



합성단면의 콘크리트 크리프 해석을 위한 이완계수법

연정흠^{1)*}, 경태현²⁾, 김다나¹⁾

¹⁾인하대학교 토목공학과 ²⁾GS건설(주) 플랜트사업본부

Stress Relaxation Coefficient Method for Concrete Creep Analysis of Composite Sections

Jung-Heum Yon,^{1)*} Tae-Hyun Kyung,²⁾ and Da-Na Kim¹⁾

¹⁾Dept. of Civil Engineering, Inha University, Incheon 402-751, Korea

²⁾Plant Business Division, GS E&C, Seoul 100-722, Korea

ABSTRACT The concrete creep deformation of a hybrid composite section can cause additional deformation of the composite section and the stress relaxation of pre-compressive stress on the concrete section due to partial restraint of the deformation. In this study, the stress relaxation coefficient method (SRCM) is derived for simple analysis of complicate hybrid or composite sections for engineering purpose. Also, an equation of the stress relaxation coefficient (SRC) required for the SRCM is proposed. The SRCM is derived with the parameters of a creep coefficient, section and loading properties using the same method as the constant-creep step-by-step method (CC-SSM). The errors of the SRCM is improved by using the proposed SRC equation than the average SRC's which were estimated from the CC-SSM. The root mean square error (RMSE) of the SRCM with the proposed SRC equation for concrete with creep coefficient less than 3 was less than 1.2% to the creep deformation at the free condition and was 3.3% for the 99% reliability. The proposed SRC equation reflects the internal restraint of composite sections, and the effective modulus of elasticity computed with the proposed SRC can be used effectively to estimate the rigidity of a composite section in a numerical analysis which can be applied in analysis of the external restrain effect of boundary conditions.

Keywords : composite section, concrete, creep deformation, stress relaxation coefficient method, stress relaxation coefficient

1. 서 론

건설재료와 설계기술의 발전은 이전보다 작은 단면으로 극한강도법설계법의 안전성을 만족할 수 있으나, 이로 인한 단면강성의 감소로 구조물의 사용성은 상대적으로 저하된다. 콘크리트의 장기변형은 계수하중에서 콘크리트 인장영역의 균열과 압축영역의 파쇄(crushing)에 기초한 극한강도설계법에 영향을 주지 않는다. 그러나 사용하중에서 처짐과 균열의 사용성은 크리프 등에 의한 장기변형에 직접적으로 영향을 받는다. 특히 효율적인 재료의 사용을 위해 최근 개발되고 있는 복합(hybrid)구조 형태의 합성단면에서 콘크리트 장기변형의 구속은 합성단면 변형의 감소와 복잡한 내부구속으로 콘크리트단면에 발생하는 잔류응력(residual stress) 또는 응력이완(stress relaxation)의 평가를 어렵게 한다.

콘크리트의 크리프 해석은 재하재령과 하중의 지속기

간에 대한 크리프계수^{1,2)}에 기초하고 있다. 크리프 거동의 정확한 해석법으로는 단계별계산법(step-by-step method, SSM)^{3,4)}이 있으며, SSM에서는 초기 재하재령의 크리프계수와 각 단계의 응력변화에 서로 다른 재하재령의 크리프계수에 대한 중첩법칙(superposition rule)이 적용된다. 보다 간단한 방법으로는 재령수정 유효탄성계수법(age-adjusted effective modulus method, AEMM)^{5,6)}이 사용될 수 있다. AEMM의 재령계수(aging coefficient)는 연속적인 응력변화와 이에 대한 크리프계수의 적분식으로부터 유도된다. 이들 방법은 건조수축의 구속에 의한 잔류응력⁷⁾ 또는 연속적인 외부하중의 변화와 같은 점진적인 응력 도입에 유용하게 사용될 수 있다.

