

부착응력-상대슬립을 이용한 휨균열폭 산정

ESTIMATION OF CRACK WIDTH USING BOND STRESS-RELATIVE SLIP

고원준* 김진호** 서봉원** 박선규***
Ko, Won Jun Kim, Jin Ho Seo, Bong Won Park, Sun Kyu

ABSTRACT

This paper deals with the estimation of the maximum crack widths considering bond-slip relationships based on experimental data that were tensed by axial force. It is certificated that the concrete stress condition clearly affects the bond-slip relationship. The proposed method utilizes the conventional crack and bond-slip theories as well as the characteristics of deformed reinforcement and size effects. An analytical equation for the estimation of the maximum flexural crack width is formulated as a function of minimum crack length and the coefficient of bond stress effect. The validity, accuracy and efficiency of the proposed method are established by comparing the analytical results with the experimental data and the major specifications (e.g., ACI, CEB-FIP Model code, Eurocode 2, JSCE, etc.). The analytical results presented in this paper indicate that the proposed method can be effectively estimated the maximum flexural crack width of reinforced concrete.

1. 서론

최근 경제성을 고려한 효율적인 설계와 시공이 증대함에 따라서 부재단면이 작아지며 고강도 강재의 사용이 증가하는 경향에 수반하여, 한계상태설계에서 사용성의 기준이 되는 균열폭 제어가 중요한 문제로 대두되고 있다. 균열간격과 철근의 변형률로 크게 구성되는 균열폭 산정에서 균열간격의 적합한 수치를 얻기 위해서 정확한 부착응력의 분포를 반드시 파악해야한다. 그러나 균열간격을 산정하는 주요변수인 부착응력은 재하하중, 부착조건 및 상대슬립 등 여러 조건에 따라서 민감하게 변화하기 때문에, 주요시방서에서 이를 동일조건으로 적용하고 있으며, 또한 실제 휨 부재의 거동과 다른 인발 시험자료를 이용하여 산정하는 것은 균열폭 연구의 모순이라고 생각된다. 이는 하중 및 상대슬립의 변화에 따라서 급격한 변화를 보이는 부착특성이 전혀 균열폭 산정식에 고려되고 있지 않다고 말할 수 있다. 이와 같은 이유로 실제 설계에 사용될 수 있는 정밀도가 높은 균열폭 예측을 하기 위해서는 양측인장에 대한 부착응력식을 이용하여 실제구조물인 휨인장 시험체에 확대 적용했다. 본 연구는 휨에 대한 부착응력 영향계수, k_f 를 이용하여 단면치수 변화를 고려하며 부착에 직접적인 영향을 끼치는 환산리브면적계수를 이용하여 최대 휨 균열폭 산정을 수행했다. 균열간격 선정에서 주요인자인 부착응력과 상대슬립 관계($\tau_b - S$)를 확인하기 위해서 13개의 시험체에 대한 결과와 비교하여 최대 휨균열폭 산정식에 대한 타당성을 검증했다.

* 정회원, 성균관대학교 토목공학과 박사과정

** 정회원, 성균관대학교 토목공학과 석사과정

*** 정회원, 성균관대학교 토목공학과 부교수

2. 균열폭의 기초이론

2.1 부착응력과 균열간격

축인장력을 받는 철근 콘크리트 부재의 인장응력 및 부착응력 분포가 Fig. 1에서 나타내고 있다. 이때 임의의 균열사이에 나타나는 균열간격, l 을 이상화된 경우인 정상상태(Stabilized State)라고 생각한다. 균열폭, W 는 균열 사이의 콘크리트의 변형률, ϵ_c 과 철근의 변형률, ϵ_s 의 차가 균열위치에 집중되어 나타난다고 생각할 수 있으며, 일반적인 균열폭 산정식은 다음의 형태로 제시된다.

$$W = l(\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm}) \quad (1)$$

여기서 ϵ_{sm} 는 철근의 평균변형률이며, ϵ_{cm} 는 콘크리트의 평균변형률이다.

