

콘크리트 스트럿 유효강도 결정방법의 적합성 평가

Validity Evaluation of Determination Methods of Effective Concrete Strut Strength

윤 영 목*

Yun, Young Mook

ABSTRACT

For implementation of the strut-tie model approach to the practical analysis and design of structural concrete, the effective strengths of concrete struts in a strut-tie model, which have a crucial effect on the determination of strut and tie forces and the validity verification of strut-tie model's geometric compatibility condition, have to be determined accurately. In this study, the validity of the methods for determining the effective strengths of concrete struts was evaluated by conducting the strut-tie model analyses of the three reinforced concrete deep beams tested to failure with the effective strengths of concrete struts obtained from the suggested determination methods.

1. 서론

스트럿-타이 모델 방법은 콘크리트 부재의 해석 및 설계에 효과적인 방법으로 알려져 있다. 그러나 스트럿-타이 모델 방법을 콘크리트 부재의 해석 및 실 설계에 적용하기 위해서는 스트럿-타이 모델의 스트럿과 타이의 단면력 결정과 선정된 스트럿-타이 모델의 적합성 판단에 중요한 요소 중의 하나인 콘크리트 스트럿의 유효강도를 정확하게 결정하여야 한다. 본 논문에서는 여러 참고문헌에서 제안한 방법을 이용하여 결정된 콘크리트 스트럿의 유효강도 값을 실험, 파괴된 세 개의 철근콘크리트 깊은 보의 스트럿-타이 모델 해석에 적용시켜서 각 제안한 방법의 적합성을 평가하였다.

2. 콘크리트 스트럿의 유효강도

콘크리트 스트럿의 유효강도 f_{cs} 는 일반적으로 콘크리트 원주형 공시체의 일축압축강도 f_{ck} 의 일부 분으로서, 다음과 같이 표시된다.

$$f_{cs} = \nu f_{ck} \quad (1)$$

여기서, ν 는 1보다 작은 유효강도계수이다. 스트럿-타이 모델은 극한한계상태의 거동을 표현하는 모델이므로 실제 콘크리트 부재에서 발생하는 균열은 콘크리트의 압축강도를 감소시킨다. 따라서 유효강도계수는 콘크리트 스트럿의 균열과 콘크리트 스트럿을 가로지르는 인장변형에 의한 콘크리트 강도의 감소를 반영하는 값이다. Schlaich et al.(1987), MacGregor(1997), Alshegeir(1992)는 콘크리트 부재의 스트럿-타이 모델 설계를 위한 다양한 콘크리트 스트럿의 유효강도 값을 제안하였다. Yun(2000)은 스트럿-타이 모델의 부재 수 및 구조형태에 무관하고 보다 일반적이고 일관성 있게 콘크리트 스트럿의

* 정회원, 경북대학교 토목공학과 부교수

유효강도 결정할 수 있는 방법을 제안하였다. 이 방법에서는 2차원 응력을 받는 무근콘크리트의 파괴 포락선, 2차원 주압축응력 흐름과 스트럿 방향과의 차이 각, 그리고 철근에 의한 콘크리트의 구속의 정도를 고려하는 알고리즘 등을 이용하여 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정한다.

AASHTO LRFD(1998) 설계기준서는 콘크리트 스트럿의 유효강도 산정식을 다음과 같이 제한하였다.

$$f_{cs} = \frac{f_{ck}}{0.8 + 170\epsilon_1} \leq 0.85f_{ck} \quad (2)$$

여기서, f_{cs} 의 단위는 MPa이며, ϵ_1 은 콘크리트 스트럿에 수직으로 배근된 철근의 평균 인장변형률이다. 유럽의 설계기준서인 CEB-FIP Model Code(1993)에서는 콘크리트 스트럿의 유효강도 산정식을 다음과 같이 제시하였다.

$$f_{cs} = 0.85f_{cd}(1 - f_{ck}/250) \quad (3)$$

여기서, f_{cs} 의 단위는 MPa이며, f_{ck} 는 실린더 콘크리트 공시체의 압축강도이며, f_{cd} 는 f_{ck} 를 1.5로 나눈 값이다. 최근에는 ACI 318-02(2002)는 스트럿 중간길이에서의 단면형상과 스트럿 양단에서의 단면형상과의 관계와 철근의 배근정도를 고려하여 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정하는 식을 다음과 같이 제안하였다.

$$f_{cs} = 0.85\beta_s f_{ck} \quad (4)$$

여기서 β_s 는 균열 및 구속철근이 콘크리트 스트럿의 유효강도에 미치는 영향을 고려하기 위한 계수이다.