그러나 하중제거로 복원되는 크리프 변형은 전체 크리프변형의 약 10~30%이며,⁸⁾ 모든 실험에서의 변형은 과도한 크리프복원(creep recovery)이 적용된 AEMM의 예측 변형보다 작은 값을 보인다.⁸⁻¹¹⁾ 이를 보완하기 위한 이중함수법(two-function method, TFM)^{9,11)}에서는 응력의 증가와 감소에 대해 각각 다른 크리프계수를 적용하였다. 또한 균등 크리프계수 단계별계산법(constant-creep step-by-step method, CC-SSM)¹²⁾은 콘크리트 탄성계수 및

*Corresponding author E-mail: jyon@inha.ac.kr

Received September 7, 2010, Revised November 17, 2010,

Accepted December 10, 2010

©2011 by Korea Concrete Institute

크리프복원 등 서로 상호작용하는 재료특성이력(material property history)이 고려되지 않는 대신에 주어진 크리프 변형의 구속에 의한 응력이완과 합성단면의 환산단면특성 및 하중특성의 영향을 해석하기 위해 제안되었다.

AEMM의 재령계수는 재료특성인 크리프계수 위주로 평가되며,¹³⁾ 휨부재와 같이 콘크리트의 각 질점(mass point)에서 서로 다른 초기 응력과 응력변화를 발생시키는 단면특성을 반영하지 못하고 있다. 이 논문에서는 공학적인 목적으로 복합구조의 합성단면에서 크리프변형의 내부구속 효과를 CCM보다 단순한 방법으로 직접 계산하기 위한 이완계수법(stress relaxation coefficient method, SRCM)을 제안한다. 이완계수법에서 내부구속 정도를 나타내기 위한 응력이완계수(stress relaxation coefficient, SRC)는 주어진 크리프계수와 단면특성 및 하중특성에 대한 CC-SSM의 반응으로부터 평가된다. 이 논문의 응력이완계수를 적용한 유효탄성계수는 콘크리트의 크리프 변형이 내부 및 외부적으로 구속된 복합구조물의 뼈대구조해석에 요구되는 요소의 강성에 적용될 수 있다.

2. 콘크리트 응력변화에 대한 크리프변형

재령 t_n 에서 중첩법칙으로 계산되는 콘크리트의 변형률 $\varepsilon_c(t_n)$ 은 재하재령 t_o 의 초기 탄성변형률 ε_{co} 와 재령 t 까지 탄성변형률의 변화 $\Delta\varepsilon_{ce}(t) = \varepsilon_{ce}(t) - \varepsilon_{co}$ 에 대한 각각의 크리프계수 $\phi(t_n, t_o)$ 와 $\phi'(t_n, t)$ 에 기초한 Volterra 적분식¹⁴⁾으로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\varepsilon_c(t_n) = [1 + \phi(t_n, t_o)]\varepsilon_{co} + \int_{t_o}^{t_n} [1 + \phi'(t_n, t)] \frac{d\varepsilon_{ce}}{dt} dt \quad (1a)$$

재령 t_n 에서 크리프계수 $\phi_n = \phi(t_n, t_o)$ 와 부분적분 $\int u dv = uv - \int v du$ 를 적용하면 식 (1a)는 다음과 같이 되며,

$$\begin{aligned} \varepsilon_c(t_n) &= (1 + \phi_n)\varepsilon_{co} + \left[\Delta\varepsilon_{ce}(t_n) - \int_{t_o}^{t_n} \frac{d\phi'}{dt} \Delta\varepsilon_{ce}(t) dt \right] \\ &= \varepsilon_{ce}(t_n) + \int_{t_o}^{t_n} \frac{d\phi_s}{dt} \varepsilon_{ce}(t) dt \end{aligned} \quad (1b)$$

식 (1b)에서 $\varepsilon_{ce}(t)$ 에 대한 크리프계수 ϕ_s 는 다음과 같이 정의된다.

$$\phi_s(t) = \phi(t, t_o) - [\phi'(t_n, t) + \phi(t, t_o)] \frac{\Delta\varepsilon_{ce}(t)}{\varepsilon_{ce}(t)} \quad (1c)$$