Fig. 1과 같이 균열간격의 중간부분에서 철근과 콘크리트 사이의 부착작용으로 인해서 철근에 작용하는 힘의 일부가 콘크리트로 전달된다. 균열로부터 x 만큼 떨어진 위치에서 부착응력을 $\tau_b(x)$, 철근의 인장응력을 $f_s(x)$, 콘크리트의 인장응력을 $f_c(x)$, 철근의 周長을 u_s 라고 하면 $x = l/2$ 일 때 $f_c(x)$ 의 최대값, $f_{c,max}$ 는 다음과 같다.

$$f_{c,max} = \frac{u_s}{A_c} \int_0^{l/2} \tau_b(x) dx = \frac{u_s \tau_{bm} l}{2A_c} \quad (2)$$

여기서 A_c , A_s 는 콘크리트, 철근의 단면적이며 τ_{bm} 은 균열간격에 대한 평균 부착응력이다.

계속되는 실험과 연구에 의해서 Eq. (2)로 부터 얻어지는 균열간격에 대한 일반적인 이론치로, 부착작용의 영향을 나타내는 부착 전달길이, l_e 는 τ_{bm} 의 함수로 다음과 같이 일반화되어 제시된다.

$$l_e = \frac{f_t A_n}{\tau_{bm} u_s} = G \frac{f_t d_s}{4 \tau_{bm} \rho} \quad (3)$$

여기서 A_n 은 콘크리트의 순단면적, G 는 인장 및 휨에 대응하는 실험계수, d_s 는 철근직경이며, ρ 는 철근비이다.

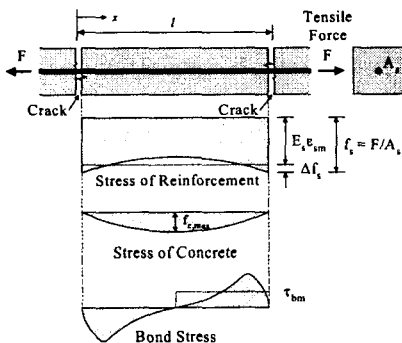


Fig. 1 Stress variations of a cracked concrete member under tension

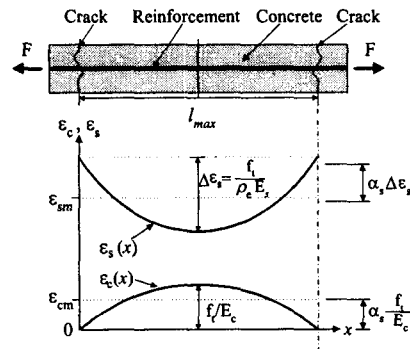


Fig. 2 Strain variations of a cracked concrete member

l 의 한계치로써 최대균열간격, l_{max} 와 최소균열간격, l_{min} 에 대해 $l_{max} \geq l \geq l_{min}$, $l_{max} = 2l_{min}$ 의 일반법칙이 인정되고 있다. 또한 인장영역에 대한 l_{min} 은 다음과 같다.(Leonhardt, 1976)

$$l_{min} = \frac{f_t A_{ce}}{\tau_{bm} u_s} = \frac{f_t d_s}{4 \tau_{bm} \rho_e} \quad (4)$$

여기서, A_{ce} 는 동일도심을 갖는 유효 콘크리트 단면적이며 유효 철근비, $\rho_e = A_s/A_{ce}$ 이다.

2.2 철근과 콘크리트의 평균변형률

균열간격과 병행하여 균열폭을 결정하는 요인은 균열사이의 철근과 콘크리트 변형률 차이이다. Fig. 2에서 균열과 균열사이의 간격 l_e 내에서 철근과 콘크리트의 변형률 분포를 보이며, 이때 철근과 콘크리트의 평균변형률의 차는 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm} = \epsilon_{sc} - \alpha_s \Delta \epsilon_s - \alpha_s \frac{f_t}{E_c} = \left[\epsilon_{sc} - \frac{\alpha_s f_t}{E_s \rho_e} (1 + n \rho_e) \right] \quad (5)$$

여기서 ϵ_{sc} 는 균열위치에서 철근의 변형률이며, $\Delta \epsilon_s$ 는 l_e 내에서 x 를 따라서 변화하는 철근의 변형률 중에서 최대 변형률 차를 나타낸다. α_s 는 철근과 콘크리트 사이의 부착응력에 관련된 상수이다.

