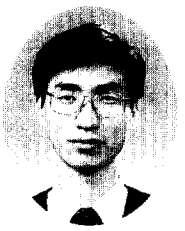
크리프에 의한 철근콘크리트 보의 처짐 예측

Prediction of Deflection of Reinforced Concrete Beams due to Creep



이상순* Lee, Sang Soon　　김용빈** Kim, Yong Bin　　김진근*** Kim, Jin Keun　　이수곤**** Lee, Soo Gon

ABSTRACT

An approximate method for the calculation of creep deflections of reinforced concrete beams under sustained service loads is proposed. The position of neutral axis and strain and stress distributions of fully cracked section after creep is determined from the requirements of strain compatibility and equilibrium of a section and then the long-term flexural rigidity of fully cracked section is determined based on the new neutral axis. The long-term flexural rigidity of uncracked section after creep is also determined by using the equilibrium of forces and compatibility of strains at the level of the reinforcement. The approach for calculating long-term effective flexural rigidity and defections is similar to the current American Concrete Institute procedure for calculating effective moment of inertia and short-term deflections.

The accuracy of the analysis is verified by comparison with several experimental measurements of beam deflections. The result is good correlation between the theoretical values and measured values.

Keywords : concrete beam, long-term deflection, creep, flexural rigidity, crack

* 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 박사과정
** 정회원, 한려대학교 교수
*** 정회원, 한국과학기술원 토목공학과 교수
**** 정회원, 전남대학교 건축공학과 교수

·본 논문에 대한 토의를 1999년 4월 30일까지 학회로 보내 주시면 1999년 6월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

크리프 처짐은 콘크리트의 크리프와 배근상태 및 균열 등에 영향을 받기 때문에 그 값을 정확히 추정하는 것은 매우 힘든 일이다. 기존의 장기처짐 예측 방법은 ACI규준식,[1] Branson의 방법,[2] Mayer의 방법[3] 및 Neville 등의 방법[3]이 있으며, 대부분 실험에 바탕을 둔 식이다.

본 연구에서는 평형조건, 적합조건을 사용하여 균열단면 및 비균열단면의 시간에 따른 휨강성의 변화를 유도하고, 이로부터 크리프 처짐을 산정하는 합리적이고 효율적인 해석알고리즘을 제안하고자 한다.

2. 기존의 방법

2.1 ACI 규준식

ACI 규준식에서는 즉시 처짐(instataneous deflection)을 계산함에 있어서 균열 및 인장강성 증진효과(tension-stiffening)를 고려하기 위하여 유효단면2차모멘트(effective moment of inertia)를 도입하고 있다. 보에 발생하는 즉시 처짐은 식(1)과 같다.

$$\Delta_i = K_a M_a l^2 / E_c I_e \tag{1}$$

여기서 Δ_i는 즉시 처짐이고 M_a는 보에 작용하는 최대모멘트이며, l은 보의 길이이다. 그리고 K_a는 보의 지지조건 및 하중상태에 따라 결정되는 계수이며 E_c와 I_e는 각각 콘크리트의 탄성계수와 유효단면 2차모멘트이다.

크리프와 건조수축에 의한 처짐 Δ_{cr+sh}은 탄성처짐에 계수 λ를 곱하여 계산한다.

$$\Delta_{cr+sh} = \lambda \Delta_i \tag{2}$$

$$\lambda = \xi / (1 + 50\rho') \tag{3}$$

여기서 ξ는 크리프와 건조수축의 영향을 고려하기 위한 계수이며, ρ'은 압축철근비이다. 위 식에서 계수 λ는 압축철근이 장기변형을 억제하는 효과를 반영하고 있다. 그러나 이 식은 크리프와 건조수축의 효과를 한 개의 계수 ξ를 사용하여 고려하고 있어서 실제 장기변형에 영향을 주는 지속하중 재하시의 재령, 철근의 배근상태, 부재치수, 상대습도 및 온도, 콘크리트의 배합 등 여러 인자들을 적절히 고려하지 못하고 있다.

2.2 Branson의 방법

이 방법에서도 ACI 규준식과 유사하게 식(4)와 같이 즉시 처짐에 크리프 계수 ϕ와 계수 K_ϕ를 곱하여 크리프 처짐(creep deflection)을 계산한다.

$$\Delta_{cr} = K_\phi \phi(t, t_0) \Delta_i \tag{4}$$

여기서 Δ_{cr}는 크리프 처짐이고 Δ_i는 즉시 처짐이며 ACI 규준식과 동일한 방법으로 계산할 수 있다. 그리고 계수 K_ϕ는 실험식으로 식(5)와 같다.

$$K_\phi = 0.85/(1 + 50\rho') \tag{5}$$

여기서 ρ'은 압축철근비이다.

