

# 철근콘크리트 보의 강도해석을 위한 격자 연화 스트럿-타이 모델(GS-STM) 방법

## GS-STM Approach for Ultimate Strength Analysis of Reinforced Concrete Beams

박정웅\* 윤영목\*\*

Park, Jung Woong Yun, Young Mook

---

### Abstract

The behavior of concrete deep beams in shear is substantially influenced by beam size and shape, loading conditions, reinforcement details, and material properties. Therefore, it is not easy to predict the ultimate response of beams correctly and take into account all those factors in practical shear design. In this study, a grid softened strut-tie model approach for determining the shear strengths of various reinforced concrete deep beams is proposed. The validity of the approach is examined through the strength analysis of numerous reinforced concrete deep beams tested to failure. The approach can be further developed to improve the current deep beam design procedures by incorporating the actual shear resisting mechanisms of deep beams.

---

### 1. 서론

콘크리트 보가 파괴될 경우 반드시 방지되어야 하는 것은 전단에 의한 취성파괴로써 이는 콘크리트 보의 강도를 휨능력 이하로 감소시킬 뿐만 아니라 콘크리트 보의 연성을 현저히 감소시킨다. 또한 전단파괴 시의 보의 거동은 부재의 치수, 형태, 하중, 철근의 양과 배치 그리고 콘크리트 및 철근의 재료 특성에 따라 크게 변한다. 따라서 이러한 콘크리트 보의 전단 역학적 거동을 파악하고 이를 실 설계에 반영하는 것은 매우 어렵기 때문에 단일한 콘크리트 보의 전단설계방법이 존재하는 것도 아니다. 콘크리트 보의 전단파괴에 대한 연구는 수십 년에 걸친 연구자들의 노력에도 불구하고 아직까지 명확하게 규명하지는 못하고 있는 문제중의 하나이며, 전단거동은 휨 거동에 비하여 여러 가지 변수들을 포함하고 있어 복잡하고 이론적으로 규명하기가 어렵다.

전단설계방법을 개선시키기 위한 많은 노력의 결과로 45°트러스 모델에 근거한 ACI 설계기준<sup>(1)</sup> 대신 보다 합리적이고 실제적인 변각트러스 모델이 등장하게 되었으며, 다양한 트러스 모델과 스트럿-타이 모델, 전단-마찰 이론 그리고 수정압축장 이론 등 보다 합리적인 설계방법들이 발전되어 설계기준등

---

\* 정회원, 경북대학교 대학원 토목공학과 박사과정

\*\* 정회원, 경북대학교 토목공학과 부교수

에 반영되기에 이르렀다. 본 논문에서는 스트럿-타이 모델 개념에 콘크리트의 연화효과를 접목시킨 연화 스트럿-타이 모델 방법<sup>(4)</sup>을 개선하여 철근콘크리트 깊은 보의 강도를 쉽게 예측하고 더 나아가 설계에도 적용할 수 있는 격자 연화 스트럿-타이 모델(Grid Softened Strut-Tie Model, GS-STM) 방법을 제시하였다. 실험, 파괴된 여러 철근콘크리트 깊은 보의 강도평가를 통해 제시한 방법의 적합성을 검토하였다.

## 2. 연화 스트럿-타이 모델 방법

깊은 보의 전단강도 예측을 위한 연화 스트럿-타이 모델(Softened Strut-Tie Model) 방법은 Mau & Hsu<sup>(5)</sup>에 의해 제안되었다. 이 방법은 스트럿-타이 모델의 개념을 근간으로 평형방정식, 적합조건, 균열 철근콘크리트의 구성법칙 등을 이용한다. 그림 1은 Hwang et al.<sup>(4)</sup>이 깊은 보의 전단강도 예측을 위하여 사용한 연화 스트럿-타이 모델로서, 평형방정식을 만족하는 각각의 부재력들을 보여주고 있다. 여기서 대각 스트럿의 압축력과 수평 및 수직 타이의 인장력은 저자가 가정한 대각, 수평, 수직 메카니즘의 전단내력비  $R_d$ ,  $R_h$ ,  $R_v$ 를 이용하여 식 (1), (2), (3)으로 나타내었다.

