

스트럿-타이 모델을 이용한 비접촉 겹침 이음의 이음 강도 산정

홍성걸^{1)*} · 천성철²⁾

¹⁾서울대학교 건축학과 ²⁾(주)대우건설 기술연구원

Splice Strengths of Noncontact Lap Splices Using Strut-and-Tie Model

Sung-Gul Hong^{1)*} and Sung-Chul Chun²⁾

¹⁾Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea

²⁾Daewoo Institute of Construction Technology, Daewoo E & C Co., Ltd., Suwon 440-210, Korea

ABSTRACT Strut-and-tie models for noncontact lap splices are presented and parameters affecting the effective lap length (l_p) and the splice strength are discussed in this paper. The effective lap length along which bond stress is developed is shorter than the whole lap length. The effective lap length depends on the transverse reinforcement ratio (Φ) and the ratio of spacing to lap length (α). As the splice-bar spacing becomes wider, the effective lap length decreases and, therefore, the splice strength decreases. The influence of the ratio α on the effective lap length becomes more effective when the transverse reinforcement ratio is low. Because the slope of the strut developed between splice-bars becomes steeper as the ratio Φ becomes lower, the splice-bar spacing significantly affects the effective lap length. The proposed strut-and-tie models for noncontact lap splices are capable of considering material and geometric properties and, hence, providing the optimal design for detailing of reinforcements. The proposed strut-and-tie model can explain the experimental results including cracking patterns and the influence of transverse reinforcements on the splice strength reported in the literature. From the comparison with the test results of 25 specimens, the model can predict the splice strengths with 11.1% of coefficient of variation.

Keywords strut-and-tie model, noncontact lap splice, bond strength, lap length

1. 서 론

철근 정착과 이음은 철근콘크리트 구조의 이상적인 거동을 실현하기 위한 중요한 응력 전달 요소로, 그 거동이 매우 복잡하고 강도에 미치는 요인이 다양하다. 현행 설계기준에서는^{1,2)} 많은 실험 결과^{3,4)} 근거로, 철근 직경, 재료 강도, 철근 배근 위치, 에폭시 도막 여부, 경량 콘크리트 사용 여부, 피복 및 철근 간격, 그리고 횡보강근량을 고려하여 정착 길이 및 이음 길이를 제시하고 있다. 정착 길이와 이음 길이에 의한 철근 상세 설계는 보편적으로 알려진 방법이지만, 힘의 흐름이 고려되지 않아 관련된 재료 및 기하학적 특성을 적절히 반영하기 어렵다.

스트럿-타이 모델은 부재 내부 힘의 흐름에 근거하여 춤이 깊은 보, 개구부 주변 및 단면이 급격히 변화하는 응력 교란 영역(D-region)의 설계에 매우 유용하게 활용되고 있다^{5,6)}. 현행 스트럿-타이 모델에서, 타이의 정착은 절점(node)에서 충분한 정착 길이를 확보하거나 또는 기계적 정착 장치(mechanical anchor)를 이용하여 부착 파괴를 의도적으로 제외하는 것으로 가정하고 있다. 그러나

철근이 정착되는 절점의 위치, 구조물의 형상, 보강근의 배근량 및 배근 방법, 그리고 재료 강도에 따라 철근 정착부의 응력 상태는 변하게 된다⁷⁾. 저자는 CCT(compression-compression-tension) 절점과 TTC(tension-tension-compression) 절점에 정착된 철근에 대해 일정한 부착 강도와 분산 절점(smearred node)을 이용한 스트럿-타이 모델을 제시하였다⁸⁻¹⁰⁾.

본 논문에서는 비접촉 철근 겹침 이음에 대한 스트럿-타이 모델을 제시하여 이음되는 철근 사이의 힘의 흐름을 이해하고, 이음 내력에 영향을 주는 요인들을 파악하여 다양한 조건에서 철근 상세 설계에 활용할 수 있는 근거를 제시하고자 한다.

2. 비접촉 겹침 이음

비접촉 겹침 이음에 대한 연구는 주로 1960년 이전에 이루어졌으며, 다른 부착·정착·이음 연구에 비해 매우 제한적으로 수행되었다^{11,12)}. 현행 기준에는 횡방향으로 소요 겹침 이음 길이의 1/5 또는 150 mm 중 작은 값 이상 떨어지지 않도록 요구하고 있으며, 겹침 이음 길이는 일반 겹침 이음 길이와 동일한 값을 사용하도록 규정하고 있다.

Sagan *et al.*은¹³⁾ Fig. 1의 벽체 형상의 비접촉 겹침이

*Corresponding author E-mail : sglhong@snu.ac.kr

Received September 25, 2006, Accepted January 11, 2007

©2007 by Korea Concrete Institute

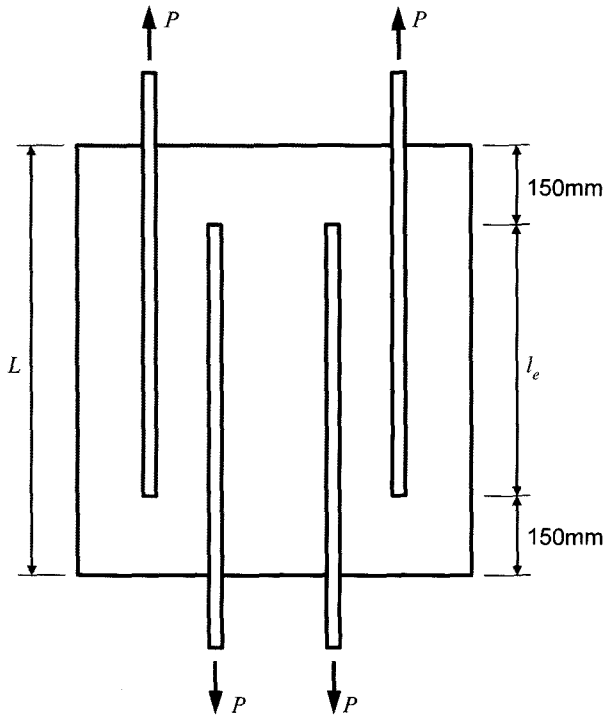


Fig. 1 Typical noncontact lap splice specimen used by Sagan et al. (Transverse reinforcements are not shown.)

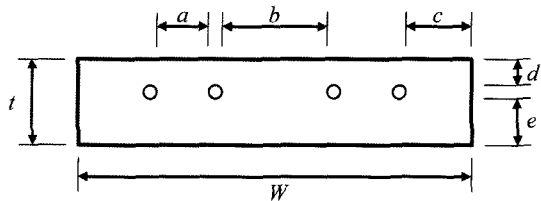
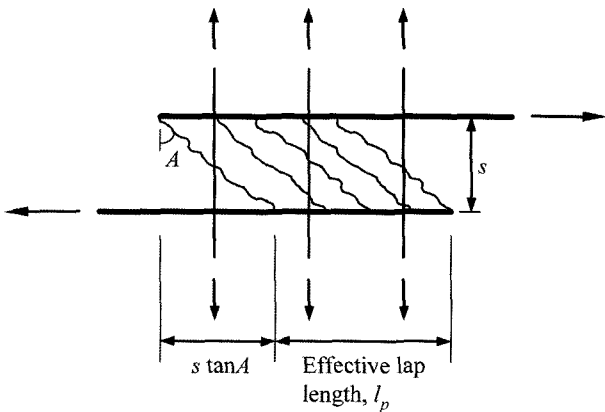


Fig. 2 Effective lap length by Sagan et al.



