

합성거더의 횡-비틀림 좌굴하중 평가

Evaluation on Lateral Torsional Buckling Strength of Composite Girders



류형근*

*과학기술정책연구원 부연구위원 공학박사

1. 서론

콘크리트 슬래브와 강거더로 이루어지는 합성거더는 재료의 효율적인 이용이 이루어진 역학적으로 우수한 구조 형식이다. 이러한 특징을 이용한 강합성 구조의 적절한 활용을 위해서는 콘크리트 슬래브와 강거더의 특성 그리고 이를 연결하는 전단연결재의 특성 등에 대한 이해가 선행되어야 한다(류형근, 등 2005). 단순합성거더는 강합성 구조가 갖는 장점을 최대한 발휘하는 형식이라고 할 수 있다. 하지만, 합성 거더가 장지간을 취해야 될 경우에는 연속화가 유리하고, 이외에 여러 가지 이유로 인해 연속합성 거더의 적용이 필요하게 된다. 그러나 이와 같은 연속합성 거더에서는 부모멘트 구간에서 콘크리트 슬래브가 인장력을 받고 강거더의 중립축 하단이 압축력을 받기 때문에 콘크리트 슬래브에서는 균열발생으로 인한 사용성의 저하와 단면손실이 발생하고 강거더에는 중립축 하단부에 압축력의 작용으로 인해 좌굴 가능성이 커지는 문제점이 있다. 이처럼 연속 합성보의 부모멘트 구간에서는 콘크리트 바닥판의 균열 발생과 내부 지점부에 위치하는 하부 플랜지 및 복부의 국부좌굴 혹은 횡-비틀림 좌굴의 발생으로 복합적인 거동을 보인다(R.P.Johnson, C.K.R.Fan, 1991).

합성거더의 정모멘트부에서는 압축을 받는 상부 플랜지가 콘크리트 슬래브와 합성되어 있기 때문에 국부좌굴과 횡-비틀림 좌굴에 대해 저항력이 매우 크지만 합성거더의

부모멘트부에서는 압축을 받는 하부 플랜지 및 복부에서 국부 좌굴 또는 횡-비틀림 좌굴이 일어날 수 있다. 그러나 부모멘트 구간에서의 복합적인 거동으로 인해 이에 대한 정확한 평가가 아직 이루어지지 못하고 있다. 따라서, 이에 대한 해석 및 실험적 연구가 현재까지 많이 이루어져 왔다(Ryu, 2005). 연속 합성보의 내부 지점부 근처에서 발생 가능한 하부 플랜지의 횡-비틀림 좌굴은 기존의 강재 I형 단면의 횡-비틀림 좌굴 거동과는 다르게 발생한다. 즉, 기존의 강재 I형 단면에 대한 횡-비틀림 좌굴 하중은 좌굴 발생 시에도, 단면의 형상은 그대로 유지된다는 Vlasov-Goodier의 가정에 의해 유도되지만, 합성단면의 경우에는 그림 1에 서와 같은 횡-비틀림 좌굴이 발생하므로 Vlasov-Goodier의 가정에 의한 좌굴하중의 직접적인 유도가 가능하지 않다. 이와 같은 좌굴 형태는 비단 합성단면에 국한되지 않고 인장을 받는 플랜지는 구속되어 있고 압축을 받는 플랜지는 자유로운 단면 등에서 일어날 수 있다고 판단된다. 이에 대해 Hancock 등(1980)은 복부의 변형(distortion)을 고려한 횡비틀림 좌굴 강도를 Rayleigh-Ritz 방법으로 평가한 바 있다. Bradford와 Ronagh(1997)는 이를 확장하여 일반적인 유한요소법으로 복부판의 변형을 고려한 I형 거더의 횡비틀림 좌굴 강도 해석법을 제시하였다. 한편, Ryu (2005)는 슬래브와 거더 복부판의 횡방향 강성이 교축방향 비틀림 변형을 억제하는 것으로 생각하여 이에 대해 합성 거더의 비탄성 횡비틀림 좌굴 강도를 유한요소법으로 평가

한 바 있다.

