

유한요소해석 기반 확대머리 이형철근 상세 따른 RC보의 구조성능 효과 분석

김건수^{1*}, 박기태², 박창진³

Structural Behavior of RC Beams with Headed Bars using Finite Element Analysis

Kun-Soo Kim^{1*}, Ki-Tae Park², Chang-Jin Park³

Abstract: In this study, the structural behavior by the details of the lap region with the headed bar was estimated through finite element analysis. To solve the finite element analysis of the anchorage region with complex contact conditions and nonlinear behavior, a quasi-static analysis technique by explicit dynamic analysis was performed. The accuracy of the finite element model was verified by comparing the experimental results with the finite element analysis results. It was confirmed that the quasi-static analysis technique well reflected the behavior of enlarged headed bar connection. As a result of performing numerical analysis using 21 finite element models with various development lengths and transverse reinforcement indexes, it was confirmed that the increase of development length and transverse reinforcement index improved the maximum strength and ductility. However, to satisfy the structural performance, it should be confirmed that both design variables(development length and transverse reinforcement index) must be enough at the design criteria. In the recently revised design standard(KDS 14 20 52 :2021), a design formula of headed bar that considers both the development length and the transverse reinforcing bar index is presented. Also the results of this study confirmed that not only the development length but also transverse reinforcing bars have a very important effect.

Keywords: Headed bar, Finite element analysis, Development length, Transverse reinforcement index, Design code

1. 서론

보-기둥 접합부 또는 프리캐스트 연결부와 같이 철근의 겹침 이음만으로 충분한 정착길이를 확보하기 어려운 구조물에서는 확대머리, 후크 철근, 커플러 이음, 용접이음과 같이 특수한 형태의 철근 이음공법이 사용된다. 이 중 확대머리 이형 철근을 이용한 방법은 다른 공법에 비해 시공이 편리한 장점이 있다. 확대머리 이형철근은 확대머리와 콘크리트의 지압 효과에 의해 철근 정착효과를 발휘하며, 확대머리 이형철근의 구조성능을 개선하기 위하여 형상 및 설계변수 효과에 다양한 연구들이 진행되고 있다(Choi and Park, 2019; Kim, 2014; Lee and Kim, 2020). Kim(2014)은 철근의 겹침이음과 철근의 강도를 변수로 하여 확대머리 이형 철근 연결부를 갖는 보의 휨 실험 수행 및 철근의 강도에 따른 겹침이음 길이에 대한 분석을 수행하였다. Choi and Park(2019)은 확대머리 이형철근에 전단보강 철근과 후크철근을 보강한 연결부를 갖는

보에 대한 휨 실험을 수행하여 보강조건이 확대머리 이형철근의 성능에 미치는 영향을 분석하였다.

확대머리 이형철근에 대한 설계기준은 KDS 24 20 52 과 ACI 318 이 대표적이다. 두 설계기준 모두 최근 개정 전까지는 동일한 설계기준을 적용하였으며, 정착길이는 재료의 강도와 철근직경에 의해 결정되었다. 최근 개정된 국내 기준 KDS 14 20 52 : 2021(MOLIT, 2021) 과 국외 기준 ACI 318-19(ACI, 2019)에서는 횡방향 철근 보강수준을 고려한 정착길이 설계방법을 제안하고 있다. 국내 KDS 기준은 횡방향 철근지수(K_{tr})을 고려하고, 미국 ACI 기준은 수평 타이철근 계수(ψ_p , Parallel Tie Reinforcement Factor)를 적용하도록 개정되었다.

확대머리 이형철근의 구조성능에서 횡방향 보강수준이 미치는 영향에 대한 국내연구를 보면, 확대머리 이형철근의 겹침이음 길이와 전단보강 철근은 연결부의 강도와 연성도에 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있다(Kim, 2014; Choi and Park, 2019). 최근 개정된 콘크리트구조 정착 및 이음설계기준(MOLIT, 2021)에서도 확대머리 이형철근의 정착길이의 계산에서 횡방향 철근지수(K_{tr})를 통하여 횡보강철근의 영향을 고려하도록 하고 있다. 본 연구에서는 확대머리 이형철근의 겹침이음 길이와 전단보강 철근의 배근 조건이 연결부 구

¹정회원, 한국건설기술연구원 구조연구본부 수석연구원

²정회원, 한국건설기술연구원 구조연구본부 선임연구원

³정회원, 씨제이인스트루먼트 대표이사

*Corresponding author: kunsookim@kict.re.kr

Korea Institute of Civil and Building Technology, Goyang, 10223, Korea

•본 논문에 대한 토의를 2021년 11월 30일까지 학회로 보내주시면 2021년 12월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

조성능에 미치는 영향을 해석적으로 분석하였다. 확대머리 이형철근 상세의 영향을 분석하기 위한 유한요소해석은 상용 프로그램인 ABAQUS를 이용하였으며, 개발된 유한요소해석 모델의 검증은 확대머리 이형철근 이음부 및 전단보강 철근이 적용된 보 휨 실험을 수행한 기존 실험 결과(Choi and Park, 2019)를 활용하였다.

2. 확대머리 이형철근의 정착길이 설계기준

2.1 KDS 14 20 52 : 2016

확대머리 이형철근에 대한 과거 설계기준(MOLIT, 2016)을 보면 아래 식과 같이 최소 정착길이(l_{dt})를 계산하도록 규정하고 있다.

$$l_{dt} = \frac{0.19\beta d_b f_y}{\sqrt{f_{ck}}} \quad (1)$$

여기서, β 는 도막계수로서 에폭시 도막철근은 1.2, 다른 경우는 1.0 을 사용한다. d_b 는 확대머리 이형철근의 공칭직경(mm), f_y 는 확대머리 이형철근의 설계기준 항복강도(MPa), f_{ck} 는 콘크리트의 설계기준 압축강도(MPa)를 의미한다.