3. 철근콘크리트 깊은 보의 해석을 통한 스트럿 유효강도 결정방법의 적합성 평가

Purdue대학교에서 실험·파괴된 전단지간대 높이의 비가 2.15인 3개의 직사각형 철근콘크리트 깊은 보의 배근상세도는 그림 1과 같다. Beam 1, 3, 10의 파괴는 하중이 각각 478.6kN, 511.1kN, 386.6kN 일 때 일어났다. 이들 보의 제원과 상세한 균열 및 파쇄형상은 참고문헌(Anderson & Ramirez, 1997)에 나타나있다.

철근콘크리트 깊은 보 스트럿-타이 모델의 선정 시 스트럿의 위치 및 방향은 무근콘크리트 평면응력해석에 근거한 주압축응력 흐름에 따라 결정하였으며, 타이의 위치는 철근의 배근상세를 고려하여 결정하였다. 극한하중을 받는 Beam 1에서의 압축주응력 흐름 및 이를 근거로 선정된 스트럿-타이 모델은 각각 그림 2와 같다. 중앙의 두 사선부재 31 및 32는 수치해석과정에서 선정된 스트럿-타이 모델이 안정된 트러스 구조가 되도록 하기 위해 추가된 부재로서, 이들 스트럿의 강성은 매우 작은 값으로 취하였다. Beam 3 및 10의 해석에 사용된 스트럿-타이 모델 역시 Beam 1의 해석에 사용된 모델과 동일한 형태의 것이다.

각각의 콘크리트 스트럿 유효강도 결정방법에 따라 철근콘크리트 깊은 보 스트럿-타이 모델의 콘크리트 스트럿 유효강도계수를 결정하였다. AASHTO LRFD(1998) 설계기준의 적용 시 콘크리트 스트럿과 이를 가로지르는 철근의 사이각을 이들 보의 하부에 배근된 휩철근과 이루는 각으로 보지 않고 각각의 스트럿에 직접적인 영향을 미치는 스티럽 철근과 이루는 각으로 보았다. 철근타이 및 콘크리트타이의 유효강도로는 각각 철근의 항복강도 및 콘크리트 인장강도를 취하였다.

압축단면력 P_{rs} 를 받는 스트럿과 인장단면력 P_{rt} 를 받는 타이의 단면적 A_{strut} 및 A_{tie} 는 휩-압축 영역의 철근스트럿의 단면적을 고정한 후 다음의 조건식을 만족시키는 알고리즘(Yun 2000)을 이용하여 구하였다.

$$P_{rs} \leq \phi_s A_{strut} f_s \quad (5a)$$

$$P_n \leq \phi_s A_{tie} f_t \quad (5b)$$

여기서 ϕ_s 및 ϕ_t 는 각각 스트럿 및 타이의 강도감소계수로서 콘크리트 부재의 스트럿-타이 모델 해석 시 1로 취하는 값이며, f_s 및 f_t 는 각각 스트럿 및 타이의 유효강도를 나타낸다. 스트럿-타이 모델 자체의 수치해석 시 참고문헌의 알고리즘에 의해 결정된 철근타이의 단면적은 철근타이의 위치에 해당하는 실제 배근된 철근의 단면적으로 치환하였다. 철근타이의 위치에 중복으로 추가된 콘크리트타이의 단면적은 주변 콘크리트타이의 단면적과 중복되지 않는 범위 내에서 가장 긴 길이를 반지름으로 하는 원형단면의 면적으로 취하였다.

