

아치작용을 고려한 PSC보의 복부전단거동

정제평* · 신근옥** · 김 우***

Jeong, Je Pyong*, Shin, Geun Ock**, Kim, Woo***

Shear Behavior of Web Element in PSC Beams Incorporated with Arch Action

ABSTRACT

It is well known that axial tension decreases the shear strength of RC & PSC beams without transverse reinforcement, and axial compression increases the shear resistance. What is perhaps not very well understood is how much the shear resistance capacity is influenced by axial load. RC beams without shear reinforcement subjected to large axial compression and shear may fail in a very brittle manner at the instance of first diagonal cracking. As a result, a conservative approach should be used for such members. According to the ACI Code, the shear strength in web is calculated by effect of axial force and the vertical force in the stirrups calculated by 45° truss model. This study was performed to examine the effect of axial force in reinforced concrete beams by nonlinear FEM program (ATENA-2D).

Key words : Axial effect, Shear strength, Web shear, Arch action, Beam action

초록

횡방향 철근이 없는 RC와 PSC 보에서 축방향 인장력은 전단강도를 감소시키고, 축압축력은 전단저항력을 증가시킨다는 것은 잘 알려진 사실이다. 그러나 축력이 전단에 얼마만큼 영향을 미치고, 전단 저항성능에 어떠한 영향을 주는가에 대한 이해가 부족한 현실이다. 횡방향 보강철근이 없는 부재가 큰 압축력과 전단력을 받으면 첫 번째 경사균열이 일어나면서 그대로 취성과파괴가 발생하기 때문에 상당히 보수적 관점을 유지하고 있다. 이런 배경에서 ACI의 복부전단강도는 경사균열각 θ 를 45°로 하는 트러스모델을 사용하여 스티럽의 수직력과 축력효과를 반영하고 있다. 본 연구는 파괴역학을 근간으로 한 비선형 유한요소해석 프로그램 ATENA-2D (Cervenka, 2000)를 사용하여 철근콘크리트 보의 축력 작용에 따른 검증을 수행한 것이다.

검색어 : 축력효과, 전단강도, 복부전단, 아치작용, 보작용

1. 서론

최근 경제성이 높고 시공이 편리한 이유로 복부 폭이 얇은 프리스트레스트 콘크리트 부재의 사용이 증가하고 있다. 특히 2015년 한계상태설계법 적용이 의무화되면서 큰 압축력을 받는 PSC부재의 복부전단 설계의 비중이 높아지고 있다. 횡방향 철근이 없는 PSC부재의 복부전단요소에서 축방향 인장력은 전단강도를 감소시키고, 압축력은 전단저항력을 증가시킨다는 것은 잘 알려진 사실이다. 그러나 아치까지도 축력이 전단강도에 어떤 메커니즘으로 영향을 미치고, 부재 내부에 어떻게 내력이 재분배되는가를 합리적으로 설명하지

* 정희원 · 교신저자 · 호남대학교 토목환경공학과 조교수 (Corresponding Author · Honam University · safecon@honam.ac.kr)

** 전남대학교 토목공학과 박사과정 (Chonnam National University · gos3452@lycos.co.kr)

*** 정희원 · 전남대학교 토목공학과 교수 (Chonnam National University · wkim@jnu.ac.kr)

Received August 4, 2014/ revised October 14, 2014/ accepted December 14, 2014

못하고 있다(Kotsovos, 2013). 횡방향 보강철근이 없는 부재에서 큰 압축력과 전단력을 받게 되면 첫 번째 경사균열이 일어나면서 그대로 취성파괴가 발생하기 때문에 ACI에서는 상당히 보수적 관점을 유지하고 있다. 반면에 횡방향철근이 배치된 경우에는, 압축과 인장을 받는 경우를 구분하여 콘크리트의 전단강도를 산정하며 계수전단력이 콘크리트 공칭전단강도 보다 클 경우 45° 트러스 모델에 의해 전단 철근량을 산정하고 있다. 여기서 경사균열각 θ 가 45°로 고정된다는 가정은 상당히 큰 문제를 야기할 수 있다 (Lorentsen, 1965).

ASCE-ACI Committee에서는 최근에 전단과 비틀림에 관한 연구들을 보고서를 통해 잘 정리하였으나, PSC부재와 같이 축력을 받는 복부전단요소 에 대한 논리적 설명은 포함되어 있지 않고 있다(ASCE-ACI Committee 445&462, 1973; 1998). 본 연구는 PSC부재에서 복부전단요소의 거동을 내력 재분배에 기반하여 논리적으로 설명할 수 있는 전단모델개발을 위한 기초 연구이다. 축력이 작용하는 PSC부재는 일반적으로 전단강도가 증가한다고 알려져 있으나 역학적 개념을 근거로 접근한 이론 개발이 부족한 실정이며, Collins의 MCFT (Vecchio and Collins, 1986)를 이용한 적용이 가능하지만 보작용(beam action)과 아치작용에 의한 전단성분을 정확히 구분하기 힘들다는 점이 있다(Park and Paulay 1975; Niwa, 1997; Marti, 1985). 따라서 본 연구에서는 PSC부재를 상현재 요소와 복부전단요소 그리고 하현재 요소로 분해한 요소이산화 개념을 통해 내력재분배를 유도하고, 휨과 전단에 의한 영향을 명확히 구분하고자 한다. 본 연구에서 사용한 Jeong and Kim (2011; 2014)의 요소이산화 접근법(경사진 상현재, 복부전단요소, 하현재)은 복부균열이 발생하는 프리스트레스트 콘크리트부재의 비선형 전단변형 해석에 훨씬 유용할 것으로 판단된다.