식 (1)의 탄성변형률의 변화는 일반적으로 단계별계산법(SSM)으로 계산되며, 식 (1b)에 대한 SSM은 각 단계 k 에서 크리프계수의 증가 $\delta\phi_{sk} = \phi_s(t_{k+1}) - \phi_s(t_k)$ 를 적용하여 고려하는 재령 t_n 에서 $\varepsilon_c(t_n)$ 을 다음과 같이 계산한다.

$$\varepsilon_c(t_n) \approx \varepsilon_{cen} + \sum_{k=0}^{n-1} (\delta\phi_{sk} \cdot \varepsilon_{cek}) \quad (2a)$$

식 (2a)에서 ε_{cen} 은 단계 $k=n$ 에서 탄성변형률이며, 단계 k 에서 탄성변형률 ε_{cek} 은 각 단계의 탄성변형률의 변화 $\delta\varepsilon_{cej}$ 에 대해 $\varepsilon_{cek} = \varepsilon_{co} + \sum_{j=0}^{k-1} \delta\varepsilon_{cej}$ 이다. $\delta\varepsilon_{cek}$ 은 단계 k 에서 콘크리트의 유효탄성계수 $E_{cek} = E_{ck} / (1 + \delta\phi_{sk})$ 가 적용된 다음의 탄성계수비 n_{sk} 에 대한 합성단면의 환산 단면특성에 대해 계산된다.

$$n_{sk} = \frac{E_{co}}{E_{ck}} (1 + \delta\phi_{sk}) \cdot n_{so} \quad (2b)$$

식 (2b)에서 $n_{so} = E_s / E_{co}$ 는 콘크리트단면의 초기 탄성계수 E_{co} 에 대한 구속단면의 탄성계수비이며, $E_{ck} = E_c(t_k)$ 는 단계 k 에서 콘크리트단면의 탄성계수이다. 식 (2b)의 n_{sk} 가 증가할수록 크리프변형의 구속 정도도 증가한다.

SSM을 단순화하기 위한 재령계수법(AEMM)에서 콘크리트단면의 변형률은 재령계수 β_a 에 대해 다음과 같으며,

$$\varepsilon_c(t_n) = (1 + \phi_n)\varepsilon_{co} + (1 + \beta_a \cdot \phi_n)\Delta\varepsilon_{ce}(t_n) \quad (3a)$$

β_a 는 응력변화에 대해 크리프계수 $\phi'(t_n, t) = \phi(t_n, t)$ 가 적용된 식 (1a)과 (2a)로부터 다음과 같이 평가된다.⁹⁾

$$\beta_a = \frac{1}{\phi_n} \int_{t_o}^{t_n} \left[\phi(t_n, t) \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}_{ce}}{dt} \right] dt \approx \frac{1}{\phi_n} \sum_{k=0}^{n-1} (\delta\phi_{sk} \cdot \bar{\varepsilon}_{cek}) - \bar{\varepsilon}_{co} \quad (3b)$$

여기서 탄성변형률의 변화 이력 $\Delta\bar{\varepsilon}_{ce}(t) = \Delta\varepsilon_{ce}(t) / \Delta\varepsilon_{ce}(t_n)$, $\bar{\varepsilon}_{cek} = \varepsilon_{cek} / \Delta\varepsilon_{cen}$ 및 $\bar{\varepsilon}_{co} = \varepsilon_{co} / \Delta\varepsilon_{cen}$ 이다.