이 논문에서는 부모멘트를 받는 합성거더의 횡 비틀림 좌굴 하중을 복부변형을 고려한 I-거더 좌굴 평가방안과 교축방향 비틀림 변형이 억제된 I-거더 좌굴 평가방안으로 각각 분석하여 각 방안의 차이점을 비교하고, 합성거더의 횡비틀림 좌굴 강도를 여러 변수들에 대해 고찰해 보고자 하였다.

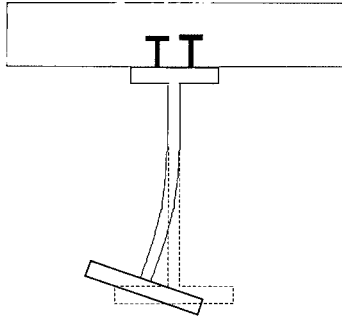


그림 1 합성 I-거더의 횡비틀림 좌굴

2. 합성거더의 횡비틀림 좌굴

2.1 일축대칭 I형 단면의 횡 비틀림 좌굴 모멘트

일반적으로 연속 합성보의 내부 지점부 근처에서는 사하중 및 활하중에 의해 부모멘트가 발생하고 이로 인한 횡 비틀림 좌굴이 발생할 수 있다. 합성거더는 상부 콘크리트 슬래브에 의한 압축저항이 증가하여 상부플랜지는 작게 하고 하부플랜지는 크게 하는 설계가 경제적이다. 따라서 내부 지점부에서 발생하는 횡 비틀림 좌굴을 평가하기 위해서는 일축대칭 강거더에 대한 고려가 필요하다. 일축대칭 I형보의 일정모멘트를 받는 단순보의 횡좌굴 모멘트는 다음과 같이 구해진다(J.M. Anderson, N.S. Trahair., 1972).

$$M_{cr0} = -\frac{1}{2}EI_y(r_x - 2y_M)\left(\frac{\pi}{l}\right)^2 + \frac{1}{2}\sqrt{(EI_y(r_x - 2y_M)\left(\frac{\pi}{l}\right)^2)^2 + 4(EC_y)EI_y\left(\frac{\pi}{l}\right)^4 + GJEI_y\left(\frac{\pi}{l}\right)^2} \quad (1)$$

여기서, $r_x = \frac{1}{I_x} \int_A y(x^2 + y^2)dA$

E : 강재의 탄성계수,

C_M : 강거더 단면의 전단중심에 대한 뒹상수

$G = \frac{E}{2(1+\nu)}$, J : 비틀림상수

이와 같은 강거더에 대한 횡-비틀림 좌굴 산정은 일반

적으로 시공 중에 콘크리트와 합성되기 전 거더의 안정성을 고려하기 위해 적용 할 수 있다. 위의 식을 이용하여 합성 단면의 횡-비틀림 좌굴 모멘트를 평가하면 부모멘트부에 위치하는 강거더의 비대칭 단면만을 고려한 것이 되며 따라서 이 경우에는 횡-비틀림 좌굴에 대해 매우 보수적인 설계가 이루어질 것으로 판단된다.

2.2 철근을 고려한 균열단면의 횡 비틀림 좌굴 모멘트

내부 지점부의 단면을, 철근을 고려한 균열 합성단면으로 생각할 경우 철근의 존재로 인해 강거더의 도심에는 모멘트와 축력이 동시에 작용하게 된다. 따라서 앞서 살펴본 식 (1)과 같이 외력이 강거더의 도심에만 작용하는 것으로 생각하여 횡 비틀림 좌굴 하중을 구하는 것이 아니라 모멘트와 축력을 동시에 받는 강거더의 횡 비틀림 좌굴을 고려해야 하며 이때의 좌굴모멘트는 균열 합성단면의 도심에서 M_x 로 저항하는 것으로 생각해야 한다(류형근 등, 2005). 이로부터, 변위 함수를 sine 함수로 가정하여 다음과 같은 좌굴모멘트를 구할 수 있다.