PSC부재의 텐던에 작용하는 프리스트레싱 압축력은 PSC부재의 복부에 강한 압축응력을 유발하고 전단균열각과 스테러력, 주철근력의 내력에 변화를 주며 아치작용과 보작용의 전단저항 기구를 변화시키지만 현재 ACI 설계기준은 이를 반영하지 못하고 있다. 따라서 본 연구에서는 정확하다고 인정받고 있는 파괴역학 프로그램(ATENA 2000)을 이용하여 PSC 복부에 축력(인장, 압축)을 작용시켜 내력변화(주철근력, 스테러력, 균열각, 전단강도)를 분석하고 현행 콘크리트구조설계기준의 문제점을 파악하고자 한다.

2. 현행 전단설계기준

축력의 주된 영향은 부재의 사인장 균열강도를 변화시키는 것이다. 축력이 작용하면 사인장균열에서의 주응력 크기와 방향이 변하기 때문에 사인장균열하중이 현저하게 달라지고, 이로 인해 축압축력은 균열하중을 증가시키는 반면에 축인장력은 균열하중을 감소

시킨다. ACI 설계기준에서는 이러한 축력효과를 다음의 식을 통해 반영하고 있다(ACI Committee 318, 2011).

$$V_c = \frac{1}{6} \left(1 + \frac{N_u}{14A_g}\right) \sqrt{f_{ck}} b_w d \text{ for axial compression (MPa)} \quad (1a)$$

$$V_c = \frac{1}{6} \left(1 + \frac{N_u}{3.5A_g}\right) \sqrt{f_{ck}} b_w d \text{ for axial tension (MPa)} \quad (1b)$$

여기서, 축인장력일 경우 축력 N_u 는 음수이고, A_g 는 압축단면적이다. 계수전단력이 콘크리트의 공칭전단강도보다 클 경우에는 45° 트러스모델에 의해 횡방향 전단철근을 배치하도록 정하고 있다. 압축력이 작용하는 PSC보에서 복부전단철근의 전단 기여도 V_s 는 다음 Eq. (2)와 같다(ACI, 2011; CEB-FIP MC, 2010; Vecchio and Collins, 1986; Xie et al., 2011).

$$V_s = \frac{A_c f_y d}{s} \cot 45^\circ \text{ (ACI)} \quad (2a)$$

$$V_s = \frac{A_c f_y d}{s} \cot \theta \text{ (CEB-FIP)} \quad (2b)$$

$$V_s = \frac{A_c f_y d}{s} \cot \theta, \theta = 20^\circ + 10,000 \epsilon_x \leq 45^\circ \text{ (LFRD)} \quad (2c)$$

미국 ACI의 경우 $\theta=45^\circ$ 로 고정하여 전단철근을 산정하고 있지만, 유럽 EC2기준에서는 변각트러스모델을 적용하여 $\theta=22^\circ\sim68^\circ$ 를 적용하고 있다. LFRD는 Vecchio & Collins의 MCFT이론을 기반으로 부재 유효깊이 중앙에서의 종방향변형률 ϵ_x 를 이용하여 전단균열각 θ 를 계산하고 있다(Ramirez and Breen, 1991; Gupta and Collins, 2001).

3. 정식화

3.1 아치작용을 고려한 평형조건

기존 연구(Jeong and Kim, 2014; 2011)에서 발표한 아치작용을 정량화한 아치계수 α 를 이용하여 축력을 받는 부재에 정식화를 유도하고자 한다. Fig. 1(a)에서 복부 요소에는 아치작용을 정량화한 아치계수 $\alpha(=0\sim1)$ 값을 이용하여 복부전단요소의 전단응력 $v_b = (1-\alpha)v = (1-\alpha)V/b_w z$ 으로 표현할 수 있고, 부재의 축력 N 에 의한 축압축 응력 $f_n = N/A_g$ 와 상부 수직하중인 등분포하중