식 (1)을 적용할 수 있는 조건으로 철근의 설계기준 항복강도 400 MPa 이하, 콘크리트 설계기준 압축강도 40 MPa 이하의 보통중량콘크리트, 철근의 직경(d_b) 35 mm 이하, 확대머리의 순지압면적은 철근 공칭직경(d_b)의 4배 이상, 순피복두께는 철근직경(d_b)의 2배 이상으로 설계할 것을 제시하고 있다. 이와 함께 철근 순간격을 철근 공칭직경(d_b)의 4배 이상으로 하되, 횡보강철근이 0.3% 이상이고 확대머리의 50 mm 이내에 위치하면 철근 순간격을 철근 공칭직경(d_b)의 2.5배 이상으로 할 수 있다는 기준이 제시되어 있다. 즉, 횡보강철근의 배근상세에 관계없이 확대머리 이형철근의 최소 정착길이를 결정하도록 되어있다.

2.1 KDS 14 20 52 : 2021

최근 개정된 확대머리 이형철근에 대한 설계기준(MOLIT, 2021)을 보면 확대머리 이형철근의 배근 위치에 따라 최소 정착길이에 대하여 두 가지 설계식을 제시하고 있으며, 이 때 계산되는 최소 정착길이는 횡방향 철근지수(K_{tr})에 의해 차이가 난다. 다음 식 (2), (3), (4)은 확대머리 이형철근이 최상층을 제외한 부재 접합부에 정착된 경우의 최소 정착길이 계산식이다.

$$l_{dt} = \frac{0.22\beta d_b f_y}{\psi \sqrt{f_{ck}}} \quad (2)$$

$$\psi = 0.6 + 0.3 \frac{c_{so}}{d_b} + 0.38 \frac{K_{tr}}{d_b} \quad (3)$$

$$K_{tr} = \frac{40 A_{tr}}{s n} \quad (4)$$

여기서, ψ 는 측면피복과 횡보강철근에 의한 영향계수이고, c_{so} 는 철근표면에서의 측면 피복두께(mm)이다. K_{tr} 은 확대머리 이형철근을 횡구속한 경우 적용하며, $1.0d_b$ 이하의 값을 사용한다. A_{tr} 은 확대머리 이형철근에 대한 전단보강 효과가 있는 횡방향 철근의 단면적(mm²)이며, s 는 정착구간 내에 있는 횡방향 철근의 최대 중심간격(mm), n 은 횡방향 철근에 둘러싸인 확대머리 이형철근의 개수이다.

아래의 식 (5)는 확대머리 이형철근이 부재 최상부에 정착된 경우 정착길이를 계산하는 식으로써, 최소 정착길이를 식 (2)~(4)에 비해 보수적으로 설계하도록 되어있다.

$$l_{dt} = \frac{0.24\beta d_b f_y}{\sqrt{f_{ck}}} \quad (5)$$

식 (5)를 사용하기 위해서는 횡방향 철근지수 비(K_{tr}/d_b)가 1.2 이상이 되어야 하고, 순피복 두께는 철근 직경(d_b)의 2배 이상, 철근 순간격은 철근 직경(d_b)의 4배 이상을 만족해야 한다. 즉, 콘크리트 표면에 가장 근접한 철근의 정착에 확대머리 이형철근을 사용하는 경우, 확대머리 근처의 응력집중으로 인한 파괴를 방지하기 위하여 충분한 보강상세 및 콘크리트 피복을 확보하도록 하고 있는 것을 알 수 있다.

3. 확대머리 이형철근 RC보 실험 및 결과

3.1 실험체 설계 및 변수

Choi and Park(2019)은 폭 300 mm, 높이 400 mm, 총 길이 2,800 mm, 순경간 2,400 mm 의 철근 콘크리트보 실험체를 제작하였다. 실험체 제작에 사용된 콘크리트의 압축강도는 30 MPa, 주철근은 SD400-D19, 전단보강 철근은 SD400-D13과 SD400-D16을 사용하였다. 본 연구에서 유한요소모델의 검증을 위하여 활용한 실험결과는 주철근이 연속 이음된 실험체(이하, Exp-Ref)와 확대머리 이형철근에 전단보강이 된 실험체(이하, Exp-D13 및 Exp-D16)이다. Exp-D13과 Exp-D16은 확대머리 이형철근 겹침부에 전단보강 철근으로 각각 D13과 D16 철근을 사용한 실험체이며, 확대머리의 크기는 직경 50mm, 두께 30mm 로 모두 동일하다. 실험체 설계변수를 Table 1에 나타내었고, 실험체 제원은 Fig. 1과 같다.

Table 1 Test specimen details (Choi and Park, 2019)

Specimen	Longitudina l Bars	Anchor $\phi \times t$ [mm]	Stirrup Bars	Concrete Compressive Strength [MPa]
Exp-Ref			-	
Exp-D13	SD400-D19	50 × 30	SD400-D13	30
Exp-D16			SD400-D16	

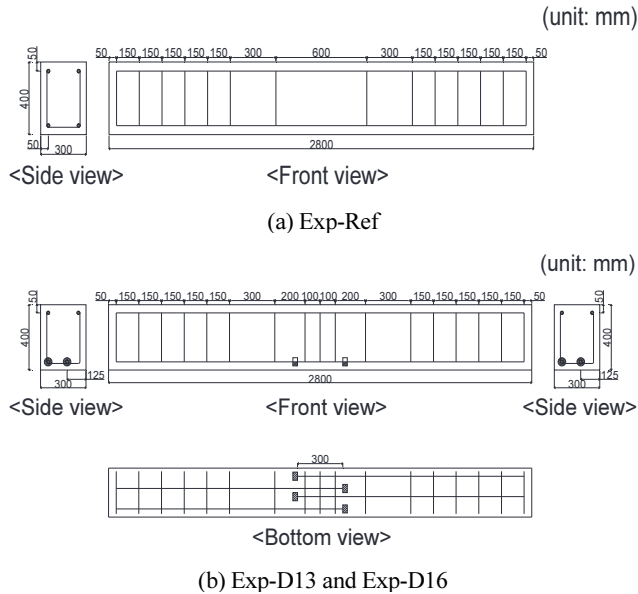


Fig. 1 Dimension of specimens (Choi and Park, 2019)