음 실험을 수행하였으며, 스트럿-타이 모델을 이용하여 Fig. 2와 같이 유효 겹침 이음 길이(effective lap length, l_p)를 제안하였다. 스트럿 각도 A 로는 50° 를 사용하였다. 유효 겹침 이음 길이는 스트럿 각도 A 에 의해 결정되는데, 기존 철근 정착에 관한 스트럿-타이 모델에⁷⁻¹⁰⁾ 의하면 재료 및 기하학적 물성값에 의해 결정될 수 있다. 본 연구에서는 이음되는 철근 사이의 스트럿을 재료 강도와 기하학적 물성에 따라 구명하고 유효 겹침 이음 길이를 산정하여 이음 내력을 평가하고자한다.

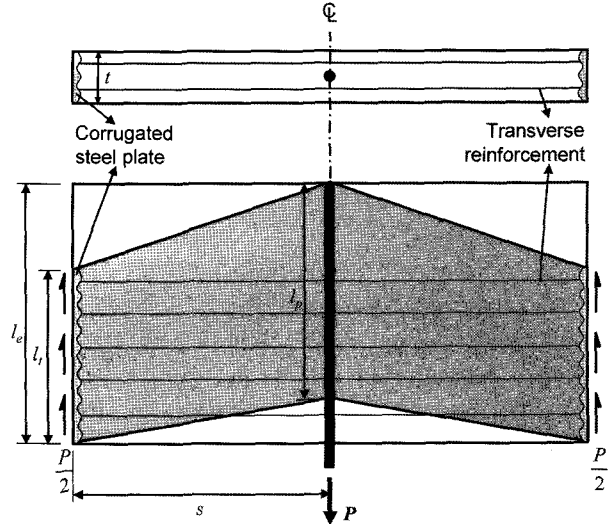


Fig. 3 Idealized structure for noncontact lap splice under distributed confinements

3. 비접촉 철근 겹침 이음의 스트럿-타이 모델

3.1 스트럿-타이 모델링

이음되는 철근간 간격이 s , 겹침 이음 길이가 l_e 인 비접촉 겹침 이음된 철근이 l_t 구간에서 등분포 횡보강근에 의해 구속된 경우를 Fig. 3에서 보여주고 있다.

모델링의 단순화를 위하여 횡보강근은 좌우면의 경계가 되는 강판에 완전 정착되어 어느 지점에서나 설계 항복강도를 발휘할 수 있으며, 이 강판은 표면 돌기에 의해 표면에서 충분한 전단응력이 전달되고 축방향으로는 무한한 강도와 강성을 지니는 강체로 가정한다. 횡보강된 길이 l_t 는 모델의 일반화를 위해 임의의 구간으로 설정하며, 모델이 완성된 후 $l_t = l_e$ 또는 $l_t = 0$ 인 경우에 대해 특화하여 설명될 수 있다. Fig. 3에서 음영인 부분은 1방향 압축응력을 받는 스트럿을 나타낸다. 이 스트럿에 의해 유효 겹침 이음 길이(effective lap length, l_p) 구간에 수직방향으로 부착응력이 작용되어 이음 내력을 발휘하게 된다. 주어진 재료 및 기하학적 물성을 가지고 스트럿-타이 모델을 통해 유효 겹침 이음 길이를 결정함으로써 이음 강도를 평가할 수 있다.

3.2 가정

본 연구에서는 2차원 평면응력(plane stress) 상태를 가정하며, 재료 모델은 완전 소성 거동(perfectly plastic behavior)을 가정한다. 콘크리트는 인장강도를 무시하고 Fig. 4(a)와 같이 2축 응력에 대해 단순화된 항복 조건을 사용한다. 철근과 콘크리트 사이의 부착강도는 주변 콘크리트의 강도, 철근 리브의 형상과 치수, 그리고 부착면에 작용하는 수직응력의 정도에 따라 변하지만, Fig. 4(b)와 같이 단순화시킨다. 간격 s_n 로 배근된 횡보강근은, 충분히 촘촘하게 배근되어 있으면 Fig. 5와 같이 연속된 횡구속

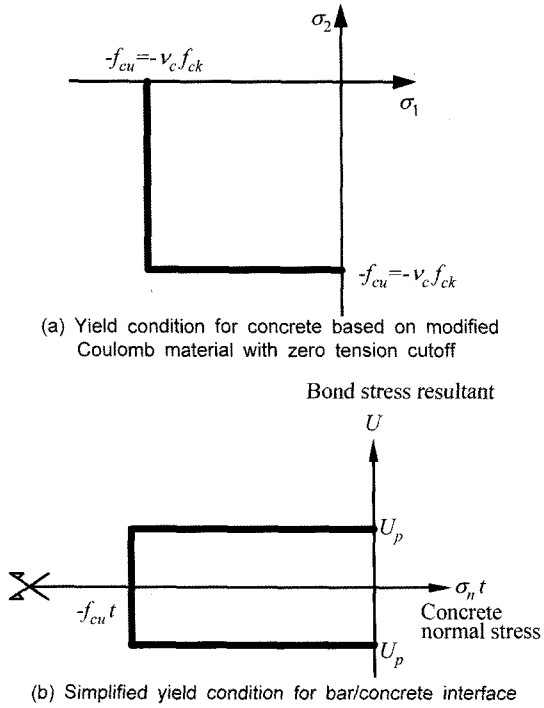


Fig. 4 Yield conditions for materials

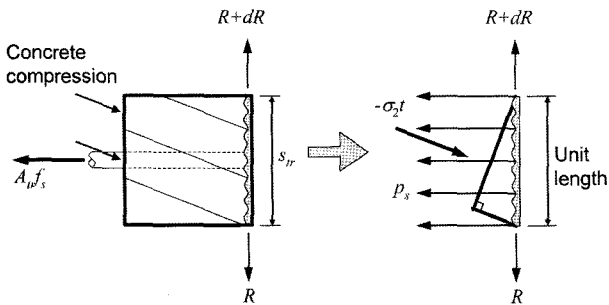


Fig. 5 Idealization of discrete transverse reinforcement as infinitesimally closely spaced (smeared) reinforcement

력을 받는 상태로 이상화할 수 있다. 이때 단위길이당 횡구속력 p_s 는 다음 식으로 표현될 수 있다.

$$p_s = \frac{A_{tr} f_s}{s_{tr}} \quad (1)$$

여기서, A_{tr} 과 f_s 는 횡보강근의 단면적과 인장응력이다.

3.3 항복 조건

철근의 부착 파괴를 연구 대상으로 설정하여, l_p 구간에서 단위길이당 부착 응력이 항복하였다고 가정한다 ($U = U_p$). Fig. 3의 이상화된 구조물은 부정정이므로, 구조물이 파괴되기 위해서는 다른 구조 요소가 추가로 항복 상태에 이르러야하는데⁷⁾, 본 연구에서는 횡보강근이 항복한 경우($p_s = p_y$)를 다루기로 한다.