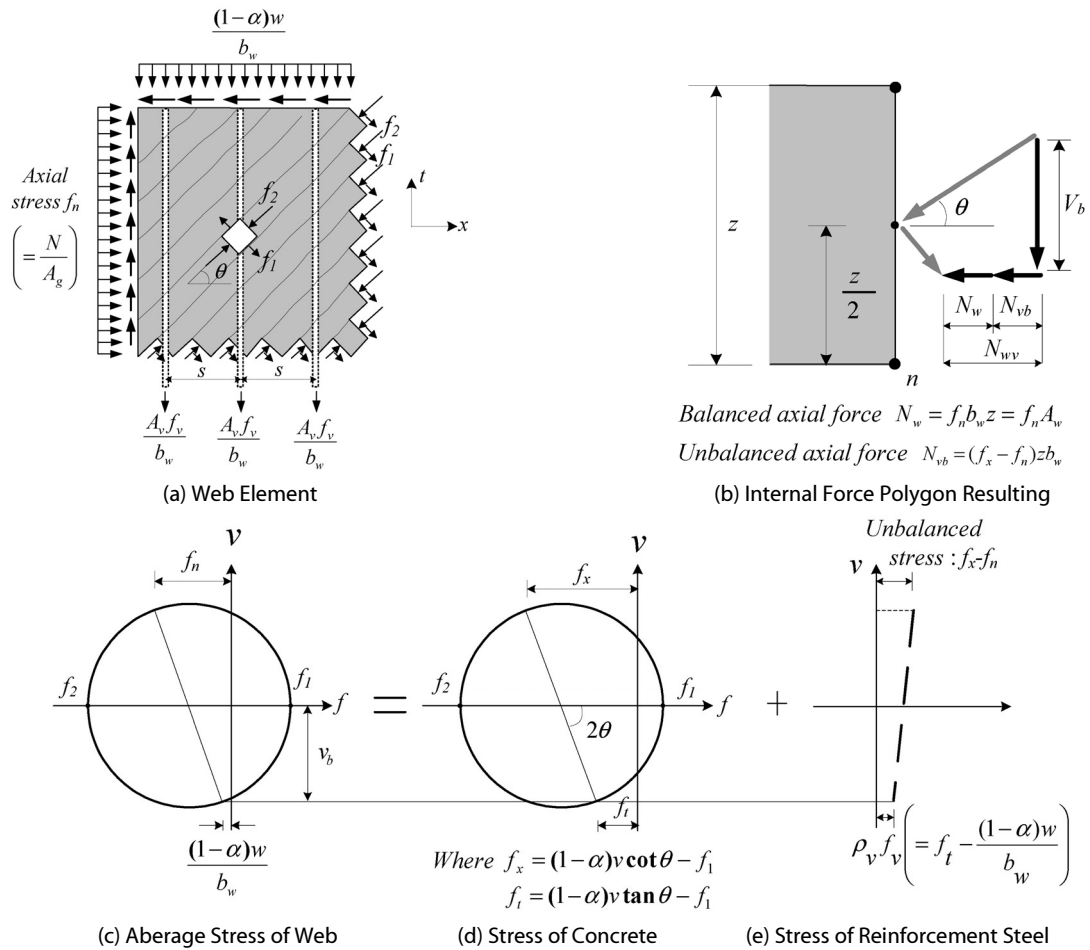


Fig. 1. Force Equilibrium in Web Element with Combined Load

w 중에서 복부 요소에 전달되는 수직 응력 $(1-\alpha)w/b_w$ 이 외력으로 작용하고 있다(Fig. 1(a)). 이 외력에 의해 복부 콘크리트에 유발되는 주압축응력, 축방향 응력과 수직 응력의 크기는 Fig. 1(c)의 Mohr원을 이용하여 다음과 같이 표현된다(Hsu, 1993).

$$f_2 = (1-\alpha)v(\tan\theta + \cot\theta) - f_1 \quad (3)$$

$$f_x = (1-\alpha)v \cot\theta - f_1 \quad (4)$$

$$f_t = (1-\alpha)v \tan\theta - f_1 \quad (5)$$

Eq. (5)에 의한 콘크리트의 수직 응력 f_t 는 수직 스테럽력과 수직 응력 $(1-\alpha)w/b_w$ 와 평형을 이뤄야 한다. 즉 $f_t = \rho_v f_v + (1-\alpha)w/b_w$ 라는 평형조건에 의해(여기서, $\rho_v = A_v/(b_w s)$ 이고, A_v 와 f_v 는 각각 스테럽 단면적과 응력이고, s 는 수직스테럽의 간격) 수직 스테럽 인장력은 다음과 같게 된다(Fig. 1(e)).

$$\rho_v f_v = [(1-\alpha)v \tan\theta - f_1] - (1-\alpha)w/b_w \quad (6)$$

위의 동일한 방법에 의해, Eq. (4)에 의한 콘크리트의 축방향 응력 f_x 는 복부 수평 철근력과 축력 N 에 의한 수평방향 단면응력 $f_n (=N/(b_w d))$ 의 합과 평형을 이뤄야 한다. 그런데, 수평철근이 없는 경우에는 수평철근이 담당해야 할 $f_x - f_n$ 만큼의 응력이 복부 자체로는 평형을 이룰 수 없는 불평형력으로 남는다. 이러한 상태를 단면 합력으로 표현하면 Fig. 1(b)와 같게 되며, 그 복부 수평력의 작용점은 $z/2$ 가 될 것이다. 즉,

$$N_{wv} = N_w + N_{vb} = (1-\alpha)V \cot\theta - f_1 b_w z \quad (7)$$

$$N_w = f_n b_w z \quad (8)$$

$$N_{vb} = (1-\alpha)V \cot\theta - (f_1 + f_n) b_w z \quad (9)$$

위 식에서 N_w 는 복부 단면에 유발된 전체 축력이며, N_w 는 복부에 작용하는 축력 중에서 복부가 담당하는 축력이고, N_{vb} 는 복부 수평철근이 저항해야 할 축력인데, 복부에 수평철근이 배치되지 않는 경우에는 복부 자체로는 평형을 이룰 수 없는 힘으로서, 상/하현재에 재분배되어 지지되는 축력에 해당한다.

3.2 단면 축력의 재분배

Kim and Jeong (2011a, b, c)은 Fig. 1(a)와 같이 복부에 2축 인장압축장이 형성된 후의 각 하중 단계에서 전단 저항 메커니즘을 두 기본 성분(보작용과 아치작용)으로 분리하여 다루었는데, 각 전단 작용에 의해 단면에 축방향력이 새로이 유발된다는 것을 알았다. 복합하중(수평방향의 축력, 수직방향의 하중)이 작용하는 경우, 이 부재 단면 내부에서의 축력은 Figs. 2(b)~(d)와 같이 단면 휨모멘트에 의한 수평력 C_o 와 T_o 를 크게 변화시키는 전단모멘트 상호작용(shear-moment interaction)이 발생한다.

