Journal of the Korean Society of Safety, Vol. 30, No. 5, pp. 67-73, October 2015
Copyright@2015 by The Korean Society of Safety (pISSN 1738-3803, eISSN 2383-9953) *All right reserved.* *http://dx.doi.org/10.14346/JKOSOS.2015.30.5.67*

PSC 바닥판의 뚫림전단강도 예측을 위한 단순트러스모델 개선 연구

박우진 · 황훈희[*†]

서일대학교 토목과 · [*]한국도로협회 기술국

(2015. 9. 22. 접수 / 2015. 10. 5. 수정 / 2015. 10. 12. 채택)

A Study on the Modified Simple Truss Model to Predict the Punching Shear Strength of PSC Deck Slabs

Woo Jin Park · Hoon Hee Hwang[*†]

Department of Civil Engineering, Seoil University · [*]Department of Technical R&D, Korea Road Association

(Received September 22, 2015 / Revised October 5, 2015 / Accepted October 12, 2015)

Abstract : In this paper, the simple truss model was modified to predict the punching shear strength of long-span prestressed concrete (PSC) deck slabs under wheel load including the effects of transverse prestressing and long span length between girders. The strength of the compressive zone arounding punching cone was evaluated by the stiffness of inclined strut which was modified by considering aging effective modulus. The stiffness of springs which control lateral displacement of the roller supports consists of the steel reinforcement and prestressing which passed through the punching cone. Initial angle of struts was determined by the experimental observation to compensate for uncertainties in the complexities of the punching shear. The validity of computed punching shear strength by modified simple truss model was shown by comparing with experimental results and the experimental results were also compared with existing punching shear equations to determine level of predictability. The modified simple truss model appeared to better predict the punching shear strength of PSC deck slabs than other available equations. The punching shear strength, which was determined by snap-through critical load of modified simple truss model, can be used effectively to examine punching shear strength of long span PSC deck slabs.
Key Words : modified simple truss model, punching shear, prestressed deck slab, arching action

1. 서 론

이미 알려진 바와 같이 공용 중인 도로교의 바닥판의 파괴형상은 뚫림전단(punching shear) 거동에 기인한다. 뚫림전단은 곧바로 교량의 붕괴를 유발하지는 않지만 차량 하중을 직접적으로 지지하는 부재인 바닥판에 심각한 손상을 초래하며 통행 차량의 안전을 위협하는 요소이다. 그러나 여러 가지 요인의 복합적 작용에 의하여 전개되므로 정확한 예측이 어려운 주제이다. 특히 프리스트레스가 도입되거나 장지간 바닥판 등 기술적 향상에 따라 전통적인 철근콘크리트바닥판과 다른 형상비를 갖는 경우에는 더욱 그러하다.

따라서 선행 연구자들은 바닥판의 뚫림전단 거동에 대해 주로 실험적 방법에 의하여 각 변수의 영향을 규명하고자 노력하여 왔으며 이에 따라 재하면의 면적 및 형상, 콘크리트 강도, 철근비, 프리스트레스, 거더에 의한 단부구속효과 등이 뚫림전단강도를 결정하는 주요 변수임이 밝혀졌다[1-3]. 그러나 실험에 의한 접근은 비용과 장비 등 제반 여건이 지원되어야 하는 까닭에 제한적 범위에서 수행될 수 밖에 없다. 그러므로 뚫림전단강도를 예측하기 위한 대부분의 평가식들은 역학적 거동에 기초하여 이상화 또는 단순화된 모델을 가정하고, 실험 결과에 근거하여 보정하는 방법에 의해 제시되고 있다.

Graddy 등은 재하면으로부터 점차 넓어지는 원추형(cone)의 파괴면을 육면체로 단순화하여 가정하고, 이 파괴면에서 저항하는 콘크리트의 인장력으로부터 뚫림전단강도를 구하였는데 철근이나 프리스트레스의 크기를 직접적인 변수로 고려하지는 않았지만 이들이 파괴면의 경사각 형성에 영향을 주는 것으로 가정하였다[4]. Matzui 등은 콘크리트의 전단강도 뿐만 아니라 뚫림전단 영역 내에 분포되는 철근과 긴장재의 영향을

† Corresponding Author : Hoon Hee Hwang, Tel : +82-2-3490-1041, E-mail : poonhee@kroad.or.kr
Department of Technical R&D, Korea Road Association, 805, Daewangpangyo-ro, Sujeong-gu, Seongnam-si, Gyeonggi-do 13449, Korea