3.2 실험결과

Choi and Park(2019)이 수행한 실험결과에 의하면 전단보강 철근의 직경은 확대머리 이형철근 정착부의 구조성능에 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 전단보강 철근의 직경이 D13인 Exp-D13 실험체와 전단보강 철근의 직경이 D16인 Exp-D16 실험체의 최대 강도(P_{max})는 각각 240.6 kN 과 255.0 kN 으로 횡방향 철근지수(K_{tr})가 높은 Exp-D16 실험체가 약간 크게 나왔다. 최대 강도(P_{max})의 변위(δ_{max})와 항복 강도(P_y)의 변위(δ_y)역시 마찬가지로, Exp-D13은 16.0 mm, 6.44 mm Exp-D16은 17.4 mm, 7.49 mm 로 Exp-D16이 더 크게 나타났다. 이러한 결과는 횡방향 철근지수(K_{tr})의 효과를 고려하도록 개정된 확대머리 이형철근의 정착길이 설계기준(MOLIT, 2021)과도 부합한다. 하지만, 확대머리 이형철근이 적용된 두 실험체(Exp-D13, Exp-D16)의 최대 강도와 변위 값은 연속이음된 실험체(Exp-Ref)의 결과에 못 미치는 것으로 나타났다(Table 2).

Table 2 Test results (Choi and Park, 2019)

	P_{max} [kN]	P_y [kN]	δ_{max} [mm]	δ_y [mm]
Exp-Ref	273.9	238.0	31.1	6.40
Exp-D13	240.6	215.8	16.0	6.44
Exp-D16	255.0	239.5	17.4	7.49

4. 확대머리 이음부의 유한요소해석

4.1 유한요소해석 재료모델

확대머리 이형철근이 적용된 이음부의 유한요소해석을 위해서는 철근과 콘크리트의 부착과 함께 확대머리와 콘크리트 부재 사이의 접촉조건을 고려해야 한다. 인장력을 받는 콘크리트에 매입된 철근은 하중 초기단계에서는 콘크리트와 일체 거동을 하며 부착성을 유지한다. 하지만 일정 수준이상의 변형률이 발생하게 되면 부착력이 급격하게 저하되면서 구조물의 파괴로 이어진다. 이러한 철근과 콘크리트의 일체거동을 모사하기 위하여 ABAQUS에서 제공하는 매립기능(Embedded Region)을 사용하였다. 또한 철근과 콘크리트의 부착파괴가 발생하는 시점에서 철근의 강도가 급격하게 저하되면서 내하력이 급속히 감소하도록 응력-변형률 곡선을 정의하여 부착 파괴 모드를 모사하였다.

유한요소모델은 콘크리트 파트, 철근파트, 확대머리 파트로 구성된다. 콘크리트의 재료모델은 콘크리트 손상(Concrete Damaged Plasticity, CDP) 모델을 사용하였다. CDP 모델은 압축과 인장의 거동특성이 다르게 나타나는 콘크리트의 재료적 특징을 반영할 수 있고, 재료 항복 이후의 비선형성과 항복 변형률의 증가에 따른 탄성계수의 감소를 나타낼 수 있는 특징이 있어 철근콘크리트 부재의 비선형 유한요소해석에 널리 이용되고 있다(Kim et al., 2020). 유한요소해석에 사용된 콘크리트의 응력-변형률 곡선은 Fig. 2에 나타낸 바와 같이, Kim