콘크리트의 건조수축과 크리프는 균열폭의 증가를 수반하며, 철근과 콘크리트 사이의 변형률 차이를 추가적으로 증가시키는 동시에 균열간격에도 영향을 주지만, ϵ_{cs} 를 도입함에 따라 합리적인 평가가 어느 정도 가능하다는 것이 角田 (1987), 尾板 (1985) 등의 연구로부터 제안되고 입증되었다. 본 연구는 건조수축과 크리프의 영향을 고려한 ϵ_{cs} 를 Eq. (5)에 추가하여 다음과 같은 식을 제시한다.

$$\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm} = \left[\epsilon_{sc} - \frac{\alpha_s f_t}{E_s \rho_e} (1 + n \rho_e) + \epsilon_{cs} \right] \quad (6)$$

3. 시험

본 연구는 양측인장에 대한 부착응력식을 철근 콘크리트 부재의 최대 휨균열폭에 적용하며, 이에 대한 영향을 평가하기 위해서 휨 시험체 9개(F30 Series)를 제작하여 각 하중 단계별 균열폭을 측정했다. 또한 슬립량을 측정할 수 없는 기존 시험체인 FS29 Series와 FS39 Series인 휨시험체 4개를 이용하여 부착응력식의 타당성을 확보했다. 모든 시험체의 하중 재하시험에는 U.T.M.(Shimazu Model UEH-100)을 사용하여 4점재하했다. 본 시험에서 사용한 설계된 공장제 레미콘 제품을 사용하였다. 시험체의 배근에 사용된 철근재원은 동일제조사인 설계항복응력이 3500 kgf/cm²인 D6 철근과 설계항복응력 4000 kgf/cm²이다. 상기의 시험체는 충분히 긴 부착길이를 확보하고 있으며, 시험요인을 고려한 휨 시험체의 상세제원은 Fig. 3과 Table 1로 나타났다.

Table 1 휨 시험체의 상세제원

Series	Specimen	f'_c (MPa)	Spacing of Stirrup (cm)	Reinforc- ement	Size (cm)
	F30-D13-00	30.38	00	D13	15×25×200
	F30-D13-10		10	D13	15×25×200
	F30-D13-20		20	D13	15×25×200
F30	F30-D16-00	30.38	00	D16	15×25×200
	F30-D16-10		10	D16	15×25×200
	F30-D16-20		20	D16	15×25×200
	F30-D19-00	30.38	00	D19	15×25×200
	F30-D19-10		10	D19	15×25×200
	F30-D19-20		20	D19	15×25×200
FS29	FS29-D16-10-A	28.91	10	D16	15×25×200
	FS29-D16-10-B		10	D16	15×25×200
FS39	FS39-D16-10-A	39.02	10	D16	40×40×230
	FS39-D19-10-A		10	D19	40×40×230

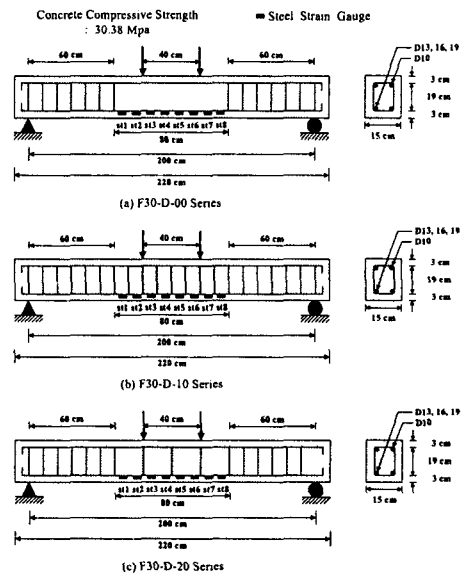


Fig. 3 F30 Series의 형상 및 제원

4 부착응력식의 제안

4.1 축인장에 대한 부착응력식

본 연구자가 제시한 양측인장시험결과를 근거하는 부착응력식은 실제거동을 고려하여 충분히 긴 부착길이를 갖는 정착부착에 대한 제안식으로 다음과 같다.