직접적인 변수로 고려한 예측식을 제안하였는데 많은 실험으로부터 관찰된 사실적인 거동에 기초한 모델과 실험값으로부터 보정된 계수가 적용되어 다소 복잡한 수식으로 표현되었으나 비교적 정확한 것으로 알려져 있다[5]. 한편, 아치작용(arching action)으로 설명되는 뚫림전단 거동의 특징에 대한 고찰로부터 단순한 모델을 구성하고, 이 모델의 스냅스로우 좌굴(snap-through buckling)과 뚫림전단 거동의 유사성으로부터 바닥판의 뚫림전단강도를 추정하는 간접적인 접근도 시도되었다[6-8]. 이 방법은 다양한 변수들이 관계되며 재료의 소성거동을 통하여 3차원적으로 전개되는 실제 뚫림전단의 복잡한 거동을 2차원 구조의 탄성안정의 범위로 단순화하여 접근할 수 있는 장점을 가지지만 일반적인 철근콘크리트바닥판에 대한 제한적 사례만이 보고되었다.

이 연구에서는 단순트러스모델에 대하여 프리스트레스 크기를 변수로 고려할 수 있도록 이론적인 확장을 통한 제안식의 개선을 시도하고, 여러 실험결과와의 비교를 통해 개선된 제안식의 적정성을 검증하였다.

2. 단순트러스모델 개선

단순트러스모델은 바닥판의 아치작용에 의한 하중저항메커니즘을 단순화하였다. 원추형의 파괴면을 유발하는 압축저항은 단순트러스모델에서 경사 부재의 압축거동으로 모사되고, 철근 등의 인장저항은 횡방향 스프링 부재로 이상화된다. 따라서 단순트러스모델은 Fig. 1과 같이 표현된다.

단순트러스모델을 이용한 뚫림전단강도 예측의 적정성은 크게 두 가지 요소에 의해 결정된다. 하나는 탄성안정론에 근거한 단순트러스모델의 거동해석이고, 나머지는 경사 부재와 스프링 부재의 강성도에 대한 합리적인 가정이다. 전자는 탄성안정론에 근거하여 역학적 원리에 따라 해가 구해지며, 후자는 프리스트레스 등 추가적인 변수의 영향이 고려되어야 하므로 이론적 고찰과 합리적 적용이 요구된다.

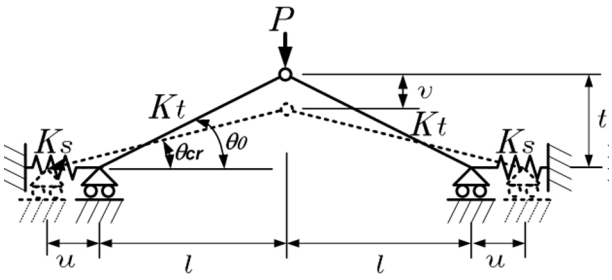

Fig. 1. Simple truss model of Petrou and Perdikaris[6].

2.1 단순트러스모델의 거동해석

갑작스러운 취성파괴 특성을 가지는 뚫림전단은 지간에 비해 높이가 낮은 단순트러스모델의 스냅스로우 좌굴 거동으로 모사된다. 하중이 재하되면 경사 부재 및 스프링 부재에는 변형에너지가 유발되므로 외부 하중에 의한 일과 이 변형에너지의 합이 단순트러스모델의 전체위치에너지를 구성한다. 압축 거동으로 저항하는 경사 부재가 갑작스러운 하향 운동을 통해 인장 거동으로 저항하게 되는 스냅스로우좌굴이 발생하기 직전의 평형상태에서는 더 이상 하중을 수용할 수 없으므로 이 에너지의 변위에 대한 1차 미분값이 영(zero)이 되어야 한다는 조건에서 뚫림전단강도를 예측하는 스냅스로우좌굴하중을 다음과 같이 계산할 수 있다[8].

$$P_{cr} = 2Kl\tan\theta_{cr}\left(\frac{\cos\theta_{cr}}{\cos\theta_0}-1\right) \tag{1}$$

여기서 $K = (K_t K_s)/(K_t + K_s)$ (2)

$$\theta_{cr} = \cos^{-1}\left[(\cos\theta_0)^{1/3}\right] \tag{3}$$

또한 K_t 및 K_s는 각각 스트럿 및 스프링 부재의 강성도, θ_0는 스트럿 부재의 초기각도이며, Fig. 1에 나타낸 바와 같다.