2.3 Mayer의 방법

Mayer는 Branson의 식에서 계수 K_ϕ를 식(6)과 같이 수정하여 제시하였다.

$$K_\phi = \frac{\sqrt{100\rho n_0}}{12(1 + \rho'/\rho)} \tag{6}$$

여기서 ρ와 ρ'은 각각 인장철근비와 압축철근비이며 n_0는 철근과 콘크리트의 탄성계수 비이다.

2.4 Neville 등의 방법

Neville 등은 균열과 인장강성 증진효과를 고려하여 다음과 같은 식을 제안하였다.

$$\Delta_l = \Delta_e + \Delta_{cr} = \alpha_l K_a M_a l^2 / (EI)_{cl} \tag{7}$$

위 식에서 Δ_e과 Δ_{cr}는 각각 즉시 처짐과 크리프 처짐이다. M_a는 보에 작용하는 최대모멘트이며, l은 보의 길이이다. 그리고 K_a는 보의 지지조건 및 하중상태에 따라 결정되는 계수이며 $(EI)_{cl}$는 균열단면에서의 크리프 효과를 고려하여 계산한 휨강성이다. α_l는 인장강성 증진효과를 고려하기 위한 계수로서 식(8)과 같다.

$$\alpha_l = 1 - 6\sqrt{f_c'} / [\rho \sigma_s^2 (1 + \phi)] \tag{8}$$

위 식에서 f_c'은 콘크리트의 압축강도(MPa)이며 σ_s는 단면에 모멘트 M_a가 작용할 때 철근의 응력

(MPa)이다. 식(8)도 앞에서 언급한 식들과 마찬가지로 실험에 근거하여 제안된 식이다.

3. 제안된 방법

3.1 비균열단면에서의 휨강성

Neville[3]은 평형조건과 적합조건 및 수정유효탄성계수법을 사용하여 비균열단면에서 크리프와 건조수축을 고려한 단면해석 알고리즘을 제안하였다.

Fig. 1과 같이 철근위치 1,2에서의 탄성변형도를 $\varepsilon_{s1}(t_0)$, $\varepsilon_{s2}(t_0)$이라고 할 때, 임의의 시간 t에서의 변형도를 $\varepsilon_{s1}(t)$, $\varepsilon_{s2}(t)$는 식(9)와 같다.

$$\varepsilon_{s1}(t)=\varepsilon_{s1}(t_0)+\beta_D[(1+\beta_{22})\varepsilon_{s1}(t_0)-\beta_{21}\varepsilon_{s2}(t_0)]\phi \tag{9a}$$

$$\varepsilon_{s2}(t)=\varepsilon_{s2}(t_0)+\beta_D[(1+\beta_{11})\varepsilon_{s2}(t_0)-\beta_{12}\varepsilon_{s1}(t_0)]\phi \tag{9b}$$

여기서

$\beta_D=1/[(1+\beta_{11})(1+\beta_{22})-\beta_{21}\beta_{12}]$

$\beta_{11}=\rho_1 n^*(1+y_1^2/r^2)$ $\quad \beta_{12}=\rho_1 n^*(1+y_1y_2/r^2)$

$\beta_{22}=\rho_2 n^*(1+y_2^2/r^2)$ $\quad \beta_{21}=\rho_2 n^*(1+y_1y_2/r^2)$

$\rho_1=A_{s1}/bh=\rho\ d/h$ $\quad \rho_2=A_{s2}/bh=\rho' d/h$

$n^*=n_0[1+\chi\phi]$ $\quad n_0=E_s/E_c(t_0)$

$r^2=I_c/A_c$

χ : 재령보정계수(aging coefficient)

A_c, I_c : 철근을 제외한 콘크리트 만의 단면적 및 단면2차모멘트

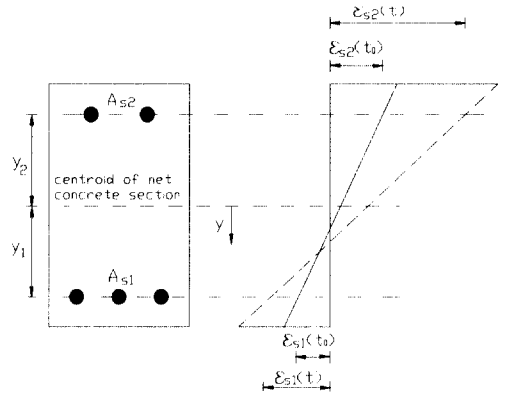


Fig. 1 Strain distribution in uncracked reinforced concrete section

임의의 시간 t에서의 곡률 $\psi(t)$는 식(10)으로부터 계산할 수 있다.