$$D = \frac{-1}{\sin \theta} \times \frac{R_d}{(R_d + R_h + R_v)} \times V_{bh} \quad (1)$$

$$F_h = \frac{1}{\tan \theta} \times \frac{R_h}{(R_d + R_h + R_v)} \times V_{bh} \quad (2)$$

$$F_v = \frac{R_v}{(R_d + R_h + R_v)} \times V_{bh} \quad (3)$$

이 방법에서는 대각 스트럿의 연화 응력-변형률 관계를 정의하기 위하여 식 (4) 및 (5)와 같은 구성방정식을 사용하였다.

$$\sigma_d = -\zeta f_c' \left[ 2 \left( \frac{-\varepsilon_d}{\zeta \varepsilon_0} \right) - \left( \frac{-\varepsilon_d}{\zeta \varepsilon_0} \right)^2 \right] \quad \text{for } \frac{-\varepsilon_d}{\zeta \varepsilon_0} \leq 1 \quad (4)$$

$$\sigma_d = -\zeta f_c' \left[ 1 - \left( \frac{-\varepsilon_d/\zeta \varepsilon_0 - 1}{2/\zeta - 1} \right)^2 \right] \quad \text{for } \frac{-\varepsilon_d}{\zeta \varepsilon_0} > 1 \quad (5)$$

$$\zeta = \frac{5.8}{\sqrt{f_c'}} \frac{1}{\sqrt{1 + 400\varepsilon_r}} \leq \frac{0.9}{\sqrt{1 + 400\varepsilon_r}} \quad (6)$$

위 식에서,  $\sigma_d$ 는 대각 방향 스트럿의 평균 압축주응력을,  $f_c'$ (MPa)는 콘크리트의 일축압축강도를,  $\zeta$ 는 연화계수를,  $\varepsilon_d$  및  $\varepsilon_r$ 은 각각 대각방향 스트럿의 평균 압축주변형률과 이 스트럿의 수직방향의 평균 인장주변형률을, 그리고  $\varepsilon_0$ 는 콘크리트 일축압축강도에 상응하는 일축압축변형률을 나타낸다. 또한 이 방법에서는 변형률 불변량에 관한 식 (7)과 같은 적합조건을 사용하였다. 식 (7)에서  $\varepsilon_h$  및  $\varepsilon_v$ 는 각각 수평 및 수직 방향의 스트럿 변형률을 나타낸다.

$$\varepsilon_r + \varepsilon_d = \varepsilon_h + \varepsilon_v \quad (7)$$

그림 2는 연화 스트럿-타이 모델 방법에 의한 철근콘크리트 깊은 보의 전단강도평가 알고리즘을 나타낸 것이다. 그림에서  $\sigma_{dmax}$ 는 대각방향 스트럿이 받는 최대 압축응력으로서, 이는 스트럿-타이 모델의 평형방정식으로부터 유도된다. 이 방법은 깊은 보가 연화효과의 영향을 받는 전단지간 내의 콘크리트 스트럿의 파쇄에 의해 전단파괴된다고 가정하고 있으므로, 개구부가 있거나 등분포하중을 받는

깊은 보의 경우 또는 콘크리트 스트럿의 파쇄에 의한 전단파괴의 경우가 아닌 깊은 보의 해석 방법으로는 부적절하다. 또한 이 방법에서는 깊은 보의 높이에 따라 선형변형을 분포를 보이지 않는 깊은 보에 대하여 선형탄성 휨이론으로부터 계산된 대각 스트럿의 면적을 직감으로 근사화하여 사용하고 있다. 뿐만아니라 수평 및 수직 방향의 철근량을 각각 하나의 타이 부재로서 단순화하여 나타내야 하므로 이 방법을 이용한 콘크리트 부재의 설계 시 주인장철근, 주압축철근, 수평 복부철근, 그리고 수직 전단철근에 대한 배근 상세의 근거가 불명확하다.

### 3. 격자 연화 스트럿-타이 모델 방법

본 연구에서는 콘크리트 깊은 보의 전단강도를 예측하기 위한 격자 연화 스트럿-타이 모델(GS-STM) 방법을 제안하였다. 그림 3은 이 방법에 의한 철근콘크리트 깊은 보를 비롯한 모든 응력교란 영역을 갖는 콘크리트 부재의 극한강도평가 알고리즘을 보여주고 있다. 이 방법에서는 콘크리트 부재내부의 주응력 흐름에 따라 스트럿과 타이를 배치한 것이 아니라 해석자 및 설계자의 판단에 따라 임의의 격자형태로 스트럿-타이 모델을 구성한다. 유효강도로부터 스트럿과 타이의 면적을 결정하는 전통적인 스트럿-타이 모델 방법과는 달리 GS-STM 방법에서는 연화 스트럿-타이 모델 방법에서 적용한 것과 유사하게 구성부재의 콘크리트 스트럿 및 콘크리트 타이의 단면적을 그림 4에서와 같이 대각부재의 폭은 직사각형 대각선 길이의 3/10이 되게, 수직 및 수평부재의 폭은 각각 직사각형 가로 및 세로 길이의 2/10가 되게 미리 결정한다.