$$M_{cr} = 2C_2EI_y \frac{I_x}{y_{cp}A_n} \left(\frac{\pi}{l}\right)^2 \frac{1}{(C_3 - C_2) \pm \sqrt{(C_2 - C_3)^2 + 4C_2(C_3 + C_2^2)}} \quad (2)$$

여기서, $C_1 = y_M + \frac{I_{ax}}{y_{cp}A_n}$, $C_2 = \frac{C_M}{I_y} + \left(\frac{l}{\pi}\right)^2 \frac{GJ}{EI_y}$

$$C_3 = \left[\frac{I_{ax}}{y_{cp}A_n} (r_x - 2y_M) - (i_p^2 + y_M^2) \right]$$

2.3 복부판의 변형을 고려한 I-거더의 횡비틀림 좌굴

길이가 L 이고, 일정 모멘트 M_0 를 받는 I-거더 단순보에 대해 복부판의 변형을 고려한 비틀림 좌굴하중은 Rayleigh-Ritz방법을 적용하여 유도할 수 있다.

먼저 I-거더의 비틀림 변형은 그림 2와 같이 일어난다고 가정할 경우, 각각의 변위 함수는 다음과 같이 sine 함수로 나타내었다.

$$u_T = q_1 s \frac{\pi z}{L} \quad (3)$$

$$u_B = q_2 \sin \frac{\pi z}{L} \quad (4)$$

$$\phi_T = q_3 \sin \frac{\pi z}{L} \quad (5)$$

$$\phi_B = q_4 \sin \frac{\pi z}{L} \quad (6)$$

여기서, z 는 보의 길이방향 좌표이며, 단면의 수평방향 좌표는 x , 수직방향 좌표는 y 이다. 그리고, u_T 는 상부 플랜지의 수평변위, u_B 는 하부 플랜지의 수평변위, ϕ_T 는 상부플랜지의 비틀변위, ϕ_B 는 하부 플랜지의 비틀변위이다.

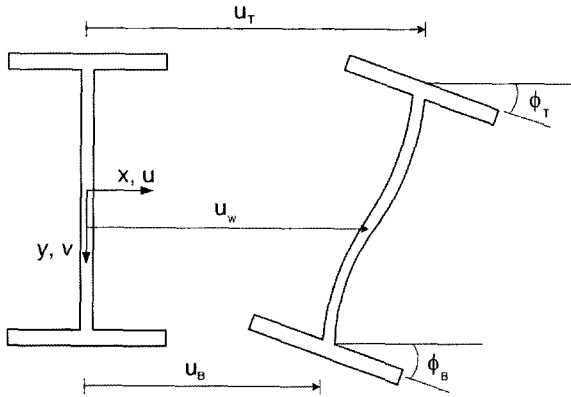


그림 2 복부 변형을 고려한 1-거더의 횡비틀림 좌굴 변형

한편, 복부판의 수평변위 u_{II} 는 수직방향 형상에 대해 복부판의 국부좌굴 형상을 모사하기 위해 3차원 다항식으로 모사하고, 교축방향 형상은 앞에서 정의한 상부플랜지와 하부플랜지의 수평변위 및 비틀변위와 동일하게 sine 함수로 나타내었다.

$$u_{II} = (a_1 + a_2y + a_3y^2 + a_4y^3) \sin \frac{\pi z}{L} \quad (7)$$

여기서, u_{II} 의 계수 a_1, a_2, a_3, a_4 는 상부플랜지 및 하부플랜지가 복부판과 만나는 부분에서의 수평변위 및 비틀변위에 대한 경계조건으로부터 구할 수 있다.