$$\psi(t)=-\frac{\varepsilon_{s1}(t)-\varepsilon_{s2}(t)}{y_1-y_2}=\psi(t_0)\eta_g \tag{10}$$

위 식에서 $\psi(t_0)$는 재령 t_0에서 곡률이고, η_g는 비균열단면에서의 곡률확대계수이며 식(11)과 같다.

$$\eta_g=1+\zeta\phi(t,t_0) \tag{11}$$

$$\zeta=\beta_D[1+n^*(\rho_1+\rho_2)] \tag{12}$$

위 식에서 ζ는 철근에 의한 크리프 변형의 구속효과를 나타내는 계수이며, Fig. 2는 철근비에 따른 계수 ζ의 변화를 나타낸 것이다. 압축철근비와 인장철근비가 증가됨에 따라 계수 ζ가 감소하고 결과적으로 계수 η_g가 작아진다. 즉 균열이 없는 철근콘크리트 보의 경우에는 압축철근 뿐만 아니라 인장철근도 크리프에 의한 처짐을 억제하는데 효과적이다.

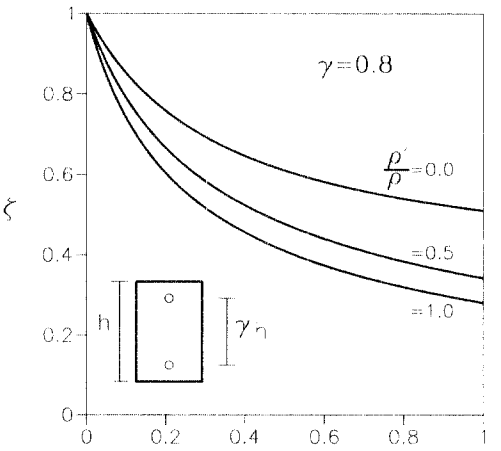


Fig. 2 ζ values with $n^*\rho$

단면에 가해진 휨모멘트가 일정하다고 가정하면 곡률과 휨강성의 관계는 다음과 같다.

$$EI_g(t)\psi(t)=EI_g(t_0)\psi(t_0)=-M \tag{13}$$

여기서 $EI_g(t_0)$와 $EI_g(t)$는 각각 재령 t_0와 t에서 비균열단면의 휨강성을 의미하며, M은 단면에 가해진 모멘트이다. 식(10)과 식(13)으로부터 $EI_g(t)$를 계산하면 식(14)와 같다.

$$EI_g(t)=\frac{EI_g(t_0)}{\eta_g} \tag{14}$$

3.2 균열단면에서의 휨강성

Pretorius[4]는 균열단면에서 크리프 변형을 고려하여 휨강성을 계산하는 방법을 제안하였으나 인장철근의 응력의 변화가 없는 것으로 가정하였다. 그리고 Samra[5,6]는 인장철근의 응력변화를 고려한 방법을 제안하였으나 단철근 직사각형 보에만 한정하여 복철근 보에는 적용할 수 없다.

균열단면에서 시간이 경과함에 따라 응력 및 변형도의 주요 변화는 첫째, 중립축의 위치가 인장철근 쪽으로 이동하며, 둘째, 압축 연단에서 변형도가 증가하고, 셋째, 최대 콘크리트의 응력이 감소하는 것이다.

임의의 시간 t에서의 변형도와 응력의 분포를 각각 Fig. 3의 (b) 및 (c)와 같다고 가정할 때 균열단면에서의 휨강성은 아래 식들로부터 계산할 수 있다. 중립축의 위치가 $k(t)d$이고 압축연단에서의 콘크리트의 응력이 $\sigma_c(t)$이며 인장철근 및 압축철근의 응력이 각각 $\sigma_{s1}(t)$, $\sigma_{s2}(t)$라고 할 때, 다음의 평형조건이 만족된다.

$$\frac{1}{2}\sigma_c(t)\,bk(t)d = A_{s1}\sigma_{s1}(t) - A_{s2}\sigma_{s2}(t) \tag{15}$$

Fig. 3(b)로부터 인장철근과 압축철근 위치에서의 적합조건을 도입하면 식(16)과 식(17)을 얻을 수 있다.

$$\frac{\varepsilon_{s1}(t)}{\varepsilon_c(t)} = \frac{1-k(t)}{k(t)} \tag{16}$$

$$\frac{\varepsilon_{s2}(t)}{\varepsilon_c(t)} = \frac{k(t)-d'/d}{k(t)} \tag{17}$$