2.2 프리스트레스를 고려한 부재별 강성도 가정

단순트러스모델의 스냅스로우좌굴하중은 식(1)부터 식(3)에서 볼 수 있듯이 경사 부재 및 스프링 부재의 강성도와 경사 부재의 각도로부터 결정된다. 즉 이들의 합리적인 가정 여부에 따라 뚫림전단강도 예측의 적정성이 결정된다고 할 수 있다.

경사 부재는 압축 거동으로 저항하므로 축방향 강성도를 고려한다. 따라서 콘크리트 탄성계수와 부재 단면적의 곱을 부재 길이로 나눈 값을 강성도로 정의할 수 있는데 프리스트레스는 지속하중으로 작용하므로 시간의 경과에 따른 강성 감소를 고려해야 한다. 지속하중의 크기가 일정한 경우에는 탄성변형 이외에 크리프에 의한 변형을 추가적으로 고려함으로써 Fig. 2와 같이 이상적인 유효탄성계수를 도입할 수 있다. 그러나 프리스트레스에 의한 지속하중은 시간적 손실이 발생되어 점차 감소되는 특성을 가지므로 시간의존성을 고려한 유효탄성계수(age-adjusted effective modulus)를 적용하는 것이 보다 효과적이다[9]. 따라서 경사 부재의 강성도는 이러한 영향을 고려하여 다음과 같이 개선하여 제시되었다.

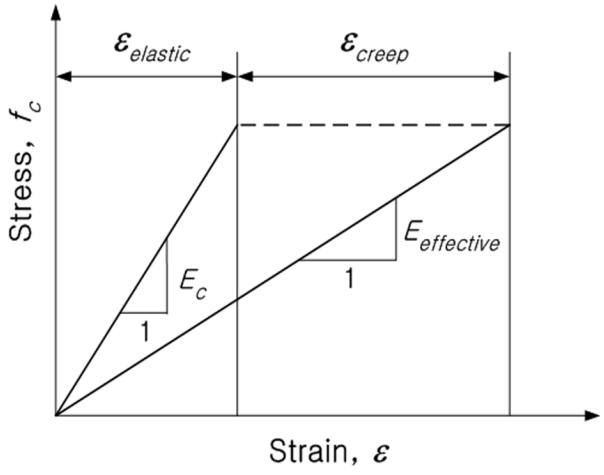

Fig. 2. Effective modulus method.

$$K_t = \frac{E_{c,adj} A_L \sin^2\theta_0}{d} \tag{4}$$

여기서 θ_0는 스트럿 부재의 초기각도, d 는 바닥판의 유효높이(mm), A_L은 재하면의 면적(mm^2)이며 시간의 존성을 고려한 유효탄성계수는 다음과 같다.

$$E_{c,adj} = \frac{E_{ci}}{1+\chi\phi(t,t_i)} \tag{5}$$

여기서 E_{ci} : 하중재하시의 콘크리트 탄성계수
χ : 시간의존계수(aging coefficient)
ϕ : 크리프 계수

스프링 부재의 강성도는 아치작용에서 경사 압축대를 지지하는 바닥판의 면내력을 형상화한 것으로서 원추형 파괴면의 범위 내에 배치된 철근의 인장저항 뿐만 아니라 프리스트레스에 의한 구속력을 포함하도록 확장하였다. 힘과 변위의 관계로부터 프리스트레스의 구속력에 의한 강성도를 정의하였는데 이 과정에서 콘크리트 단면의 압축변형률은 프리스트레스에 의해 발생하는 콘크리트 단면의 압축응력을 콘크리트의 탄성계수로 나누어 구할 수 있고, 콘크리트 단면의 변위는 이 값에 프리스트레스가 도입된 거리를 곱하여 계산할 수 있다. 따라서 프리스트레스의 구속력에 의한 강성도 K_p 는 프리스트레스 힘을 변위로 나눈 형태인 다음의 식(6)과 같이 표현된다.

