



겹침이음 실험을 통한 SD600 확대머리철근의 정착강도 평가

천성철^{1)*} · 이진곤¹⁾

¹⁾목포대학교 건축공학과

Strengths of Lap Splices Anchored by SD600 Headed Bars

Sung-Chul Chun^{1)*} and Jin-Gon Lee¹⁾

¹⁾Dept. of Architectural Engineering, Mokpo National University, Jeonnam 534-729, Korea

ABSTRACT Design provisions for the development length of headed bars in ACI 318-08 include concrete compressive strength and yield strength of headed bars as design parameters but do not consider the effects of transvers reinforcement. In addition, they have very strict limitation for clear spacing and material strengths because these provisions were developed based on limited tests. In this study, splice tests using SD600 headed bars with $2d_b$ clear spacing and transverse reinforcement were conducted. Test results show that unconfined specimens failed due to prying action and bottom cover concrete prematurely spalled. The contribution of head bearing on the anchorage strength is only 15% on average implying that unconfined specimens failed before the head bearing was not sufficiently developed. Confined specimens with stirrups placed along whole splice length have enhanced strengths in bearing as well as bond because the stirrups prevented prying action and improved bond capacity. Bond failure occurred in locally confined specimens where stirrups were placed only at the ends of splice length. The stirrups at ends of splice lengths can prevent prying action but the bond capacity did not increase. From regression analysis of test results, an equation to predict anchorage strength of headed bars was developed. The proposed equation consists of bond and bearing contributions and includes transverse reinforcement index. The average ratio of tests to predictions is 1.0 with coefficient of variation of 6%.

Keywords : headed bar, bond, end bearing, transverse reinforcement, prying action

1. 서 론

확대머리 철근(Fig. 1)은 갈고리 철근을 대체하여 철근 파밀을 해소하기 위해 제안되었다. Thompson의 겹침이음 실험¹⁾ 결과를 근거로 ACI 318-08²⁾에 확대머리 철근의 정착길이 설계식이 신설되었고 이를 인용하여 유사한 형태의 설계식이 콘크리트구조기준³⁾에도 신설되었다. ACI 318의 확대머리 철근의 정착길이 설계식은 실험 데이터의 부족으로 콘크리트 강도, 철근 항복강도, 철근 지름만을 변수로 하고 횡보강철근의 영향이 고려되지 않았다. 따라서 효율적인 정착설계를 위해서는 횡보강철근의 영향을 고려한 최적의 정착길이 설계법의 도입이 필요하다. 또한 ACI 318에서는 철근 항복강도 420 MPa을 초과하지 못하도록 규정하고 있고 피복두께 $2d_b$, 철근 순간격 $4d_b$ 이상으로 배근하도록 규정하고 있어 실 적용에 제한이 많다. 건설재료의 고성능화를 통한 구조물의 효율성 향상

과 철근이 과밀하게 배근되는 보-기둥 접합부에서의 적용을 위해서는 기존 설계 기준의 개정이 필요하다. 국내에서는 보-기둥 접합부에 적용된 확대머리 철근의 정착 거동에 대한 연구와 더불어, 확대머리 철근 겹침이음에서 횡보강 철근 상세의 영향에 관한 연구^{4,5)}도 진행되었다.

이 연구에서는 정착강도 평가 실험 중 가장 보수적인 실험 방법인 겹침이음 실험을 통해 현행 설계 기준 제한 값의 범위를 확장하고 횡보강철근의 영향을 고려하여 정착강도 평가식을 제안하고자 한다.

2. 실험계획

2.1 실험 변수

실험변수는 이음길이, 순간격과 피복두께, 횡방향 철근 지수, 철근 지름, 콘크리트 강도로 설정하였다. 이음길이는 15, 20, $25d_b$ 이다. 순간격은 $4d_b$ 와 $2d_b$ 두가지로 설정하였는데, $4d_b$ 는 ACI 318-11⁶⁾의 12.6절 규정을 따른 것이고 $2d_b$ 는 실제 현장에서 적용이 가능한 조건으로 설정하였다. 횡방향 철근에 따른 영향을 살펴보기 위하여, 이음길

*Corresponding author E-mail : sccun@mokpo.ac.kr
 Received October 29, 2012, Revised December 24, 2012,
 Accepted January 19, 2013
 ©2013 by Korea Concrete Institute

이 전구간에 스티럽을 배근한 경우와 이음부 끝단에만 스티럽을 배근한 실험체를 제작하였다. 지름 25 mm와 29 mm 철근을 사용하여 철근 지름에 따른 영향을 평가하였다. 콘크리트 압축강도는 21 MPa과 42 MPa을 사용하였다. Table 1에 실험체별 변수를 정리하였다. 철근은 SD600강종을 사용하였으며, 철근에 발현되는 예상강도가 최대 600 MPa을 상회하도록 실험변수를 구성하였다.

2.2 실험체 설계

Fig. 2는 기본 실험체의 배근 상세도이다. 실험체 중앙부에서 두 쌍의 철근을 겹침이음하였다. 9개의 실험체는 이음부 내에 스티럽이 없으며, 3개의 실험체는 스티럽을 배근한 횡보강 실험체이다.

모든 실험체는 쪼갬 파괴를 유도하기 위하여 하부 피복 두께를 측면 피복 두께와 철근 순간격의 반보다 충분히 크게 설계하였다. 가력점이 이음부에 영향을 주지 않도록 이음부 끝단에서 가력점까지의 거리는 보 높이의 1/2이상으로 하였다. 또한 실험체의 휨거동을 유도하기 위해 전단경간비를 3.0이상으로 하였다.