3.4 스트럿의 응력 상태와 기하학적 물성

대상 구조물이 좌우 대칭이므로, 철근을 중심으로 우

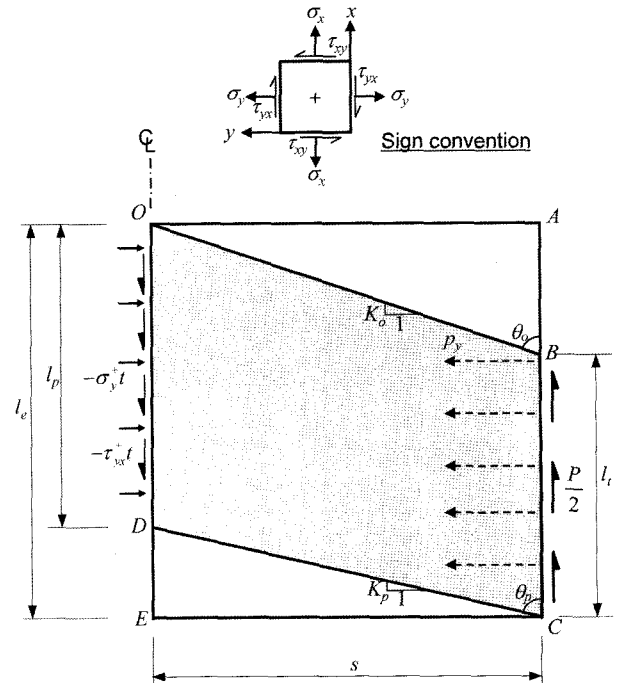


Fig. 6 Free-body diagram for half of strut-and-tie model

측 영역의 응력 상태는 Fig. 6과 같다. 1축 압축 상태의 스트럿이 $OBCD$ 영역에 형성되며, 나머지 영역인 OAB 와 CDE 구역은 아무런 응력이 작용하지 않는 것으로 가정한다. 응력에 대한 부호 규약은 Fig. 6에 나타내었다. 철근의 표면인 OD 구간에는 부착력을 발휘하는 전단응력(τ_{yx}^+)과 수직응력(σ_y^+)이 작용되며, 이 응력들은 스트럿의 응력과 평형을 이룬다. 강체 강판 표면에는 단위 길이당 횡구속력 p_y 가 수평방향으로 작용되며, 철근에 작용되는 인장력의 1/2이 전단응력으로 분산되어 작용된다. 3.3절의 항복 조건과 구조물의 대칭성을 이용하여, 철근 표면의 전단응력(τ_{yx}^+)과 단위길이당 부착강도(U_p)의 관계를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$U = \frac{dP}{dx} = -2\tau_{yx}^+ t = U_p \quad (2)$$

여기서, t 는 부재의 두께이다.

Fig. 7은 압축 스트럿의 기하학적 물성을 나타낸 그림으로, 점 C 를 원점으로한 $x-y$ 좌표를 가진다. 압축 스트럿 $OBCD$ 구역을 구성하는 임의의 압축선 FG 는 x 축의 좌표 ξ 와 기울기 θ 로 표현될 수 있다. 임의의 압축선 FG 선 위의 임의의 점 $J(x, y)$ 는 다음의 관계를 만족한다.

$$x = \xi + y \cot \theta = \xi + yK \quad (3)$$

임의의 압축선 FG 가 철근과 만나는 점은 $x = \zeta, y = s$ 가 되며, 여기서 ζ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\zeta = \xi + sK \quad (4)$$

임의의 압축선 FG 와 무한히 가까운 거리에 있는 압축선 $F'G'$ 는 $K + dK$ 와 $\xi + d\xi$ 로 표현될 수 있으며, $d\zeta$ 는

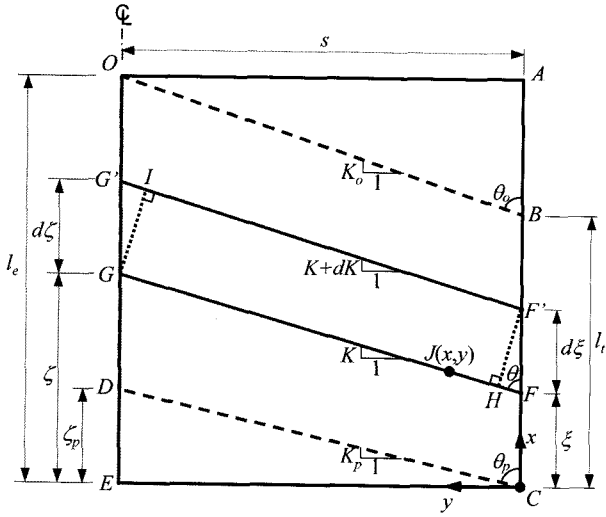


Fig. 7 Geometry of compression trajectories

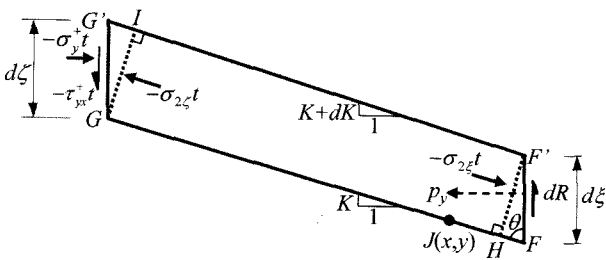


Fig. 8 Free-body diagram for infinitesimal element $FGG'F'$, FHF' , and $GG'I$

식 (4)를 ξ 에 대해 미분하여 구할 수 있다.

$$d\zeta = d\xi + s dK \quad (5)$$

3.5 미소구간의 힘의 평형

압축 스트럿을 구성하는 임의의 압축선 FG 와 $F'G'$ 사이의 미소 구간 $FGG'F'$ 의 응력 상태는 Fig. 8과 같다. 응력들 간의 관계식을 유도하기 위하여 수평방향(y 축 방향) 힘의 평형 방정식을 다음과 같이 구성할 수 있다.

$$\sum F_y = 0, \quad p_y d\xi = -\sigma_y^+ t d\zeta \quad (6)$$

식 (5)의 $d\zeta$ 를 식(6)에 대입하여 p_y 를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$p_y = -\sigma_y^+ t \left(1 + s \frac{dK}{d\xi}\right) \quad (7)$$

Fig. 8에서 철근면에 접하는 미소 영역 $GG'I$ 의 힘의 평형 조건과 항복 조건(식 (2))에 의해 응력들 간의 관계를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$-\sigma_y^+ t = \frac{-\tau_{yx}^+ t}{K} = \frac{U_p}{2K} \quad (8)$$

$$-\sigma_2^+ t = -\tau_{yx}^+ t \frac{1+K^2}{K} = \frac{U_p}{2} \frac{1+K^2}{K} \quad (9)$$

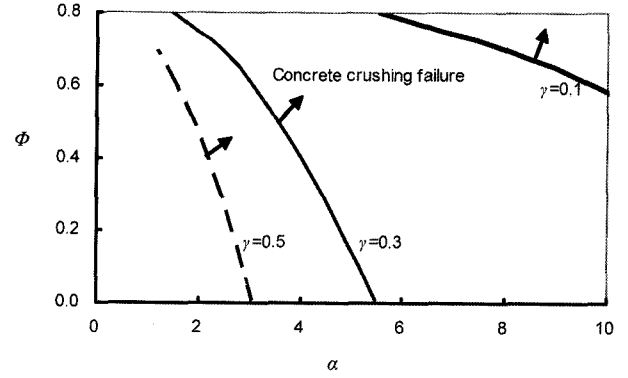


Fig. 9 Failure modes with varying parameters ($\nu_c = 0.85$)

여기서, $\sigma_{2\zeta}$ 와 $\sigma_{2\xi}$ 는 미소 구간 $FGG'F'$ 에서 철근면(GI)과 강판면(FF') 방향으로의 주응력이다.