보에 저장된 변형에너지는 플랜지와 복부판에 의해 발생된 변형에너지의 총합으로 생각할 수 있다.

$$U = \frac{1}{2} \int_0^L EI_{ff} \left(\frac{\partial^2 u_T}{\partial z^2} \right)^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L EI_{ff} \left(\frac{\partial^2 u_B}{\partial z^2} \right)^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L GJ_f \left(\frac{\partial^2 \phi_T}{\partial z^2} \right)^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L GJ_f \left(\frac{\partial^2 \phi_B}{\partial z^2} \right)^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L \int_{-h/2}^{h/2} \epsilon^T \cdot \sigma dy dz \quad (8)$$

$$\text{여기서, } \epsilon^T = \left[\begin{matrix} -\frac{\partial^2 u_{II}}{\partial y^2} & -\frac{\partial^2 u_{II}}{\partial z^2} & \frac{2\partial^2 u_{II}}{\partial y \partial z} \end{matrix} \right]$$

$$\sigma = D \begin{pmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{pmatrix}, \quad D = \frac{Et_w^3}{12(1-\nu^2)}$$

또한, 보의 포텐셜 에너지는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$W = \frac{1}{2} \int_0^L \int_A \sigma \left[\left(\frac{\partial u_T}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_B}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi_T}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi_B}{\partial z} \right)^2 \right] dA dz + \frac{1}{2} \int_0^L \int_{-h/2}^{h/2} \tau_w \left[\frac{\partial u_{II}}{\partial z}, \frac{\partial u_{II}}{\partial y} \right] \begin{bmatrix} \sigma_T \\ \tau_0 \\ \frac{\partial u_{II}}{\partial y} \end{bmatrix} dy dz \quad (9)$$

여기서, 보에는 일정 단모멘트만 작용하므로,

$$\sigma = \lambda \frac{M_0 y}{I_x} \text{로 나타낼 수 있으며, 전단응력 } \tau = 0 \text{이다.}$$

이로부터 좌굴모멘트 발생시 전체포텐셜의 평형상태 조건을 고려할 경우, 좌굴 모멘트에 대한 다음 식이 성립된다.

$$|K - \lambda M_0 S| = 0 \quad (10)$$

위 행렬식을 풀면 다음과 같은 좌굴모멘트에 대한 관계식이 유도된다. 이 때 계산의 간편을 위하여 일반적인 보의 L/h (길이/높이)비를 고려할 경우, β^2 은 거의 0에 가까운 성질을 이용하여, $\beta^2 \approx 0$ 으로 가정하여 식을 간략화한 것이다.

$$M_{cr} = \sqrt{\frac{P_1 - \sqrt{P_1^2 - P_2 P_3}}{2P_3}} \quad (11)$$

여기서, $P_1 = f(K_1, K_2, K_3, S_1, S_2, S_3, a)$

$P_2 = f(K_1, K_2, K_3, a), P_3 = f(S_1, S_2, S_3, a)$ 로 나타내어진다.

위 좌굴 모멘트 식은 다시 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$M_{cr} = \sqrt{\frac{P_1}{2P_3}} \sqrt{1 - \sqrt{1 - \gamma^2}} \quad (12)$$

여기서, $\gamma^2 = \frac{P_2 P_3}{P_1}$

한편, γ^2 은 일반적인 보의 L/h 범위에서 작은 값으로 계산된다. 따라서, $\sqrt{1 - \sqrt{1 - \gamma^2}}$ 은 0에서 테일러 급수 전개를 통해 $\sqrt{\frac{\gamma^2}{2}}$ 로 유도할 수 있다. 따라서, 이와 같은 과정을 거쳐 좌굴 모멘트는 다음과 같이 간단하게 정리된다 (Ronagh, et.al., 2003).

$$M_{cr} = \sqrt{\frac{P_2}{4P_1}} \quad (13)$$

2.3 교축 방향 비틀 회전의 구속효과를 고려한 합성 단면의 횡 비틀림 좌굴 모멘트

합성단면에서 발생하는 횡-비틀림 좌굴을 그림 3에서와

같이 고려하였다. 합성거더의 상부 플랜지가 바닥판에 구속되어 있기 때문에 전체 단면의 횡-비틀 변위는 발생하지 않고 단면의 일부분에서만 허용되므로, 교축방향 비틀회전이 상부 슬래브와 복부판의 횡방향 강성에 의해 억제되는 것으로 고려하였다.