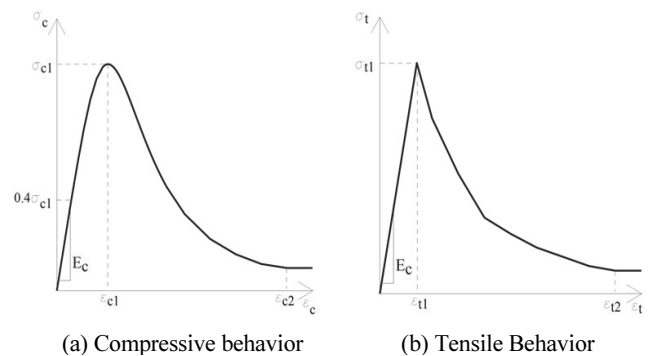
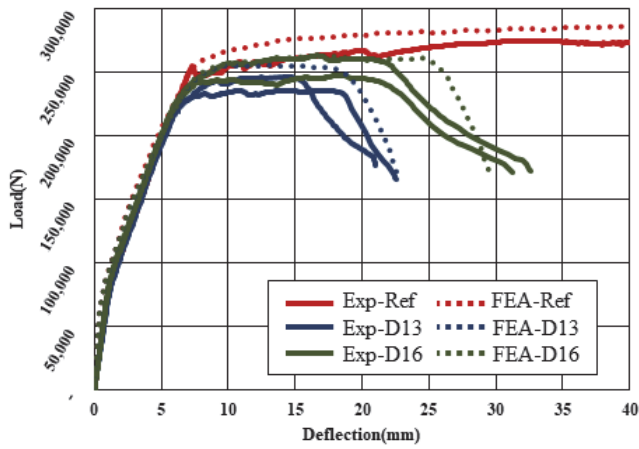
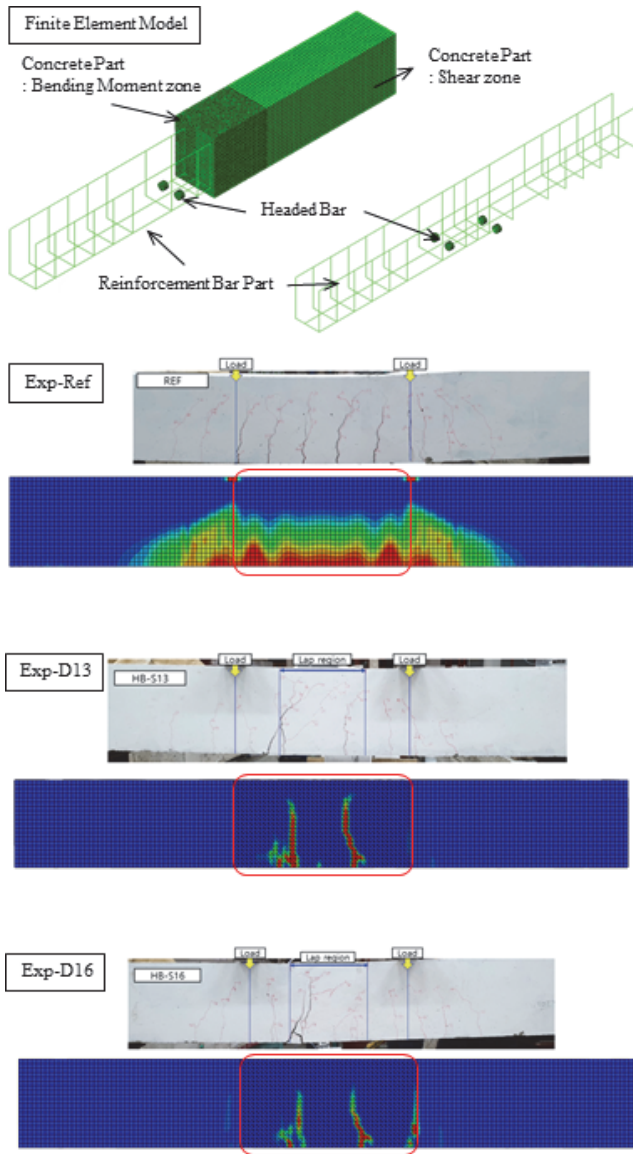


Fig. 2 Stress-Strain model of concrete (Kim et al., 2019)



(a) Load-Deflection Curves



(b) Finite Element Model and Crack Patterns

Fig. 3 Comparison of load-deflection curve and crack pattern

et al.(2019)이 제안한 혼합모델을 사용하였다. 콘크리트 압축 강도는 Choi and Park(2019)의 실험에 사용된 것과 동일한 30 MPa 을 사용하였고 포아송비는 0.2를 사용하였다. 철근과 확대머리의 응력-변형을 곡선은 이선형(Bi-Linear) 모델을 사용하였다. 재료의 탄성계수는 200 GPa, 포아송비는 0.3, 항복응력은 400 MPa 을 적용하였다. 항복 이후 항복변형률 0.1 수준에서 철근-콘크리트의 부착 파괴가 일어난다고 가정하였으며, 이는 기존 실험에서 실험체가 파괴직전 극한거동을 나타내는 시점을 반영하여 결정된 값이다.

4.2 유한요소모델 및 해석방법

유한요소모델은 정밀한 해석을 위해서 3차원으로 모델링되었다. 콘크리트 파트에서 철근이 연속이음된 부분은 8절점 솔리드 요소를 사용하였고, 확대머리 연결부는 복잡한 부재의 형상을 고려하여 4절점 솔리드 요소를 사용하였다. 철근은 2절점 빔 요소를 사용하여 콘크리트 솔리드 요소에 매립시켰다. 확대머리는 4절점 솔리드 요소를 사용하여 철근과 접하는 부분을 철근 빔 요소와 노드를 공유시켜 일체 거동하도록 하였다. 콘크리트 솔리드 요소와 접하는 부분은 접촉면이 서로 맞닿아 있되(Surface to Surface Contact), 서로의 경계가 서로 침범하지 않도록 모델링(Hard Contact)하였으며, 확대머리와 콘크리트의 마찰력은 무시(Frictionless Behavior)하였다. 확대머리 이음부를 갖는 철근콘크리트 보의 거동은 확대머리와 콘크리트 사이의 응력집중으로 인한 재료의 국부적인 손상에 의하여 궁극적으로 구조물이 최종 파괴되는 매커니즘을 갖으며, 이를 해석적으로 모사하기 위해서는 비선형 중분의 수렴문제를 해결하는 것이 매우 중요하다. 따라서 해석모델의 수렴성을 높이기 위하여 외연적 동해석(Dynamic Explicit)을 활용한 준정적해석(Quasi-Static Analysis)을 사용하였다.

4.3 유한요소모델의 검증

유한요소모델의 해석결과를 Exp-Ref, Exp-D13, Exp-D16 실험결과와 비교하였다. 하중-처짐 곡선과 균열양상을 Fig. 3에 나타내었으며 최대강도는 5% 이내의 오차를 나타내었고, 최대강도 이후 하중감소 현상도 유사하게 나타내는 것을 알 수 있다(Fig. 3(a)). 또한 최종 단계에서의 실험체 균열 사진에서도 실험결과와 균열양상과 유한요소모델 콘크리트 파트의 최대주응력 분포가 매우 유사함을 알 수 있다(Fig. 3(b)). 철근이 연속 이음된 Exp-Ref 실험체의 경우 보 중앙부에 균일한 휨균열이 나타나 전형적인 휨 파괴가 발생하였으나, 확대머리 이음부가 설치된 Exp-D13 및 Exp-D16 실험체에서는 확대머리 부근의 균열이 지배적인 것을 알 수 있다.