스트럿의 주응력이 콘크리트 유효강도 f_{cu} 에 도달하면 콘크리트 압괴가 발생되는데, 식 (9)를 f_{cu} 와 같다고 놓고, $K = K_p$, K_p 는 뒤에서 유도될 식 (15)를 대입하면 콘크리트 압괴가 발생되기 위한 조건을 구할 수 있다. Fig. 9는 콘크리트 압괴가 발생되기 위한 형상비($\alpha = s/l_e$), 부착강도비($\gamma = U_p/(f_{ck})$), 횡구속비($\Phi = p_y/(f_{ck})$)의 조건을 보여주고 있다. 콘크리트 압괴가 발생되기 위해서는 이음되는 철근 간격이 매우 넓고(높은 α), 횡보강근량이 많으며(높은 Φ), 부착강도가 커야(높은 γ)한다. 현실적으로 스트럿의 주응력이 유효강도에 도달할 수 없기 때문에, 콘크리트 압괴는 본 연구에서 제외한다.

3.6 지배 방정식의 구성

유효 겹침 이음 길이 l_p 를 구하기 위해서는, 스트럿의 최하단 압축대 CD 선의 기울기 K_p 를 산정해야한다. 이를 위하여 스트럿을 구성하는 임의의 압축대의 기울기 $K(\xi)$ 를 도출해야한다. 식 (8)을 식 (7)에 대입하면 기울기 K 가 주어진 재료 및 기하학적 물성에 의해 표현될 수 있다.

$$2K \frac{p_y}{U_p} = 2K \frac{\Phi}{\gamma} = 1 + s \frac{dK}{d\xi} \quad (10)$$

여기서, 단위길이 당 부착강도(U_p)와 횡구속력(p_y)은 콘크리트 강도와 부재 두께의 영향을 무시하기 위해 f_{ck} 로 나눠 무차원화된 부착강도비(γ)와 횡구속력비(Φ)로 표현한다.

미분 방정식 (10)을 풀기 쉬운 형태로 다시 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{dK}{d\xi} - \frac{2\Phi}{s\gamma} K = -\frac{1}{s} \quad (11)$$

미분 방정식 (11)의 일반해를 구하면 식 (12)와 같다.

$$K(\xi) = c \exp\left(\frac{2\xi\Phi}{s\gamma}\right) + \frac{\gamma}{2\Phi} \quad (12)$$

여기서, c 는 미분상수이다.

미분상수 c 는 스트럿의 경계선인 BO 선의 경계조건($\xi =$

l_p , $K = K_0 = (l_e - l_t)/s$ 을 이용하여 산정할 수 있다.

$$c = \left(\frac{1 - l_t/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{2\Phi} \right) \exp\left(-\frac{2l_t\Phi}{s\gamma} \right) \quad (13)$$

식 (13)을 식 (12)에 대입하여 압축 스트럿을 결정하는 지배 방정식을 구성할 수 있다.

$$K(\xi) = \left(\frac{1 - l_t/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{2\Phi} \right) \exp\left(-\frac{2(\xi - l_t)\Phi}{s\gamma} \right) + \frac{\gamma}{2\Phi} \quad (14)$$

3.7 유효 겹침 이음 길이와 이음 강도

유효 겹침 이음 길이 l_p 는 Fig. 7과 같이 총 겹침 이음 길이 l_e 에서 ζ_p 를 제외하여 산정된다. ζ_p 는 sK_p 로 구할 수 있으므로, 식 (14)에 $\xi=0$ 을 대입하여 K_p 를 산정한다.

$$K_p = K(0) = \left(\frac{1 - l_t/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{2\Phi} \right) \exp\left(-\frac{2l_t\Phi}{s\gamma} \right) + \frac{\gamma}{2\Phi} \quad (15)$$

부착을 상실한 DE 구간의 길이 ζ_p 와 유효 겹침 이음 길이 l_p 는 다음과 같다.

$$\zeta_p = s \left[\left(\frac{1 - l_t/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{2\Phi} \right) \exp\left(-\frac{2l_t\Phi}{s\gamma} \right) + \frac{\gamma}{2\Phi} \right] \quad (16)$$

$$l_p = l_e - \zeta_p = l_e \left\{ 1 - \left(1 - \frac{l_t}{l_e} - \frac{\alpha\gamma}{2\Phi} \right) \exp\left(-\frac{2l_t\Phi}{s\gamma} \right) - \frac{\alpha\gamma}{2\Phi} \right\} \quad (17)$$

만일 횡보강철근이 l_e 전구간에 걸쳐 배근되어 있으면 ($l_t = l_e$) 유효 겹침 이음 길이는 다음과 같다.

$$l_{p, l_t=l_e} = l_e \left[1 - \frac{\alpha\gamma}{2\Phi} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{2\Phi}{\alpha\gamma} \right) \right\} \right] \quad (18)$$

식 (18)을 통해 유효 겹침 이음 길이 l_p 는 비접촉 이음의 형상비(α), 부착강도비(γ) 및 횡보강근량비(Φ)에 의해 결정될 수 있음을 알 수 있다.