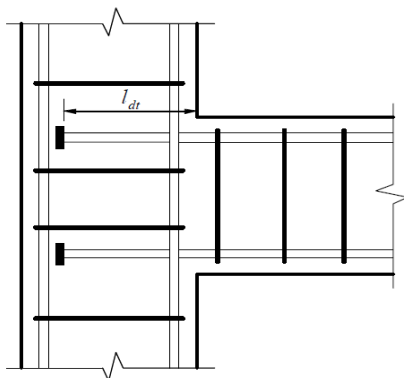
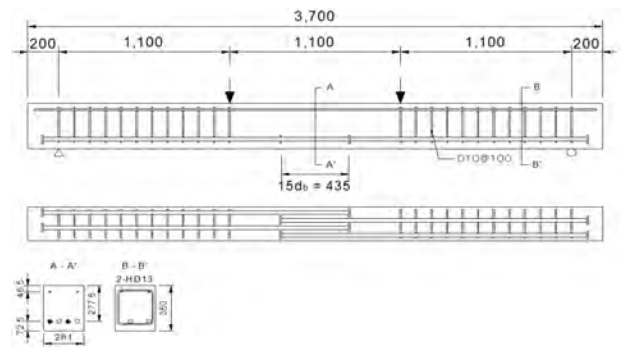


Fig. 1 Headed bar in an exterior beam-column joint

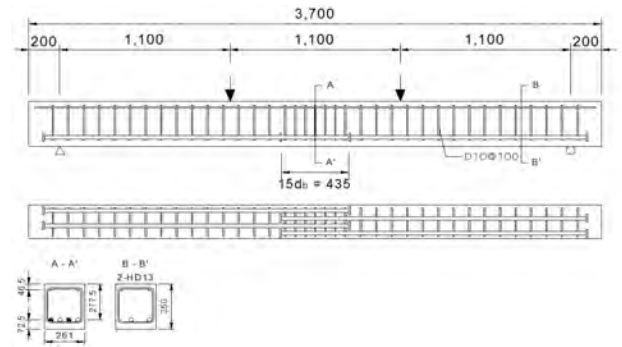
Table 1 Test matrix

| Specimens | $B \times H \times L$ | d_b | f_{ck} | l_s/d_b | c/d_b | K_{tr}/d_b | |
|----------------------|-----------------------|-------|----------|-----------|---------|--------------|---|
| D29-S2-F42-L15 | 261×350×3700 | 29 | 42 | 15 | 1 | - | |
| D29-S2-F42-L20 | | | | 20 | 1 | - | |
| D29-S2-F42-L25 | | | | 25 | 1 | - | |
| D29-S4-F42-L15 | 408×350×3700 | 29 | | 15 | 2 | - | |
| D29-S4-F42-L20 | | | | 20 | 2 | - | |
| D25-S2-F42-L20 | 225×350×3700 | 25 | | 20 | 1 | - | |
| D25-S2-F42-L25 | | | | 25 | 1 | - | |
| D29-S2-F21-L20 | 261×450×4500 | 29 | | 21 | 20 | 1 | - |
| D29-S2-F21-L25 | | | | | 25 | 1 | - |
| D29-S2-F42-L15-Con. | 261×350×3700 | 29 | 42 | 15 | 1 | 1.51 | |
| D29-S2-F42-L20-Con. | | | | 20 | 1 | 1.51 | |
| D29-S2-F42-L20-Lcon. | | | | 20 | 1 | 0.57 | |

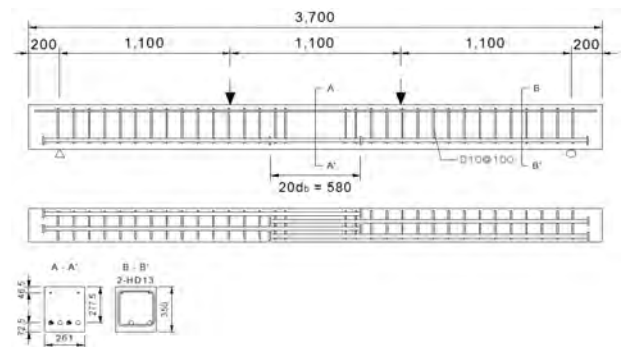
Note) B , H , and L are width, height, and length of specimen, respectively; d_b is a bar diameter; f_{ck} is a design compressive strength of concrete; l_s is a splice length; c is the smaller of the minimum concrete cover or 1/2 of the clear spacing between bars; and K_{tr} is transverse reinforcement index ($= (40A_{tr})/(s_{tr}n)$, refer to clause 12.2 of ACI 318-11).



(a) Unconfined specimen (D29-S2-F42-L15)



(b) Fully confined specimen (D29-S2-F42-L15-Con.)



(c) Locally confined specimen (D29-S2-F42-L20-Lcon.)

Fig. 2 Details of specimen (unit: mm)

2.3 가력 및 계측방법

가력은 Fig. 3과 같이 3000 kN 용량의 만능시험기를 사용하여 2점 단조 가력하였다. 처짐은 실험체 중앙부에 두 개의 변위계를 설치하여 계측된 값의 평균을 사용하였다. 부착과 지압의 기여도를 평가하기 위해, 변형률 게이지를 확대머리 지압면에서 $1d_b$ 떨어진 위치와 가력점과 이음 끝단의 중앙부에 각각 2개씩 부착하여 변형률을 측정하였다.

3. 실험 결과

3.1 재료실험 결과

콘크리트 강도실험은 가력 당일 실시하였다. 콘크리트 설계압축강도는 21 MPa, 42 MPa이며 실험 당일 공시체의 압축강도는 20.3 MPa, 41.4 MPa이었다. 철근 인장시험 결과 D25철근은 항복강도 601 MPa, 인장강도 755 MPa, 탄성계수 195 GPa이며, D29철근은 항복강도 710 MPa, 인장강도 874 MPa, 탄성계수 188 GPa이었다. 철근의 응력-변형률 곡선은 Fig. 4에 나타내었다.

3.2 파괴양상

최종 파괴 시 균열양상을 Fig. 5에 나타내었다. 초기 균열은 가력점 사이 이음구간에서 수직방향으로 발생하였다. 특히, 확대머리 정착판이 위치한 이음부 끝단에서 선명하게 나타났다. 이후 파괴 시 이음부 내 확대머리 철근을 따라 균열이 발생하였다.