합성거더에서 상부 플랜지의 구속효과로 인해 가정되는 변위를 이용하고 축방향 응력을 고려한 평형방정식으로 부터 다음과 같이 비틀모멘트에 대한 평형 방정식을 유도하였다(Ryu, 2005).

$$EC_D\phi'''' - GJ\phi'' + [M_a(r_x - 2(y_M + y_D)) + (y_p^2 + (y_D + y_M)^2)N_a]\phi'' + c_\theta\phi = 0 \quad (14)$$

비틀변위에 대한 구속계수, c_θ 는 강거더 복부의 판강성을 회전 스프링 강성으로 치환한 것이다.

$$c_\theta = \frac{E t_w^3}{4(1-\nu^2)h_s} \quad (15)$$

h_s : 상부플랜지 중앙에서 하부 플랜지 중앙까지의 거더 높이,
 t_w : 복부 두께

여기서, 합성단면의 교축방향 비틀회전을 제약하는 것으로서 바닥판의 기여도를 거더 복부판에 대한 식 (9)와 같이 회전강성으로 치환하여 탄성지지하는 것으로서 생각한다면, 전체 합성단면의 교축방향 비틀을 제약하는 회전 스프링 상수는 복부판과 거더 사이에 놓여있는 바닥판의 강성을 직렬 연결한 것으로 고려해야 하지만, 일반적으로 교량 바닥판의 교축직각방향 휨강성이 복부판의 횡방향 휨강성보다 상당히 큰 값이기 때문에 전체 합성단면에 대한 회전 스프링 강성은 식 (9)에 매우 근사한 값으로 결정된다(Ryu, 2005). 그러나 바닥판이 상대적으로 유연한 경우, 즉, 바닥판의 두께에 비해 지간이 긴 경우에는 이를 고려해주어야 한다.

앞에서와 동일하게 변위를 sine 함수로 가정하여 좌굴모멘트를 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$M_{cr,dis} = \frac{1}{k} [GJ + EC_D \left(\frac{n\pi}{l}\right)^2 + c_\theta \left(\frac{l}{n\pi}\right)^2] \quad (16)$$

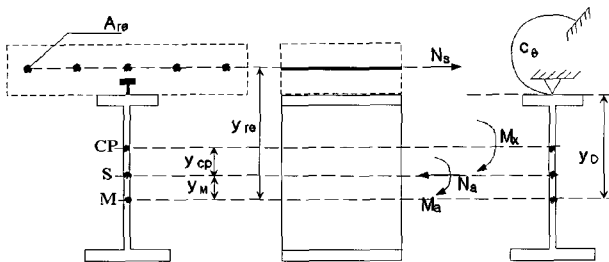


그림 3 상부 플랜지의 구속효과 및 복부 휨강성을 고려한 좌굴하중의 산정

3. 횡 비틀림 좌굴 모멘트의 분석

앞에서 일반적인 일축대칭 I-형 거더에 대한 좌굴모멘트(식 (1)), 철근을 고려한 균열단면의 좌굴모멘트(식 (2)), 복부 변형을 고려한 좌굴모멘트(식 (13)), 그리고 비틀회전 구속을 고려한 좌굴모멘트(식 (16))에 대해서 각각 좌굴해를 유도하고 정리하였다. 이렇게 유도된 식들을 바탕으로 동일한 합성거더의 좌굴모멘트를 다양한 관점에 따라 다르게 평가할 수 있다. 따라서, 각각의 좌굴평가식을 비교, 평가하기 위하여 여러 단면 변수들에 대한 해석을 수행하였다. 단면 변수들은 Ronagh 외(2003)의 논문을 참조하여 선택하였다. 일축대칭 I-형 거더에 대한 좌굴모멘트와 철근을 고려한 균열단면의 좌굴모멘트에 대한 비교는 이전에 수행된 바 있으므로(Ryu, 2005) 여기서는 이를 생략하고, 식 (2), (13), (16)에 대한 비교만 수행하였다.