Fig. 2는 보의 한 단면 작용하는 모든 축방향 합력을 나타낸 것이다. 단면 휨모멘트 M 에 의한 C_o (휨 압축력)와 T_o (휨 인장력)가 팔길이 z_o 와 철근 중심에, 두 전단작용에 의한 불평형 축력 N_{va} (아치작용에 의한 수평력)와 N_{vb} (보작용에 의한 수평력)가 팔길이 z_a 와 $0.5z$ 에, 작용 축력(외부) N 에 대해 상현재, 복부 및 하현재가 분담하는 축력 N_t , N_w , N_b 가 각 소성중심에 작용하고 있는 상태가 된다. 이들 합력 중에서 불평형 축력 N_{va} 와 N_{vb} 는 휨모멘트에 의한 초기 합력 C_o 와 T_o 를 각각 ΔC 와 ΔT 만큼 변화시키는 내력재분배에 의해 단면의 평형조건을 만족한다. 이때 두 축력의 재분배량은 Eq. (10)과 같다.

$$\Delta C = \frac{1}{z_o} (N_{va} z_a + 0.5 N_{vb} z) \quad (10a)$$

$$\Delta T = \frac{1}{z_o} [N_{va} (z_o - z_a) + N_{vb} (z_o - 0.5z)] \quad (10b)$$

이렇게 재분배된 축력과 기존 축력들은, Fig. 2(b)와 같이, 단면의 축력과 모멘트 평형조건을 모두 만족하는 상태가 된다. 이러한 상태의 단면력을 다시 Fig. 2(c)와 같이 세 작용점에 재배치하여 세 개의 새로운 합력으로 구성할 수 있다. 먼저, 감소된 휨모멘트 압축력 $C_o - \Delta C$, 아치작용에 의해 유발된 축력 N_{va} 와 상현재가 분담하는 축력 N_t 는, Fig. 2(c)에 나타낸 것과 같이, 새로운 팔길이 z 에 한 합력 C 로 합성되어 아치 압력선을 구성한다고 할 수 있다. 또한, 재분배된 철근인장력 $T_o + \Delta T$ 와 하현재 분담 축력 N_b 는 철근 중심점에 새로운 타이 인장력 T 를 형성한다고 할 수 있으며, 복부의 보작용에 의한 N_{vb} 와 복부 분담 축력 N_w 는 동일 작용점에서 합력 N_w 가 된다. 이렇게 재배치되면서 단면력과 평형을 유지하기 위해 각 축력의 크기는 Fig. 2(c)에 보인 것과 같이 수정되어야 한다.

이때 단순화를 위하여, N_{va} 의 작용점 z_a 와 합력 작용점 z 는 동일($z_a = z$)하다고 간주하고, 상현재 분담 축력의 작용점 z_t 도 작용점 z 와 동일하며, $c/2$ 를 무시할 수 있는 작은 값이라고 간주하여 단순화한다면, 이 때의 최종 압축력 C 와 인장력 T 의 크기는 Fig. 2(d)에 나타낸 것처럼, 다음과 같은 크기를 갖고, 이 값은 외력 모멘트와 평형을 이뤄야 한다.

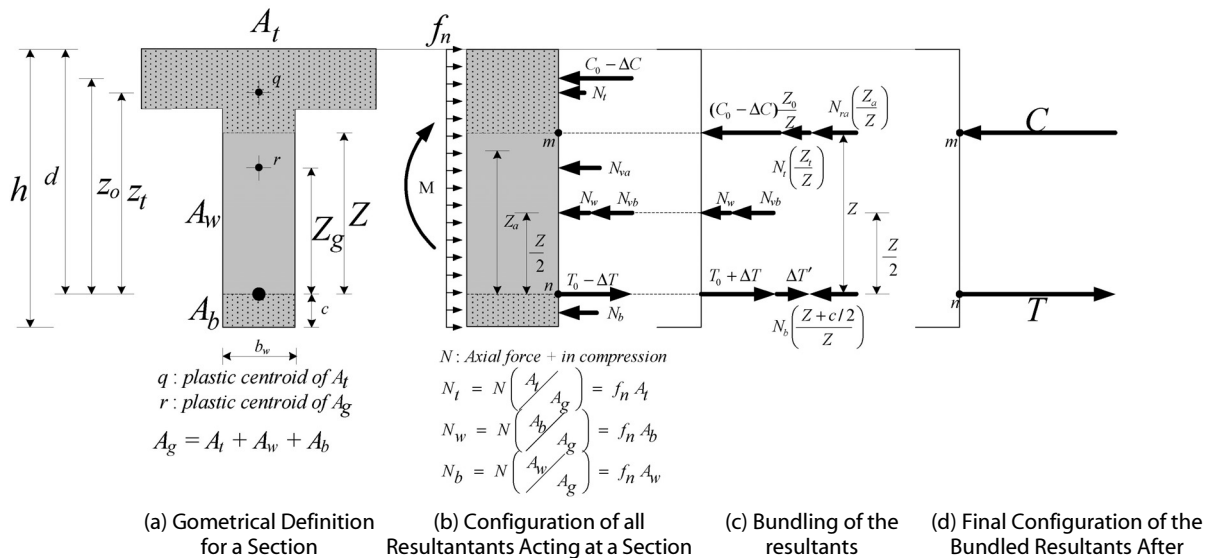


Fig. 2. Axial Force Equilibrium at a Section

$$C = (C_o - \Delta C) \frac{z_o}{z} + N_{va} + N_t \quad (11a)$$

$$T = T_o + \Delta T + (C_o - \Delta C) \frac{z_o - z}{z} + N_b \quad (11b)$$

$$z = \frac{(C_o - \Delta C)z_o + N_{va}z_a + N_tz_t}{C_o - \Delta C + N_{va} + N_t} \quad (11c)$$

$$\cot \theta_x = \frac{\frac{M_x}{z_o} \left(\frac{1}{(R_x)^\alpha} - 1 \right) + (f_1 + f_n) A_w (R_x)^\alpha [1.5 - 0.5(R_x)^\alpha] + f_n A_t (1 - (R_x)^\alpha)}{V_x [\alpha [1 - (R_x)^\alpha] + (1 - \alpha) [1.5 - 0.5(R_x)^\alpha]]} \quad (12)$$

위 식에 포함된 미지수 α 는 상호변형적합 조건식에 의해 결정할 수 있으며, 또 다른 미지수 f_1 은 3.1절에서 기술한 복부의 평형 조건식과 변형적합 조건식(Kim and Jeong 2011; 2014)에 의해 축력이 작용하지 않는 경우와 동일한 과정으로 결정할 수 있다.