확대머리 철근을 사용한 겹침이음 실험체의 파괴는 모두 피복 콘크리트가 탈락되는 쪼갬파괴였다. 파괴 원인은 3가지로 구분할 수 있는데, 첫째는 부재의 휨변형에 의한 프라잉 거동(Fig. 6), 둘째는 확대머리 정착판의 지압응력에 의해 유발된 콘크리트 인장응력, 셋째는 이음구간의 부착에 의해 유발된 콘크리트 인장응력이다. 모든 무보강 실험체는 Fig. 5(a)와 같이 피복 콘크리트가 갑

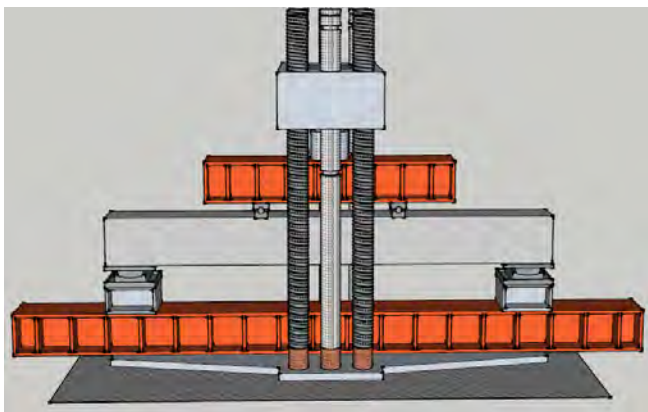


Fig. 3 Test setup

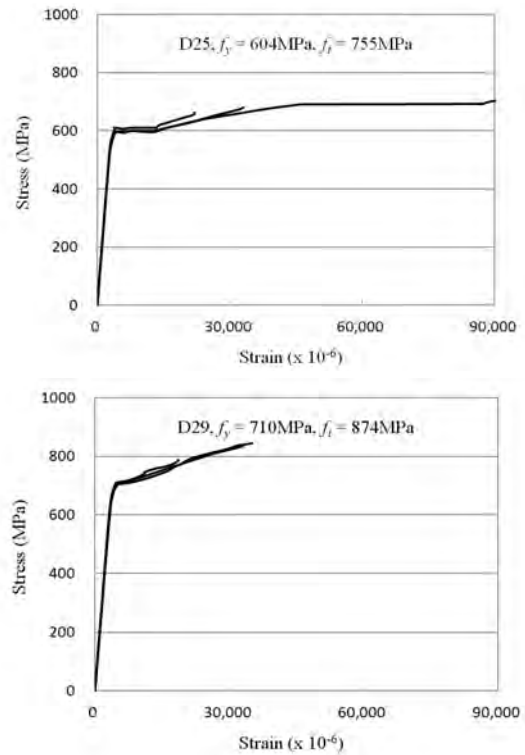


Fig. 4 Stress-strain relations of rebars

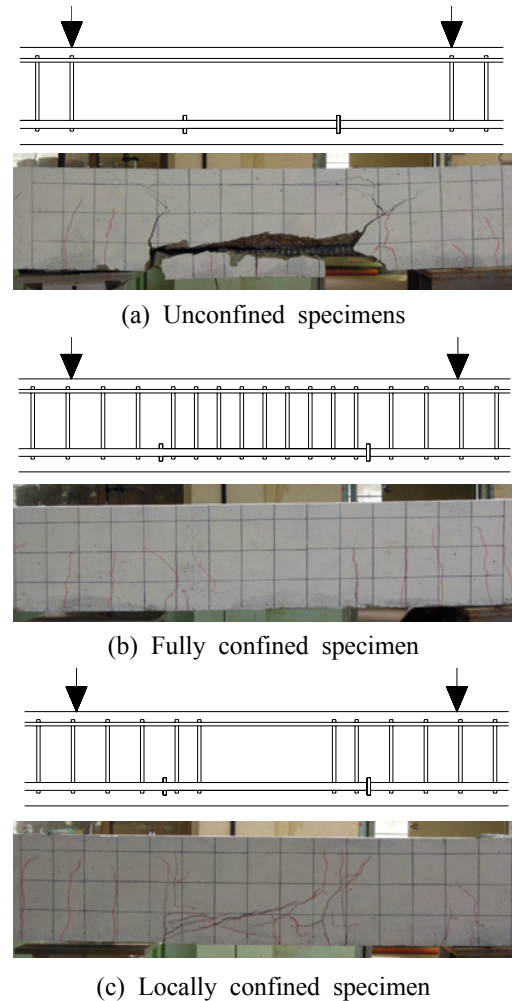


Fig. 5 Typical specimen failures of D29-S2-F42-L20 series

자기 탈락되며 파괴되었는데, 비교적 낮은 강도에서 파괴되었기 때문에 프라잉 거동이 주원인으로 판단된다. 이음길이 전구간에 횡보강을 한 전구간 횡보강 실험체는 횡보강철근에 의해 프라잉 거동이 억제되어 무보강 실험체에 비해 높은 강도를 발현하였으며, Fig. 5(b)와 같이 휨 변형으로 인한 휨 균열이 다수 발생되었다. 이음부 끝단에만 횡보강을 한 단부 보강 실험체는 전구간 횡보강 실험체와 같이 프라잉 거동이 방지되었으며, 휨균열 발생 후 Fig. 5(c)와 같이 부착균열이 다수 발생하였다.

3.3 정착강도

실험체의 파괴하중과 콘크리트 압축강도를 Table 2에 정리하였다. 철근에 발현된 강도 $f_{s,e}$ 는 Collins & Mitchell의 콘크리트 응력-변형률 모델⁸⁾을 사용한 단면해석을 통해 산정하였다.

이음길이, 횡방향 철근지수, 콘크리트 압축강도가 증가

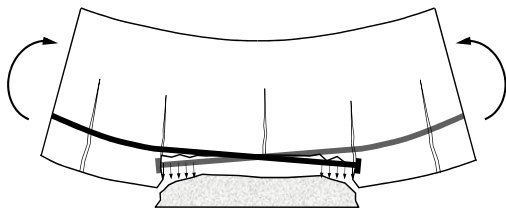


Fig. 6 Cover spalling in lap zone due to prying action caused by beam curvature⁷⁾

할수록 철근에 발현된 강도는 증가하였다. 하지만 순간격의 영향은 철근 발현 강도에 큰 영향을 미치지 않았다. 순간격 $4d_b$ 인 실험체는 $2d_b$ 인 실험체와 비교하여 철근 발현 강도가 5% 증가하였다. 철근 지름도 발현 강도에 별 영향을 주지 않았다.