$$K_p = \frac{F_p}{\delta_{pc}} \tag{6}$$

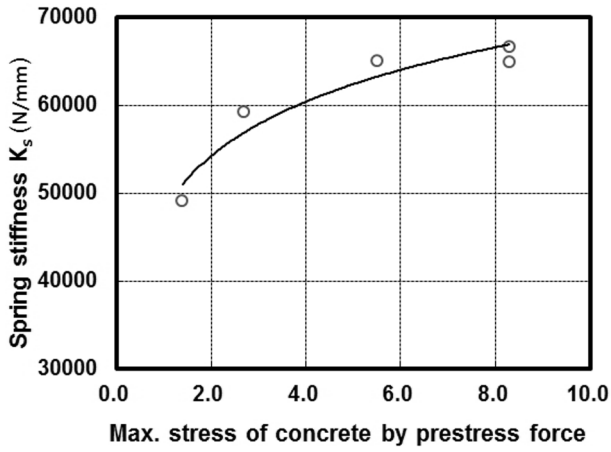

Fig. 3. Correlation between spring stiffness and prestress force.

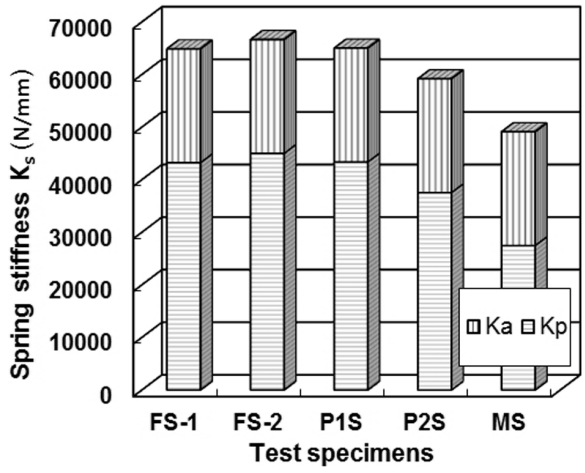

Fig. 4. Spring stiffness of test specimens.

여기서, F_p는 단위폭당 작용하는 프리스트레스 힘의 크기(N), δ_{pc}는 콘크리트 단면의 변위(mm)이다.

콘크리트 단면의 변위는 위에서 언급한 바와 같으므로 $\delta_{pc} = \epsilon_{pc} l_p$로 정의할 수 있다. 여기서 l_p는 긴장재의 정착단 간의 거리(mm)이고, 콘크리트 단면의 압축변형률은 $\epsilon_{pc} = f_{pc}'/E_{c,adj}$이다. f_{pc}'은 콘크리트 단면의 최대압축응력(MPa), $E_{c,adj}$는 시간의존성을 고려한 콘크리트의 탄성계수(MPa)로서 식(5)에 따른다.

한편 다음의 3장에서 검증을 위한 실험결과로 활용되는 실험체에 대한 계산결과를 나타낸 Fig. 3으로부터 프리스트레스의 크기에 비례하여 스프링 부재의 강성도가 증가되지만 일정 수준 이상의 범위에서는 영향이 작을 것임을 예상할 수 있는데, 이는 프리스트레스의 도입에 따라 뚫림전단강도가 크게 증가되지만 일정 수준 이상에서는 그 영향이 미미하다는 실험결과와도 일치되는 경향이다[10]. 또한 각 실험체별로 계산된 스프링

부재의 강성도를 프리스트레스의 구속력에 의한 부분과 철근의 인장강도가 기여하는 부분으로 구분하여 나타낸 Fig. 4에서는 철근의 인장거동에 의한 스프링 부재의 강성도, K_a보다 프리스트레스의 구속력에 의한 스프링 부재의 강성도, K_p가 크게 나타나고 있으므로 철근의 인장거동보다 프리스트레스의 구속력이 스프링 부재의 강성도 결정에 큰 영향을 미치고 있는 것을 알 수 있다. 이 때 FS-1, FS-2, P1S, P2S 및 MS는 프리스트레스 크기를 변수로 갖는 실험체명이며 Table 1과 같다.

스프링부재의 강성도에 대해 철근의 인장거동이 기여하는 부분인 K_a는 뚫림전단 영역 내에 분포되는 주인장철근의 축방향 강성도로서 정의할 수 있으므로 스프링 부재의 강성도는 인장철근과 프리스트레스의 영향을 고려하여 다음과 같이 개선하여 제시되었다.

$$K_s = K_a + K_p \tag{7}$$

여기서 $K_a = 2E_s\,\rho\,d^2/s\,\tan\theta_0$이고, K_p는 식(6)에 따른다.