AEMM의 응력이완에 대한 크리프계수 $\phi'(t_n, t) = \phi(t_n, t)$ 의 적용은 크리프복원을 과대 계산하는 경향이 있다. 이를 보완하기 위해 이중함수법(TFM)이 제안되었으며, TFM에서는 응력이완에 크리프복원 함수 ϕ_r 이 포함된 다음의 식을 제안하고 있다.^{10,12)}

$$\phi'(t_n, t) = [\phi(t_n, t_o) - \phi(t, t_o)] + \phi_r(t_n, t_o, t) \quad (4a)$$

$$\phi_s(t) = \phi(t, t_o) - [\phi_r(t_n, t_o, t) + \phi(t_n, t_o)] \frac{\Delta\varepsilon_{ce}(t)}{\varepsilon_{ce}(t)} \quad (4b)$$

이중함수가 적용된 SSM의 단계 k 에 대한 식 (4b)의 변화 $\delta\phi_{sk}$ 는 다음과 같으며,

$$\delta\phi_{sk} = \phi_s(t_{k+1}) - \phi_s(t_k) \approx \delta\phi_k - \delta\phi_{rk} \cdot \frac{\Delta\varepsilon_{cek}}{\varepsilon_{cek}} \quad (4c)$$

각 단계에서 크리프복원 함수 ϕ_r 의 변화 $\delta\phi_{rk}$ 가 재하하중에 대한 크리프계수의 변화 $\delta\phi_k$ 보다 상대적으로 작고, 응력이완이 작을수록 크리프복원 함수의 영향은 줄어든다. 기존의 실험 결과¹¹⁾는 응력의 급격한 감소보다 점진적인 감소에서 크리프복원의 감소를 보여준다.

일반적으로 재료특성 이력이 요구되는 식 (2)의 SSM은 일정한 재령의 증가가 적용되는 반면에, 콘크리트 크리프변형에 대한 단면특성과 하중특성의 영향을 분석하

기 위한 균등 크리프계수 단계별계산법(CC-SSM)에서는 재령에 따른 재료특성의 변화가 고려되지 않는다. 식 (4a)에서 크리프복원 함수가 고려되지 않은 $\phi'(t_m, t) = \phi(t_m, t_0) - \phi(t, t_0)$ 를 적용하면 크리프계수 ϕ_n 과 단계수 n 에 대해 식 (2a)는 $\delta\phi_s = \delta\phi_n = \phi_n/n$ 을 적용하여 다음과 같이 단순화될 수 있다.

$$\varepsilon_c(t_n) \approx \varepsilon_{cen} + \delta\phi_n \cdot \sum_{k=0}^{n-1} \varepsilon_{cek} \quad (5a)$$

식 (5a)의 모든 단계에서 환산단면특성은 탄성계수비 $n_{sn} = (1 + \delta\phi_n)n_{so}$ 로부터 계산된다. n_{sn} 에 대한 식 (2b)의 n_{sk} 의 비율은 다음과 같으며,

$$\frac{n_{sk}}{n_{sn}} = \frac{E_{co}}{E_{ck}} \frac{1 + \delta\phi_{sk}}{1 + \delta\phi_n} \approx \frac{E_{co}}{E_{ck}} \left(1 - \frac{\Delta\varepsilon_{cek}}{\varepsilon_{cek}} \cdot \frac{\delta\phi_{rk}}{1 + \delta\phi_k}\right) \quad (5b)$$

n_{sn} 은 증가된 탄성계수 E_{ck} 에 대해 실제보다 크게 그리고 식 (4c)의 $\delta\phi_{rk}\Delta\varepsilon_{cek} < 0$ 에 대해서는 실제보다 작게 평가될 수 있다.

3. 이완계수법

이완계수법에서는 합성단면에서 콘크리트의 장기변형의 일부 구속으로 감소된 크리프계수 $\beta_r\phi_n$ 이 적용되며, 재령 t_n 에서 콘크리트의 변형률 ε_n 은 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \varepsilon_c(t_n) &= (1 + \phi_n)\varepsilon_{co} + (1 + \beta_r\phi_n)\Delta\varepsilon_{ce}(t_n) \\ &= \varepsilon_{ce}(t_n) + \phi_n[\varepsilon_{co} + \beta_r\Delta\varepsilon_{ce}(t_n)] \end{aligned} \quad (6a)$$