5. 확대머리 이음부 상세에 따른 거동 분석

5.1 보 실험체 모델 제원

유한요소해석에 사용된 모델은 폭 300 mm, 높이 400 mm, 총 길이 3,600 mm, 순 경간 3,200 mm 를 갖는 보 실험체이며, 4점 휨 시점으로 모델링하였다. 상·하부에 SD400-D19 의 주철근이 각각 2열 배근 되었고, SD400-D13 철근이 150mm 간격으로 단부에서 하중재하 지점 까지 전단보강 되었다. 하중재하점의 간격은 1,200 mm 이며, 해당 구간에 확대머리의 정착길이 및 전단보강 철근 배근을 변수를 적용하였다. 유한요소모델의 제원 예시를 Fig. 4에 나타내었다.

5.2 유한요소해석 변수

휨 인장을 받는 확대머리 이음부를 갖는 보의 거동에서 횡보강 철근의 영향을 분석하기 위하여 다양한 횡방향 철근지수(K_{tr})를 적용한 해석모델에 대한 유한요소해석을 수행하였다. 앞서 식 (4)에 나타난 바와 같이 횡방향 철근지수(K_{tr})는 전단보강의 역할을 하는 철근의 총 면적(A_{tr})과 간격(s), 균열면 종방향 철근 개수(n)의 영향을 받는다. 확대머리 이음부의

설계에서 휨에 저항하는 종방향 철근 개수(n)는 고정되므로, 전단보강 철근의 면적(A_{tr}) 및 배치간격(s)에 의해 결정된다. 전단보강 철근의 총 면적(A_{tr})은 전단보강 철근의 지름(d_{tr})과 보강단면의 개수(n_{tr})로 결정 되는데, 실험체의 전단보강 철근은 띠철근 형태로 주철근을 감싸도록 배근되므로 $n_{tr} = 2$ 로 고정되어 A_{tr} 은 d_{tr} 에 의해 결정된다. 전단보강 철근의 배치간격(s)는 전단보강 철근이 없는 경우와 150mm 두 가지로 변수를 두었다. 즉, 전단보강 철근이 없는 경우의 K_{tr} 은 0 이 된다. 유한요소모델별 변수조건을 Table 3에 나타내었다.

유한요소모델 L00-D00은 확대머리 이음부가 없는 연속이음된 실험체이고, 유한요소모델 명칭의 L 은 식 (5)에 의해 계산된 정착길이(l_d)와 관련된 변수이다. 즉 L07은 l_d 의 0.7 배, L12은 l_d 의 1.2 배, L15는 l_d 의 1.5 배, L21은 l_d 의 2.1 배의 정착길이(l_d)를 갖는다. 유한요소모델 명칭의 D 는 전단보강 철근의 지름(d_{tr}) 과 관련된 변수이며, D00은 전단보강 철근이 없는 모델 이다. 즉, D13 은 SD400-D13 의 띠철근이 전단보강된 모델이고, D16 은 SD400-D16 의 띠철근이 전단보강된 모델이다.

Table 3 Finite element model for headed bar analysis

Model	l_d [mm]	l_d/l_{dt}	K_{tr} [mm]	K_{tr}/d_b	Anchor $\phi \times t$ [mm]
L00-D00	-	-	-	-	
L07-D00	250	0.7	0	0.0	
L07-D13	250	0.7	16.9	0.9	
L07-D16	250	0.7	26.5	1.4	
L07-D19	250	0.7	41.1	2.2	
L10-D00	350	1.0	0	0.0	
L10-D13	350	1.0	16.9	0.9	
L10-D16	350	1.0	26.5	1.4	
L10-D19	350	1.0	41.1	2.2	
L12-D00	400	1.2	0	0.0	
L12-D13	400	1.2	16.9	0.9	50 × 30
L12-D16	400	1.2	26.5	1.4	
L12-D19	400	1.2	41.1	2.2	
L15-D00	500	1.5	0	0.0	
L15-D13	500	1.5	16.9	0.9	
L15-D16	500	1.5	26.5	1.4	
L15-D19	500	1.5	41.1	2.2	
L21-D00	700	2.1	0	0.0	
L21-D13	700	2.1	16.9	0.9	
L21-D16	700	2.1	26.5	1.4	
L21-D19	700	2.1	41.1	2.2	