이상과 같이 단순트러스모델을 구성하는 경사 부재와 스프링 부재에 대해 프리스트레스의 영향을 고려하여 강성도를 산정할 수 있도록 개선된 절차에 따라 뚫림전단강도를 계산하는 과정은 Fig. 5에 제시되었다.

3. 검증 연구

단순트러스모델에 대해 개선된 부재별 강성도를 적용한 뚫림전단강도 예측 결과는 검증을 위해 프리스트레스가 도입된 바닥판에 대한 실험결과와 비교 분석이 수행되어야 한다. 또한 기타 뚫림전단 평가식과의 비교를 함께 수행하여 그 적정성을 검증할 수 있다.

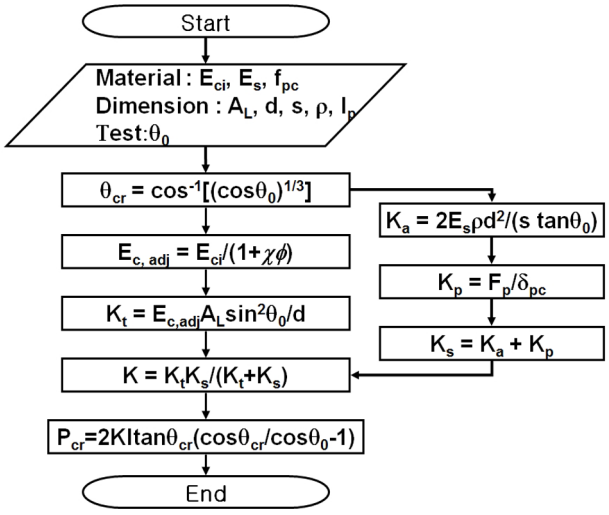

Fig. 5. Spring stiffness of test specimens.

3.1 비교 실험 결과

비교를 위하여 채택한 사례는 프리스트레스가 도입된 바닥판이 경쟁력을 가질 것으로 판단되는 장지간 바닥판을 대상으로 수행된 실험이다[10]. 장지간 바닥판은 일반적인 철근콘크리트바닥판에 비해 지간 대비 낮은 두께 비율을 갖지만[11] 실제 구조물의 실험을 위해서는 넓은 지간과 길이가 요구되므로 가력 장비의 고정을 위한 프레임과 실험체가 간섭되어 일반적인 조건하에서의 실험이 어렵다. 이와 같은 실험 여건 상의 제한으로 인하여 모든 실험체는 상사법칙에 의해 1/3로 축소되어 바닥판 두께 115 mm, 거더간격 2.7 m, 내민길이 0.8 m와 교축방향 길이 4 m로 제작되었다. 프리스트레스의 도입을 위한 긴장재는 330 mm 간격 및 77.5 mm의 유효높이를 갖도록 배치되었고, 이 외에 추가적으로 100 mm 간격 및 102 mm의 유효높이로 인장철근이 배근되었다. 주된 실험 변수인 프리스트레스의 크기에 따라 구분된 각 실험체의 구분 및 결과를 Table 1에 요약하였다.

Table 1. Test specimens and results

Model	f_{pc} [1)]	f_{ck} [2)]	Ultimate strength(kN)	
			Center	Average
FS-1	4.07	47.8	257.3	278.6
FS-2	4.07	53.2	325.4	317.1
P1S	2.69	54.2	316.3	340.8
P2S	1.32	52.0	320.0	301.4
MS	0.67	49.8	216.2	233.5

1) Average stress in concrete section(MPa)
2) Design strength of concrete(MPa)

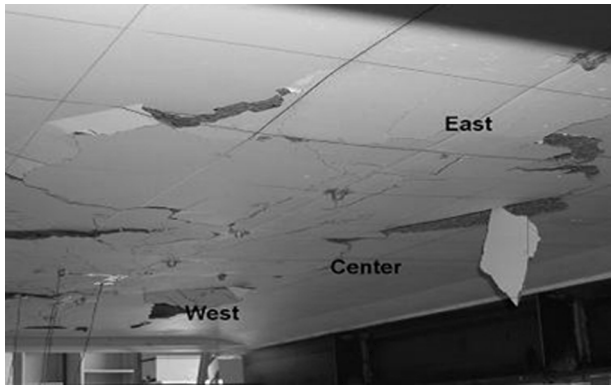

Fig. 6. Points of static test.