이음강도는 유효 겹침 이음 길이에 부착강도를 곱하여 산정할 수 있다.

$$P_u = U_p l_p = U_p l_e \left[1 - \frac{\alpha\gamma}{2\Phi} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{2\Phi}{\alpha\gamma} \right) \right\} \right] \quad (19)$$

3.8 설계 변수들의 영향

유효 겹침 이음 길이에 영향을 주는 2가지 변수(α , Φ)를 변화시켜가며, 변수들이 유효 겹침 이음 길이에 미치는 영향을 살펴보았다. 유효 겹침 이음 길이 l_p 는 α 가 작을수록 그리고 Φ 가 클수록 길어짐을 Fig. 10을 통해 알

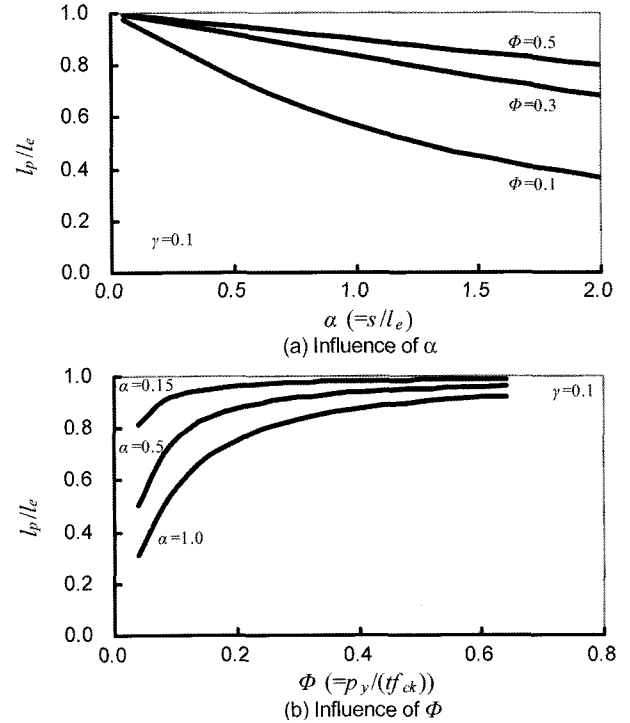


Fig. 10 Influence of design parameters on bonded length

수 있다. α 가 작아지면 동일한 스트럿 각도에서 유효 겹침 이음 길이가 길어지며, Φ 가 크면 작은 K_p 각도에서도 부착강도를 발휘할 수 있기 때문에 유효 겹침 이음 길이가 길어지게 된다. Fig. 10(a)를 통해 Φ 가 낮을수록 α 가 유효 겹침 이음 길이 결정에 미치는 영향이 커짐을 알 수 있다. 이것은 낮은 Φ 값에서는 스트럿의 기울기가 커지므로, 이음된 철근 사이의 거리가 유효 겹침 이음 길이 결정에 큰 영향을 주기 때문이다. Φ 가 클수록 유효 겹침 이음 길이는 길어지지만, 그 증분량은 감소하게 된다. α 값이 작은 경우에는 Φ 에 대한 유효 겹침 이음 길이의 변화가 크지 않은 것을 Fig. 10(b)를 통해 알 수 있다. 이것은 작은 α 값에서는 이음되는 철근 사이 간격이 좁아, 스트럿의 기울기에 따른 유효 겹침 이음 길이가 민감하게 변하지 않기 때문이다.

4. 스트럿-타이 모델과 기존 실험의 비교

Sagan *et al.*이 수행한 비접촉 겹침 이음 실험¹³⁾ 결과를 제안된 스트럿-타이 모델과 비교하고자 한다.

4.1 기존 비접촉 겹침 이음 실험

4.1.1 실험 계획

Sagan *et al.*은 총 47개의 벽체 형상의 실대 비접촉 겹침 이음 실험을 수행하였다. Fig. 1은 실험체 형상이며, 횡보강근이 배근되지 않거나 접촉 이음된 실험체를 제외한 25개 실험체의 상세를 Table 1에 정리하였다. 철근에 인장력을 직접 가하였으며, 편심을 발생시키지 않기 위하여 철근 2가닥을 대칭으로 비접촉 겹침 이음 시켰다.

Table 1 Test matrix, results and predicted values

Specimen	s (mm)	A_{tr} (mm ²)	s_{tr} (mm)	f_{ty} (MPa)	P_y (N/mm)	f_{ck} (MPa)	P_{ut} (kN)	α	Φ	γ	l_p (mm)	l_p/l_e	P_{uSTM} (kN)	P_{uSTM}/P_{ut}	Note (mm)
TL6-2-5Sv	48	71	108	426	280	22	127	0.083	0.124	0.107	531	0.93	128	1.01	$d_b = 19.1$ $\phi_b = 59.8$ $t = 105$ $l_e = 571.5$
TL6-4-5Sv	86	71	108	426	280	22	128	0.150	0.124	0.106	498	0.87	120	0.94	
TL6-4-5Sv-1	86	71	108	426	280	22	130	0.150	0.122	0.106	497	0.87	121	0.93	
TN6-2-5Sv	48	71	108	426	280	32	136	0.083	0.083	0.087	522	0.91	153	1.13	
TN6-4-5Sv	86	71	108	426	280	32	133	0.150	0.083	0.087	482	0.84	142	1.06	
TN6-6-5Sv	124	71	108	426	280	32	130	0.217	0.083	0.087	443	0.78	130	1.00	
TH6-2-5Sv	48	71	108	426	280	38	139	0.083	0.071	0.081	517	0.91	165	1.19	
TH6-4-5Sv	86	71	108	426	280	38	140	0.150	0.071	0.081	474	0.83	151	1.08	
TH6-6-8Sv	124	71	108	426	280	38	141	0.217	0.071	0.081	433	0.76	138	0.98	
TH6-2-5Ws	48	71	146	434	211	38	134	0.083	0.052	0.080	499	0.87	161	1.20	
TL8-2-5Sv	64	129	114	426	481	22	188	0.083	0.160	0.086	728	0.96	187	1.00	$d_b = 25.4$ $\phi_b = 79.8$ $t = 140$ $l_e = 762.0$
TL8-4-5Sv	114	129	114	426	481	22	209	0.150	0.156	0.084	700	0.92	182	0.87	
TL8-6-5Sv	165	129	114	426	481	24	196	0.217	0.144	0.081	669	0.88	181	0.92	
TN8-2-5Sv	64	129	114	426	481	30	236	0.083	0.115	0.072	722	0.95	219	0.93	
TN8-4-5Sv	114	129	114	426	481	32	247	0.150	0.107	0.070	687	0.90	216	0.87	
TN8-6-8Sv	165	129	114	426	481	32	228	0.217	0.107	0.070	654	0.86	205	0.90	
TN8-8-10Sv	216	129	114	434	490	34	240	0.283	0.105	0.068	621	0.82	199	0.83	
TN8-8-10Sv-1	216	129	114	434	490	34	212	0.283	0.105	0.068	621	0.82	199	0.94	
TN8-8-10Sv-2	216	129	114	434	490	34	236	0.283	0.105	0.068	621	0.82	199	0.85	
TN8-8-10Ws	216	129	178	414	463	34	238	0.283	0.099	0.068	613	0.80	197	0.83	
TN8-8-10Ws-1	216	129	178	414	463	34	228	0.283	0.099	0.068	613	0.80	197	0.86	
TN8-8-10Ws-2	216	129	178	414	463	34	234	0.283	0.099	0.068	613	0.80	197	0.84	
TH8-2-5Sv	64	129	114	426	481	38	241	0.083	0.091	0.065	717	0.94	244	1.02	
TH8-4-5Sv	114	129	114	426	481	38	220	0.150	0.091	0.064	681	0.89	232	1.06	
TH8-6-8Sv	165	129	114	426	481	38	245	0.217	0.091	0.064	645	0.85	220	0.90	

주된 변수는 겹침 이음 간격(0~200 mm), 콘크리트 강도 ($f_{ck} = 21.5 \sim 42.1$ MPa), 철근 직경($d_b = 19, 25$ mm), 횡 보 강근량 및 배근 형태 등이다.