3.3 경사각 θ_x

앞 3.1절 Eq. (7)에서 적용한 것과 같이 축력을 받는 경우 경사각 θ_x 는 단면력 평형조건에 의해 정해지는 Eq. (11c)의 z 와 Fig. 2의 단면내력이 이치형상합수에 의해 정해지는 z 가 같아야 한다는 조건에 식을 대입하여 유도하면, 미지수 α 와 f_1 으로 구성된 다음 식이 유도된다.

3.4 해석 알고리즘

축력이 작용하는 보의 이치계수 α 를 계산하기 위한 시산 과정을 Fig. 3에 정리하였다. 알고리즘을 통해 해가 결정되면 이치작용의 정량적 계수 α 뿐만 아니라 균열각 θ_x , 주변형률, 주응력, 주철근력 그리고 스테럽 응력까지 계산이 가능하다.

I) Compression force path assumed

$$z_x = \left(\frac{M_x}{M_{max}} \right)^\alpha z_o = R_x^\alpha \cdot z_o \quad (1)$$

II) Web shear element

< Equilibrium of concrete >

$$f_2 = (1 - \alpha)v(\tan \theta + \cot \theta) - f_1 \quad (2)$$

$$f_T = (1 - \alpha)v \tan \theta - f_1 \quad (3)$$

$$f_L = (1 - \alpha)v \cot \theta - f_1 \quad (4)$$

where, $v = V / (h_w z_x)$

< Stirrup stress >

$$\rho_s f_{sv} = (1 - \alpha)v \tan \theta - f_1 \quad (5)$$

$$\rho_s f_{sv} = (1 - \alpha)v \tan \theta - 0.5f_1 \quad (6)$$

$$\rho_s f_{sv} = (1 - \alpha)v \tan \theta - 0.5f_1 \quad (7)$$

$$0 = (1 - \alpha)v \tan \theta - 0.5f_1 \quad (8)$$

< Constitutive laws >

$$f_1 = \frac{\beta f_{cr}}{1 + \sqrt{500\epsilon_1}} \text{ for } \epsilon_{cr} \leq \epsilon_1 \quad (9)$$

$$f_2 = \frac{f_c}{0.8 + 170\epsilon_1} \left[2 \left(\frac{\epsilon_2}{\epsilon_{co}} \right) - \left(\frac{\epsilon_2}{\epsilon_{co}} \right)^2 \right] \quad (10)$$

where, $\beta = 1.0, \epsilon_{co} = 0.002$

< Compatibility >

$$\epsilon_T = \frac{1}{\rho_s E_s} [(1 - \alpha)v \tan \theta - f_1] \quad (11)$$

$$\epsilon_T = \epsilon_1 \cos^2 \theta - \epsilon_2 \sin^2 \theta \quad (12)$$

$$\gamma_w = (\epsilon_1 + \epsilon_2) \sin 2\theta \quad (13)$$

III) Section of member

< Equilibrium >

$$\cot \theta_x = \frac{\frac{M_x}{z_x} \left(\frac{1}{(R_x)^\alpha} - 1 \right) + (f_1 + f_n) A_w (R_x)^\alpha [1.5 - 0.5(R_x)^\alpha] + f_n A_t (1 - (R_x)^\alpha)}{V_x [\alpha [1 - (R_x)^\alpha] + (1 - \alpha) [1.5 - 0.5(R_x)^\alpha]]} \quad (14)$$

< Compatibility >

$$\gamma_w = \gamma_0 + \Delta \gamma_w \quad (15)$$

where, $\Delta \gamma_w = \int d\gamma_w$

$$= \int \frac{V d^\alpha (x^{1-2\alpha} - a^{1-\alpha} x^{-\alpha})}{z_o^2} \frac{E_s A_s + E_c A_c}{E_s A_s E_c A_c} dx$$

$$E_c A_c = E_c [2(d - z_w) b] \leq E_c \left(\frac{d}{2} b \right)$$

< A flow chart of solution algorithm for α value >

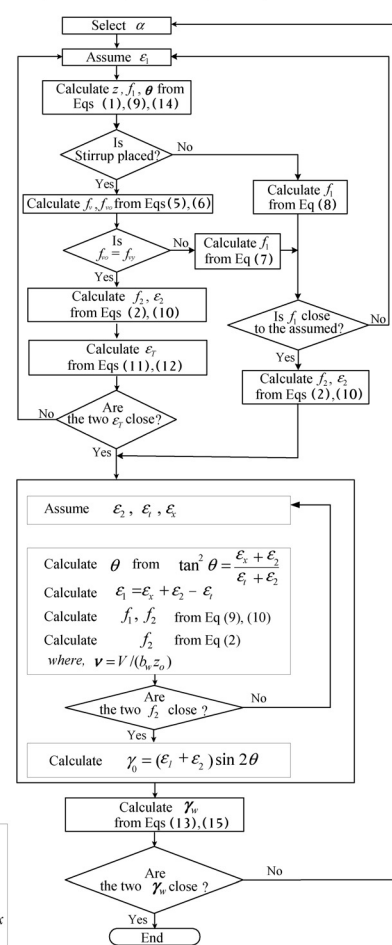
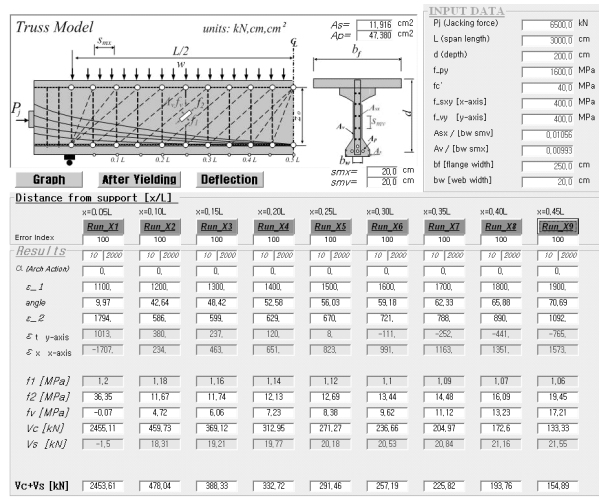