한편 각 실험체별로 바닥판의 중앙위치에서 주실험을 실시하고 양측 인접 위치에서 두 번의 보조실험을 실시하였으므로 Fig. 6에서 보는 바와 같이 한 개의 실험체 당 총 3개의 결과를 측정하였다. 비교 연구에는 중앙위치에서 측정된 값과 평균값을 사용하여 실험체 당 두 개의 결과값을 활용하였다.

3.2 기타 비교 평가식

프리스트레스가 도입된 바닥판의 뚫림전단강도를 비교적 정확하게 예측할 수 있는 것으로 알려진 두 개의 평가식이 채택되었다.

Graddy 등의 모델은 프리스트레스의 도입에 따른 효과를 파괴면 경사각의 감소로 고려함으로써 파괴면의 면적 증가에 따라 뚫림전단강도의 증가 경향을 반영할 수 있으며 다음의 식(8)과 같다[4].

$$V_c = 2\left(b_1 + b_2 + \frac{2\bar{d}}{\tan\theta}\right)\frac{\bar{d}}{\tan\theta} f_t \qquad (8)$$

여기서 $f_t = \frac{1}{6}\left(1+\frac{2}{\beta_c}\right)\sqrt{f_c'}$ (MPa)

b_1 : 재하면의 짧은 변의 길이 (mm)

b_2 : 재하면의 긴 변의 길이 (mm)

$\bar{d}$: 유효높이 (mm)

θ : 수평면에 대한 파괴면의 경사각 (deg.)

β_c : 재하면 짧은 변에 대한 긴 변의 비

f_c' : 콘크리트 압축강도 (MPa)

Matzui 등의 제안식은 다수의 실험으로부터 관찰된 현상을 기초로 하며 측정결과에 기반한 계수로 결정되는 변수들로 구성되어 다소 복잡한 형태를 갖는다. 따라서 단위 환산으로 인한 오류를 범하지 않기 위하여 제안식은 식(9)와 같이 그대로 적용하고 최종적으로 계산된 결과에 대해 SI단위계로 환산하여 비교하였다[5].

$$P = \tau_{\max}[2(a+2\alpha_m x_m)\alpha_d x_d + 2(b+2\alpha_d x_d)\alpha_m x_m] \qquad (9)$$
$$+ f_t[2(a+2\alpha_m d_m)c_d + 2(b+2\alpha_d d_d + 4c_d)c_m]$$
$$+ f_t[n_{pm}2c_{pm}2c_{pm} + n_{pd}2c_{pd}2c_{pd}]$$

여기서 $\tau_{\max} = 0.252 f_{ck} - 0.000246 f_{ck}^{\ 2}$ (kgf/cm^2)

$f_t = 0.583 f_{ck}^{\ 2/3}$ (kgf/cm^2)

a : 재하면의 긴 변 (cm)

b : 재하면의 짧은 변 (cm)

c_m, c_d : 주, 배력철근 단면의 피복두께 (cm)

n_{pm}, n_{pd} : 주, 배력철근 단면의 긴장재 수

c_{pm}, c_{pd} : 긴강재와 철근의 거리 (cm)

$\alpha_m = 1/\tan\theta_m$

$\alpha_d = 1/\tan\theta_d$

$\theta_m = (1/2)\tan^{-1}(2\tau_{cr}/f_{pe,m})$

$\theta_d = (1/2)\tan^{-1}(2\tau_{cr}/f_{pe,d})$

$\tau_{cr} = 1.005\sqrt{f_t^2 + f_t f_{pe}}$ (kgf/cm^2)

$f_{pe,m}$: 주단면의 유효압축응력 (kgf/cm^2)

$f_{pe,d}$: 배력단면의 유효압축응력 (kgf/cm^2)

3.3 비교 분석

비교 분석은 실험결과에 대한 예측 경향과 오차율을 통하여 수행되었다. 한편 실험에서 프리스트레스가 도입된 교축직각방향과 나란한 파괴면의 경사각은 프리스트레스의 크기에 따른 일관된 경향을 나타내지 못하였고 20° ~ 24°로 분포되었으므로 단순트러스모델에서 경사 부재의 초기각도는 파괴면 경사의 평균값인 22°를 적용하였다.