4.1.2 실험 결과

Fig. 11은 실험 종료된 상태의 균열 양상이다. 이음된 철근 사이에서 경사균열이 발생되었으며, 이음된 철근 사이 간격이 넓을수록 경사균열은 더욱 명확해 진다. 이음 강도에 기여하는 부분은 경사균열로 구획되는 영역으로 총 겹침 이음 길이보다 짧음을 알 수 있다. Fig. 6의 스트럿-타이 모델에서 가정한 스트럿의 형상과 유효 겹침 이음 길이 개념이 실제 실험에서 나타난 현상과 일치함을 알 수 있다.

횡보강근량에 따른 이음강도를 평가하기 위하여, 횡보 강근을 단위 길이당 횡구속력(confinement)으로 환산하여 이음된 철근간 간격으로 분류된 각 실험체 군별로 이음 강도를 Fig. 12에서 비교하였다. Fig. 12의 y축은 이음강도인데, 콘크리트 강도에 따른 변화를 고려하여 $\sqrt{f_{ck}}$ 로 표준화시켰다. 철근 직경과 이음된 철근간 간격에 무관하게 보강량이 증가할수록 이음강도가 향상됨을 알 수

있다. 이러한 경향은 Fig. 10(b)의 스트럿-타이 모델에 의한 분석과 일치한다.

4.2 스트럿-타이 모델에 의한 이음 내력의 평가

4.2.1 스트럿-타이 모델링

3장에서 설명된 비접촉 겹침 이음에 대한 스트럿-타이 모델과 달리 실험은 2개의 겹침 이음되는 철근이 대칭으로 배근되었으므로, 스트럿-타이 모델을 실험체에 맞게 수정해야한다.

Fig. 3과 이 실험의 차이는 같은 방향으로 힘을 받는 이음 철근이 연속 2번 배근되었다는 것으로, 이 철근들 사이에는 부착력이 존재할 수 없다. 따라서 Fig. 13과 같이 철근 한 쪽면에만 전단응력이 작용하게 된다.

부착응력에 대한 항복 조건 식 (2)는 다음과 같이 수정되어야한다.

$$U = \frac{dP}{dx} = -\tau_{yx}^+ t = U_p \tag{2-1}$$

철근면에 작용되는 응력들간의 관계식 (8)도 다음과 같이 변경된다.

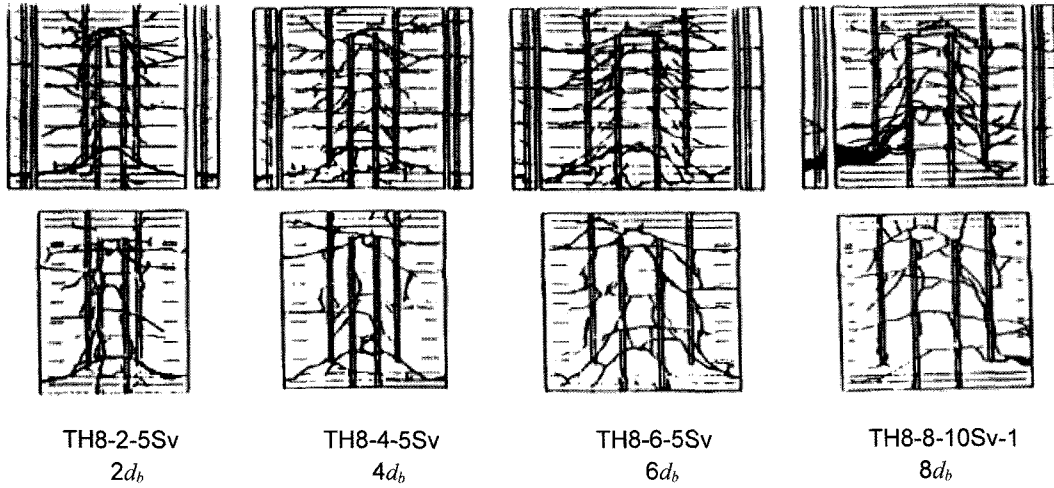


Fig. 11 Surface concrete cracking patterns at failure for different splice-bar spacings of Sagan *et al.*'s test

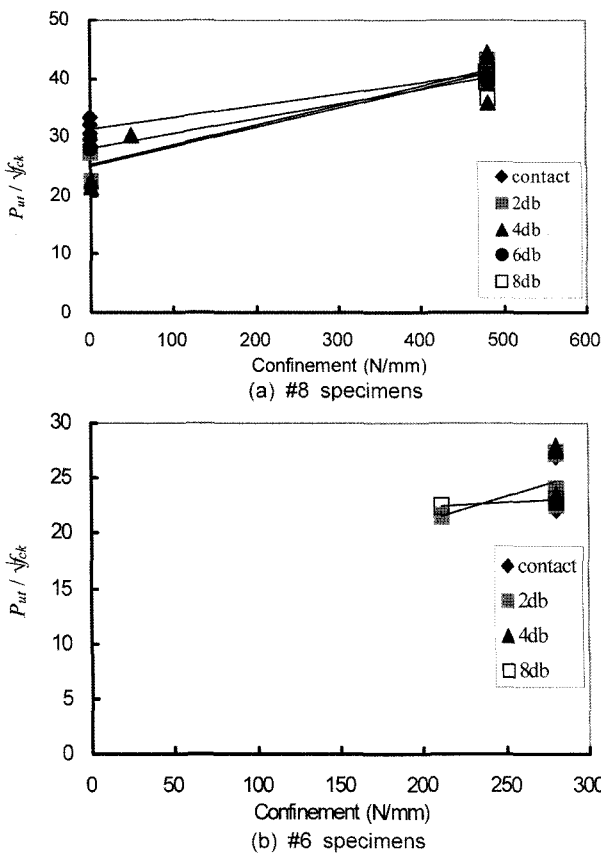


Fig. 12 Confinement effect of Sagan *et al.*'s tests

$$-\sigma_y^+ t = \frac{-\tau_{yx}^+ t}{K} = \frac{U_p}{K} \quad (8-1)$$

지배 방정식의 도출을 위해, 식 (8-1)을 식 (7)에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{dK}{d\xi} - \frac{\Phi}{s\gamma} K = -\frac{1}{s} \quad (11-1)$$

미분 방정식 (11-1)의 일반해는 식 (12-1)과 같다.

$$K(\xi) = c \exp\left(\frac{\xi\Phi}{s\gamma}\right) + \frac{\gamma}{\Phi} \quad (12-1)$$

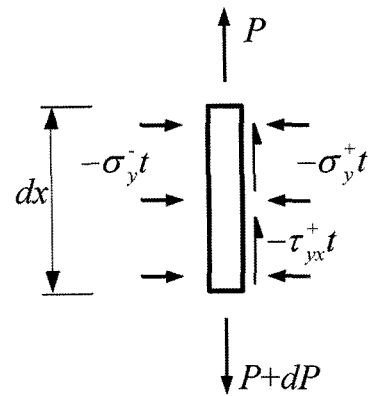


Fig. 13 Free-body diagram for infinitesimal element of bar

미분상수 c 를 찾기 위해 스트럿의 경계선인 BO 선의 경계조건($\xi=l_p$, $K=K_o=(l_e-l_p)/s$)을 식 (12-1)에 대입한다.