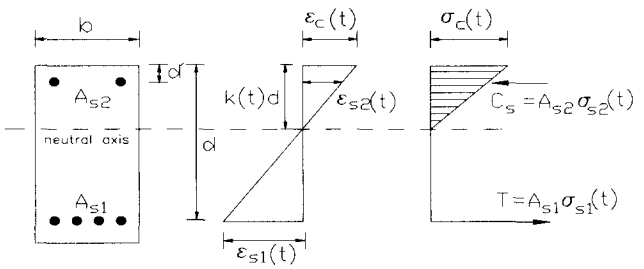


Fig. 3 Stress and strain distributions in cracked reinforced concrete section

사용하중상태에서 철근이 항복하지 않는다고 가정하면 식(16)과 식(17) 및 철근의 응력-변형도 관계로부터 철근의 응력을 계산할 수 있다.

$$\sigma_{s1}(t) = \frac{1-k(t)}{k(t)} E_s\varepsilon_c(t) \tag{18}$$

$$\sigma_{s2}(t) = \frac{k(t)-d'/d}{k(t)} E_s\varepsilon_c(t) \tag{19}$$

여기서 d'은 압축연단에서 압축철근 중심까지의 거리이고 E_s는 철근의 탄성계수이며, $\varepsilon_c(t)$는 임의의 시간 t에서의 압축연단에서의 콘크리트의 변형도이며 식(20)과 같다.

$$\varepsilon_c(t) = \frac{\sigma_c(t_0)}{E_c(t_0)}[1+\phi] + \frac{\Delta\sigma_c(t)}{E_c(t_0)}[1+\chi\phi] \tag{20}$$

위 식에서 $\Delta\sigma_c(t) = \sigma_c(t) - \sigma_c(t_0)$이며 이를 식(20)에 대입하여 정리하면 식(21)과 같다.

$$\varepsilon_c(t) = \frac{\sigma_c(t_0)}{E_c(t_0)}(1-\chi)\phi + \frac{\sigma_c(t)}{E_c(t_0)}(1+\chi\phi) \tag{21}$$

식(18), (19), (21)을 식(15)에 대입하여 정리하면 중립축의 위치 $k(t)$를 구할 수 있다.

$$k(t) = -n(t)(\rho+\rho') + \sqrt{n(t)^2(\rho+\rho')^2 + 2n(t)(\rho+\rho'\frac{d'}{d})} \tag{22}$$

$$n(t) = n(t_0)[\mu(1-\chi)\phi + (1+\chi\phi)] \tag{23}$$

$$\mu = \frac{\sigma_c(t_0)}{\sigma_c(t)} = \frac{\alpha(t)}{\alpha(t_0)} \tag{24}$$

$$\alpha(t) = k(t)(1-k(t)/3) + 2n(t)\rho'(1-\frac{d'}{k(t)d})(1-\frac{d'}{d}) \tag{25}$$

여기서 μ는 식(24)에서 보는 바와 같이 재령 t_0에서의 응력 $\sigma_c(t_0)$와 재령 t에서의 응력 $\sigma_c(t)$의 비이며, 일반적으로 1이상의 값을 갖는다. 그리고 $n(t_0)$는 재령 t_0에서의 철근과 콘크리트의 탄성계수의 비 n_0이다. 식(22)는 복철근 직사각형 보에서의 중립축의 위치를 결정하는 식과 유사하다. $n(t)$대신에 n_0를 대입하면 크리프를 고려하지 않은 상태에서의 중립축의 위치를 계산할 수 있다. 임의의 시간 t에서의 $k(t)$는 크리프계수, 재령보정계수 및 계수 μ의 함수이다. 그런데 계수 μ는 다시 $k(t)$의 함수로 표현되므로 $k(t)$를 계산하기 위해서는 식(22)에서 식(25)까지의 반복계산이 필요하다.

임의의 시간 t에서의 곡률 $\phi(t)$는 Fig. 3(b)로부터 식(26)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\phi(t) = -\varepsilon_c(t)/k(t)d \tag{26}$$

식(21)을 식(26)에 대입하면 아래와 같다.

$$\phi(t) = \phi(t_0)\eta_{cr} \tag{27}$$

여기서 $\phi(t_0)$는 재령 t_0에서의 균열단면의 곡률이고, η_{cr}는 균열단면에서의 곡률확대계수이며 식(28)과 같다.

$$\eta_{cr} = \left[(1-\chi)\phi + \frac{1}{\mu}(1+\chi\phi)\right]\frac{k_0}{k(t)} \tag{28}$$

단면에 가해진 휨모멘트가 일정하다고 가정하면, 임의의 시간 t에서의 균열단면의 휨강성 $EI_{cr}(t)$는 식(29)와 같다.