실험에서 산정된 철근 발현 강도를 ACI 318⁶⁾식과 Thompson 등⁹⁾에 의한 예측값과 비교하여 Fig. 7과 Table 2에 나타내었다. [실험값]/[예측값]의 비는 횡보강을 하지 않은 무보강 실험체의 경우, ACI 318은 0.54, Thompson 등은 1.33, 횡보강 실험체의 경우, ACI 318은 0.85, Thompson 등은 1.65이었다. ACI 318식은 횡보강 철근 유무에 무관하게 실험값을 과대평가하였다. 이 실험은 철근 순간격의 반과

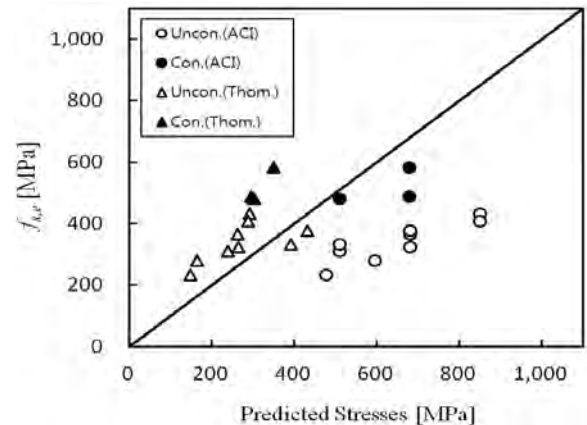


Fig. 7 Comparison of bar stresses with predicted stresses

Table 2 Test results and comparisons with existing models and design codes

| Specimen | $\frac{c}{d_b}$ | $\frac{l_b}{d_b}$ | f_{ck} (MPa) | P_e (kN) | Bearing contribution | | | | | | | Bond contribution | | | | | Developed strength | | | | | |
|----------------|----------------------|-------------------|----------------|------------|----------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|---------------------|-------------------|-------------------|-----------------|-----------------|-------------------|-----------------|--------------------|-------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-------|
| | | | | | $f_{brg,e}$ (MPa) | $f_{brg,T}$ (MPa) | $f_{brg,e}$ (MPa) | $f_{brg,F}$ (MPa) | $f_{brg,e}$ (MPa) | $f_{brg,KCI}$ (MPa) | $f_{brg,e}$ (MPa) | $f_{b,e}$ (MPa) | $f_{b,O}$ (MPa) | $f_{b,e}$ (MPa) | $f_{b,408}$ (MPa) | $f_{b,e}$ (MPa) | $f_{s,e}$ (MPa) | $f_{s,318}$ (MPa) | $f_{s,e}$ (MPa) | $f_{s,T}$ (MPa) | $f_{s,e}$ (MPa) | |
| Unconfined | D29-S2-F42-L15 | 1.0 | 15 | 41.4 | 88 | 48 | 174 | 0.27 | 178 | 0.27 | 199 | 0.24 | 264 | 242 | 1.09 | 274 | 0.96 | 312 | 508 | 0.61 | 238 | 1.31 |
| | D29-S2-F42-L20 | 1.0 | 20 | 41.4 | 104 | 52 | 174 | 0.30 | 178 | 0.29 | 199 | 0.26 | 314 | 287 | 1.10 | 313 | 1.01 | 367 | 677 | 0.54 | 261 | 1.41 |
| | D29-S2-F42-L25 | 1.0 | 25 | 41.4 | 122 | 58 | 174 | 0.33 | 178 | 0.33 | 199 | 0.29 | 376 | 332 | 1.13 | 351 | 1.07 | 434 | 847 | 0.51 | 290 | 1.50 |
| | D29-S4-F42-L15 | 2.0 | 15 | 41.4 | 97 | 58 | 291 | 0.20 | 215 | 0.27 | 282 | 0.21 | 277 | 339 | 0.82 | 319 | 0.87 | 335 | 508 | 0.66 | 390 | 0.86 |
| | D29-S4-F42-L20 | 2.0 | 20 | 41.4 | 110 | 57 | 291 | 0.20 | 215 | 0.26 | 282 | 0.20 | 322 | 416 | 0.78 | 376 | 0.86 | 379 | 677 | 0.56 | 429 | 0.88 |
| | D25-S2-F42-L20 | 1.0 | 20 | 41.4 | 76 | 47 | 170 | 0.27 | 178 | 0.26 | 203 | 0.23 | 280 | 287 | 0.97 | 313 | 0.89 | 326 | 677 | 0.48 | 262 | 1.25 |
| | D25-S2-F42-L25 | 1.0 | 25 | 41.4 | 95 | 49 | 170 | 0.29 | 178 | 0.28 | 203 | 0.24 | 359 | 332 | 1.08 | 351 | 1.02 | 408 | 847 | 0.48 | 286 | 1.43 |
| | D29-S2-F21-L20 | 1.0 | 20 | 20.3 | 76 | 37 | 86 | 0.43 | 124 | 0.30 | 98 | 0.38 | 198 | 201 | 0.99 | 262 | 0.76 | 235 | 475 | 0.49 | 146 | 1.61 |
| D29-S2-F21-L25 | 1.0 | 25 | 20.3 | 91 | 38 | 86 | 0.44 | 124 | 0.30 | 98 | 0.39 | 244 | 233 | 1.05 | 294 | 0.83 | 282 | 593 | 0.48 | 162 | 1.74 | |
| - | | | | | Avg. | - | - | 0.30 | - | 0.28 | - | 0.27 | - | - | 1.00 | - | 0.92 | - | - | 0.54 | - | 1.33 |
| | | | | | Stdv. | - | - | 0.09 | - | 0.02 | - | 0.07 | - | - | 0.13 | - | 0.10 | - | - | 0.06 | - | 0.30 |
| | | | | | COV | - | - | 28.5% | - | 7.6% | - | 25.3% | - | - | 12.6% | - | 11.2% | - | - | 12.1% | - | 22.5% |
| Confined | D29-S2-F42-L15-Con. | 1.0 | 15 | 41.4 | 136 | 133 | 174 | 0.76 | 178 | 0.75 | 199 | 0.67 | 352 | 388 | 0.91 | 402 | 0.84 | 484 | 508 | 0.95 | 301 | 1.61 |
| | D29-S2-F42-L20-Con. | 1.0 | 20 | 41.4 | 163 | 140 | 174 | 0.80 | 178 | 0.79 | 199 | 0.71 | 445 | 482 | 0.92 | 479 | 0.93 | 585 | 677 | 0.86 | 348 | 1.68 |
| | D29-S2-F42-L20-Lcon. | 1.0 | 20 | 41.4 | 138 | 86 | 174 | 0.49 | 178 | 0.48 | 199 | 0.43 | 403 | 360 | 1.12 | 384 | 1.05 | 489 | 677 | 0.72 | 293 | 1.67 |
| - | | | | | Avg. | - | - | 0.67 | - | 0.67 | - | 0.60 | - | - | 0.98 | - | 0.95 | - | - | 0.85 | - | 1.65 |
| | | | | | Stdv. | - | - | 0.17 | - | 0.17 | - | 0.15 | - | - | 0.12 | - | 0.09 | - | - | 0.12 | - | 0.04 |
| | | | | | COV | - | - | 24.6% | - | 24.6% | - | 24.6% | - | - | 12.1% | - | 9.6% | - | - | 13.7% | - | 2.4% |

