b 는 현행 설계방식인 ACI-318규정에 준하여 계산하였다.^{4),5)} 스티럽 간격(0cm, 5cm, 10cm)을 주요 변수로 실험체를 Fig 1과 같이 제작하였다.

2.2 실험체 제작 및 재료실험

2.2.1 사용재료 및 실험체 제작

본 연구에서 계획한 압축강도 400 및 700kgf/cm²의 고강도 콘크리트에 대한 배합은 Table 2의 배합비를 사용하였다.⁶⁾ 시멘트는 1종 보통 포틀랜드 시멘트를 사용하였으며, 잔골재는 평균조립율이 2.94, 굵은골재는 평균조립율이 7.06인 19mm의 채석을 사용하였다. 고성능 감수제(S.P제)로는 Super-20을 사용하였고, 고강도 콘크리트 제조를 위해 사용된 실리카흙은 실리카 메탈이나 페로 실리콘 등의 합금을 제조하는 과정에서 얻어지는 초미립자 분말형태의 Silica-FP를 사용하였다. 철근의 재료특성은 Table 3, Fig. 2와 같다. 실험중에 철근의 변형을 측정하기 위하여 철근용 스트레인 게이지를 보 중앙부에 2개를 인장철근부에 부착하였으며, 보 중앙부에서 가장 가까운 스티럽에 부착하였다. 콘크리트 타설시 다짐은 진동다짐기 및 강봉을 사용하여 충분히 다졌으며, 콘크리트 타설후 곧바로 실험체면을 평탄하게 마무리한 후 비닐로 실험체를 밀폐하여 급격한 수분의 손실을 방지하였고, 24시간이후에 비닐을 제거하고 그 이후 수 차례 살수하여 습윤양생을 실시하였다.

Table 3 Mechanical properties of steel

Steel size	Yield strength f_{sv} (kgf/cm ²)	Ultimate strength f_{su} (kgf/cm ²)	Yield strain ϵ_{sv}	Modulus of Elasticity E_s (kgf/cm ²)	Elongation (%)
D10	3950	5924	0.002054	1923500	23.4
D19	4351	6179	0.002064	2107600	21.2
D22	4501	6190	0.002042	2204500	19.5

Table 1 Test program for high-strength concrete

No.	Beam ID.	f_c kgf/cm ²	Section (b×d) cm	a/d	Tension steel			Web reinforcement				
					No.	ρ_t %	ρ_t/ρ_b	No.	s cm	ρ_w %	Shape	
1	4B4-0.5(10)	400	14×21	4	2D19	1.952	0.562	0	D10	10	1.021	□
2	4B4-1.0(10)	400	14×19.5	4	4D19	4.205	1.211	0	D10	10	1.021	□
3	7B4-0.5(10)	700	14×21	4	2D22	2.633	0.502	0	D10	10	1.021	□
4	7B4-0.7(10)	700	14×19.5	4	4D19	4.205	0.803	0	D10	10	1.021	□
5	4B4-0.7(10)	400	14×21	4	2D22	2.633	0.758	0	D10	10	1.021	□
6	4B4-0.5(0)	400	14×21	4	2D19	1.952	0.562	0	D10	0	0	□
7	4B4-0.7(5)	400	14×21	4	2D22	2.633	0.758	0	D10	5	2.043	□
8	4B4-1.0(5)	400	14×19.5	4	4D19	4.205	1.210	0	D10	5	2.043	□
9	7B4-0.5(0)	700	14×21	4	2D22	2.633	0.502	0	D10	0	0	□
10	7B4-0.7(5)	700	14×19.5	4	4D19	4.205	0.803	0	D10	5	2.043	□

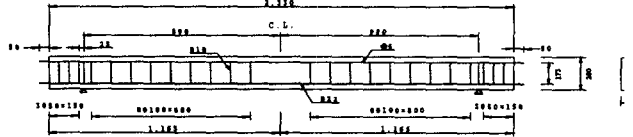


Fig. 1 Detail of test specimens

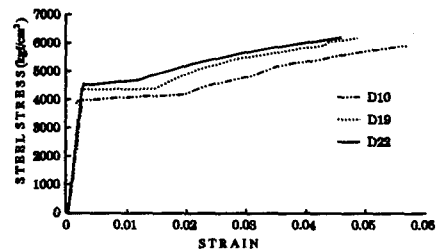


Fig. 2 Stress-strain curve of steel

Table 2 Mix of high-strength concrete

Target compressive strength at 28 days(kgf/cm ²)	400	700
W/B	0.480	0.250
S/A	0.437	0.390
Water(kgf/m ³)	180	160
Cement(kgf/m ³)	375	608
Gravel(kgf/m ³)	997	1008
Sand(kgf/m ³)	765	622
Silica fume(kgf/m ³)	0	32
Super-plasticizer(kgf/m ³)	0.43	2.33