실험, 파괴된 철근콘크리트 보의 정확한 거동과 힘의 재분배 과정을 고려하기 위해 스트럿-타이 모델 자체의 유한요소해석 시 외부하중을 20단계의 증분하중으로 작용시켰다. 각 증분하중단계마다 필요한 콘크리트 스트럿의 접선탄성계수 값은 스트럿의 유효강도, 스트럿의 유효강도에 대응하는 스트럿의 최대변형률, 스트럿의 초기접선탄성계수, 그리고 스트럿의 할선탄성계수 등을 필요로 하는 응력-변형률 관계식으로부터 구하였다. 모든 철근타이의 응력-변형률 관계는 철근의 응력 및 변형률이 (0, 0), (항복강도, 항복변형률), (극한강도, 극한변형률)인 점을 연결한 bi-linear로 보았으며, 철근타이의 항복 전과 후의 접선탄성계수는 두 직선의 기울기로부터 구하였다. 콘크리트타이의 접선탄성계수는 콘크리트타이의 응력이 콘크리트 인장강도에 도달하기 전까지는 즉 콘크리트타이에 횡방향 균열이 발생되기 전까지는 하중을 저항할 수 있으며 균열발생 후에는 더 이상의 하중을 저항하지 못하는 인장응력-인장변형률-파열 관계식으로부터 구하였다. 콘크리트타이 위치에서의 균열의 발생시점은 무근콘크리트의 평면응력 비선형 유한요소해석을 통하여 구하였다.

본 연구에서는 절점영역의 강도를 무근콘크리트 절점영역에 대한 비선형 유한요소해석을 수행하여 검토하였다(Yun 2000). Beam 1의 파괴 시 북쪽 하중판 좌측편 (남쪽 하중판 우측편)에 콘크리트가 파괴되었으므로 Beam 1 스트럿-타이 모델의 남쪽 하중판 아래 절점에서의 절점영역의 강도를 검토하였다. 절점영역의 강도 검토 시 선정된 스트럿-타이 모델의 구조적 안정조건 및 기하학적 적합조건을 만족하면서 스트럿-타이 모델이 받을 수 있는 최대의 하중을 우선적으로 구한 후, 이 상태에서의 위험절점영역을 형성하는 개개의 스트럿과 하중판에 작용하는 외부하중을 위험절점영역의 유한요소절점에 수직 및 수평 성분의 증분하중으로 부과하였다. 유한요소해석 모델의 경계조건으로 스트럿과 타이의 중심선이 만나는 유한요소절점에 힌지를, 그리고 하중판에 의해 형성되는 절점영역 경계면에 수직물라를 부과하였다. Beam 1에 적용한 방법과 동일한 방법에 의해 Beam 3 및 10 스트럿-타이 모델의 남쪽 하중판 아래 절점의 절점영역 강도를 검토하였다.

비선형 스트럿-타이 모델 방법에서는 (1)증분하중 작용과정에서 스트럿과 타이의 강성감소에 의해 스트럿-타이 모델이 구조적으로 불안정할 때; (2)스트럿-타이 모델의 기하학적 적합성 조건이 만족되지 않을 때, 즉 차원화된 스트럿-타이 모델이 콘크리트 부재의 기하학적 경계조건과 불일치되거나 평행한 스트럿의 단면적이 중첩되는 현상 등이 발생될 때; 그리고 (3)스트럿-타이 모델의 위험절점영역에서 파괴메카니즘이 발생할 때 등을 콘크리트 부재가 극한한계상태에 도달한 상태라고 본다. Beam 1의 경우, AASHTO LRFD, ACI 318-02, Schlaich et al., 그리고 Yun의 방법에 의해 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정 할 경우 선정된 Beam 1 스트럿-타이 모델은 각각 실험파괴하중의 110%, 140%, 140%, 160%에 해당되는 최대하중까지 스트럿-타이 모델의 안정 및 기하학적 적합 조건을 만족하지만 각각 실험파괴하중의 91%, 130%, 123%, 102%에 해당되는 하중이 작용할 때 위험절점영역(하중작용절점의 영역)에서 파괴메카니즘이 발생하였다. 따라서 이들 방법에 의한 Beam 1의 극한강도를 각각 실험파괴강도의 91%, 130%, 123%, 102%로 평가하였다. Alshegeir, CEB-FIP, 그리고 MacGregor의 방법에 의해 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정할 경우 각각 실험파괴강도의 125%, 90%, 그리고 125%에 해당되

는 최대하중까지 선정된 스트럿-타이 모델은 구조적으로 안정하며 위험절점영역에서 파괴메카니즘도 발생하지 않았지만 스트럿-타이 모델의 25번 스트럿이 기하학적 적합조건을 위반함으로 인하여 극한 강도를 각각 실험파괴강도의 125%, 90%, 그리고 125%로 평가하였다. 콘크리트 스트럿의 유효강도 결정방법에 따라 비선형 스트럿-타이 모델 방법을 이용하여 평가한 Beam 1의 극한강도는 표 1에 나타나 있다. 동일한 방법을 이용하여 평가한 Beam 3 및 10의 극한강도도 표 1에 나타나 있다.