식 (6a)의 응력이완계수는 $\phi'(t_m, t) = \phi(t_m, t_0) - \phi(t, t_0)$ 가 적용된 식 (1b)과 (5a)로부터 다음과 같이 계산될 수 있으며,

$$\begin{aligned} \beta_r &= \frac{1}{\phi_n\Delta\varepsilon_{ce}(t_n)} \int_{t_0}^{t_n} \left[\frac{d\phi}{dt} \cdot \Delta\varepsilon_{ce}(t) \right] dt \quad (6b) \\ &\approx \frac{1}{\Delta\varepsilon_{cen}} \left(\frac{1}{n} \cdot \sum_{k=0}^{n-1} \varepsilon_{cek} - \varepsilon_{co} \right) \end{aligned}$$

위의 식에서 $\varepsilon_{ce}^{ave} = (\sum \varepsilon_{cek})/n$ 과 $\Delta\varepsilon_{ce}^{ave} = \varepsilon_{ce}^{ave} - \varepsilon_{co}$ 의 관계로부터 응력이완계수 β_r 은 “고려하는 기간의 전체 응력이완에 대한 평균 응력이완의 비율”로 정의될 수 있다. 응력이완이 비교적 작고 주 매개변수가 크리프복원 이력인 식 (3b)의 재령계수와 달리 응력이완계수는 이완되는 응력의 변화정도에 의해 결정된다.

3.1 이완계수법의 환산단면특성

크리프변형이 발생하는 콘크리트단면의 단면적 A_c 와 단면이차모멘트 I_c 그리고 크리프변형의 구속단면에 대

한 탄성계수비 $n_{so} = E_s/E_{co}$ 의 환산단면적 A_s 와 환산단면이차모멘트 I_s 로 구성된 합성단면의 초기 환산단면적 A_o 와 환산단면이차모멘트 I_o 는 각각 다음과 같다.

$$A_o = A_c + A_s \quad (7a)$$

$$I_o = I_c + I_s + (A_c y_{cgo}^2 + A_s y_{sgo}^2) \quad (7b)$$

식 (7)에서 y_{cgo} 와 y_{sgo} 는 각각 합성단면의 중심에서 콘크리트단면과 구속단면의 중심까지 거리이며, $y_{sgo}/y_{cgo} = A_c/A_s$ 를 만족하여야 한다. 합성단면의 환산단면적 A_o 에 대한 각 단면의 단면적비는 $\rho_{co} = A_c/A_o$ 와 $\rho_{so} = A_s/A_o$ 이며, I_o 에 대한 단면이차모멘트비 $\kappa_{co} = I_c/I_o$ 와 $\kappa_{so} = I_s/I_o$ 에 대해 각 단면의 편심에 의한 단면이차모멘트비 $\kappa_{cg} = 1 - \kappa_{co} - \kappa_{so}$ 는 다음 같이 나타낼 수 있다.¹³⁾

$$\kappa_{cg} = (A_c y_{cgo}^2 + A_s y_{sgo}^2)/I_o = (1/\rho_{so})(A_c y_{cgo}^2/I_o) \quad (8)$$

크리프변형에 대한 적합조건과 평형조건을 만족하는 반응의 해석에는 응력이완계수 β_r 로 보정된 유효탄성계수 $E_{ce} = E_{co}/(1 + \beta_r\phi_n)$ 와 탄성계수비 $n_{sr} = (1 + \beta_r\phi_n)n_{so}$ 를 적용한 합성단면의 환산단면특성이 사용된다. 유효탄성계수에 대한 합성단면의 환산단면적 A_r 과 환산단면이차모멘트 I_r 은 각각 다음과 같다.

$$A_r = A_c + (1 + \beta_r\phi_n)A_s = (1 + \beta_r\phi_n \cdot \rho_{so})A_o \quad (9a)$$

$$I_r = (I_c + A_c y_{cgr}^2) + (1 + \beta_r\phi_n)(I_s + A_s y_{sgr}^2) \quad (9b)$$