2.2.2 실험방법

모든 실험은 구조실험용 가력프레임을 이용하여 실시하였으며 하중은 100tonf용량의 로드셀을 이용하여 측정하였다. 하중은 보 양단에 힌지를 설치하여 지지한 후 H150×150×7×10mm의 재하용 강재를 통해 30cm의 가력집간 거리를 유지한 후 하중을 가하였다. 가력방식은 예상되는 파괴하중의 1/3까지는 일정하게 하중을 증가시키는 하중조절방식, 이후부터는 실험체 중앙부에 설치된 LVDT의 처짐을 관찰하면서 변위 조절방식으로 가력하였다. 하중이 재하되는 동안 보의 중앙부와 좌우 20cm에 각 3개의 LVDT를 설치하여 보의 처짐을 측정하였다. 주인장 철근 및 스티럽의 변형률은 철근용 스트레인게이지로부터 측정하였으며, 실험이 진행되는 동안 발생하는 하중단계별 주균열 양상은 보에 직접기록하였다.

3. 실험결과

3.1 하중-처짐관계

실험체에 대한 순수 휨 구간 내에서의 휨성능을 확인하기 위하여 하중과 처짐을 무차원화 하여 실험체를 강도별로 Fig. 3와 같이 비교 도시하였다. 비교한 결과 최대하중의 크기는 소성힌지 영역에서의 스티럽 간격에 따라 거의 영향이 없는 동일한 강도를 나타냈으며, 반면 콘크리트 보부재의 소성힌지 영역에서의 스티럽 간격이 좁을수록 콘크리트 보부재의 휨연성(δ_u/δ_y)이 1.3-1.5배 증가하는 것으로 나타났다. 대부분의 보부재에서 과다철근보의 경우 급격한 처짐의 양상을 보였으며, 이러한 급격한 처짐을 소성힌지 구간 내에서의 스티럽 간격을 좁힘으로써 이러한 급격한 처짐을 완하시키는 것으로 나타났다.

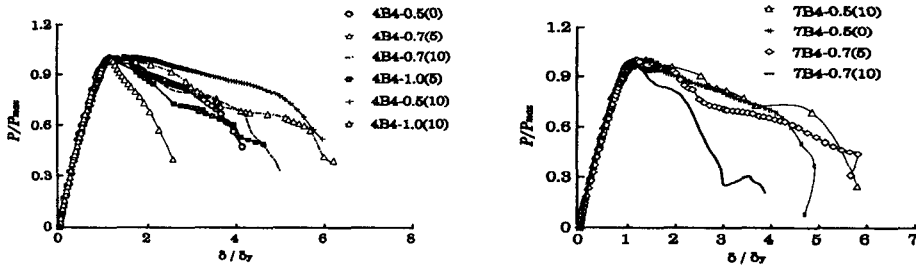


Fig. 3 Comparison of normalized load-deflection

3.2 균열진전 형태 및 파괴양상

Fig. 4의 파괴양상에서 균열은 대부분 순수 휨 응력이 발생하는 보의 하단으로부터 수직으로 상승하는 휨 균열이 뚜렷이 발생하였고 상부에서는 콘크리트의 압축파괴가 발생하였다. 초기균열은 대부분 1.5tf-3.0tf사이에서 발생하였으며 대부분의 보부재에서의 균열폭은 7-10cm로 나타났다. 부재가 과다철근보이거나 취성적인 성질을 가진 보는 균열간격이 좁고 복잡한 양상을 띠고 있으며 순수 휨구간에서의 인장 철근 항복에 이어 압축부 콘크리트의 파괴영역이 넓게 나타났다.