4. 결론

본 연구에서는 여러 참고문헌에서 제안된 콘크리트 스트럿의 유효강도 결정방법을 실험, 파괴된 철근콘크리트 깊은 보의 해석에 적용하여 각 유효강도 결정방법의 적합성을 평가하였다. 철근콘크리트 깊은 보의 해석을 통해 AASHTO-LRFD, CEB-FIP, 그리고 Yun 등의 방법에 의해 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정할 때 스트럿-타이 모델의 소성하한이론 개념에 부합되는 철근콘크리트 깊은 보의 설계가 가능한 것으로 판단되었다. 또한 CEB-FIP의 제안식에 의해 콘크리트 스트럿의 유효강도를 산정, 스트럿-타이 모델 설계를 수행할 경우 지나치게 보수적인 설계가 될 수도 있음을 알 수 있었다.

하중 및 기하학적 형상조건이 나날이 복잡 다양해지는 콘크리트 구조물의 해석, 설계가 요구되는 현 상황에서, 콘크리트 스트럿의 유효강도를 결정하기 위한 많은 방법들은 그 안의 세부 조건들 중 상당 부분 모호한 구문에 의해 모든 설계자로 하여금 동일한 설계조건 하에서 서로 다른 유효강도 값을 선택하게 하는 혼란을 줄 우려가 있다. 따라서 본 연구에서 채택한 콘크리트 부재의 해석 예에서 살펴 보았듯이 실험결과에 의존하지 않고 모든 경우에 있어서 일관성 있게 산정하여 스트럿-타이 모델을 이용한 콘크리트 부재의 정확한 해석 및 안전설계를 가능케 할 수 있는 Yun의 방법은 매우 효과적이며 적절한 방법으로 입증되었다.

참고문헌

1. Alshegeir, A. (1992) Analysis and design of disturbed regions with strut-tie models, Ph.D Dissertation, School of Civil Engineering, Purdue University, Indiana, USA.
2. American Association of State Highway and Transportation Officials(1998) AASHTO LRFD bridge design specifications, 2nd Edition, Washington D.C., USA.
3. American Concrete Institute (2002) Building code requirements for structural concrete (ACI 318-02) and commentary (ACI 318R-02), Farmington Hills, Michigan, USA.
4. Anderson, N.S. and Ramirez, J.A. (1987) Effect of the Detailing of Stirrup Reinforcement on the Ultimate Strength and Behavior of Reinforced Concrete Members Failing in Shear, Publication No. CE-STR-87-2, School of Civil Engineering, Purdue Univ., Indiana, 380 pp
5. Comite Euro-International Du Beton (1993) CEB-FIP model code 1990, Thomas Telford Services, Ltd., London, 437pp.
6. MacGregor, J.G. (1997) Reinforced concrete - mechanics and design, 3rd Edition, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, USA.
7. Schlaich, J., Schaefer, K., and Jennewein, M. (1987) Towards a consistent design of structural concrete, Journal of the Prestressed Concrete Institute, 32(3), pp. 74-151.
8. Yun, Y.M. (2000) Nonlinear Strut-Tie Model Approach for Structural Concrete, ACI Structural Journal, Vol. 97(4), pp. 581-590.