$$\tau_b = k \times f_c'^{2/3} [1 - \exp[-4500 (S/d_s)^{1.45}]]^{0.5} \times \exp[-5 (S/d_s) + 5.5 f_R^{0.9}] \quad (7)$$

여기서 k 는 축인장 부착응력에 대한 영향평가하는 계수, f_R 은 환산리브면적, S 는 상대슬립량이다.

본 연구자는 정상상태에서 휨 인장부의 응력상태는 축인장 모델과 동일하다는 기존가정으로부터 Eq. (7)을 F30 Series에 도입했으나 각 부재마다 k 에 따른 상이한 차이가 발생했고, FS29 Series와 FS30 Series의 경우에는 슬립량의 적용이 문제가 되어서 기존 휨시험체에 적용하기 어려운 문제점을 인식했다. 본 연구자는 축인장부재의 경우는 단순히 철근직경과 콘크리트 단면적으로 구성되지만, 휨 시험체에서 스테럽 철근의 배근간격과 단면치수의 영향변화 및 여러 상호작용에 의해서 차이가 발생한다고 생각하고 k 와는 다른 휨에 대한 부착응력 영향계수, k_f 를 다음과 같이 정의했다.

$$k_f = 1.33 \times \frac{\rho}{\rho_e} \times [1 - \ln(d_s)] \quad (8)$$

4.2 휨 시험체에 대한 부착응력식

본 연구자는 CEB-FIP (1970)에서 철근콘크리트 부재의 균열폭 산정에서 평균균열간격을 10 cm를 제시한 내용을 근거로 하여 순 휨구간에서 10 cm간격에 대한 상대슬립량, S 의 평균값과 최대 균열폭의 상관관계에 대해서 다음과 같이 정식화했다.

$$S/d_s [\%] = 1.8 \left[\frac{\ln[25 \times W_{\max}]}{\exp \nu} \right]^{0.7} \quad (9)$$

여기서 ν 는 환산리브면적의 영향계수이다.

본 연구에서는 최대균열폭과 무차원화한 상대슬립의 상관관계를 통해서 환산리브면적의 영향을 반영하는 변수, ν 의 값을 상수로 산정할 수 있었다. Eq. (9)를 이용하면 스테럽간격에 대한 환산리브면적의 함수로 구성되는 상대슬립의 관계식을 다음과 같이 제시할 수 있다.

$$\text{For F30-D-00 Series, } S/d_s [\%] = 0.0256674 \left[\frac{\ln(25 W_{\max})}{f_R^{2.47208}} \right]^{0.7} \quad (10)$$

$$\text{For F30-D-10 Series, } S/d_s [\%] = 0.0141856 \left[\frac{\ln(25 W_{\max})}{f_R^{2.73646}} \right]^{0.7} \quad (11)$$

$$\text{For F30-D-20 Series, } S/d_s [\%] = 0.00550696 \left[\frac{\ln(25 W_{\max})}{f_R^{3.35468}} \right]^{0.7} \quad (12)$$

5. 최대균열폭 산정식의 제안

CEB-FIP Model Code 1990 (1993)과 Eurocode 2 (1991)에서 규정하는 철근 콘크리트 부재에 발생하는 최대 균열폭 산정식은 최대 균열간격과 이 범위내에서 발생하는 철근과 콘크리트의 변형을 차로 다음과 같이 구성된다.

$$W_{\max} = l_{\max} (\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm}) = 2l_{\min} (\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm}) \quad (13)$$