실험값과 예측값을 함께 나타낸 Fig. 7에서 대부분의 결과가 대각선 우측에 위치하는 것으로부터 비교 평가식과 개선된 단순트러스모델은 전반적으로 안전측의 예측 경향을 제공하는 것을 알 수 있다. 일반적인 평가식의 제안 과정에서와는 달리 개선된 단순트러스모델에서는 안전측의 예측을 위한 보정이 수행되지 않았으나 경사 부재와 스프링 부재의 강성도를 결정하는 과정에서 주철근 단면에 비해 미소할 것임을 전제로 배력철근방향 단면의 기여도를 고려하지 않았기 때문에 안전측의 예측 경향이 나타난 것으로 사료된다. 또한 개선된 단순트러스모델의 모든 결과는 25% 오차를

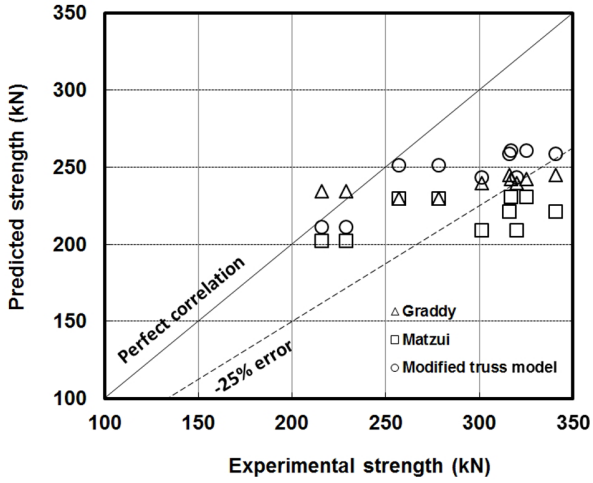

Fig. 7. Experimental and predicted strength.

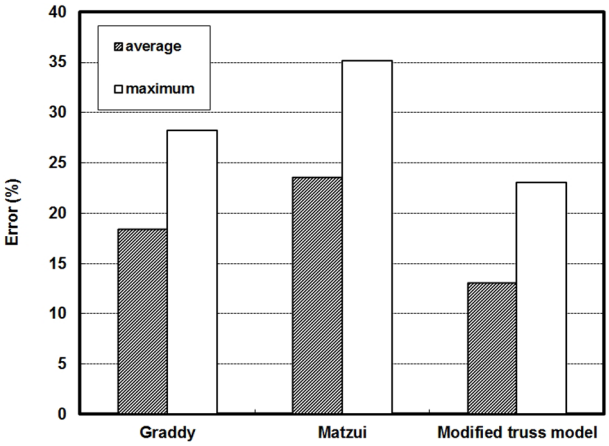

Fig. 8. Error of predicted values.

넘지 않는 영역에 분포되므로 비교적 균일한 예측 경향을 제공하고 있다. 식(8)에 따르는 Graddy 등의 평가식은 균일한 예측 경향을 나타내고 있으나 일부 위험측의 사례와 함께 근소하지만 25%의 오차를 넘는 영역에 분포되는 경우가 관찰되었다. 식(9)에 따르는 Matzui 등의 평가식은 안전측의 균일한 예측 경향을 보였으나 상대적으로 오차가 큰 것을 예상할 수 있다.

오차율의 비교는 최대오차(maximum)와 평균오차(average)로 구분하여 Fig. 8에 나타내었다. 최대오차는 각 실험값에 대해 계산된 오차의 절대값이 가장 큰 경우이며, 오차의 절대값의 평균값을 평균오차로 정의하였다. 평균오차는 개선된 단순트러스모델, Graddy 등, Matzui 등이 제안한 평가식 순으로 각각 13%, 18% 및 23%로서 복잡한 뚫림전단거동의 특징을 감안할 때 비교적 정확한 수준의 예측 결과를 제공하고 있는 것으로 보인다. 최대오차는 상대적으로 평균오차에 비해 크게 나타나며 위의 순서대로 각각 23%, 28% 및 35%로 계산되었다. 최대오차는 실험값에 비해 작게 예측되는 경우에서 발생되었으므로 모두 안전측의 결과를 제공하며, 개선된 단순트러스모델이 근소하지만 균일한 예측 경향을 보인 것을 알 수 있다.