GS-STM 방법에서 콘크리트 스트럿의 응력-변형률 관계는 식 (4) 및 (5)로, 콘크리트 타이의 응력-변형률 관계는 식 (8) 및 (9)로, 그리고 철근 타이의 응력-변형률 관계는 식 (10) 및 (11)로 나타내었다.

$$\sigma_r = E_c \epsilon_r \quad \text{for } \epsilon_r \leq \epsilon_{cr} \quad (8)$$

$$\sigma_r = f_{cr} \left( \frac{\epsilon_r}{\epsilon_{cr}} \right)^{0.4} \quad \text{for } \epsilon_r > \epsilon_{cr} \quad (9)$$

$$f_s = E_s \epsilon_s \quad \text{for } f_s \leq f_n \quad (10)$$

$$f_s = \left( 1 - \frac{2 - \alpha_2 / 45}{1000 \rho} \right) \left[ \left\{ 0.91 - \frac{2}{\rho} \left( \frac{f_{cr}}{f_y} \right)^{1.5} \right\} f_y + \left\{ 0.02 + \frac{0.25}{\rho} \left( \frac{f_{cr}}{f_y} \right)^{1.5} \right\} E_s \epsilon_s \right] \quad \text{for } f_s \leq f_n \quad (11)$$

여기서,

$$\epsilon_r = \epsilon_s + (\epsilon_s - \epsilon_d) \cot^2 \theta \quad (12)$$

$$f_n = \left( 1 - \frac{2 - \alpha_2 / 45}{1000 \rho} \right) \left\{ 0.93 - \frac{2}{\rho} \left( \frac{f_{cr}}{f_y} \right)^{1.5} \right\} f_y \quad (13)$$

위 식에서,  $E_c$ 는 콘크리트의 탄성계수를,  $f_{cr}$ 은 콘크리트의 활열인장강도를,  $\epsilon_{cr}$ 은  $f_{cr}$ 에 상응하는 콘크리트의 인장변형률을,  $\epsilon_s$ 는 스트럿과 수직한 방향의 최대 인장변형률 또는 대각 스트럿과 교차하는 철근 타이의 인장변형률을,  $\theta$ 는 대각 콘크리트 스트럿과 이를 가로지르는 철근타이가 이루는 각을,  $f_y$ 는 철근 타이의 항복응력을,  $E_s$ 는 철근 타이의 탄성계수를,  $\alpha_2$ 는 콘크리트 스트럿과 철근 타이의 사이각을,  $\rho$ 는 철근비를 각각 나타낸다.

#### 4. 철근콘크리트 깊은 보의 강도 평가

GS-STM 방법의 타당성을 평가하기 위하여 Smith & Vantsiotis<sup>(9)</sup>에 의해 실험 파괴된 52개의 단순 지지 철근콘크리트 깊은 보의 전단강도를 예측하였다. 또한 ACI 설계기준<sup>(1)</sup>, 수정압축장 이론<sup>(10)</sup>, 실험식<sup>(6,7,11)</sup>, 수정 단면트러스 모델<sup>(8)</sup>, EC2 및 CEB-FIP 설계기준<sup>(2,3)</sup> 등에 의해 예측된 전단강도와도 비교하여 보았다.

깊은 보는 A, B, C, D의 네 개의 타입으로 나누어졌으며, 각 타입별 전단 지간비  $a/d$ 는 각각 0.77, 1.01, 1.34, 2.01이다. 모든 시험체는 지간 중앙으로부터 10.2cm 떨어진 상단면의 두 점에서 재하되었으며, 주인장철근의 충분한 정착을 확보하기 위하여 시험체는 지지점으로부터 30.5cm 연장되어 제작되었다. 두 하중점에는 5.1cm×5.1cm×2.5cm의 재하판이 사용되었고 하중 재하속도는 모든 시험체에서 약 8.90kN/min 정도로 일정하게 적용되었다. 실험결과 모든 보는 전단파괴 되었으며, 전단파괴 시의 강도는 휨이론에 의해 예측된 휨파괴강도보다 낮았다.