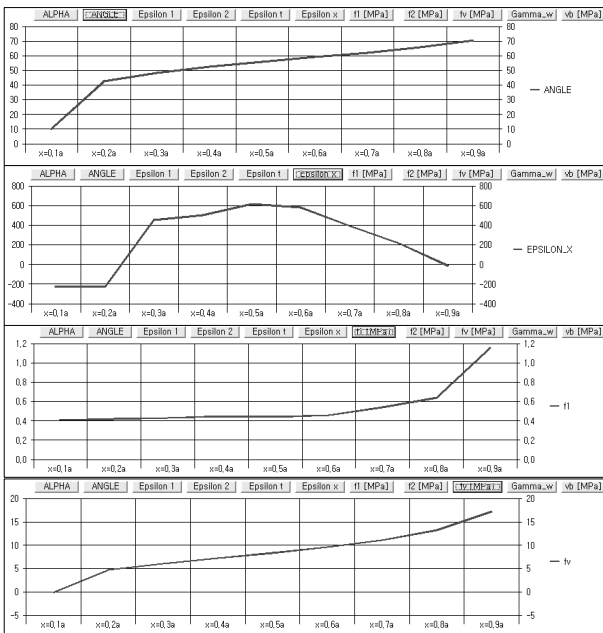
Fig. 3. A Flow Chart of Solution Algorithm

4. 해석 결과

수평 압축력을 받는 보의 극한 전단강도 평가는 많은 실험을 통해 수행(Kotsovos, 2013; Lorentsen, 1965; Gupta and Collins, 2001; Xie et al., 2011)되었으나 주철근 인장력, 경사각 및 스테리프 응력 등의 내력상태변화를 관찰한 연구는 거의 없었다. 따라서 본 연구에서는 3절의 정식화를 통해 제안한 이론과 Visual Basic 프로그램을 사용하여, 축력이 작용하는 PSC 보의 내력상태(균열 각, 변형률, 스테리프응력 등)를 평가할 수 있는 해석프로그램을



(a) Analysis Program by flow chart



(b) Display of Sectional Resultant

Fig. 4. Numerical Analysis Program by the Proposed Model

Fig. 4와 같이 개발하였다. 개발한 해석프로그램의 결과와 비선형 유한요소해석 프로그램인 ATENA의 해석 결과를 비교 및 분석하였다.

4.1 아치계수 α

실제 PSC보의 지간은 상대적으로 긴 제원이 많아 휨과괴를 유발하기 때문에 복부 전단응력이 크지 않게 된다. 따라서 전단에 지배받는 조건을 형성하기 위해서는 전단지간비(a/d)가 상대적으로 짧은 a/d=3인 보 단면의 소성중심에 수평방향으로 축력을 작용시켰으며, 해석 보의 하중처짐 곡선은 Fig. 5와 같다. 해당제원의 보에 축력(인장, 압축)을 변화시켜 아치계수의 변화를 계산하고 Fig. 6에 도시화 하였다. 압축력이 증가할수록 아치계수는 점진적으로 낮아지는 경향이 나타났으나 인장력 작용시는 급격히 0으로 작아졌다.

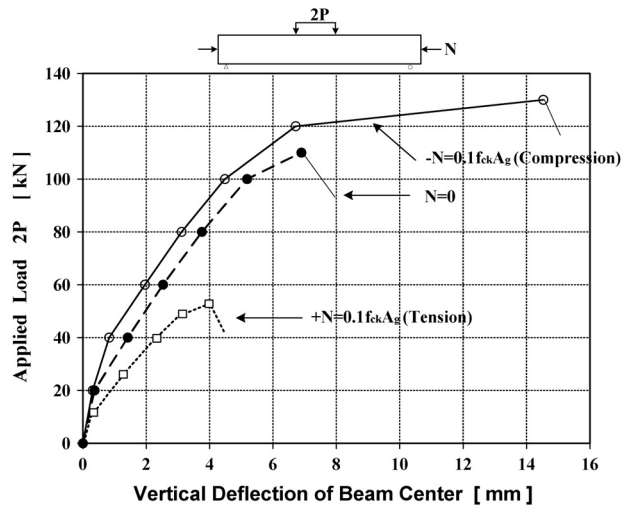


Fig. 5. Load vs. Deflection by ATENA2D (a/d=3, ρ=2%)

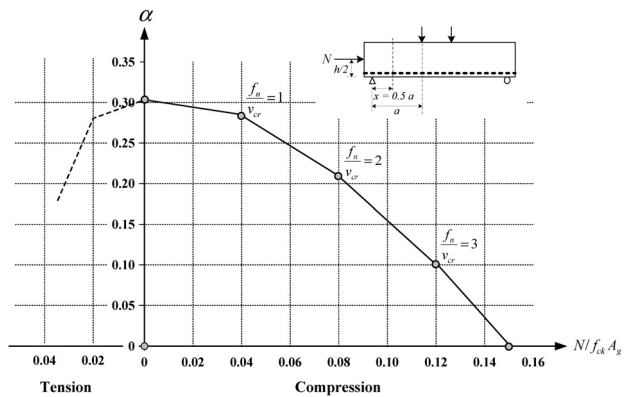


Fig. 6. Variation of α with Axial Force (a/d=3, ρ=2%)