최대 균열간격에서 외력증가에 따른 균열간격이 감소하는 영향을 고려하기 위해서 극한 모멘트 M_u 와 균열모멘트 이후의 단계별모멘트, M_i 의 영향을 고려하여 $(M_u / M_i)^{0.33}$ 의 항 (Desayi, 1975)을 추가했다. 실제 휨균열산정에서 충분한 정착길이를 가질 때 최대부착응력, $\tau_{b, \max}$ 대신에 τ_{bm} 을 사용 가능하기 때문에, 이를 이용하면 Eq. (13)은 최대 휨균열폭에 대해서 다음과 같이 표현할 수 있다

$$W_{\max} = \left[2 \times \frac{f_t d_s}{4 \tau_{b, \max} \rho_e} \left(\frac{M_u}{M_i} \right)^{0.33} \right] \times \left[\epsilon_{sc} - \frac{\alpha_s f_t}{E_s \rho_e} (1 + n \rho_e) + \epsilon_{cs} \right] \quad (14)$$

상기의 식을 구하기 위해서 최대 부착응력값을 구해야 한다 스테럽간격에 따라서 Eqs. (10), (11), (12)를 Eq. (7)에 대입하고 Eq. (8)을 이용하면 일반적인 균열폭 범위(0.10 ~ 0.40mm)에서 $[1 - \exp[-4500 (S/d_s)^{1.45}]]^{0.5} \approx 1$ 로 간략화되며, τ_b 는 $\tau_{b, \max}$ 의 값으로 나타낼 수 있다.

6. 제안식과 측정결과와의 비교 및 통계적 평가

본 연구에서 철근콘크리트 부재의 최대 휨균열폭 측정결과와 제안식을 비교하여 F30 Series의 대표 시험체를 Figs. 4 (a), (b)에 나타내었다. 또한 주요 시방규정을 적용하여 시험결과를 비교하였다. 여기서 Experiment는 측정결과, New Equation은 본 연구에서 제안한 균열폭 산정식에 적용한 결과이다. 이 때 사용된 k_f 는 Eq. (8)에 제시된 값이다. 본 논문에서는 통계적 비교를 통해 제안식에 대한 정확성과 타당성을 검증하고자 한다. Table 2는 제안식과 주요시방규정과 평균, 표준편차를 비교하여 나타낸 것이다. 여기서 F30 Series와 FS Series에 대한 균열폭 계산치와 시험치를 각각 C(Calculation)와 E(Experiment)로 나타내며, C/E는 계산치와 시험치에 대한 비를 보인다.

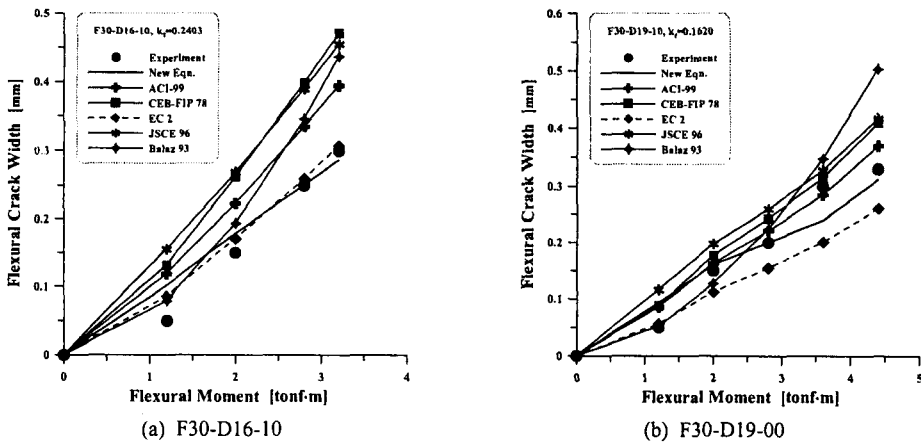


Fig. 4 F30 Series 시험체의 실험결과와 제안식의 비교

7. 결론

본 연구에서는 양측인장시험에 기초한 부착응력식을 이용한 철근콘크리트 부재에서 부착영향계수와 단면치수변화 등을 검토한 결과, 본 연구범위에서 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 본 연구자가 제안한 부착응력식을 이용하여 휨인장 시험체에 확대 적용할 때 효과적인 균열폭 산

정이 가능하며, 단면변화의 영향이 고려됨을 알 수 있다. 슬립량을 시험으로 구하지 않고도 스테럽 간격에 따른 효과적인 균열폭 측정이 가능했다.