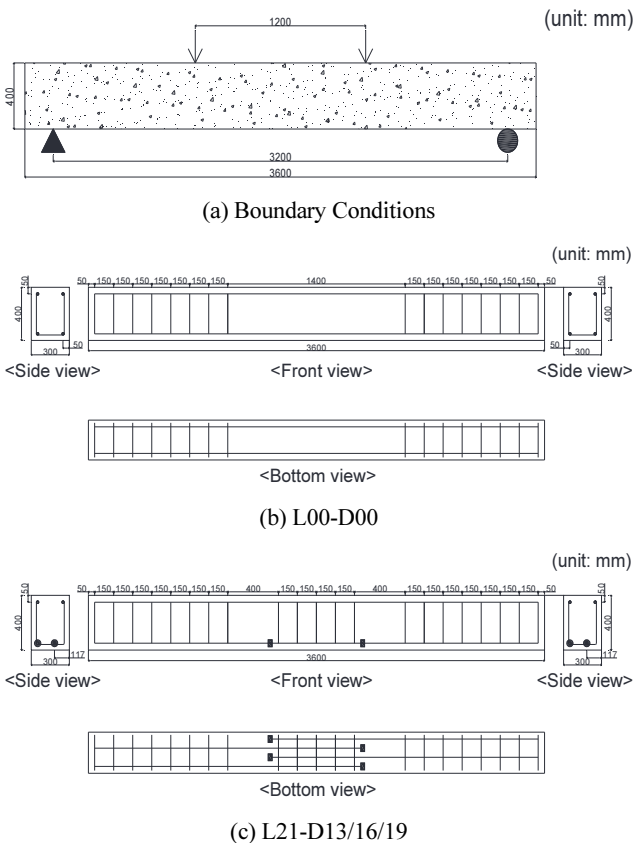


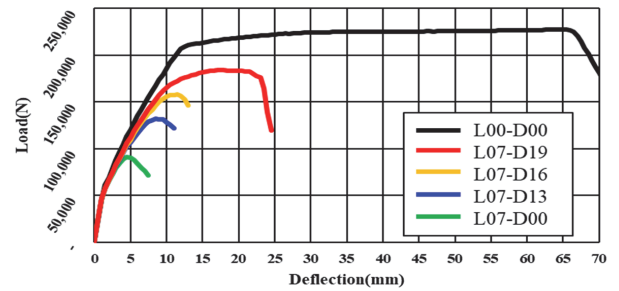
Fig. 4 Boundary conditions and dimension examples

5.3 유한요소해석 결과

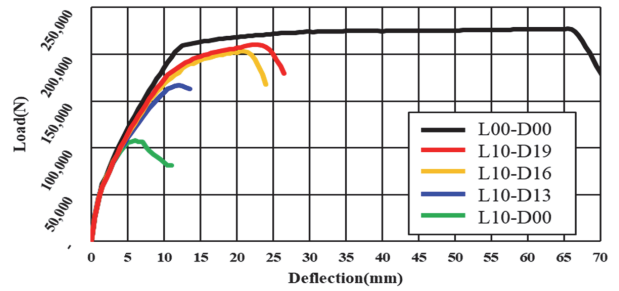
확대머리 연결부 조건을 고려한 21 개의 유한요소모델에 대한 해석결과를 정착길이 비(l_d/l_{dt}) 및 횡방향 철근지수 비

Table 4 Results of finite element analysis

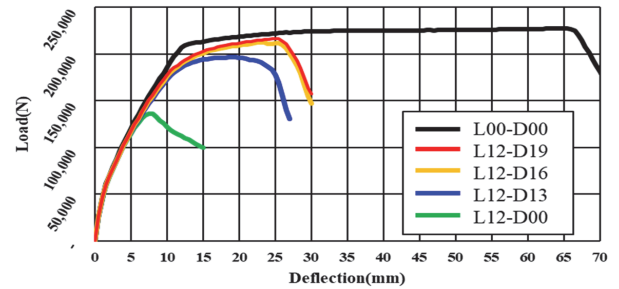
Model	l_h/l_{dt}	K_{tr}/d_b	P_{max} [kN]	δ_{max} [mm]	δ_y [mm]	δ_{max}/δ_y
L00-D00	-	-	227.2 (1.00)	64.5 (1.00)	9.5 (1.00)	6.8 (1.00)
L07-D00	0.7	0.0	91.0 (0.40)	4.5 (0.07)	2.5 (0.26)	1.8 (0.27)
L07-D13	0.7	0.9	131.7 (0.58)	8.5 (0.13)	5.0 (0.53)	1.7 (0.25)
L07-D16	0.7	1.4	157.9 (0.69)	11.5 (0.18)	6.5 (0.68)	1.8 (0.26)
L07-D19	0.7	2.2	183.8 (0.81)	17.0 (0.26)	8.0 (0.84)	2.1 (0.31)
L10-D00	1.0	0.0	108.3 (0.48)	6.0 (0.09)	3.0 (0.32)	2.0 (0.29)
L10-D13	1.0	0.9	167.1 (0.74)	12.0 (0.19)	7.0 (0.74)	1.7 (0.25)
L10-D16	1.0	1.4	203.3 (0.89)	20.5 (0.32)	9.5 (1.00)	2.2 (0.32)
L10-D19	1.0	2.2	210.4 (0.93)	23.0 (0.36)	9.5 (1.00)	2.4 (0.36)
L12-D00	1.2	0.0	136.2 (0.60)	7.5 (0.12)	4.5 (0.47)	2.1 (0.32)
L12-D13	1.2	0.9	196.8 (0.87)	19.0 (0.29)	8.5 (0.89)	2.2 (0.33)
L12-D16	1.2	1.4	212.2 (0.93)	22.5 (0.35)	9.5 (1.00)	2.4 (0.35)
L12-D19	1.2	2.2	216.0 (0.95)	25.5 (0.40)	9.5 (1.00)	2.7 (0.40)
L15-D00	1.5	0.0	159.3 (0.70)	10.0 (0.16)	5.5 (0.58)	1.8 (0.27)
L15-D13	1.5	0.9	221.4 (0.97)	28.0 (0.43)	9.5 (1.00)	2.9 (0.43)
L15-D16	1.5	1.4	223.2 (0.98)	28.0 (0.43)	9.5 (1.00)	2.9 (0.43)
L15-D19	1.5	2.2	223.7 (0.98)	28.0 (0.43)	9.5 (1.00)	2.9 (0.43)
L21-D00	2.1	0.0	194.0 (0.85)	12.5 (0.19)	7.5 (0.79)	1.7 (0.25)
L21-D13	2.1	0.9	225.3 (0.99)	30.0 (0.47)	9.5 (1.00)	3.2 (0.47)
L21-D16	2.1	1.4	225.3 (0.99)	29.5 (0.46)	9.5 (1.00)	3.1 (0.46)
L21-D19	2.1	2.2	225.3 (0.99)	30.0 (0.47)	9.5 (1.00)	3.2 (0.47)