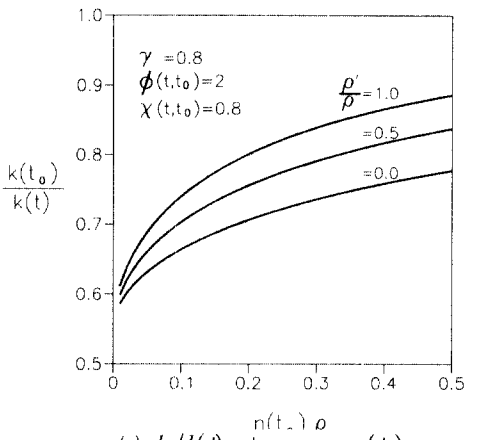
$$EI_{cr}(t) = \frac{EI_{cr}(t_0)}{\eta_{cr}} \tag{29}$$

여기서 $EI_{cr}(t_0)$는 재령 t_0에서 균열단면의 휨강성이다.

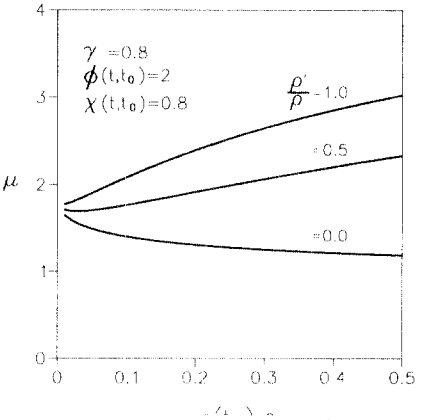
Fig. 4는 $\gamma=0.8$, $\phi=2$, $\chi=0.8$인 직사각형 단면에 대하여 압축철근 및 인장철근량의 변화에 따른 계수의 변화를 나타낸 것이다. 일반적으로 보에서 인장철근비의 범위를 고려할 때 $n(t_0)\rho$의 범위는 0.1~0.4값을 갖는다.

Fig 4(a)는 철근량에 따른 계수 $k(t_0)/k(t)$의 변화를 나타낸 것이다. $k(t_0)/k(t)$는 1보다 작은 값을 갖는데, 이는 시간이 경과함에 따라 중립축이 인장철근 쪽으로 이동하는 것을 의미한다. 압축철근량과 인장철근량이 증가함에 따라 $k(t_0)/k(t)$가 증가함을 볼 수 있다.

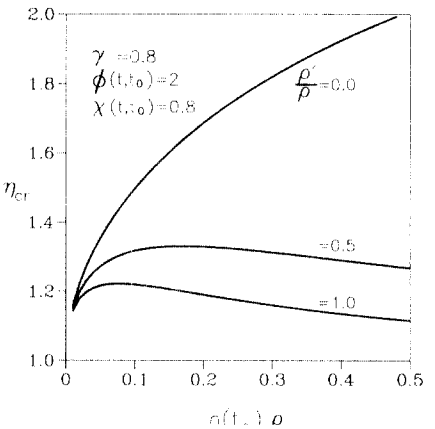
Fig 4(b)는 철근량에 따른 계수 μ의 변화를 나타낸 것이며 μ값은 모두 1보다 큼을 알 수 있다. 이는 철근의 배근상태와는 관계없이 항상 콘크리트의 응력이 감소함을 의미한다. 그런데 ρ'/ρ이 0일 때와 1일 때의 곡선의 경향이 상당히 다른 것을 볼 수 있다. ρ'/ρ이 0인 경우에는 인장철근량이 증가함에 따라 계수 μ가 감소하며 μ값의 범위는 약 1.2~1.7이다. ρ'/ρ이 1인 경우에는 인장철근량이 증가함에 따라 계수 μ가 증가하며 μ값의 범위는 약 1.8~3 정도이다. 즉 ρ'/ρ이 1이고 $n(t_0)\rho$가 큰 경우에는 대부분의 콘크리트 응력이 압축철근으로 재분배되었음을 의미한다.