그림 5는 본 연구에서 사용한 격자 스트럿-타이 모델을 보여주고 있다. 표 1은 GS-STM 방법 및 기타 방법에 의해 평가된 전단강도를 나타내고 있다. 본 연구에서 제안한 방법은 시험체의 종류에 관계없이 깊은 보의 강도를 비교적 정확하게 평가하였다. Zsutty의 실험식과 수정 단면트러스 모델에 의한 결과는 평균값은 좋은 반면에 표준편차가 지나치게 큰 단점이 있으며, EC2 및 CEB-FIP 설계기준은 표준편차는 양호하나 예측된 강도가 너무 보수적이다. 위의 결과로부터 GS-STM 방법은 철근콘크리트 깊은 보의 강도평가에 가장 적합한 것으로 볼 수 있다.

#### 5. 요약 및 결론

본 연구에서 제안한 격자 연화 스트럿-타이 모델 방법은 실험, 파괴된 다양한 콘크리트 강도와 복부보강 철근이 배치된 여러 종류의 단순지지 철근콘크리트 깊은 보의 전단강도를 비교적 편차가 적으면서도 정확하게 평가하였다. 이 방법은 격자 스트럿-타이 모델을 채택하므로 철근콘크리트 깊은 보의 강도평가 및 예측 시 사용자와 상관없이 거의 동일한 해석결과를 기대할 수 있을 것으로 기대된다. 또한 이 방법은 단순지지뿐만 아니라 연속지지 깊은 보, 코벨, 그리고 보-기둥 연결부를 비롯한 응력 교란영역을 갖는 콘크리트 부재 등에도 적용이 가능할 것으로 기대된다.

#### 참고문헌

1. ACI, "Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary", ACI 318R-99, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 1999.
2. Comite Euro-International du Beton, CEB-FIP Model Code 1990, Switzerland, 1991.
3. Eurocode No.2, "Design of concrete Structures, part 1: General rules and rules for buildings", Thomas Telford Services, London, 1991.
4. Hwang, S. J., Lu, W. Y., and Lee, H. J., "Shear Strength Prediction for Deep Beams", *ACI Structural Journal*, Vol. 97, No. 3, pp. 367-376, 2000.
5. Mau, S. T. and Hsu, T. T. C., "Shear Strength Prediction for Deep Beams with Web Reinforcement", *ACI Structural Journal*, Vol. 84, No. 6, pp. 513-523, 1987.
6. Niwa, J., Yamada, K., Yokozawa, K., and Okamura, M., "Re-evaluation of the equation for shear strength of R.C.-beams without web reinforcement", Translated from Proc., Japan Soc. Civ. Engrg., 5(372), 1986-1988, 1986.
7. Okamura, H. and Higai, T., "Proposed design equation for shear strength of R.C. beam without web reinforcement", Proc., Japan Soc. Civ. Engrg., 300, pp. 131-141, 1980.
8. Ramirez, J. A. and Breen, J. A., "Proposed Design Procedures for Shear and Torsion in Reinforced and Prestressed Concrete", Research Report, No. 248-4F Center for Transportation

Research, The Univ. of Texas, Austin, 254 pp., 1983.

9. Smith, K. N. and Vantsiotis, A. S., "Shear Strength of Deep Beams", *ACI Journal Proceedings*, Vol. 79, No. 3, pp. 201-213, 1982.
10. Vecchio, F. J. and Collins, M. P., "The Modified Compression Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear", *ACI Journal Proceedings*, Vol. 83, pp. 219-231, 1986.
11. Zsutty, T. C., "Beam Shear Strength Prediction by Analysis of Existing Data", *ACI Journal Proceedings*, Vol. 65, No. 11, pp. 943-951, 1968.