4. 결론 및 고찰

단순트러스모델을 개선하여 프리스트레스 크기를 변수로 고려할 수 있도록 수정하고, 그 적정성을 검증하기 위한 과정에서 다음과 같은 결론을 도출하였다.

시간적 손실에 따라 점차 감소되는 특성을 가지는 프리스트레스에 의한 지속하중은 압축 거동으로 저항하는 경사 부재의 강성도에 영향을 미치며, 이 효과는 시간의존성을 고려한 유효탄성계수를 적용하여 적절하게 반영되었다.

힘과 변위의 관계로부터 프리스트레스의 구속력에 의한 강성도를 정의하였다. 프리스트레스에 의한 구속력은 철근의 인장거동에 비해 스프링 부재의 강성도의 결정에 중요한 영향을 미치며 일정 범위 이상에서는 그 효과가 둔화되는 것으로 나타났는데 이는 실험 결과와 일치되는 경향이다.

개선된 단순트러스모델의 적정성을 검증하기 위한 비교연구에서는 모든 평가식이 전반적으로 안전측의 예측 경향을 보였으며, 13% ~ 23% 범위의 평균오차와 23% ~ 35% 범위의 최대오차를 나타내었다. 프리스트레스가 도입된 바닥판의 뚫림전단 거동의 복잡성을 고려한다면 모두 비교적 적정한 예측결과를 제공하는 것으로 사료된다.

이상으로부터 개선된 단순트러스모델은 3차원적으로 전개되는 실제 뚫림전단의 복잡한 거동을 2차원의 탄성안정의 문제로 단순화하였음에도 불구하고 프리스트레스의 도입에 따른 영향을 합리적으로 반영하여 비교적 정확하고 균일한 예측결과를 제공하는 것으로 판단된다.

감사의 글: 이 논문은 서일대학교 교내연구비(2015년)의 지원을 받아 작성되었으므로 이에 감사드립니다.

References

1) A. K. Azad, M. H. Baluch, M. S. A. Abbasi and K. Kareem, “Punching Capacity of Deck Slabs in Girder-Slab Bridges”, ACI Structural Journal, Vol. 91, No. 6, pp. 656-662, 1994.
2) S. Marshe and F. G. Mark, “Punching Behavior of Composite Bridge Decks Transversely Prestressed with Carbon Fibre Reinforced Polymer Tendons”, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 26, pp. 618-630, 1999.
3) O. S. Khanna, A. A. Mufti and B. Bakht, “Experimental Investigation of the Role of Reinforcement in the Strength of Concrete Deck Slabs”, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 27, pp. 475-480, 2000.
4) J. C. Graddy, J. B. Kim, J. H. Whitt, N. H. Burns and R. E. Klingner, “Punching Shear Behavior of Bridge Decks under Fatigue Loading”, ACI Structural Journal, Vol. 99, No. 3, pp. 257-266, 2002.
5) Matzui, “Technical Development of Deck Slabs - improvement of Durability, Construction Simplication”, Bridge and Foundation, Vol. 31, No. 8, pp. 84-94, 1997.
6) M. F. Petrou and P. C. Perdikaris, “Punching shear failure

in Concrete Decks as Snap-through Instability", Journal of Structural Engineering, Vol. 122, No. 9, pp. 998-1005, 1996.

7) H. H. Hwang and Y. W. Lee, "Punching Shear Strength in RC Slabs as Snap-through Model", Journal of the Korean Society of Civil Engineers, Vol. 24, No. 5, pp. 551-555, 2004.

8) Y. W. Lee and H. H. Hwang, "Punching Shear Strength of RC Slabs by Simple Truss Model", Journal of the Korean Society of Civil Engineers, Vol. 28, No. 2, pp. 187-196, 2008.

9) M. P. Collins and D. Mitchell, "Prestressed Concrete Structure", Prentice Hall, pp. 67-72, 1991.

10) H. H. Hwang, C. B. Joh, B. S. Kim and Y. W. Lee, "Static Behavior of CIP PSC Deck Slabs for Composite Two-Girder Bridges", Journal of the Korean Society of Civil Engineers, Vol. 27, No. 3, pp. 291-302, 2007.

11) W. J. Park and H. H. Hwang, "Minimum Thickness of Long Span RC Deck Slabs for Composite 2-girder Bridges Designed by KL-510 Load Model", Journal of the Korean Society of Safety, Vol. 29, No. 3, pp. 72-78, 2014.