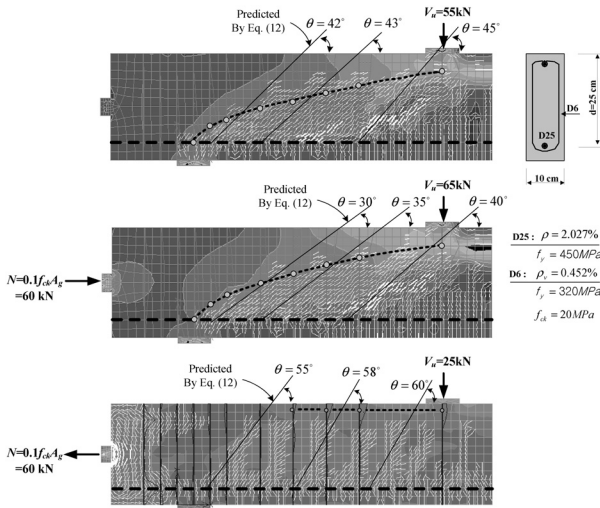


Fig. 7. Inclined Crack Angle with Applied Axial Force by Proposed Model

4.2 균열각 θ_x

비선형해석프로그램을 사용한 Fig. 7의 해석결과를 관찰해 보면, 축력 작용에 따라 균열각은 45°로 고정되지 않고, 수평 인장력이 작용할 경우는 45° 보다 크게 발생하였고, 수평 압력력이 작용할 경우 45° 보다 작게 발생하였다. 따라서 축력발생에 따라 횡방향 스테럽의 유효강도가 일정하지 않게 되기 때문에 현행 ACI 규정은 한계상태에서 크게 오차가 발생할 것으로 예상된다.

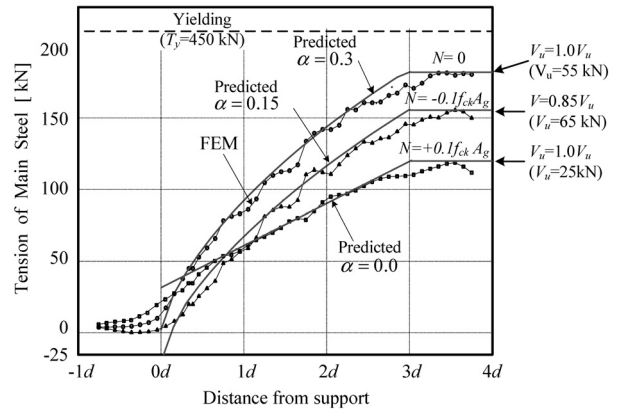
4.3 주인장철근과 스테럽의 응력 변화

Fig. 8(a)는 인장과 압축을 받는 a/d=3인 보에 스테럽 항복을 유도한 FEM 해석결과이며, 극한중단계에서 주철근의 인장력을 도시화 한 것이다. Fig 8(b)는 전단경간의 1/2 위치에서 스테럽응력 분포를 나타낸 것이다.

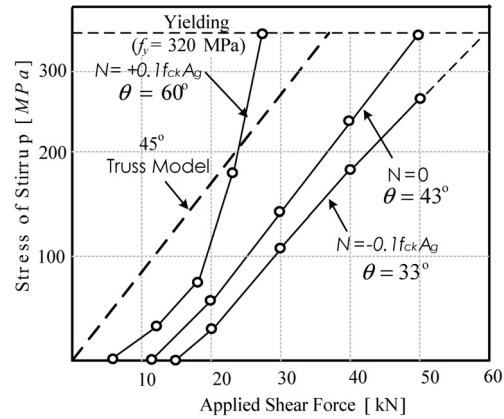
축력효과에 따라 주철근인장력 분포는 시간에 따라 곡선형으로 나타났으며, 특히 Fig. 8(b)의 해석결과를 보면, 축인장력이 작용하는 경우 전단경간 중앙단면의 스테럽응력은 사인장균열각이 45° 보다 크게 발생하기 때문에 스테럽 철근이 빨리 항복함을 알 수 있다. 이때 이치계수는 Fig. 6의 값을 사용하였다.

4.4 전단강도

수평 압축력이 증가할수록 전단강도가 증가하지만 수평 인장력이 증가하면 전단강도는 현저히 작아지는 것을 알 수 있다. 특이할 만한 사실은 인장력이 작용하면 Eq. (1)에 의한 전단강도보다 극한 전단강도가 작아져 불안전 영역(non conservative zone) 이 발생한다는 사실이다. 이것은 Fig. 7의 사인장균열각 θ_x 의 변화로 어느 정도 설명할 수 있으며, 수평 압축력이 작용하면 균열각 θ_x 는



(a) Tension of Steel at Ultimate Load



(b) Stress of Stirrup at a/2

Fig. 8. Steel Tension and Stirrup Stress with Applied Axial Force

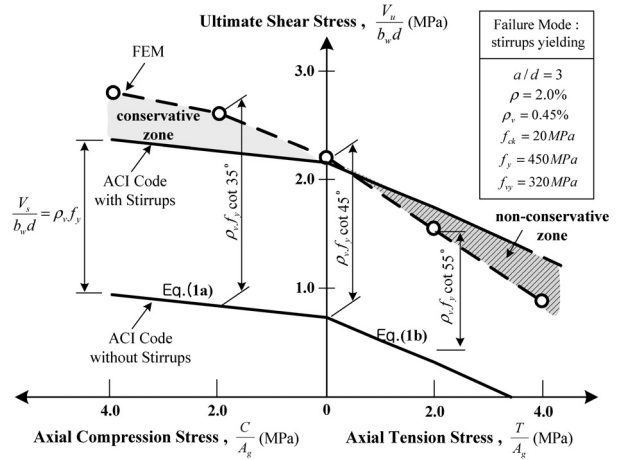


Fig. 9. Ultimate Strength with Applied Axial Force

45° 보다 작아져 Eq. (2)의 스테럽효과가 증가하지만, 수평 인장력이 작용하면 균열각 θ_x 은 수직균열 90°에 가까운 방향으로 성장하기 때문에 스테럽의 효과는 낮아진다. 이러한 현상은 횡방향철근이