Note) f_{ck} is a measured compressive strength of concrete at test date; P_e is a measured maximum load; $f_{brg,e}$ is a measured bearing strength; $f_{brg,T}$ is a predicted bearing strength by Thompson et al.'s equation; $f_{brg,F}$ is a predicted bearing strength by Furche's equation; $f_{brg,KCI}$ is a predicted bearing strength by KCI code; $f_{b,e}$ is a measured bond strength; $f_{b,O}$ is a predicted bond strength by Orangun et al.'s equation; $f_{b,408}$ is a predicted bond strength by ACI 408 report; $f_{s,e}$ is a measured developed strength; $f_{s,318}$ is a predicted strength by ACI 318 code; and $f_{s,T}$ is a predicted strength by Thompson et al.'s equation.

측면피복두께를 $1d_b$ 로 하여 쪼갬파괴를 쉽게 유발할 수 있도록 설계하였고, 기존 연구보다 철근 지름이 크고 설계항복강도 600 MPa의 고강도 철근을 사용하였기 때문에 판단된다. Thompson 등의 예측식은 무보강 실험체

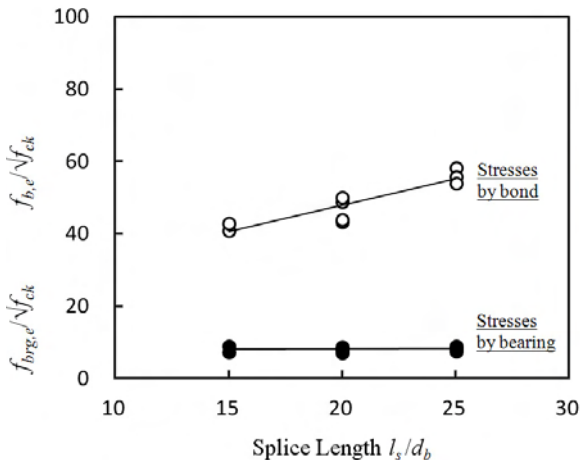


Fig. 8 Stresses developed by bond and bearing for unconfined specimens

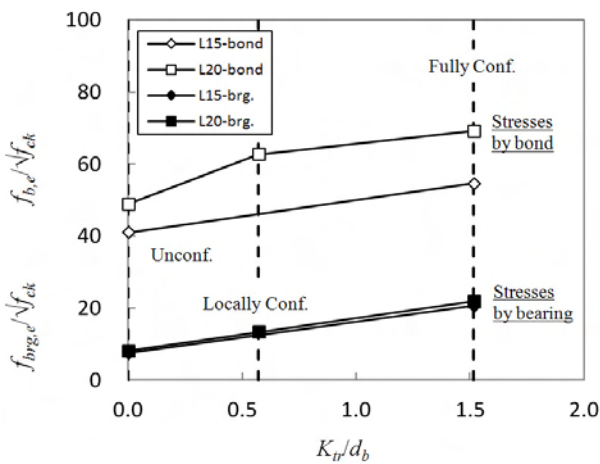


Fig. 9 Stresses developed by bond and bearing for confined specimens

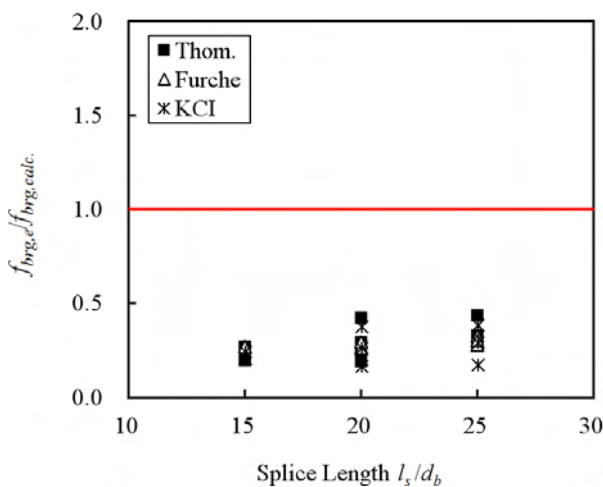


Fig. 10 Comparisons of stresses developed by bearing with predicted stresses for unconfined splices

와 횡보강 실험체 모두 과소평가하였다. Thompson 등의 예측식은 CCT 절점실험과 겹침이음 실험을 바탕으로 개발되었는데, 이 실험에서는 짧은 정착길이를 갖는 실험체가 대부분으로 부착에 의한 영향을 낮게 평가하였기 때문이다. 두 예측식 모두 무보강 실험체보다는 횡보강 실험체의 [실험값]/[예측값]의 비가 높아 횡보강 유무에 따라 안전율이 다를 수 있다. 따라서 횡보강철근의 영향을 고려한 새로운 평가식의 개발이 필요하다.

철근 응력은 콘크리트와 철근 표면 사이의 부착과 확대머리의 지압으로 발현된다. 다음 절에서 철근 발현 응력을 부착과 지압으로 나누어 분석하였다.