먼저, 보의 세장비에 대한 좌굴 모멘트를 그림 4에 비교하여 나타내었다. 여기서 보의 세장비는 간편하게 보의 길이에 대한 거더 높이의 비로 간주하였으며, 보의 거더 높이에 대한 플랜지 폭의 비($h/b=2.86$), 거더 높이에 대한 복부판 두께의 비($h/t_w=100$)는 일정하게 유지시켰다. 그림 4에서 보면, 식 (2)와 식 (13)은 거의 일치하며, 보의 세장비가 큰 영역에서 식 (16)과의 차이가 확대되는 것을 확인할 수 있다. 식 (2)의 경우 보의 세장비가 비교적 작은 앞부분에서는 식 (13)보다 좌굴모멘트를 약간 크게 평가하였으나, 보의 세장비가 커지면서, 오히려 약간 작게 평가하는 결과를 나타내었다. 그러나 그 차이는 미미하였다. 식 (16)의 경우 합성거더의 좌굴 모멘트를 보다 크게 평가한다고 할 수 있는데, 이러한 비틀회전 구속효과는 보의 세장비가 커지면서 감소하다가 어느 수준에서 다시 증가하는 다소 특이한 경향을 보이는 것으로 판단된다. 한편, 식 (13)의 경우 합성거더의 좌굴모멘트를 다소 과소 평가

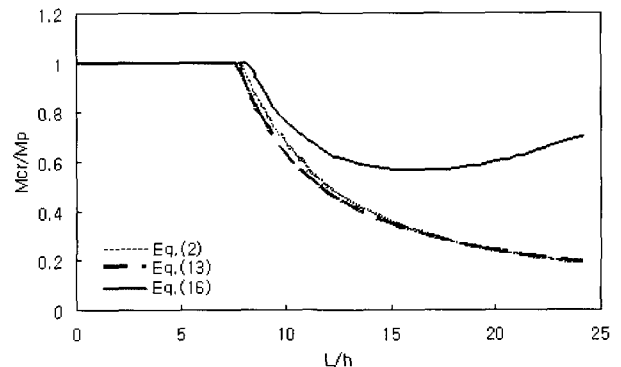


그림 4 보의 세장비(길이(L)/거더높이(h))에 따른 좌굴 모멘트의 비교($h/b=2.86$, $h/t_w=100$ 으로 일정)

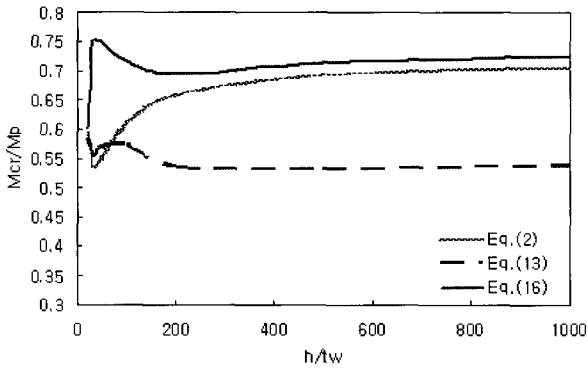


그림 5 보의 복부판 세장비(거더높이(h)/복부판두께(tw))에 따른 좌굴모멘트의 비교(L/h=10.63, h/b=2.86으로 일정)

할 가능성이 있다고 생각된다. 즉, 합성거더의 경우 상부 플랜지가 슬래브에 구속되어 있으므로, 상부플랜지의 횡방향 자유도는 좌굴발생시에 매우 미미할 것으로 생각된다. 따라서, 향후 식 (13)에 대해 상부플랜지의 횡방향 자유도 (u_T)를 억제하고 이를 반영하여 수정한 결과를 재평가해 보는 것이 필요하다고 생각된다. 또한 식 (13)은 합성단면의 철근 단면력에 대한 고려가 생략되어 있으므로 이를 반영할 필요가 있다고 판단된다.