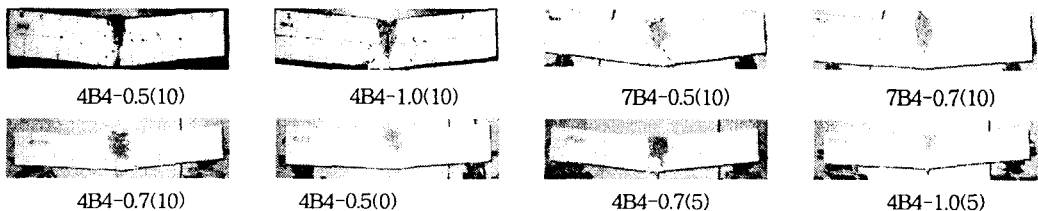


Fig. 4 Crack propagation and failure pattern

4. 구속효과를 고려한 보부재 거동해석

4.1 해석결과 검토

파이버 모델을 이용한 고강도 철근 콘크리트 보부재의 모멘트-곡률 해석결과를 평가하기 위하여 실험결과와 해석을 통한 결과를 비교 분석하는 방법을 이용하였다. 해석결과로부터 구한 부재 최대하중과 최대하중이후 연화거동은 해석 수행시 선택된 부재 요소길이에 따라 달라질 수 있으므로 예상되는 소성힌지길이(약 $d/2$)를 바탕으로 부재요소길이를 분할하였으며, 보부재의 경우 대칭성을 고려하여 부재 전체길이의 1/2을 모델화하여 해석하였다. Fig. 5의 모멘트-곡률해석과, Fig. 6의 파이버 모델을 이용한 해석결과는 고강도 철근 콘크리트 보의 인장철근비와 전단-스팬길이비 및 압축강도에 따른 부재의 하중-처짐 거동 변화양상을 적절히 표현하는 것으로 나타났으며, 초기강성 및 부재항복, 최대강도 그리고 부재의 연성평가를 위해서 가장 중요한 변수가 되는 최대하중이후 거동면에서도 실험결과와 적절히 일치하는 것으로 나타났다.

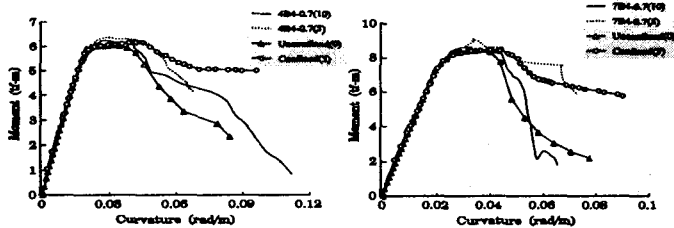


Fig. 5 Compare of moment-curvature test and analysis

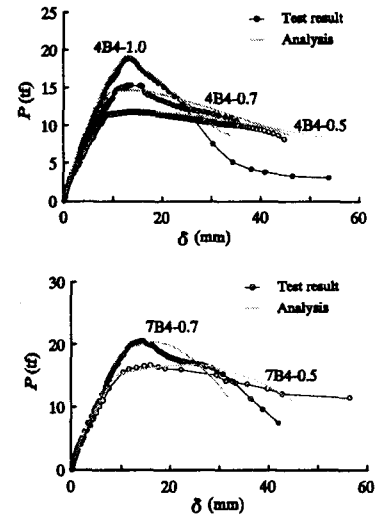


Fig. 6 Comparison between experimental and analytical load-deflection behaviors of beams with $f_c=410\text{kgf/cm}^2$ and $f_c=712\text{kgf/cm}^2$

5. 구속효과를 고려한 인장철근비 스테럽 간격제안

본 연구의 실험결과에서 본 바와 같이 조밀한 스테럽 배근(본 연구 실험검토결과 $s \leq 0.48d$)은 부재의 연성을 크게 증가시킨다. 보부재의 소성힌지영역내에 조밀하게 배근된 스테럽($s=0.2d$)과 소성힌지내 압축영역에 나선근을 보강한 실험체에 대한 실험을 통하여 스테럽이나 나선근에 의해 보강된 부재의 경우에는 모멘트-회전능력을 크게 향상시킬 수 있으며 과다보강부재의 취성파괴를 방지 할 수 있음을 보여주었다. 따라서 이러한 경우에는 스테럽 보강에 따른 연성증가를 고려한 인장철근량 검토가 필요하다.