3.4 지압에 의해 발현된 철근 응력

정착강도에 기여하는 지압의 영향은 확대머리 지압면에서 $1d_b$ 떨어진 위치의 변형률을 측정하여 산정하였으며, 실험체별 계측값을 Table 2에 나타내었다. Fig. 8 그래프의 아래 곡선은 무보강 실험체의 이음길이에 따른 지압에 의해 발현된 철근 응력을 나타낸 것이다. 여기서 철근 응력은 측정된 변형률에 철근 인장 시험에서 얻은 탄성계수를 곱하여 산정하였으며 $\sqrt{f_{ck}}$ 로 나누어 콘크리트 강도의 영향을 배제하였다. 지압에 의해 발현된 응력은 이음길이, 순간격, 철근 지름과 무관하였다. Fig. 9 그래프의 아래 곡선은 횡방향 철근 지수에 따른 지압에 의해 발현된 철근 응력을 나타낸 것이다. 횡방향 철근 지수가 클수록 지압에 의해 발현된 강도는 높게 나타났다.

정착강도에 대한 지압의 기여도는 무보강 실험체의 경우 평균 15%, 횡보강 실험체의 경우 평균 26%로 횡보강 철근에 의해 지압의 기여도가 향상되었다. 단부 횡보강 실험체의 경우 지압의 기여도가 18%로 무보강 실험체와 큰 차이를 보이지 않는데, 이는 이음 구간 내에 횡보강철근이 배근되지 않아 지압이 발현될 수 있도록 충분한 변형을 부착이 유지하지 못했기 때문으로 판단된다.

실험값을 Thompson 등,⁹⁾ Furche 등,¹⁰⁾ KCI¹¹⁾의 지압강

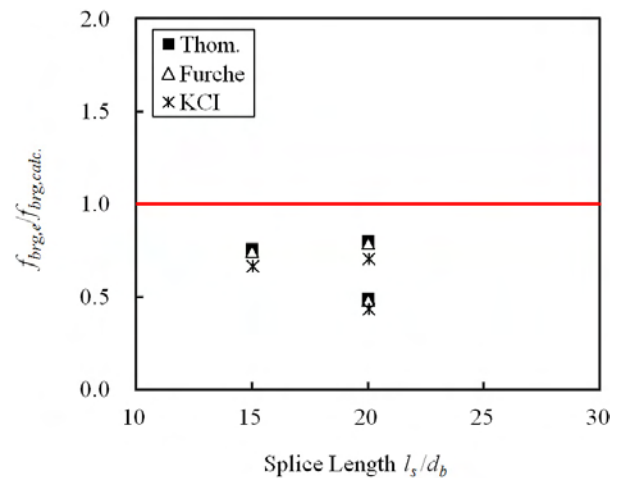


Fig. 11 Comparisons of stresses developed by bearing with predicted stresses for confined splices

도 평가식과 비교하여 Fig. 10과 11에 나타내었다. 여기서 x 축은 겹침이음길이이며, y 축은 [실험값]/[예측값] 비를 나타낸다. 무보강 실험체는 프라잉 거동으로 실험체가 조기 파괴되어 3가지 이론식이 평균 28%로 매우 낮게 평가되었다. 횡보강 실험체의 경우, 실험값이 평가식에 미치지 못하였지만 무보강 실험체보다 지압의 발현이 크게 상승한 것을 알 수 있다. 따라서 지압을 제대로 발현하기 위해서는 충분한 횡보강이 필요한 것을 알 수 있다. 더불어 겹침이음된 확대머리 철근의 지압에 의해 발현된 강도 평가를 위해 새로운 예측식 개발이 필요하다.

3.5 부착에 의해 발현된 철근 응력

부착에 의해 발현된 강도는 단면해석을 통해 구한 정착강도에서 지압에 의해 발현된 강도를 빼서 구하였다. 각 실험체별 부착에 의해 발현된 철근 응력을 Table 2에 나타내었다. Fig. 8 그래프의 위 곡선은 무보강 실험체의 이음길이에 따른 부착에 의해 발현된 응력을 나타낸 것으로, 철근에 발현된 응력을 $\sqrt{f_{ck}}$ 로 나누어 표준화하였다. 부착에 의해 발현된 응력은 이음길이에 비례하여 증가하였다. 순간격은 $2d_b$ 에서 $4d_b$ 로 증가하여도 철근 발현 응력은 4% 증가하여 순간격에 대한 영향은 미미하였다. Fig. 9 그래프의 위 2개 곡선은 횡보강 철근 지수에 따른 횡보강 실험체의 부착에 의해 발현된 강도를 나타내었다. 횡보강 실험체는 이음부 내 횡보강으로 인해 프라잉 거동이 억제되어 무보강 실험체와 비교하여 부착강도가 평균 37% 향상되었다. 단부보강 실험체는 이음부 끝단에서 두 가닥의 스티럽으로 프라잉 거동이 억제되어 실험체가 조기에 파괴되지 않았으나 이음부 내 횡보강이 되어 있지 않아 부착강도가 횡보강 실험체에는 미치지 못하였다.

부착에 의해 발현된 철근 응력을 기존 부착강도 평가 식인 Orangun 등¹²⁾과 ACI 408¹³⁾의 부착강도 예측식과 비교하여 무보강 실험체는 Fig. 12에 횡보강 실험체는 Fig. 13에 나타내었다. 여기서 x 축은 겹침이음길이이며, y 축은 [실험값]/[예측값] 비를 나타낸다. 무보강 실험체의 경우, Orangun 등의 식과 거의 비슷하였지만 ACI 408 식보다는 낮게 평가되었다. 횡보강 실험체의 경우, 실험값이 Orangun 등, ACI 408 식에 의한 예측값과 비슷한 부착강도를 발현하였다. Thompson 등의 연구⁹⁾와 달리 확대머리 철근이 일반철근과 유사한 부착강도가 발현됨을 알 수 있다.

4. 정착강도 평가식

3장의 실험 결과를 바탕으로, 정착강도에 영향을 주는 인자에 대한 회귀분석을 통해 정착강도 평가식을 도출하였다. 정착강도 평가식은 지압에 의해 발현된 강도와 부착에 의해 발현된 강도의 합으로 구성하였다. 횡보강철근이 없는 경우의 평가식을 먼저 만들고 횡보강철근의 영향을 추가하여 최종 평가식을 수립하였다.