표 1 깊은 보의 극한강도

부재	V(test) (kN)	ratio of experimental to predicted shear strengths							
		ACI	MCFT	Zsutty	Okamura & Niwa	수정단면 트러스	EC2	CEB-FIP	GS-STM (2단)
0a0-44	139	2.00	5.00	0.87	0.43	0.24	0.18	0.73	0.79
0a0-48	136	1.93	4.76	0.90	0.45	0.25	0.18	0.75	0.77
1a1-10	161	1.76	2.50	0.96	0.60	0.56	0.47	0.45	0.96
1a3-11	148	1.65	2.27	1.03	0.64	0.61	0.51	0.48	0.90
1a4-12	141	1.67	2.22	1.06	0.53	0.63	0.50	0.47	0.91
1a4-51	170	1.78	2.63	0.93	0.57	0.54	0.47	0.45	0.96
1a6-37	184	1.90	2.78	0.87	0.53	0.51	0.44	0.42	1.02
2a1-38	174	1.77	1.47	1.19	0.84	0.96	0.63	0.60	0.95
2a3-39	170	1.82	1.52	1.20	0.85	0.97	0.61	0.57	0.98
2a4-40	171	1.80	1.52	1.19	0.84	0.96	0.62	0.58	0.97
2a6-41	161	1.75	1.45	1.25	0.89	1.02	0.63	0.59	0.94
3a1-42	161	1.78	0.88	1.78	1.41	1.84	0.57	0.47	0.96
3a3-43	172	1.86	0.94	1.66	1.32	1.72	0.56	0.48	0.99
3a4-45	178	1.85	0.97	1.63	1.29	1.67	0.61	0.53	0.98
3a6-46	168	1.78	0.92	1.72	1.36	1.77	0.61	0.52	0.94
0b0-49	149	2.07	5.26	0.64	0.37	0.24	0.17	0.69	1.05
1b1-01	147	1.44	2.50	0.87	0.59	0.58	0.53	0.51	1.00
1b3-29	143	1.47	2.44	0.87	0.60	0.59	0.52	0.48	0.99
1b4-30	140	1.41	1.43	0.90	0.61	0.60	0.54	0.52	0.97
1b6-31	153	1.59	2.56	0.81	0.55	0.54	0.48	0.46	1.06
2b1-05	128	1.35	1.54	1.15	0.84	0.94	0.70	0.66	0.92
2b3-06	131	1.38	1.67	1.13	0.83	0.92	0.69	0.65	0.92
2b4-07	126	1.38	1.54	1.15	0.85	0.95	0.68	0.64	0.91
2b4-52	149	1.47	1.61	1.02	0.74	0.82	0.65	0.62	0.99
2b6-32	145	1.50	1.75	1.03	0.75	0.84	0.63	0.60	0.98
3b1-08	130	1.48	1.28	1.31	1.03	1.24	0.70	0.64	1.02
3b1-36	158	1.61	1.25	1.24	0.99	1.24	0.70	0.65	1.10
3b3-33	158	1.66	1.28	1.23	0.99	1.23	0.66	0.61	1.10
3b4-34	155	1.62	1.25	1.26	1.01	1.26	0.69	0.63	1.07
3b6-35	166	1.67	1.30	1.19	0.95	1.18	0.67	0.63	1.08
4b1-09	153	1.70	0.84	1.68	1.43	1.92	0.52	0.40	1.16
0c0-50	115	1.98	4.17	0.61	0.41	0.30	0.21	0.88	0.93
1c1-14	118	1.37	2.70	0.78	0.59	0.60	0.54	0.52	0.97
1c3-02	123	1.15	2.38	0.78	0.59	0.59	0.55	0.53	0.92
1c4-15	131	1.20	2.50	0.74	0.56	0.56	0.53	0.51	0.96
1c6-16	122	1.15	2.50	0.78	0.59	0.60	0.56	0.53	0.90
2c1-17	124	1.37	1.85	0.90	0.72	0.80	0.67	0.64	1.01
2c3-03	103	1.03	1.56	1.07	0.86	0.96	0.79	0.75	0.82
2c3-27	115	1.15	1.75	0.96	0.77	0.86	0.71	0.67	0.91
2c4-18	124	1.21	1.85	0.90	0.72	0.80	0.68	0.64	0.95
2c6-19	124	1.19	1.82	0.91	0.72	0.81	0.68	0.65	0.93
3c1-20	140	1.43	1.37	1.04	0.87	1.08	0.81	0.77	1.09
3c3-21	124	1.34	1.30	1.12	0.95	1.18	0.72	0.67	1.05
3c4-22	127	1.31	1.27	1.12	0.95	1.17	0.75	0.70	1.02
3c6-23	137	1.38	1.33	1.05	0.88	1.09	0.72	0.67	1.05
4c1-24	146	1.45	1.18	1.18	1.03	1.34	0.73	0.68	1.17
4c3-04	128	1.31	1.18	1.19	1.01	1.28	0.78	0.72	1.02
4c3-28	152	1.52	1.25	1.13	0.99	1.28	0.70	0.64	1.20
4c4-25	152	1.55	1.25	1.13	0.98	1.28	0.68	0.62	1.21
4c6-26	159	1.51	1.22	1.10	0.95	1.24	0.71	0.67	1.17
0d0-47	73	2.60	2.94	0.61	0.54	0.46	0.33	1.36	0.97
4d1-13	87	1.27	1.11	1.12	1.07	1.35	0.94	0.88	1.24
평균		1.56	1.92	1.08	0.82	0.94	0.59	0.62	1.00
표준편차		0.29	1.02	0.27	0.26	0.42	0.16	0.15	0.10