식 (9)에서 y_{cgr} 과 y_{sgr} 은 각각 유효탄성계수에 대한 환산단면의 중심에서 콘크리트단면과 구속단면의 중심까지 거리이며, $y_{cgr} + y_{sgr} = y_{cgo} + y_{sgo} = (A_o/A_s)y_{cgo}$ 의 관계로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$y_{cgr} = \frac{(1 + \beta_r\phi_n)A_s}{A_r} \cdot (y_{cgr} + y_{sgr}) = \lambda_{cr} \cdot y_{cgo} \quad (10a)$$

위의 식에서 콘크리트단면의 중심까지 거리비 λ_{cr} 은 다음과 같이 정의된다.

$$\lambda_{cr} = \frac{y_{cgr}}{y_{cgo}} = \frac{1 + \beta_r\phi_n}{1 + \beta_r\phi_n \cdot \rho_{so}} \quad (10b)$$

식 (9b)에서 단면 편심에 의한 환산단면이차모멘트는 식 (8)과 $y_{sgr}/y_{cgr} = A_c/(1 + \beta_r\phi_n)A_s$ 의 관계로부터 $\lambda_{cr}\kappa_{cg} = [A_c y_{cgr}^2 + (1 + \beta_r\phi_n)A_s y_{sgr}^2]/I_o$ 로 유도되며, 초기 환산단면이차모멘트 I_o 에 대한 I_r 의 비 κ_{ro} 는 다음과 같이 계산된다.

$$\kappa_{ro} = I_r/I_o = \kappa_{co} + (1 + \beta_r\phi_n)\kappa_{so} + \lambda_{cr}\kappa_{cg} \quad (11)$$

3.2 이완계수법에 의한 합성단면의 반음

합성단면에서 자체평형(self-equilibrium)을 유지하는 콘크리트의 장기변형에 대한 평형조건과 적합조건을 만족하는 반응은 Fig. 1과 같이 콘크리트단면에 작용하는 콘크리트의 장기변형을 완전히 구속하는 구속력(restraint force)과 합성단면에 작용하는 구속력과 평형인 변형력(deformation force)으로부터 계산된다. 합성단면의 변형은 유효탄성계수가 적용된 환산단면특성과 변형력으로부터 Fig. 1(c)와 같이 계산되며, 이는 응력변화에 대한 크리프변형을 고려하기 위한 것이다. 콘크리트단면의 탄성 변형은 콘크리트단면에 작용하는 Fig. 1(b)의 구속력과 합성단면에 작용하는 Fig. 1(c)의 변형력에 의한 응력의 합으로 계산되며, 합성단면의 변형이 클수록 콘크리트단면의 응력변화는 감소한다.

하나의 단계만 적용하는 이완계수법의 지배조건식은 각 단계에서 크리프계수 증가 $\delta\phi_n$ 이 적용되는 CC-SSM⁽²⁾의 조건식과 같은 방법으로 유도될 수 있다. 콘크리트단면의 중심에 초기 평균 탄성변형률 ϵ_{cgo} 와 탄성곡률 χ_{co} 가 함께 작용하면 크리프계수 ϕ_n 에 대한 자유상태에서 변형은 각각 $\phi_n\epsilon_{cgo}$ 와 $\phi_n\chi_{co}$ 이다. 이 변형의 완전 구속을 위해 콘크리트단면에는 다음의 축방향과 휨에 대한 구속력 F_{res} 와 M_{res} 가 필요하다.

$$\begin{bmatrix} F_{res} \\ M_{res} \end{bmatrix} = -\phi_n E_{ce} \begin{bmatrix} A_c & 0 \\ 0 & I_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_{cgo} \\ \chi_{co} \end{bmatrix} \quad (12)$$