$$c = \left(\frac{1-l_p/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{\Phi}\right) \exp\left(-\frac{l_p\Phi}{s\gamma}\right) \quad (13-1)$$

식 (13-1)을 식 (12-1)에 대입하여 압축 스트럿을 결정하는 지배 방정식을 구성할 수 있다.

$$K(\xi) = \left(\frac{1-l_p/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{\Phi}\right) \exp\left(-\frac{(\xi-l_p)\Phi}{s\gamma}\right) + \frac{\gamma}{\Phi} \quad (14-1)$$

ζ_p 계산을 위해 식 (14-1)에 $\xi=0$ 을 대입하여 K_p 를 산정한다.

$$K_p = K(0) = \left(\frac{1-l_p/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{\Phi}\right) \exp\left(-\frac{l_p\Phi}{s\gamma}\right) + \frac{\gamma}{\Phi} \quad (15-1)$$

부착을 상실한 DE 구간의 길이 ζ_p 와 유효 겹침 이음 길이 l_p 는 다음과 같다.

$$\zeta_p = s \left[\left(\frac{1-l_p/l_e}{\alpha} - \frac{\gamma}{\Phi}\right) \exp\left(-\frac{l_p\Phi}{s\gamma}\right) + \frac{\gamma}{\Phi} \right] \quad (16-1)$$

$$l_p = l_e - \zeta_p = l_e \left\{ 1 - \left(1 - \frac{l_p}{l_e} - \frac{\alpha\gamma}{\Phi}\right) \exp\left(-\frac{l_p\Phi}{s\gamma}\right) - \frac{\alpha\gamma}{\Phi} \right\} \quad (17-1)$$

만일 횡보강철근이 l_e 전 구간에 걸쳐 배근되어 있으면($l_t = l_e$) 유효 겹침 이음 길이는 다음과 같다.

$$l_{p, l_t = l_e} = l_e \left[1 - \frac{\alpha\gamma}{\Phi} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\Phi}{\alpha\gamma}\right) \right\} \right] \quad (18-1)$$

이음강도는 유효 겹침 이음 길이에 부착강도를 곱하여 산정할 수 있다.

$$P_u = U_p l_p = U_p l_p \left[1 - \frac{\alpha\gamma}{\Phi} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\Phi}{\alpha\gamma}\right) \right\} \right] \quad (19-1)$$

4.2.2 이음강도의 산정

본 연구에서 제안된 스트럿-타이 모델에서는 유효 겹침 이음 길이 l_p 구간에서 단위길이당 부착강도 U_p 가 일정한 것으로 가정하였다. 부착강도는 철근 마디의 형상 등에 따라 다를 수 있으며 일반적으로 $\sqrt{f_{ck}}$ 에 비례한다^{2,14)}. CEB-FIP MC90에서는¹⁴⁾ 슬립-부착응력 모델식을 Fig. 14와 같이 제안하고 있다. Fig. 14에서 슬립이 0에서 s_3 까지 구간을 완전 소성으로 모델링하면, 조건에 따라 소성 부착응력 τ_p 값이 $0.61\sqrt{f_{ck}} \sim 1.32\sqrt{f_{ck}}$ 가 된다.

단위길이당 부착강도 U_p 는 τ_p 에 철근 둘레 길이를 곱하여 산정될 수 있으며, 부착강도 τ_p 는 $k\sqrt{f_{ck}}$ 로 가정한다.

$$U_p = k\sqrt{f_{ck}}\phi_b \quad (20)$$

여기서, ϕ_b 는 철근 둘레 길이이며, k 는 부착강도계수이다.

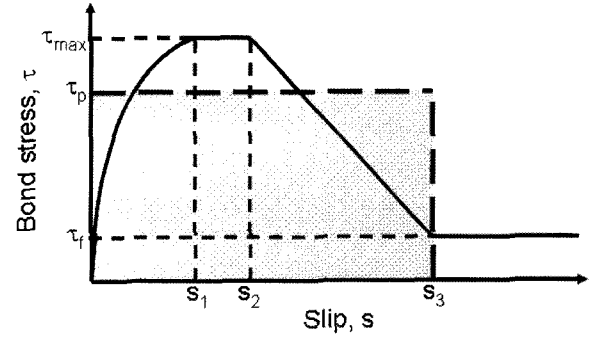
콘크리트구조설계기준¹⁾의 식 (8.2.2)에 의한 정착 길이로 이음될 경우 철근의 설계항복강도가 발휘된다고 할 때, k 값은 다음과 같이 산정될 수 있다.

$$l_d U_p = A_s f_y \rightarrow k = \frac{\left(\frac{c + K_{tr}}{d_b}\right)}{4(0.90)\gamma^*} \quad (21)$$

여기서, D19철근은 $\gamma^* = 0.8$ 이며, D25철근은 $\gamma^* = 1.0$ 이다.

모든 실험체에서 $[(c + K_{tr})/d_b]$ 값이 2.5를 초과하기 때문에, 콘크리트구조설계기준의 최대값 2.5를 사용하면 D19 철근을 사용한 실험체는 $k = 0.87$, D25철근을 사용한 실험체는 $k = 0.69$ 가 된다.

구해진 부착강도계수 k 를 이용하여 이음강도를 산정할 수 있다. Table 1에 제안된 스트럿-타이 모델에 의한 유효 겹침 이음 길이 l_p 와 이음강도 $P_{u,STM}$ 을 정리하였다. 유효 겹침 이음 길이는 l_e 의 76~96%로 α 와 Φ 에 의해 결정된다. α 가 작을수록, Φ 가 클수록 유효 겹침 이음 길이는 길어지며 이에 따라 이음 내력 또한 증가함을 알 수 있다. Fig. 15는 제안된 스트럿-타이 모델로 산정된 이음 내력과 실험값을 비교한 그래프이다. 제안된 스트럿-타이 모델이 변동계수(COV, coefficient of variation) 11.1% 범위내에서 이음강도를 예측함을 알 수 있다. 낮은 변동계수값을 통해, 제안된 스트럿-타이 모델이 비접촉 겹침이음의 실제 응력 상태를 적절히 묘사하여 유효



r	Unconfined concrete		Confined concrete	
	Good bond conditions	All other bond conditions	Good bond conditions	All other bond conditions
s_1	0.6	0.6	1.0	1.0
s_2	0.6	0.6	3.0	3.0
s_3	1.0	2.5	3.0	3.0
τ_{max}	$2.00\sqrt{f_{ck}}$	$1.00\sqrt{f_{ck}}$	$2.50\sqrt{f_{ck}}$	$1.25\sqrt{f_{ck}}$
τ_f	$0.15\tau_{max}$	$0.15\tau_{max}$	$0.40\tau_{max}$	$0.40\tau_{max}$
τ_p	$1.32\sqrt{f_{ck}}$	$0.61\sqrt{f_{ck}}$	$2.26\sqrt{f_{ck}}$	$1.13\sqrt{f_{ck}}$