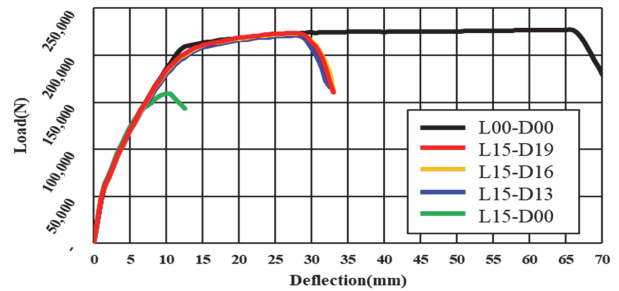
(a) L00-D00 and L07-D00/13/16/19



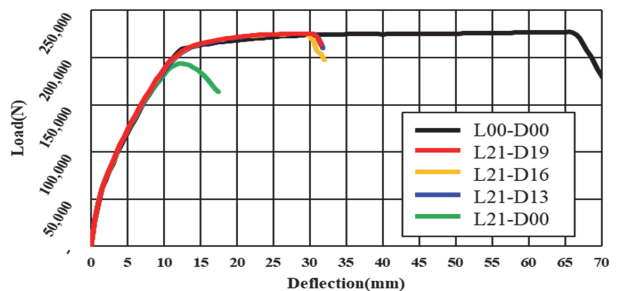
(b) L00-D00 and L10-D00/13/16/19



(c) L00-D00 and L12-D00/13/16/19



(d) L00-D00 and L15-D00/13/16/19



(e) L00-D00 and L21-D00/13/16/19

Fig. 5 Load-deflection curves of FE models

(K_{tr}/d_b)에 따라 구분하여 Table 4에 나타내었다. 각각의 해석 결과는 L00-D00 와 최대 강도(P_{max}), 변위 연성도(δ_{max}/δ_y)를 비교하였다. 이때 δ_y 는 하중이 P_{max} 에 도달하기 전 $0.8 P_{max}$ 에서의 변위(mm)로 정의하였다. 정착길이 비(l_d/l_{dt})의 변화에 따른 하중-처짐 곡선을 Fig. 5에 나타내었다.

5.3.1 확대머리 정착조건에 따른 최대 강도 변화

l_d/l_{dt} 의 증가에 따른 P_{max} 의 변화를 Fig. 6에 나타내었다. P_{max} 는 l_d/l_{dt} 와 K_{tr}/d_b 가 증가함에 따라 증가하는 경향을 보였으며, 특히 L00-D00 모델 최대강도의 85% 수준까지는 모든 K_{tr} 조건에서 l_{dt} 의 증가에 따라 선형으로 증가하는 경향을 보였다. 설계기준인 $l_d/l_{dt} \geq 1.0$ 및 $K_{tr}/d_b \geq 1.2$ 를 만족하는 모델(L10-D16/19, L12-D16/19, L15-D16/18, L21-D16/19)에서는 철근이 연속이음된 모델(L00-D00)의 90% 이상을 확보하는 것으로 나타나 충분한 정착강도를 확보함을 확인하였다. 하지만 $l_d/l_{dt} < 1.0$ 인 모델에서는 $K_{tr}/d_b = 2.2$ 까지 증가하여도 최대강도가 90%를 넘지 못하였다. 따라서 연결부의 정착길이(l_{dt})의 결정에서 횡방향 철근지수(K_{tr})에 대한 영향을 고려하도록 하는 현재의 설계방법은 적절한 것으로 판단된다.

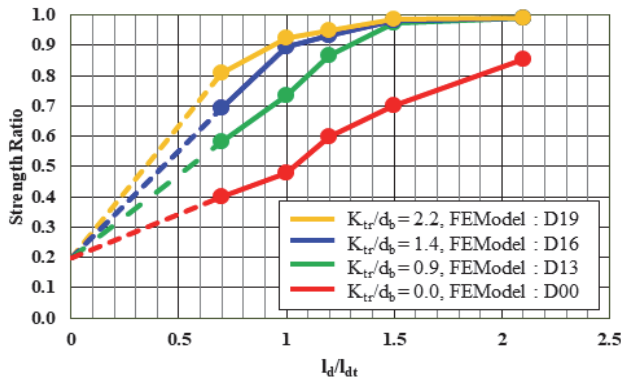


Fig. 6 Strength ratio of FE models

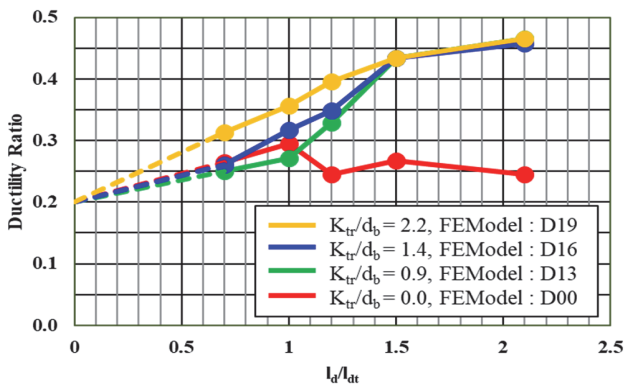


Fig. 7 Ductility ratio of FE models

5.3.2 확대머리 정착조건에 따른 연성도 변화

각각의 l_d/l_{dt} 에 대한 K_{tr}/d_b 변화에 따른 δ_{max}/δ_y 의 변화를 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7에서 보이는 바와 같이 $K_{tr}/d_b = 0$ 인 모델에서는 연성도의 증가가 나타나지 않았으나, 다른 모델들에서는 l_d/l_{dt} 증가에 따른 연성도의 증가가 확인되었다. 하지만 확대머리 연결부를 갖는 모든 모델에서 L00-D00 연성도의 50% 를 넘지는 못하였다. 최대강도에서 L00-D00 모델 대비 90% 수준의 성능을 확보한 것에 비해 연성도 측면에서는 상대적으로 낮은 효과를 보였다. 따라서 지진 또는 과대변형이 발생할 수 있는 구조물에 확대머리 연결부를 적용할 경우에는 이러한 구조거동 특성을 반영하는 것이 필요할 것으로 판단된다. 이러한 연성도 감소효과는 확대머리 단부에 응력이 집중되는 구조상세에 의한 영향으로, 확대머리의 응력 분산을 통해 이를 개선하기 위한 연구가 필요할 것으로 판단된다.