표 1 철근콘크리트 깊은 보의 극한강도

Beams	Eff. Strength of Concrete Strut by	(*)/P _{test} (**,***)	Criteria for Determining Ultimate Strength			P _{predicted} / P _{test}
			SS	GC	NS	
1	ACI 318-02	1.40 (GC-25)	-	-	○	1.30
	Alshegir	1.25 (GC-25)	-	○	-	1.25
	AASHTO-LRFD	1.10 (GC-8,9)	-	-	○	0.91
	CEB-FIP	0.90 (GC-25)	-	○	-	0.90
	MacGregor	1.25 (GC-25)	-	○	-	1.25
	Schlaich et al.	1.40 (GC-8,9,25)	-	-	○	1.23
	Yun	1.60 (SS-17,29)	-	-	○	1.02
3	ACI 318-02	1.40 (SS-4)	-	-	○	1.02
	Alshegir	1.28 (GC-25)	-	-	○	1.09
	AASHTO-LRFD	1.10 (GC-8,9)	-	-	○	1.07
	CEB-FIP	0.80 (GC-25)	-	-	○	0.76
	MacGregor	1.25 (GC-25)	-	○	-	1.25
	Schlaich et al.	1.40 (SS-17,29)	-	-	○	1.16
	Yun	1.50 (SS-4,17)	-	-	○	1.01
10	ACI 318-02	1.35 (GC-25)	-	-	○	1.15
	Alshegir	1.26 (GC-8,9)	-	-	○	1.23
	AASHTO-LRFD	1.10 (GC-8,9)	-	-	○	1.02
	CEB-FIP	1.04 (GC-25)	-	○	-	1.04
	MacGregor	1.30 (GC-25)	-	-	○	1.27
	Schlaich et al.	1.35 (GC-25)	-	-	○	1.08
	Yun	1.70 (SS-17)	-	-	○	0.99

(*) Maximum load that can be applied to beam strut-tie models; **, Cause for not exceeding (*); ***, Strut or tie no. that caused structural stability and/or geometrical compatibility; SS: Structural Stability; GC: Geometrical Compatibility; NS: Nodal Zone Strength

	P _{predicted} ÷ P _{test}			
	Beam 1	Beam 3	Beam 10	Average
ACI 318-02	1.30	1.02	1.15	1.16
Alshegir	1.25	1.09	1.23	1.19
AASHTO-LRFD	0.91	1.07	1.02	1.00
CEB-FIP	0.90	0.76	1.04	0.90
MacGregor	1.25	1.25	1.27	1.26
Schlaich et al.	1.23	1.16	1.08	1.16
Yun	1.02	1.01	0.99	1.01

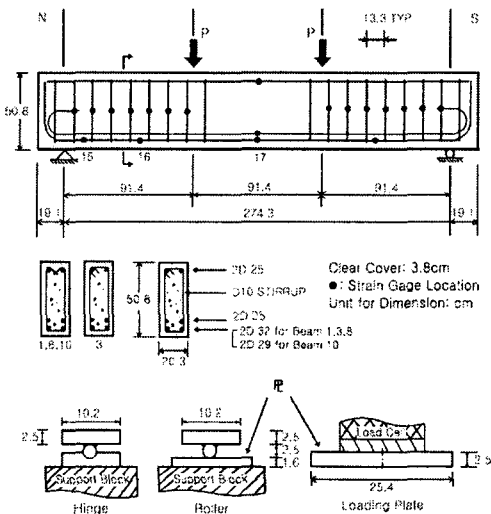


그림 1 철근콘크리트 깊은 보의 배근상세도

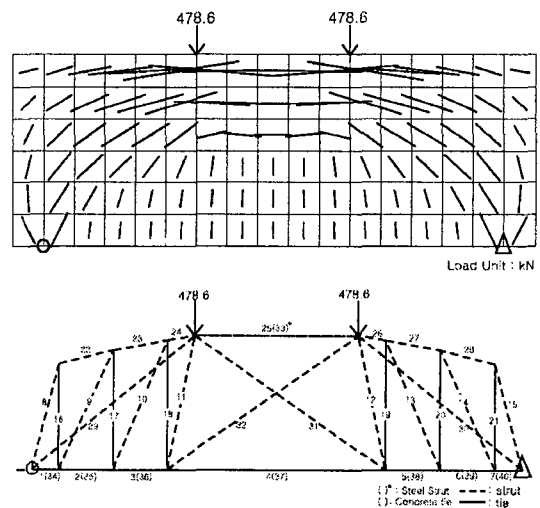


그림 2 Beam 1 스트럿-타이 모델