Fig. 7은 장일영등이 제안한 구속 콘크리트의 응력-변형률 모델로부터 구한 식(2)와 식(3)의 α , β 값의 변화를 나타낸 것이다.⁶⁾ Table 4는 스테럽 간격에 따른 휨강도 비교를 나타낸 것이다. 여기서 구속력(f_r)과 압축강도(f_{oc}) 및 변형률(ϵ_{oc})은 박훈규가 제안한 추정식으로부터 구한 것이며,⁶⁾ M_{um} 은 비구속 콘크리트에 대한 응력-변형률 모델을 이용한 모멘트-곡률 해석으로부터 구한 최대모멘트 값이다. Table 4의 비교에서 알 수 있듯이 본 연구의 실험체에서는 스테럽 간격이 조밀할수록 구속력이 발생한다. 이 중 구속력이 0인 실험체를 비구속 실험체로 가정할 경우, $f_{oc}/f_c \geq 1$ 이상의 구속효과가 발생한 실험체는 비구속 실험체에 비해 $M_{test}/M_{um}=100.4-119.7\%$ 정도로 휨강도 증가가 거의 없음을 알 수 있으며, 비구속 모델과 구속 모델로부터 구한 휨강도 비교에서도 휨강도의 증가가 거의 일어나지 않았다. 따라서 Base나 장일영 등의 연구에서와 같이 보부재 휨구간내에 보강된 스테럽은 부재의 휨내력 증가에는 큰 효과가 없음을 알 수 있다.^{3),6)} 따라서 단면내 압축부 전체를 구속영역으로 가정하여도 부재의 휨강도 평가에는 큰 차이가 없을 것이다. Fig. 8은 이러한 가정이 비교적 합리적임을 보여준다. Fig. 8의 스테럽 간격비 $s/d=0.48$ 인

4B4-0.5(10)부재에 대한 모멘트-곡률 해석결과에서 (a)비구속 모델 또는 (b)콘크리트 덮개 부분을 제외한 스테럽 내부 구속 콘크리트에 대한 응력-변형을 모델에 적용한 경우나 (c)단면전체를 구속 콘크리트로 가정하여 해석한 결과가 단면의 변형성능에는 큰 차이가 있으나, 휨강도면에서는 큰 차이가 없다는 것을 알 수 있다. 따라서 이러한 새로운 평가식을 살펴보면 다음 식(4)와 같다.

$$\rho_{bc} = \frac{A_s}{bd} = \frac{\alpha \beta K_s f_{ck}}{f_y} \left[\frac{\epsilon_c E_s}{\epsilon_c E_s + f_y} - \frac{d_1}{d} \right] \frac{b'}{b} + 0.85 f_{ck} \beta_1 \left[\frac{b' d_1}{bd} - \frac{2b_1}{b} \right] \frac{\epsilon_c E_s}{\epsilon_c E_s + f_y}$$

$$K_s f_{ck} = f_{oc}$$

식(4)를 간략화 하면 다음 식(6)과 같다.

$$\rho_{bc} = \frac{A_s}{bd} = \frac{\alpha \beta K_s f_{ck}}{f_y} \frac{\epsilon_c E_s}{\epsilon_c E_s + f_y}$$

적절히 전단보강된 실험체를 대상으로 계산한 식(6)의 ρ_{bc} 와 ρ_b 의 관계를 Table 5에 정리하였다. 그러나 본 연구의 실험결과를 분석해 볼 때 700kgf/cm²의 고강도 콘크리트 보의 경우 휨 구간내 스테럽을 5cm로 보강하여도 휨연성이 크게 향상되지 않음을 알 수 있다. 이것은 지나치게 보강된 고강도 콘크리트보의 경우 본 연구에서 의도한 바와 같이 휨 구간내 스테럽 보강으로는 충분한 연성향상을 기대하기 어렵다는 것을 의미한다. 따라서 식(6)의 새로운 철근비 규정을 실제 설계시 적용하기 위해서 우선적으로 새롭게 제한할 필요가 있다. 인장철근비 변화에 따른 휨-변위 해석결과와 본 연구에서 수행한 실험결과 및 기존의 대표적인 실험결과를 Fig. 9에 나타내었다. 이 실험결과 자료는 콘크리트 압축강도 260~1200kgf/cm²범위의 단배근 실험체 75개이다. Fig. 9(a)에서와 같이 콘크리트 압축강도 $f_{ck}=500\text{kgf/cm}^2$, $a/d=4$, $\rho_c=0\%$ 휨 구간내 스테럽에 의한 휨보강되지 않은 경우에 대한 해석결과와 비교해 볼 때, 인장철근비 외 다른 변수에 의한 실험자료의 분산도가 크지만 대체로 증가에 따라 연성지수가 증가하는 일반적인 경향을 해석결과에서 잘 나타나고 있음을 확인할 수 있다. Fig. 9(a)에서 실험자료들의 분산정도로 볼 때, 보부재의 연성은 ρ_t/ρ_b 만으로 정확한 평가가 되기에는 어렵다는 것을