- (2) 스테럽이 배근되지 않은 경우에 스테럽이 배근된 경우에 비해서 더 큰 값이 나타났다. 이는 스테럽이 중앙부에 배근되지 않아서 갑작스러운 파괴로 유도되기 때문이며 이와 같은 이유로 철근콘크리트 부재에 최소 스테럽철근량으로 배근되어야 함을 알 수 있다.
- (3) 최소 스테럽철근량으로 배근된 시험체에서 스테럽간격 차이는 부착거동에 영향을 거의 없다는 사실을 알 수 있으며, 철근직경이 증대됨에 따라서 부착거동에 대한 분산이 거의 발생하지 않았다.
- (4) 본 연구에서 제안한 균열폭 산정식은 시험결과와 비교할 때, 단면변화에 상관없이 안정적이며 신뢰성이 높은 통계적 결과를 나타내고 있으며, 평균은 이상치보다 4.8% 안전측이며 표준편차는 0.1727로 타 제안식에 비해 현격하게 분산이 작은 것으로 나타났다.
- (5) 본 연구에서 산정식의 비교는 철근의 배치가 다양한 보다 많은 형태와 크기를 가진 단면에 적용되어져야 하고 시험이 수행되어져야 할 것이다. 또한 각 요인에 대한 영향계수의 표준화와 다수 요인에 의한 데이터 축적이 필요하다.

Table 2 제안식과 주요시방규정에 따른 C/E의 평균 및 표준편차 비교

Method	Average of C/E	Standard Deviation of C/E	Average of C/E	Standard Deviation of C/E	Average of C/E	Standard Deviation of C/E
Series	F30 Series	F30 Series	FS Series	FS Series	Total	Total
New Eq.	1.0118	0.1442	1.1021	0.1962	1.0479	0.1727
ACI 99	1.2719	0.1883	1.3951	0.2298	1.3212	0.2146
CEB-FIP 78	1.5162	0.2976	1.4285	0.4357	1.4811	0.3618
EC 2	0.9940	0.2126	0.9200	0.2982	0.9644	0.2530
JSCE 96	1.5106	0.2427	1.6600	0.2828	1.5703	0.2700
Balaz 93	1.1879	0.1812	0.9808	0.4852	1.1051	0.3524

참 고 문 헌

1. 尾板芳夫, 大塚浩司, 松本英信 (1985), "乾燥の影響を受ける引張RC供試体のひびわれ性状," 콘크리트工学, Vol. 23, No. 3, pp. 109~119.
2. 角田與史雄 (1987), "曲げ受けるコンクリート部材のひびわれとたわみに關する研究の現狀," 日本土木學會論文集, Vol. 7, No. 384, pp. 21~32.
3. 趙唯堅, 丸山久一 (1994), "鐵筋コンクリートはりの曲げひびわれ幅算定式の再評價," 日本土木學會論文集, Vol. 23, No. 490, pp. 147~156.
4. Balázs, L. G. (1993), "Cracking Analysis Based on Slip and Bond Stresses," ACI Mat. J., Vol. 90, No. 4, Jul.-Aug., pp. 340~348.
5. CEB-Bulletin (1970), CEB-FIP Model Code for Concrete Structures.
6. CEB-Bulletin d'Information Final Draft (1993) CEB-FIP Model Code 1990, Thomas Telford, London, U.K.
7. Desayi, P. (1975), "A Method for Determining the Spacing and Width of Cracks in Partially Prestressed Concrete Beams," Proceedings, Institution of Civil Engineers, Vol. 59, Sept., London, pp. 411~428.
8. Leonhardt, F. (1976) Vorlesungen über Massivbau, Springer-Verlag, Berlin, Germany.
9. Park, S. K., Ko, W. J., and Kim, H. Y. (2001), "Estimation of Torsional Crack Width for Concrete Structural Members," Magazine of Concrete Research, Vol. 53, No. 5, Oct, pp. 337~345.