(a) $k_0/k(t)$ value versus $n(t_0)\rho$



(b) μ value versus $n(t_0)\rho$



(c) η_{cr} value versus $n(t_0)\rho$

Fig. 4 $k(t_0)/k(t)$, μ, and η_{cr} values versus $n(t_0)\rho$

Fig 4(c)는 철근량에 따른 계수 η_{cr}의 변화를 나타낸 것이며, 계수 η_{cr}은 ρ'/ρ값에 따라 곡선의 모양이 달라짐을 볼 수 있다. 즉 ρ'/ρ가 0인 경우에는 압축철근량이 증가함에 따라 η_{cr}값도 증가하는 양상을 보이는데 반하여 ρ'/ρ가 1인 경우에는 η_{cr}값이 감소하는 경향을 나타내고 있다. 즉, 단철근 보에서는 인장철근량이 증가할수록 $\phi(t)/\phi(t_0)$가 커지나 복철근 보에서는 이와는 반대의 현상이 발생할 수도 있다. 이러한 결과는 Mayer의 실험식과는 상반된다. Mayer의 식에서는 ρ'/ρ가 일정할 때 $n(t_0)\rho$가 증가함에 따라 $\phi(t)/\phi(t_0)$가 항상 증가한다.

3.3 유효 휨강성

외력이 균열모멘트보다 크면, 인장측 콘크리트에 균열이 발생한다. 이 때의 처짐은 비균열단면에 대한 단면 2차모멘트 $I_g(t_0)$를 사용한 것보다는 크고 균열단면에 대한 단면2차모멘트 $I_{cr}(t_0)$보다는 작은 값을 갖는다. 따라서 ACI 규준에서는 탄성처짐을 계산하기 위한 단면2차모멘트는 식(30)과 같은 보간식을 사용하여 계산하도록 제안하고 있다.[1]

$$I_e(t_0)=\left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^m I_g(t_0)+\left[1-\left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^m\right]I_{cr}(t_0) \quad (30)$$

위 식은 Branson이 실험결과를 바탕으로 제안한 것으로 단순보 중앙부의 처짐을 계산하고자하는 경우에는 M_a대신에 부재내의 최대모멘트 $M_{\max}$를 대입하고 계수 m값은 3을 취하며, 각 단면에서의 유효단면 2차모멘트를 계산하고자 할 경우에는 M_a는 각 단면에 가해진 모멘트이고 계수 m값은 4를 취하도록 제안하고 있다.

본 논문에서는 식(31)과 같이 이러한 보간식이 크리프 변형이 발생한 임의의 시간 t에서도 성립한다고 가정하여 식(14)와 식(29)에서 구한 $EI_g(t)$와 $EI_{cr}(t)$를 식(30)에 대입하여 임의의 시간 t에서 유효휨강성을 계산하였다.

$$EI_e(t)=\left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^m EI_g(t)+\left[1-\left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^m\right]EI_{cr}(t) \quad (31)$$

식(24)와 식(25)에서의 M_{cr}은 균열모멘트로서 식(26)으로부터 계산한다. 실제 균열모멘트는 철근과 콘크리트의 응력재분배현상과 콘크리트의 강도발현으로 인하여 시간에 따라 변하나 본 연구에서는 그 영향은 무시하였다.

$$M_{cr}=\frac{\sigma_{ru}(t_0)}{y_t(t_0)}I_g(t_0) \quad (32)$$

여기서 $\sigma_{ru}(t_0)$과 $y_t(t_0)$는 각각 재령 t_0에서의 파괴계수와 중립축에서 인장측 연단까지의 거리이다.

3.4 유효 휨강성 및 처짐 계산과정

임의의 시간 t에서의 유효휨강성의 계산과정은 아래와 같이 크게 3단계로 나누어진다.

1단계 : $EI_g(t)$ 계산
1) $EI_g(t_0)$ 계산
2) 식(11)로부터 η_g 계산
3) 식(14)로부터 $EI_g(t)$ 계산

2단계 : $EI_{cr}(t)$ 계산
4) $\mu=1.5$로 가정
5) 식(23)으로부터 $n(t)$ 계산
6) 식(22)로부터 $k(t)$ 계산
7) 식(24)와 식(25)로부터 μ 계산
8) 계수 μ가 수렴할 때까지 5)에서 7)까지의 과정을 반복하여 수행 (일반적인 경우에 3~4회 정도 반복하면 만족스러운 값에 수렴함)
9) $EI_{cr}(t_0)$ 계산
10) 식(28)로부터 η_{cr} 계산
11) 식(29)로부터 $EI_{cr}(t)$ 계산

3단계 : $EI_e(t)$ 계산
12) 식(29)로부터 M_{cr}계산
13) 식(31)로부터 $EI_e(t)$계산

지속하중을 받는 철근콘크리트 보의 처짐은 ACI에서 제시한 탄성처짐을 구하는 것과 동일한 방법으로 처짐을 추정할 수 있다.