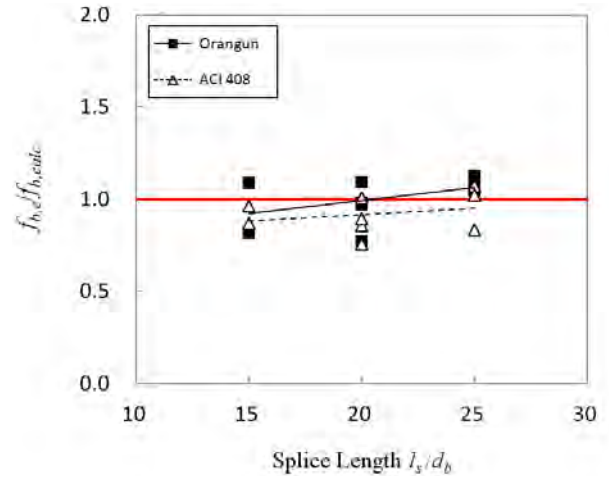


Fig. 12 Comparisons of stresses developed by bond with predicted stresses for unconfined splices

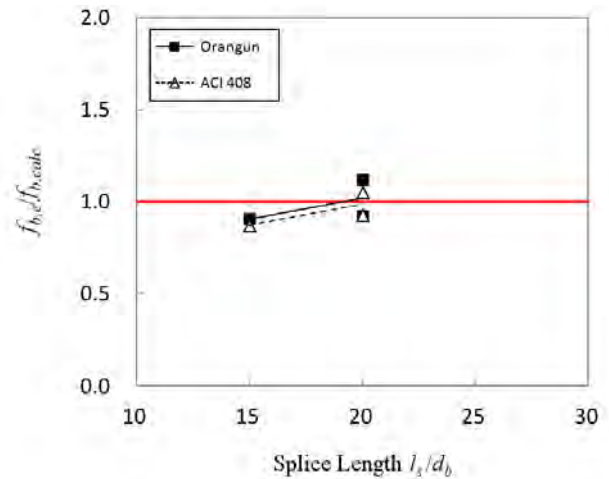


Fig. 13 Comparisons of stresses developed by bond with predicted stresses for confined splices

4.1 횡보강이 없는 확대머리철근의 정착강도

콘크리트 강도를 제외한 나머지 조건이 동일한 실험체들을 비교한 결과, 정착강도는 $f_{ck}^{0.62}$ 에 비례하였다. 인장강도에 지배를 받는 부착강도와 전단강도는 $\sqrt{f_{ck}}$ 에 비례하는 것으로 알려져 있다. 따라서 실용적인 측면에서 정착강도는 $\sqrt{f_{ck}}$ 에 비례한다고 가정하여 평가식을 구성하였다.

지압에 의해 발현된 강도는 이음길이에 무관하며 콘크리트 강도가 높을수록 증가하였다. 전체 실험체에서 지압에 의해 발현된 강도의 평균을 산정하면 $8.2\sqrt{f_{ck}}$ 였다. 부착에 의해 발현된 강도는 이음길이에 비례하여 증가하였으므로 부착에 의해 발현된 강도를 l_s/d_b 의 함수로 표현하여 식 (1)을 얻었다.

5. 결 론

ACI 318-08에 신설된 확대머리 철근의 정착길이 설계식은 콘크리트 강도와 철근 항복강도만을 변수로 하고, 횡보강철근의 영향을 고려하지 않고 있다. 또한 제한적인 데이터에 근거한 설계식으로 순간격과 재료강도에 엄격한 제한을 두고 있다.

이 연구에서는 철근 항복강도 600 MPa의 고강도 철근을 사용하여, $2d_b$ 의 짧은 순간격을 갖고 횡보강철근을 배근한 겹침 이음실험을 실시하였다. 실험 결과를 기존 식들과 비교 분석하였으며, 횡보강철근의 영향을 고려한 새로운 정착강도 평가식을 제안하였다. 연구 결과 다음의 결론을 얻었다.

- 1) 횡보강철근을 배근하지 않은 실험체의 경우, 프라잉 거동으로 인해 하부 피복 콘크리트가 일찍 탈락되었다. 전체 정착강도 중 확대머리 지압의 기여도는 평균 15%로 지압이 제대로 발휘되기 전에 파괴되었다.
- 2) 이음길이 전체에 스테럽을 배근한 횡보강 실험체는 프라잉 거동이 억제되고 횡보강에 의한 부착강도 증진으로 무보강에 비해 지압과 부착이 모두 증가하였다.
- 3) 이음 단부에만 횡보강철근을 배근한 단부보강 실험체의 경우, 프라잉 거동은 억제되었지만 이음구간의 부착이 크게 증가되지 않아 지압이 충분히 발휘되기 전에 부착에 의해 파괴되었다.
- 4) 실험 결과를 회귀 분석하여 확대머리 철근의 정착강도 평가식을 제안하였다. 평가식은 부착과 지압의 영향을 분리하여 구성하였으며, 콘크리트강도, 횡방향 철근 지수, 정착길이를 설계 변수로 포함하였다. 실험 결과와 비교한 결과 평균 1.0, 변동계수 6%로 변수에 따른 편향없이 정확하게 정착강도를 예측하였다.

감사의 글

이 논문은 2011년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 기초연구사업 지원(No. 2011-0013828)을 받아 수행되었으며, 이에 감사드립니다. 기계적 정착을 제공해 주신 (주)부원비엠에스에 감사드립니다.

참고문헌

1. Thompson, M. K., Ledesma, A., Jirsa, J. O., and Breen, J. E., "Lap Splices Anchored by Headed Bars," *ACI Structural Journal*, Vol. 103 No. 2, 2006, pp. 271-279.
2. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., USA, 2008, 465 pp.
3. Korea Concrete Institute, *Concrete Design Code*, Kimoon dang

$$\begin{aligned}
 f_{s,p,uncon} &= f_{b,p,uncon} + f_{brg,p,uncon} \\
 &= \left(1.48 \frac{l_s}{d_b} + 18.6\right) \sqrt{f_{ck}} + 8.2 \sqrt{f_{ck}} \\
 &= \left(1.48 \frac{l_s}{d_b} + 26.8\right) \sqrt{f_{ck}}
 \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, $f_{s,p,uncon}$, $f_{b,p,uncon}$, $f_{brg,p,uncon}$ 는 각각 횡보강이 없는 확대머리 철근의 예측된 정착강도, 부착에 의해 발현된 강도, 지압에 의해 발현된 강도이다.