없는 보에 축인장력을 작용시킨 Gupta and Collins (2001) 실험결과를 통해 ACI가 안전측이지 않는다는 결과가 보고되어 있지만, Fig. 9의 해석결과는 일반적인 횡방향 보강철근이 있는 경우에도 ACI가 안전측이지 못하다는 것을 나타낸다. 결론적으로 비선형 FEM해석과 아치작용을 고려한 정식화 모델 유도를 통해 축력을 받는 부재의 전단강도는 외부에서 유입되는 압축력(N)에 의해 경사진 상현재로 압축력을 재분배시켜 전단에 저항하는 보작용 (beam action)과 아치작용(arch action) 변화시키고 그에 따라 전단강도는 변화된다.

5. 결론

본 연구는 기존 발표한 연구의 확장연구이며, 축력을 받는 PSC보에서 보작용과 아치작용을 반영하여 내력 재분배 과정을 통해 복부전단요소의 모델 정식화를 유도하였고, 비선형 파괴역학 프로그램을 사용하여 PSC 복부에 축력(압축, 인장)을 작용시켜 전단균열각, 스티럽과 주철근의 내력상태를 분석하였다. 이를 통해 축력을 받는 부재의 전단저항기구를 단면 내력 재분배과정으로 논리적 접근을 시도하였고 이를 통해 ACI 전단기준의 문제점을 고찰하였다. 또한 균열각 θ_x 를 45°로 고정하고 있는 국내 전단설계기준은 인장응력을 받을 경우 복부 사인장 균열각 θ_x 가 45° 보다 높아져 전단강도를 과대평가할 수 있으며, 압축응력을 받을 경우 사인장 균열각 θ_x 가 45°보다 작게 발생되어 전단강도를 과소평가하는 것으로 분석되었다. 향후 보다 정확한 전단거동의 파악을 위해 실험자료와의 비교평가가 필요한 상태이다.

References

ACI Committee 318 (2011). Building code requirement for reinforced concrete and commentary (318R-01), ACI, Detroit, M.I., 391., pp. 120-150.

ASCE-ACI Committee 426 (1973). "The shear strength of reinforced concrete members." *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol. 99, No. 6, pp. 1091-1187.

ASCE-ACI Committee 445 (1998). "Recent approaches to shear design of structural concrete." *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 124, No. 5, pp. 1375-1417.

Cervenka, V. (2000). *ATENA program documentation*, Cervenka Consulting, pp. 10-120.

Comite Euro International Du Beton (CEB/FIP) (2010). "CEB-FIP model code for concrete structures." *Bulletin d'Information*, No.

124/125, pp. 437.

Commission of the European Communities (1991). *Eurocode No. 2: Design of Concrete Structures, Part 1: General rules and Rules for Buildings*, ENV 1992-1-1, pp. 253.

Gupta, P. R., and Collins, M. P. (2001). "Evaluation of shear design procedures for reinforced concrete members under axial compression." *ACI Structural Journal*, Vol. 98, No. 4, pp. 537-547.

Hsu, T. T. C. (1993). *Unified theory of reinforced concrete*, CRC Press, Boca Raton, Fla, pp. 193-256.

Jeong, J.-P. and Kim, W. (2014). "Shear resistant mechanism into base components : Beam Action and Arch Action in Shear-Critical RC Members." *International Journal of Concrete Structures and Materials*, Vol. 8, No. 1, pp. 1-14.

Kim, W. and Jeong, J.-P. (2011a). "Decoupling of arch action in shear-critical reinforced concrete beam." *ACI Structural Journal*, Vol. 108, No. 4, pp. 395-404.

Kim, W. and Jeong, J.-P. (2011b). "Non-bernoulli-compatibility truss model for RC member subjected to combined action of flexure and shear, Part I-Its derivation of theoretical concept." *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol. 15, No. 1, pp. 101-108.

Kim, W. and Jeong, J.-P. (2011c). "Non-bernoulli-compatibility truss model for RC member subjected to combined action of flexure and shear, Part II-Its practical solution." *KSCE Journal of Civil Engineering*, Vol. 15, No. 1, pp. 109-117.

Kotsovos, G. M. and Kotsovos, M. D. (2013). "Effect of axial compression on shear capacity of linear RC members without transverse reinforcement." *Magazine of Concrete Research*, Vol. 65, No. 21, pp. 1360-1375.

Lorentsen, M. (1965). "Theory for the combined action of bending moment and shear in reinforced concrete and prestressed concrete beams." *ACI Journal*, Vol. 62, No. 4, pp. 403-419.

Marti, P. (1985). "Basic tools of reinforced concrete beam design." *ACI Journal*, Vol. 82, No. 1, pp. 46-56.

Niwa, J. (1997). "Lattice model with concrete tension members for shear resisting mechanism of concrete beams." *CEB Bulletin d'Information*, No. 237, pp. 159-170.

Park, R. and Paulay, T. (1975). *Reinforced concrete structures*, Wiley, N. Y., pp. 201-256.

Ramirez, J. A. and Breen, J. A. (1991). "Evaluation of a modified truss model approach for beams in shear." *ACI Structural Journal*, Vol. 88, No. 5, pp. 562-571.

Vecchio, F. J. and Collins, M. P. (1986). "The modified compression field theory for reinforced concrete elements subjected to shear." *ACI Structural Journal*, Vol. 83, No. 2, pp. 219-231.

Xie, L., Bentz, E. C. and Collins, M. P. (2011). "Influence of axial stress on shear response of reinforced concrete elements." *ACI Structural Journal*, Vol. 108, No. 6, pp. 745-754.