6. 결론

본 연구에서는 확대머리 이형철근의 정착길이 및 횡방향 철근지수 변화에 따른 철근콘크리트 보의 구조거동을 해석적으로 분석하였으며, 얻어진 연구결과는 다음과 같다.

- 1) 확대머리 이형철근 연결부를 갖는 철근콘크리트 보의 거동을 해석적으로 분석하기 위하여 외연적 동해석 기법을 활용한 준정적해석을 이용하여 유한요소해석을 수행하고 기존의 실험결과와 비교하였다. 본 연구에서 적용된 유한요소해석 기법의 최대강도 정확도는 95% 수준으로 기존 실험결과와 유사한 결과를 나타내었으며, 특히 확대머리 부근의 콘크리트 파괴로 인한 최대강도 발현 이후의 강도감소 역시 잘 반영하는 것으로 나타났다. 다양한 설계조건을 반영하는 유한요소해석 모델을 위해서는 단면변화, 확대머리 상세조건, 콘크리트 압축강도의 변화 등에 대한 연구가 추후 수행되어야 할 것으로 판단된다.
- 2) 확대머리 이형철근의 정착길이와 횡방향 철근지수 비의 변화에 따른 최대 강도 값을 분석한 결과 모든 해석모델에서 횡방향 철근지수의 증가는 강도를 증가시키는 것을 확인하였다. 개정된 설계기준에 부합하는 조건으로 설계된 모델(정착길이비 1.0 이상, 횡방향 철근지수비 1.2 이상)에서는 철근이 연속이음된 경우의 90% 수준 이상의 강도를 확보하는 것을 확인하였다.
- 3) 확대머리 이형철근의 정착길이와 횡방향 철근지수 비의 변화에 따른 변위 연성도 값을 분석한 결과 최대 강도와 마찬가지로 횡방향 철근지수의 증가에 따라 변위 연성도도 함께 증가하는 것을 확인 하였다. 하지만 연속 철근

이음된 모델에 비해 연성도의 최대 값은 50% 수준을 넘지 못하였으며, 이를 개선하기 위한 확대머리의 구조상세에 대한 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

- 4) 최근 개정된 확대머리 정착길이 설계기준을 반영하여 횡방향 철근지수의 영향을 분석한 결과, 정착구간의 전단보강 철근은 연결부의 최대 강도 및 연성도에 큰 영향을 미치는 것을 확인하였다.

감사의 글

이 연구는 한국건설기술연구원 주요사업(과제코드: 20210353-001)에 의해 수행되었습니다.

References

1. ACI (American Concrete Institute) (2019), Building Code and Reinforcements for Structural Concrete, Farmington Hills, Michigan, USA.
2. Choi, J., and Park, C. (2019), Experimental Study on the Flexural Strength of Joints of Concrete Members for Details of Headed Deformed Reinforcing Bars, *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, 19(5), 199-207.
3. Kim, K. S., Han, O., Gombosuren, M., and Kim, S. H. (2019), Numerical Simulation of Y-type Perfobond Rib Shear Connectors Using Finite Element Analysis, *Steel and Composite Structures*, 31(1), 53-67.
4. Kim, K. S., Park, K. T., Kim, B. C., Kim, J., and Jung, K. S. (2020), FEA for RC Beams Partially Flexural Reinforced with CFRP Sheets, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 24(5), 9-16.
5. Kim, S. H. (2014). Experimental Study on Lap Splice of Headed Deformed Reinforcing Bars in Tension, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 18(5), 59-67.
6. Lee, C. Y., and Kim, S. H. (2020). Anchorage Strength of High Strength Headed Bar Embedded Vertically on SFRC Members, *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 24(1), 148-156.
7. MOLIT (2016), Design Specifications of Developments and Lap Splices in Concrete Structures. KDS 14 20 52 : 2016.
8. MOLIT (2021), Design Specifications of Developments and Lap Splices in Concrete Structures. KDS 14 20 52 : 2021.

Received : 06/23/2021

Revised : 07/29/2021

Accepted : 09/29/2021

요 지 : 본 연구에서는 확대머리 정착이음을 갖는 연결부의 상세에 따른 구조거동을 유한요소해석을 통해 분석하였다. 복잡한 접촉조건과 비선형 거동을 나타내는 연결부의 유한요소해석을 위하여 외연적 동해석을 활용한 준정적 해석 기법을 적용하였다. 기존 실험결과와 해석결과를 비교하여 유한요소모델의 정확성을 검토하였으며, 준정적 해석 기법은 확대머리 연결부의 비선형성을 잘 반영하는 것을 확인하였다. 다양한 정착길이, 횡방향 철근지수를 갖는 21가지 유한요소모델을 활용하여 구조해석을 수행한 결과 정착길이와 횡방향 철근지수의 증가는 강도와 연성도를 증가 시키는 것을 확인하였으나, 충분한 구조성능을 확보하기 위해서는 두 가지 설계변수 모두 일정수준을 확보해야 함을 확인하였다. 최근 개정된 확대머리 정착이음 설계기준에서는 정착길이와 횡방향 철근지수를 모두 고려하는 설계식을 제시하고 있으며, 본 연구의 결과에서도 정착길이 뿐만 아니라 횡방향 보강철근이 매우 중요한 영향을 미치는 것을 확인하였다.

핵심용어 : 확대머리 이형철근, 유한요소해석, 정착길이, 횡방향 철근지수, 설계기준