합성단면에는 콘크리트 장기변형의 일부만 발생하며, 합성단면의 변형 $\Delta\epsilon_n(y_r)$ 은 유효탄성계수 $E_{ce} = E_{co} / (1 + \beta_r \phi_n)$ 이 적용된 식 (9)의 환산단면특성 그리고 구속력과 크기가 같고 방향이 반대인 변형력 $F_{def} = -F_{res}$ 와 $M_{def} = -M_{res}$ 로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta\epsilon_n(y_r) = \frac{F_{def}}{A_r E_{ce}} + \frac{(M_{def} - F_{def} y_{cgr}) y_r}{E_{ce} I_r} \quad (13a)$$

식 (13a)에서 환산단면의 중심에 대한 위치 y_r 은 콘크

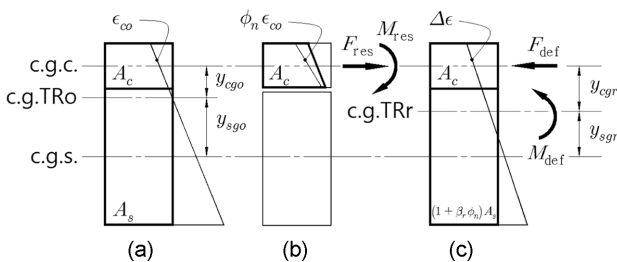


Fig. 1 Self-equilibrium of composite section
(a) Initial transformed section
(b) Restraint forces on concrete section
(c) Deformation forces on transformed section

리트단면의 중심 방향으로 음의 값이며, 곡률 χ 는 양의 y 에 대해 ϵ_{cgo} 와 같은 부호를 발생시키는 경우 양의 값이다. 식 (13a)에서 합성단면의 중심 $y_r=0$ 에 대한 평균 변형률과 곡률의 변화 $\Delta\epsilon_{gn}$ 과 $\Delta\chi_n$ 은 다음 관계를 만족하여야 한다.

$$\begin{bmatrix} \Delta\epsilon_{gn} \\ \Delta\chi_n \end{bmatrix} = \frac{1}{E_{ce}} \begin{bmatrix} 1/A_r & 0 \\ -y_{cgr}/I_r & 1/I_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{res} \\ M_{res} \end{bmatrix} \\ = \phi_n \begin{bmatrix} A_c/A_r & 0 \\ -A_c y_{cgr}/I_r & I_c/I_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_{cgo} \\ \chi_{co} \end{bmatrix} \quad (13b)$$

매개변수를 단순화하기 위해 기준변형 ϵ_{cb} 와 $\chi_{cb} = \epsilon_{cb} / y_{cgo}$ 을 도입하면 기준변형에 대한 합성단면의 상대변형은 식 (8)의 κ_{cg} 와 (10b)의 λ_{cr} 로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \Delta\epsilon_{gn} \\ \epsilon_{gb} \\ \Delta\chi_n \\ \chi_b \end{bmatrix} = \phi_n \begin{bmatrix} A_c & 0 \\ A_r & 0 \\ -A_c y_{cgr} y_{cgo} & I_c \\ I_r & I_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_{cgo} \\ \epsilon_{gb} \\ \chi_{co} \\ \chi_b \end{bmatrix} \quad \text{또는} \\ \begin{bmatrix} \Delta\bar{\epsilon}_{gn} \\ \Delta\bar{\chi}_n \end{bmatrix} = \phi_n \begin{bmatrix} \rho_{cr} & 0 \\ -\rho_{so} \lambda_{cr} \kappa_{cgr} & \kappa_{cr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\epsilon}_{cgo} \\ \bar{\chi}_{co} \end{bmatrix} \quad (13c)$$

식 (13c)에서 $\rho_{cr} = A_c/A_r$, $\kappa_{cgr} = \kappa_{cg}/\kappa_{ro} = \kappa_{cg} I_o/I_r$, $\kappa_{cr} = I_c/I_r$ 이다. 식 (13c)의 상대변형으로부터 환산단면의 임의 위치 y_r 에서 변형은 $\Delta\epsilon(y_r) = \epsilon_{gb}(\Delta\bar{\epsilon}_{gn} + \Delta\bar{\chi}_n \bar{y}_r)$ 로 계산되며, $\bar{y}_r = y_r/y_{cgo}$ 이다.