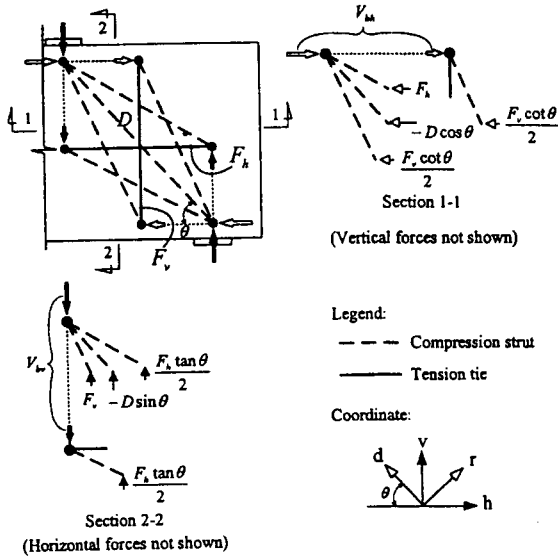


그림 1 깊은 보의 연화 스트럿-타이 모델

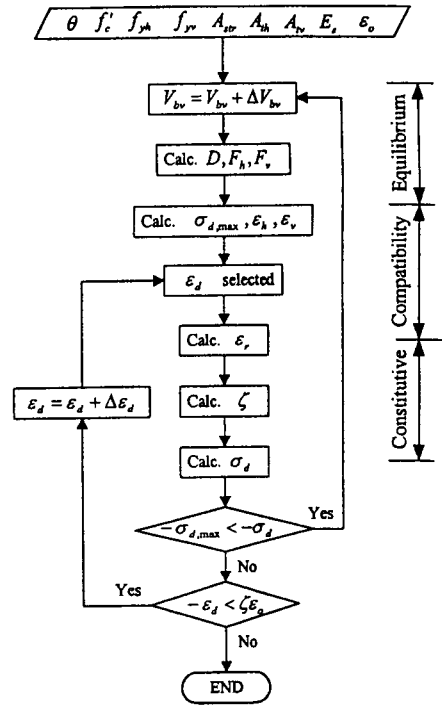


그림 2 연화 스트럿-타이 모델 방법에 의한 전단강도평가 알고리즘

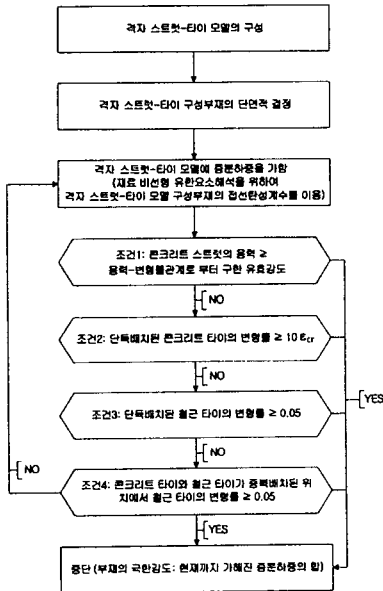


그림 3 GS-STM 방법에 의한 강도평가 알고리즘

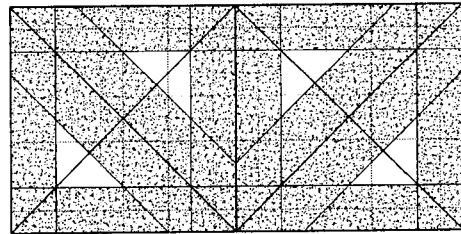


그림 4. 격자 스트럿-타이 모델 구성부재의 단면적

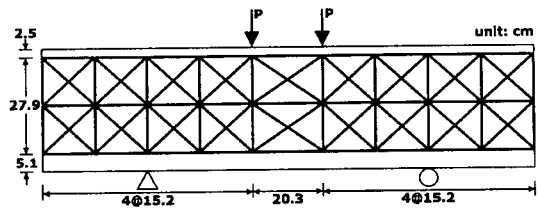


그림 5. 격자 스트럿-타이 모델