4.2 횡보강이 있는 확대머리철근의 정착강도

지압에 의해 발현된 강도는 Fig. 9와 같이 횡방향 철근 지수에 선형적인 관계가 있으므로, 무보강에서 발현된 강도 $8.2 \sqrt{f_{ck}}$ 에 횡보강의 영향을 더한 형태로 평가식을 구성하였다. 부착에 의해 발현된 강도 또한 횡방향 철근 지수에 비례하는 관계가 있으며, 무보강에서 발현된 강도에 횡보강의 영향을 곱한 형태로 평가식을 구성하였다. 횡보강 실험체의 실험 결과를 회귀 분석한 결과 식 (2)를 얻었다.

$$\begin{aligned}
 f_{s,p} &= f_{b,p} + f_{brg,p} \\
 &= \left\{ \left(1.48 \frac{l_s}{d_b} + 18.6\right) \left(1 + 0.28 \frac{K_{tr}}{d_b}\right) + \left(8.7 \frac{K_{tr}}{d_b} + 8.2\right) \right\} \sqrt{f_{ck}} \quad (2)
 \end{aligned}$$

여기서, $f_{s,p}$, $f_{b,p}$, $f_{brg,p}$ 는 각각 확대머리 철근의 예측된 정착강도, 부착에 의해 발현된 강도, 지압에 의해 발현된 강도이다.

Fig. 14는 실험체의 예측된 강도와 식 (2)에 따라 예측된 강도를 비교하였다. [실험값]/[예측값]의 평균은 1.0, 변동계수(coefficient of variation, COV)는 6%로 매우 양호하였다.

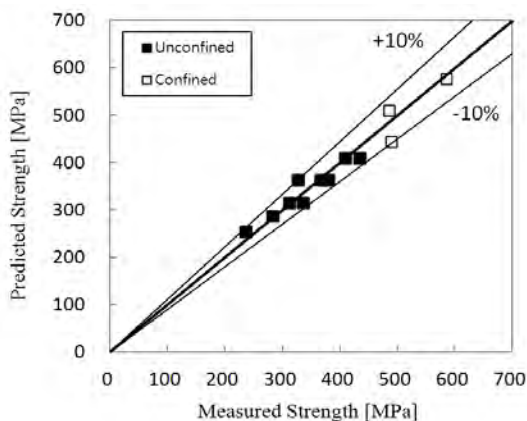


Fig. 14 Comparisons of test results and predicted values

- Publishing Company, Seoul, 2012, pp. 149, 150.
4. Lee, Y. T., Kim, S. H., Chae, S. H., and Bahn, B. Y., "An Experimental Study on the Lap Strength of Headed Steel Reinforcements," *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure and Construction*, Vol. 24, No. 3, 2008, pp. 87-94.
 5. Lee, Y. T., "An Experimental Study on the Lap Splice Performance of Headed Steel Reinforcements with Confinement Details," *Journal of the Architectural Institute of Korea, Structure and Construction*, Vol. 24, No. 5, 2008, pp. 59-66.
 6. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-11) and Commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., USA, 2011, 503 pp.
 7. Chun, S. C. and Choi, D. U., "Development and Splice Lengths of FRP Bars with Splitting Failures," *Journal of the Korea Concrete Institute*, Vol. 22, No. 4, pp. 519-525. (doi: <http://dx.doi.org/10.4334/JKCI.2010.22.4.519>)
 8. Collins, M. P. and Mitchell, D., *Prestressed Concrete Structures*, Prentice Hall College Div., 1991.
 9. Thompson, M. K., Jirsa, J. O., and Breen, J. E., "Behavior and Capacity of Headed Reinforcement," *ACI Structural Journal*, Vol. 103, No. 4, 2006, pp. 522-530.
 10. 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.
 11. Korea Concrete Institute, *Concrete Design Code and Commentary*, Kimmoondang Publishing Company, Seoul, 2007, 523 pp.
 12. 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.
 13. ACI Committee 408, *Bond and Development of Straight Reinforcing Bars in Tension (ACI 408R-03)*, ACI, Farmington Hills, Mich., USA, 2003, 49 pp.

요 약 ACI 318-08에 신설된 확대머리 철근의 정착길이 설계식은 콘크리트 강도, 철근 항복강도, 철근 지름만을 변수로 횡보강철근의 영향을 고려하지 않고 있다. 또한 제한적인 데이터에 근거한 설계식으로 순간격과 재료강도에 엄격한 제한을 두고 있다. 이 연구에서는 철근 항복강도 600 MPa의 고강도 철근을 사용하여, $2d_b$ 의 좁은 순간격을 갖고 횡보강철근을 배근한 겹침 이음 실험을 실시하였다. 실험 결과 횡보강철근을 배근하지 않은 실험체의 경우, 프라잉 거동으로 인해 하부 피복콘크리트가 일찍 탈락되었다. 전체 정착강도 중 확대머리 지압의 기여도는 평균 15%로 지압이 제대로 발현되기 전에 파괴되었다. 이음길이 전체에 스테리프를 배근한 횡보강 실험체는 프라잉 거동이 억제되고 횡보강에 의한 부착강도 증진으로 무보강에 비해 지압과 부착이 모두 증가하였다. 이음 단부에만 횡보강철근을 배근한 단부보강 실험체의 경우, 프라잉 거동은 억제되었지만 이음구간의 부착이 크게 증가되지 않아 지압이 충분히 발현되기 전에 부착에 의해 파괴되었다. 실험결과를 회귀 분석하여 확대머리 철근의 정착강도 평가식을 제안하였다. 평가식은 부착과 지압의 영향을 분리하여 구성하였으며, 콘크리트강도, 횡방향 철근 지수, 정착길이를 설계 변수로 포함하였다. 실험 결과와 비교한 결과 평균 1.0, 변동계수 6%로 변수에 따른 편향 없이 정착강도를 예측하였다.

핵심용어 : 확대머리철근, 부착, 지압, 횡보강, 프라잉 거동