Fig. 14 Analytical bond stress-slip relationship of CEB-FIP MC90

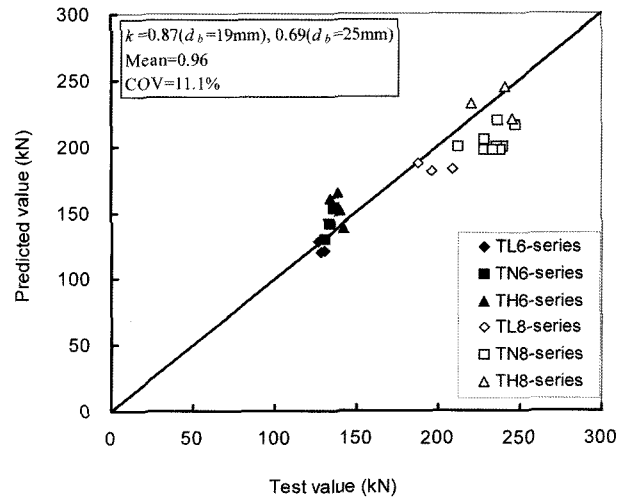


Fig. 15 Comparison of test values with predicted values

겹침 이음 길이와 이음강도를 예측하기에 적합하다고 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 비접촉 겹침 이음에 대한 스트럿-타이 모델을 제시하여 기존 문헌에 있는 비접촉 겹침 이음 실험결과와 비교하였다. 이상의 연구를 통해 다음의 결론을 도출하였다.

- 1) 부착응력이 작용되는 유효 겹침 이음 길이(effective lap length, l_p)는 전체 겹침 이음 길이보다 짧으며, 이음된 철근에 직각방향으로 배근된 횡보강량비(Φ)와 (이음된 철근간 거리)/(겹침 이음 길이) 비(α)의 영향을 받는다.

- 2) 이음된 철근간 거리가 멀어질수록 동일 겹침 이음 길이에서 유효 겹침 이음 길이는 짧아지게 되어 이음 내력은 작아진다. 횡보강량비(ϕ)가 낮을수록, (이음된 철근간 거리)/(겹침 이음 길이) 비(α)가 유효 겹침 이음 길이 결정에 미치는 영향이 커진다.
- 3) 횡보강량비(ϕ)가 클수록 유효 겹침 이음 길이는 길어지지만, 증분량은 감소하게 된다. 이음된 철근간 간격이 좁은 경우(α 값이 작은 경우)에는 횡보강량비(ϕ)가 유효 겹침 이음 길이 결정에 미치는 영향은 줄어든다.
- 4) 제안된 스트럿-타이 모델을 이용하여 비접촉 겹침 이음된 철근 사이의 응력 상태를 묘사할 수 있다. 기존 문헌의 실험에 나타난 균열 특성을 설명할 수 있으며, 25개 실험체에 대해 변동계수 11.1% 범위 내에서 이음강도를 예측할 수 있었다.

참고문헌

1. 한국콘크리트학회, “콘크리트구조설계기준 해설”, 한국콘크리트학회, 2003, 405pp.
2. ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary (ACI318- 05)*, ACI, 2005, 430pp.
3. 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.
4. ACI Committee 408, *Bond and Development of Straight Reinforcing Bars in Tension (ACI 408R- 03)*, ACI, 2003, 49pp.
5. ACI SP-208, *Examples for the Design of Structural Concrete with Strut-and-Tie Models*, ACI, 2002, 242pp.
6. Wight, J. K. and Parra-Montesinos, G. J. “Strut- and-Tie Model for Deep Beam Design”, *Concrete International*, Vol.25, No.5, 2003, pp.63~70.
7. Hong, S.G., *Consistent Truss Modeling for Bar Development and Anchorage*, PhD. Dissertation, Department of Civil Engineering, Lehigh University, 1994, 399pp.
8. Hong, S. G. and Mueller, P., “Truss Model and Failure Mechanism for Bar Development in C-C-T Nodes”, *ACI Structural Journal*, Vol.93, No.5, 1996, pp.564~575.
9. Hong, S. G., “Truss Model for Tension Bars in Reinforced Concrete Beam: Tension-Tension- Compression Regions”, *ACI Structural Journal*, Vol.93, No.6, 1996, pp.729~738.
10. Hong, S. G., “Strut-and-Tie Models and Failure Mechanisms for Bar Development in Tension-Tension-Compression Nodal Zone”, *ACI Structural Journal*, Vol.97, No.1, 2000, pp.111~121.
11. Chamberlin, S. J., “Spacing of Spliced Bars in Tension Pull-Out Specimen”, *ACI Journal, Proceedings*, Vol.49, No.4, 1952, pp.261~274.
12. Chamberlin, S. J., “Spacing of Spliced Bars in Beams”, *ACI Journal, Proceedings*, Vol.54, No.8, 1958, pp.689~697.
13. Sagan, V. E., Gergely, P., and White R. N., “Behavior and Design of Noncontact Lap Splices Subjected to Repeated Inelastic Tensile Loading”, *ACI Structural Journal*, Vol.88, No.4, 1991, pp.420~431.
14. Comité Euro-International du Béton, *CEB-FIP MODEL CODE*, Thomas Telford, 1990, pp.82~87.

요 약 본 연구에서는 비접촉 겹침 이음에 대한 스트럿-타이 모델을 제시하여 유효 겹침 이음 길이(effective lap length, l_p)와 이음 강도에 영향을 주는 요인들을 분석하였다. 부착응력이 작용하여 이음 강도에 기여하는 유효 겹침 이음 길이는 전체 겹침 이음 길이보다 짧으며, 이음된 철근에 직각방향으로 배근된 횡보강량비(ϕ)와 (이음된 철근간 거리)/(겹침 이음 길이) 비(α)의 영향을 받는다. 이음된 철근간 거리가 멀어질수록 동일 겹침 이음 길이에서 유효 겹침 이음 길이는 짧아지게 되어 이음 내력은 작아진다. (이음된 철근간 거리)/(겹침 이음 길이) 비(α)가 유효 겹침 이음 길이 결정에 미치는 영향은 횡보강량비(ϕ)가 낮을수록 커지게 된다. 이것은 횡보강량비가 낮을수록 이음된 철근 사이에 존재하는 스트럿의 기울기가 커지므로, 이음된 철근 사이 거리가 유효 겹침 이음 길이 결정에 큰 영향을 주기 때문이다. 비접촉 겹침 이음에 대한 제안된 스트럿-타이 모델은 실제 힘의 흐름을 분석할 수 있어, 다양한 재료 및 기하학적 조건에 적합한 철근 상세 설계를 가능하게 한다. 기존 문헌의 실험에서 나타난 거동 특성과 횡보강량이 이음 강도에 미치는 영향을 제안된 스트럿-타이 모델을 이용하여 효과적으로 설명할 수 있으며, 25개 실험체에 대한 이음 강도를 변동계수 11.1% 범위 내에서 적절히 예측할 수 있었다.

핵심용어 스트럿-타이 모델, 비접촉 겹침 이음, 부착 강도, 겹침 이음 길이