$$\Delta_t=\Delta_i+\Delta_{cr}=K_a\frac{M_a l^2}{EI_e(t)} \quad (33)$$

4. 실험결과와의 비교

Corley와 Sozen,[7] Bakoss 등[8] 및 Washa와 Fluck[9]는 단순지지된 철근콘크리트 보에 대하여 크리프 실험을 실시하였다. Table 1은 실험결과와

Table 1 Calculated and measured deflections

			Washa and Fluck						Corley and Sozen			Bakoss et. al.
$f_c'(t_0)$, MPa			28.1			23.6			26.7			39.0
$E_c(t_0)$, GPa			22.6			20.7			21.1			31.2
K_a			0.1042						0.1146			0.1065
beam			A1/4	A2/5	A3/6	B1/4	B2/5	B3/6	C1	C2	C3	1B2
b, mm			203	203	203	152	152	152	76	76	76	100
h, mm			305	305	305	203	203	203	153	110	110	150
d, mm			257	257	257	157	157	157	137	92	92	130
γ			0.68	0.68	0.68	0.54	0.54	0.54	0.79	0.67	0.67	0.73
d', mm			48	48	-	46	46	-	-	-	-	-
A_{s1}, mm2			852	852	852	400	400	396	143	143	214	226
A_{s2}, mm2			852	400	-	400	200	-	-	-	-	-
loading condition			distributed load						concentrated load			
$\phi(t, t_0)$			3.9	3.9	3.9	4.3	4.3	4.3	3.0	3.0	3.0	2.40
Δ_i, mm	measured, $(\Delta_i)_m$		13.5	15.7	17.0	23.4	24.9	26.4	3.0	7.9	6.1	8.94
	calculated, $(\Delta_i)_c$		13.8	14.7	15.6	22.0	22.6	23.6	2.7	7.7	6.0	9.32
Δ_t, mm	measured, $(\Delta_t)_m$		21.4	26.4	34.7	47.2	55.1	68.5	5.9	14.7	12.6	18.1
	calculated $(\Delta_t)_c$	proposed	22.6	28.5	42.0	43.5	51.0	67.7	5.5	15.7	13.6	17.4
		Branson	39.0	50.1	67.4	66.9	82.5	111.7	9.6	27.0	21.3	28.4
		Mayer	22.7	27.7	36.0	36.6	42.9	55.0	5.2	16.2	14.3	15.8
		Neville et. al.	21.6	26.8	40.1	42.3	49.1	66.0	5.3	15.2	13.1	17.1
$\frac{(\Delta_t)_c}{(\Delta_t)_m}$		proposed	1.05	1.07	1.21	0.92	0.92	0.99	0.93	1.07	1.08	0.96
		Branson	1.82	1.89	1.94	1.41	1.50	1.63	1.62	1.83	1.70	1.57
		Mayer	1.06	1.05	1.04	0.78	0.78	0.80	0.88	1.10	1.13	0.87
		Neville et. al.	1.00	1.01	1.16	0.89	0.89	0.96	0.90	1.03	1.04	0.94

기존의 방법 및 제안된 방법에 의한 예측결과를 비교하여 나타낸 것이다.

Table 1의 $(\Delta_t)_m$는 즉시 처짐과 크리프 처짐의 합이며, $(\Delta_t)_c$는 ACI 규준식에 의하여 계산된 값이다. 그리고 $(\Delta_t)_c$는 Branson의 방법, Mayer의 방법, Neville의 방법 및 제안된 방법에 의하여 각각 계산하였으며, ACI 규준식은 크리프 효과와 건조수축 효과를 분리하여 고려하지 않았기 때문에 비교대상에서 제외하였다. 그리고 제안된 방법에서 χ는 0.8로 일정한 것으로 가정하여 계산하였다.

Branson의 방법은 크리프 처짐을 과대 평가하고 있으며, Mayer의 방법은 Branson의 방법에 비하여 비교적 실험값을 잘 예측하나 여전히 많은 경우에서 10%이상의 오차를 보이고 있다. 제안된 방법과 Neville 등의 방법은 대부분의 경우에서 실험값을 잘 예측하고 있으며, 제안된 방법이 Neville 등의 방법에 비하여 약 3%정도 큰 값을 보이고 있다.

4. 결 론

(1) 적합조건 및 평형조건을 적용하여 비균열단면과 균열단면에서 크리프에 의한 휨강성의 변화를 추정할 수 있는 합리적인 방법을 제시하였으며, 이를 바탕으로 장기지속하중을 받는 철근콘크리트 보의 처짐을 예측할 수 있는 방법을 제안하였다.