알 수 있다. Fig. 9(b)에서는 동일한 ρ_t/ρ_b 에서 콘크리트 압축강도의 증가에 따라 연성이 감소하는 일반적인 경향을 해석결과에서도 잘 나타나고 있음을 알 수 있다. 균형철근비 ρ_b 는 콘크리트 압축강도와 인장철근 항복강도를 포함한 함수이지만, 여기서 압축강도는 단지 일차원적인 독립변수이므로 Fig. 9(b)의 해

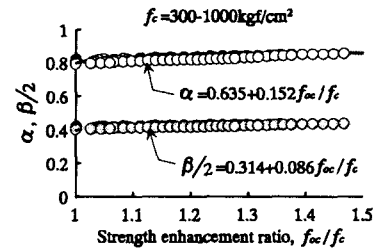


Fig. 7 Relation enhancement ratio, f_{oc}/f_c

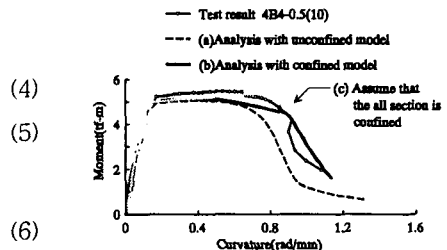


Fig. 8 Comparison between experimental and analytical moment-curvature curves

Table 4 Flexural capacities of high-strength concrete beams with confinement

Beam ID.	f_c	ϵ_{cu}	f_r	ϵ_{oc}	f_{oc}	$\frac{f_{oc}}{f_c}$	M_{test}	M_{un}	$\frac{M_{test}}{M_{un}}$
4B4-0.5(10)	410	0.47	1.944	0.00366	436.336	1.064	4.939	4.765	1.037
4B4-1.0(10)	410	0.48	1.944	0.00366	436.336	1.064	7.912	6.612	1.197
7B4-0.5(10)	712	0.39	0.633	0.00342	725.000	1.018	7.010	6.898	1.016
7B4-0.7(10)	712	0.70	0.633	0.00342	725.000	1.018	8.597	8.419	1.021
4B4-0.7(10)	412	0.49	1.944	0.00366	436.336	1.064	6.245	6.162	1.013
4B4-0.5(0)	412	0.57	0.000	0.00237	410.000	1.000	5.170	4.765	1.085
4B4-0.7(5)	412	0.73	7.136	0.00773	480.000	1.171	6.367	6.163	1.038
4B4-1.0(5)	412	0.42	7.136	0.00773	480.000	1.171	6.644	6.612	1.004
7B4-0.5(0)	712	0.36	0.000	0.00285	712.000	1.000	7.073	6.899	1.025
7B4-0.7(5)	712	0.34	1.591	0.00499	738.000	1.037	9.101	8.068	1.128

M_{un} =Predicted moment using by unconfined model

Table 5 Tension steel ratio for ρ_t/ρ_b confined concrete beams

Beam ID.	f_c (kgf/cm ²)	f_{oc}/f_c	ρ_t (%)	ρ_b (%)	ρ_{bc} (%)	ρ_{bc}/ρ_b
4B4-0.5(10)	410	1.064	1.952	3.937	4.440	1.090
4B4-1.0(10)	410	1.064	4.205	3.937	4.081	1.090
7B4-0.5(10)	712	1.018	2.633	5.001	6.415	1.379
7B4-0.7(10)	712	1.018	4.205	5.001	6.636	1.379
4B4-0.7(10)	410	1.064	2.633	3.937	3.945	1.090
4B4-0.5(0)	410	1.000	1.952	3.937	3.152	1.000
4B4-0.7(5)	410	1.171	2.633	3.937	6.097	1.545
4B4-1.0(5)	410	1.171	4.205	3.937	6.307	1.545
7B4-0.5(0)	712	1.000	2.633	5.001	5.745	1.000
7B4-0.7(5)	712	1.037	4.205	5.001	8.337	1.621

석결과에서 볼 수 있듯이 a/d , ρ_c , ρ_w 및 단면치수 등의 모든 변수와 ρ_i/ρ_b 가 동일한 경우에도 연성지수는 콘크리트 압축강도에 따라 달라짐을 알 수 있다. 이러한 해석 및 실험결과들을 바탕으로 본 연구에서 휨 구간내 스테럽 보강으로 인한 연성향상을 기대할 수 있는 소요연성(μ_{req})에 대한 인장철근비 산정식을 다음 식(7)과 같이 제안한다.