보의 세장비(L/h=10.63)와 거더 높이 대 플랜지 폭의 비(h/b=2.86)는 일정하게 고정시킨 상태에서 거더 높이에 대한 복부판 두께의 비(복부판 세장비)에 따른 좌굴모멘트의 크기를 그림 5에서 살펴보았다. 그림 5에서는 복부판의 세장비가 적은 경우 식 (2)와 식 (13)이 유사하였으나, 세장비가 커지면서, 식 (13)의 좌굴모멘트가 다른 경우에 비해 낮게 평가되는 것을 확인할 수 있다. 이것은 식 (13)이 복부판의 변형을 고려하기 때문에 복부판의 세장비가 커질수록 좌굴 발생시 복부판의 변형도 커질 수 있는 것에 상응하는 결과로 판단된다. 한편, 식 (2)의 경향이 식 (13)에서 식 (16)에 가까이 변화되는 시점의 복부판 세장비는 100에서 200사이인 것으로 판단된다. 일반적으로 복부판의 세장비가 150을 넘어서면, 세장한 단면으로 간주할 수 있으며, 따라서, 항복전에 국부좌굴이 발생한다는 것을 감안할 때, 합리적인 결과로 생각된다. 또한 교량에 적용되는 거더의 복부판 세장비가 100에서 200사이인 것을 감안할 때, 이 부분에 대한 좌굴모멘트 평가는 주의가 필요할 것으로 판단된다. 식 (2)와 식 (16)의 경우 복부판의 국부좌굴을 고려하기 위하여 유효단면(effective section)을 적용하는 것이 가능하다. 따라서, 향후 유효단면을 적용한 좌굴모멘트와 비교하는 것이 필요할 것으로 생각된다.

보의 세장비(L/h=10.63)와 복부판 세장비(h/tw=100)는 일정하게 고정시킨 상태에서 거더 높이에 대한 플랜지 폭

의 비(h/b)에 따른 좌굴모멘트의 크기를 그림 6에서 살펴 보았다. 앞에서 살펴본 그림 4와 유사하게, 식 (2)와 식 (13)은 거의 일치하며, 보의 세장비가 큰 영역에서 식 (16)과의 차이가 확대되는 것을 확인할 수 있다. 식 (2)의 경우 보의 세장비가 비교적 작은 앞부분에서는 식 (13)보다 좌굴모멘트를 약간 크게 평가하였으나, 보의 세장비가 커지면서, 오히려 약간 작게 평가하는 결과를 나타내었다. 그러나 그 차이는 미미하였다.

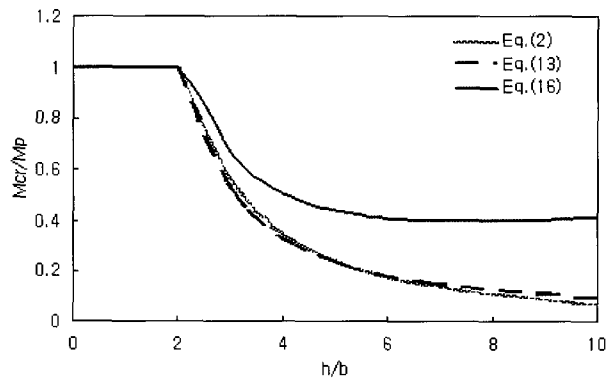


그림 6 보의 거더높이(h)/플랜지폭(b)에 따른 좌굴모멘트의 비교(L/h=10.63, h/tw=100으로 일정)