(2) 비균열단면에서는 인장철근비와 압축철근비가 증가함에 따라 곡률확대계수 η_κ가 감소한다. 즉 균열이 없는 경우에는 압축철근 뿐만 아니라 인장철근도 크리프에 의한 처짐을 억제하는데 효과가 있다.

(3) 균열단면에서는 ρ'/ρ에 따라 곡률확대계수 η_{cr}와 $n(t_0)\rho$의 관계가 달라진다. ρ'/ρ가 0인 경우에는 $n(t_0)\rho$가 커짐에 따라서 곡률확대계수 η_{cr}이 증가하나 ρ'/ρ가 0.5와 1인 경우에는 $n(t_0)\rho$가 커짐에 따라서 곡률확대계수 η_{cr}이 감소한다.

(4) Branson의 방법은 크리프 처짐을 과대 평가하고 Mayer의 방법은 Branson의 방법에 비하여 비교적 실험값을 잘 예측하나 여전히 많은 경우에서 10%이상의 오차를 보이고 있다. 반면에 제안된 방법과 Neville 등의 방법은 실험값을 잘 예측하였다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 방재기술개발사업 연구비 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ACI Committee 318, "Building Code Requirement for Reinforced Concrete (ACI 318-95)," American Concrete Institute, Detroit, 1995, 111 pp.
2. Branson, D. E., Deformation of Concrete Structure, McGraw-Hill Book Co., New York, 1977, 546 pp.
3. Neville, A. M., Digler, W. H., Brooks, J. J., Creep of Plain and Structural Concrete, Longman, Inc., New York, 1983, pp330-333.
4. Pretorius, P. C., "Deflections of Reinforced Concrete Members : A Simple Approach," ACI Journal, Vol. 82, No. 6, Nov.-DEC., 1985, pp805-812.
5. Samra, R. M., "Predicting Deflections of Reinforced Concrete Beams Analytically," Journal of Structural Engineering, Vol. 115, No. 5, May, 1989, pp1158-1168.
6. Samra, R. M., "Renewed Assessment of Creep and Shrinkage Effects in Reinforced Concrete Beams," ACI Structural Journal, Vol. 94, No. 6, Nov.-DEC., 1997, pp745-751.
7. Corley, W. G. and Sozen, M. A., "Time-dependent deflections of Reinforced concrete Beams," Journal of the American Concrete Institute, Vol. 63, No. 3, 1966, pp.373-386.
8. Bakoss, S. L., Gilbert, R. I., Faultkes, K. A and Pulmano V. A., "Long-term Deflections of Reinforced Concrete Beams," Magazine of Concrete Research, Vol. 34, No. 121, Dec., 1982, pp203-212.
9. Washa, G. W. and Fluck, P. G., "Effect of Compressive Reinforcement on the Plastic Flow of Reinforced Concrete Beams," Journal of the American Concrete Institute, Vol. 49, No. 2, 1952, pp.89-108.
10. Pulmano, V. A. and Shin, Y. S., "Simplified Finite-Element Analysis of Deflections of Reinforced Beams," ACI Structural Journal, Vol. 84, No. 4, Jul.-Aug., 1988, pp342-348.
11. Clarke, G., Scholz, H. and Alexander, M. "New Method to Predict the Creep Deflection of Cracked Reinforced Concrete Flexural Members," ACI Material Journal, Vol. 85, No.2 , Mar.-Apr., 1988, pp95-101.
12. Branson, D. E., "Compression Steel Effects on Long-time Deflections," Journal of the American Concrete Institute, Vol. 68, No. 8, 1971, pp.555-559.
13. Ghali, A. and Favre, R., Concrete Structures: Stresses and Deformations, E&FN Spon, London, 1994, pp.165-216.

요 약

본 논문에서는 장기지속하중을 받는 철근콘크리트 보의 처짐을 계산하는 방법을 제안하였다. 균열단면에 대하여 적합조건 및 평형조건을 적용하여 크리프에 의한 중립축의 변화를 계산하는 효율적인 알고리즘을 제시하였으며, 이 값을 이용하여 임의의 시간에서의 휨강성을 유도하였다. 그리고 유사한 방법으로 비균열단면에서의 휨강성을 계산하고 균열단면과 비균열단면에서 각각 계산된 휨강성을 사용하여 ACI 규준식의 유효단면 2차모멘트를 계산하는 것과 유사한 방법으로 유효 휨강성을 계산하여 지속하중을 받는 철근콘크리트 보의 처짐을 예측하는 방법을 제시하였다.

제안된 방법과 기존의 실험결과를 비교하여 볼 때, 제안된 방법이 장기지속하중을 받는 철근콘크리트 보의 처짐을 잘 예측하였다.

(접수일자 : 1998.7. 28)