$$\rho_i = 2.04 \left[\frac{1.14 - 0.15 \left(\frac{f_{ct}}{500} \right)}{\mu_{req}} + 1.15 \right]^2 \quad (7)$$

식(7)을 토대로 볼 때 압축강도 700kgf/cm²을 사용한 고강도 콘크리트 보의 소요연성 3정도를 확보하기 위해서는 $\rho_i \leq 0.43\rho_c$ 이어야 할 것이다. 고강도 콘크리트보 설계시 소요 휨강도를 만족시키기 위해 필요한 인장철근비 ρ_{req} 가 식(7)로부터 구한 소요연성 보를 위한 인장철근비 ρ_i 이상일 경우 횡보강효과로 인한 휨강도 및 연성향상을 위해 휨 구간내 스테럽을 배근하여야 한다. 이때의 스테럽의 최대 간격인 0.5d 이하로 제한하여야 하며, 식 (7)로부터 $\rho_{req} \leq \rho_{bc}$ 를 만족하도록 그 간격을 설정하여야 한다. 소요 휨강도에 대한 인장철근비 ρ_{req} 는 다음 식(8),식(9)로부터 구한다.

$$c = \frac{A_s f_y}{\alpha \beta b' K_s' f_{ct}} \quad (8)$$

$$M = A_s f_y (d' - 0.5625 \frac{A_s f_y}{K_s b' f_{ct}}) \quad (9)$$

여기서 c 는 단면의 중립축 거리이며, 횡보강효과에 대한 콘크리트 덮개 부분의 역할은 없는 것으로 본다.

6. 결론

본 연구에서는 순수 휨 구간 내 스테럽이 보강된 고강도 콘크리트 보부재 실험과 모멘트-곡률해석 및 비선형 해석을 통하여, 고강도 콘크리트 보부재에서 충분한 휨강도와 연성확보를 위해서는 인장철근비에 따라 휨구간내 적절히 스테럽을 배근하는 것이 효과적이며, 횡보강효과에 의한 고강도 콘크리트 보의 휨구간내 콘크리트 응력-변형을 거동 향상과 부재 연성증가를 고려한 새로운 균형철근비 산정식을 제시하였다. 또한 고강도 콘크리트 보의 경우 스테럽 보강만으로는 충분한 연성향상을 기대하기 어렵다. 따라서 본 연구의 실험 및 비선형 해석결과를 바탕으로 횡보강효과를 기대할 수 있는 소요연성에 대한 인장철근비 산정식을 제시하였다.

참고문헌

1. 건설교통부, 콘크리트 구조설계 기준, 1999.
2. 건설교통부, 콘크리트 표준시방서, 2000.
3. Base, G. D., Read, J. B.(1965), "Effectiveness of Helical Binding in the Compression Zone of Concrete Beams", ACI Journal, July, pp.763-781.
4. Leslie, K. E., Rajagopalan, k. s., and Eveard, N.J.(1976), "Flexural Behavior of High-Strength Concrete Brams", ACI Journal, V.73, No.8, pp.517-521.
5. 박훈규(2000), 고강도 콘크리트 구조부재의 재료 비선형 모델링 및 연성평가, 금오공과대학교 박사논문.
6. 장일영, 박훈규(1997), "고강도 및 초고강도 콘크리트의 응력-변형을 모델 비교 평가 연구", 한국콘크리트학회지, 제9권4호, 1997.8.

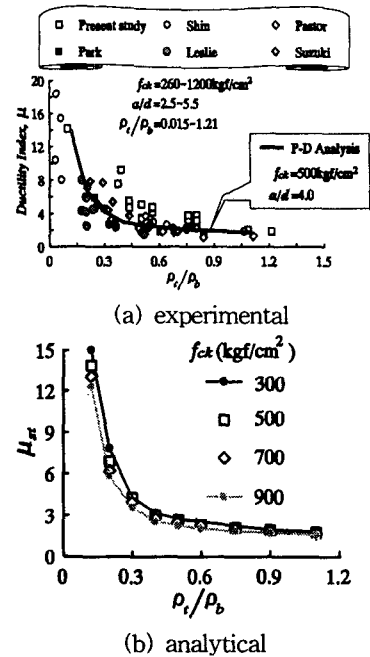


Fig. 9 Effects on the ductility of ρ_i/ρ_b and f_c