4. 결 론

철근을 고려한 균열단면의 좌굴모멘트(식 (2)), 복부 변형을 고려한 좌굴모멘트(식 (13)), 그리고 비틀회전 구속을 고려한 좌굴모멘트(식 (16))에 대해서 각각 좌굴해를 유도하고 정리하였다. 그리고 이렇게 유도된 식들을 바탕으로 보의 세장비, 복부판 세장비 그리고 거더높이와 플랜지폭의 비(h/b)에 대해 각각 좌굴 모멘트를 비교 분석하였다. 분석한 결과, 보의 세장비와 h/b에 대한 해석 결과는 식 (2)와 식 (13)이 거의 유사하며, 보의 세장비가 큰 영역에서 식 (16)과의 차이가 확대되는 것을 확인할 수 있었다. 식 (2)의 경우 보의 세장비가 비교적 작은 앞부분에서는 식 (13)보다 좌굴모멘트를 약간 크게 평가하였으나, 보의 세장비가 커지면서, 오히려 약간 작게 평가하는 결과를 나타내었다. 그러나 그 차이는 미미하였다.

복부판의 세장비에 대한 해석결과를 살펴보면, 복부판의 세장비가 적은 경우 식 (2)와 식 (13)이 유사하였으나, 세장비가 커지면서, 식 (13)의 좌굴모멘트가 다른 경우에 비해 낮게 평가되는 것을 확인할 수 있었다. 교량에 적용되는 거더의 복부판 세장비가 100에서 200사이 인 것을 감안할 때, 이 부분에 대한 좌굴모멘트 평가는 주의가 필요할 것으로 판단되며, 따라서 향후, 이를 고려하기 위해

식 (3)과 식 (16)에 유효단면을 적용하여 좌굴모멘트를 분석하고자 한다.

한편, 복부판의 세장비가 크지 않은 경우에는 식(13)으로부터 평가된 합성거더의 좌굴모멘트는 다소 과소 평가 될 것으로 생각된다. 즉, 합성거더의 경우 상부플랜지가 슬래브에 구속되어있으므로, 상부플랜지의 횡방향 자유도는 좌굴발생시에 매우 미미할 것으로 생각된다. 이러한 판단에 근거하여, 식 (13)에 대해 상부플랜지의 횡방향 자유도(u_T)를 억제하고 이를 반영한 좌굴모멘트를 현재 분석 중에 있으며, 여기에 철근 단면력에 대한 효과도 추가적으로 살펴보는 중에 있다. 조만간 이에 대한 추가적인 결과를 정리하여 정량적인 경향성을 고찰해보고자 한다.

참 고 문 헌

1. 류형근, 윤석구, 배두병, 장승필(2005) 조밀단면을 갖는 부분합성보의 극한강도 평가, 대한토목학회 논문집
2. 류형근, 장승필(2005) 합성거더의 횡비틀림 좌굴, 대한 토목학회 학술발표회
3. Hancock, G.J. Bradford, M.A. Trahair, N.S.(1980), Web Distortion and Flexural-Torsional Buckling, *Journal of the Structural Division, ASCE*, 106(7), pp.1557-1571
4. Ronagh, H.R. Ng, M.L.H. Poon, C.P.(2003), A closed-form solution for the distortional buckling of I-beams, *Advances in Structures*, pp.169~173
5. Anderson, J.M. Trahair, N.S.(1972), Stability of Monosymmetric Beams and Cantilevers, *Journal of the structural division*, pp.269~286
6. Bradford, M.A. Ronagh, H.R. (1997), Generalised Elastic Buckling of Restrained I-Beams, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 107(2), pp.335~370
7. Johnson, R.P. Fan, C.K.R.(1991) Distortional lateral buckling of continuous composite beams, *Proc. Instn Civ. Engrs*, Part 2., 91, pp.131~161
8. Ryu, H.K.(2005) Ultimate strength of continuous composite girders with semicompact and slender sections, Ph.D Thesis, Seoul National University
9. Ryu, H.K., Chang, S.P., Park, J.H, A study on unbraced length requirement for continuous composite two-girder bridges, *ISSC'06, KSSC* 