3.3 콘크리트단면의 응력이완

응력이완계수가 적용된 합성단면의 환산단면 특성에 대해 콘크리트단면의 응력이완에 의한 탄성변형률의 변화 $\Delta\epsilon_{ce} = \Delta f_c(y_c)/E_c$ 는 Fig. (1b)의 콘크리트단면에 작용하는 구속력과 Fig. (1c)의 합성단면의 변형력으로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta\epsilon_{ce}(y_c) = \left[\frac{F_{def}}{A_r E_c} + \frac{(M_{def} - F_{def} y_{cgr})(y_c - y_{cgr})}{E_c I_r} \right] \\ + \left(\frac{F_{res}}{A_c E_c} + \frac{M_{res} y_c}{E_c I_c} \right) \quad (14a)$$

식 (14a)에서 콘크리트단면의 중심에 대한 위치 y_c 는 환산단면의 중심 방향으로 양의 값이고, 환산단면의 중심에 대한 $y_r = y_c - y_{cgr}$ 이다. 콘크리트단면의 중심 $y_c=0$ 에서 식 (14a)의 평균 탄성변형률과 탄성곡률의 변화는 다음과 같다.

4. 응력이완계수 평가

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_{cge} \\ \Delta \chi_{ce} \end{bmatrix} &= \frac{1}{E_c} \begin{bmatrix} 1/A_c - 1/A_r & 0 \\ 0 & 1/I_c \end{bmatrix} \\ &\quad - \frac{1}{I_r} \begin{bmatrix} y_{cgr}^2 & -y_{cgr} \\ -y_{cgr} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{res} \\ M_{res} \end{bmatrix} \\ &= -\frac{\phi_n}{1 + \beta_r \phi_n} \begin{bmatrix} 1 - \frac{A_c}{A_r} - \frac{A_c y_{cgr}^2}{I_r} & \frac{I_c y_{cgr}}{I_r} \\ \frac{A_c y_{cgr}}{I_r} & 1 - \frac{I_c}{I_r} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{cgo} \\ \chi_{co} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (14b)$$

기준변형 ε_{cb} 와 χ_{cb} 에 대한 콘크리트단면의 상대적인 탄성변형은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \frac{\Delta \varepsilon_{cge}}{\varepsilon_{gb}} \\ \frac{\Delta \chi_{ce}}{\chi_b} \end{bmatrix} &= -\frac{\phi_n}{1 + \beta_r \phi_n} \\ &\quad \begin{bmatrix} 1 - \frac{A_c}{A_r} - \frac{A_c y_{cgr}^2}{I_r} & \frac{I_c y_{cgr}}{I_r} \\ \frac{A_c y_{cgr}}{I_r} & 1 - \frac{I_c}{I_r} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{cgo} \\ \chi_{co} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad \text{또는}$$

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \Delta \bar{\varepsilon}_{cge} \\ \Delta \bar{\chi}_{ce} \end{bmatrix} &= -\frac{\phi_n}{1 + \beta_r \phi_n} \\ &\quad \begin{bmatrix} \rho_{sr} - \rho_{so} \lambda_{cr}^2 \kappa_{cgr} & \lambda_{cr} \kappa_{cr} \\ \rho_{so} \lambda_{cr} \kappa_{cgr} & 1 - \kappa_{ck} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\varepsilon}_{cgo} \\ \bar{\chi}_{co} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (14c)$$

식 (14c)에서 $\rho_{sr} = (A_r - A_c)/A_r$ 이다. 식 (14c)의 상대 응력이완에 대해 콘크리트단면의 응력이완은 $\bar{y}_c = y_c/y_{cgo}$ 에 대해 $\Delta \varepsilon_{ce}(\bar{y}_c) = \varepsilon_{gb}(\Delta \bar{\varepsilon}_{cge} + \Delta \bar{\chi}_{ce} \bar{y}_c)$ 로 계산된다.

콘크리트단면에서 탄성변형률의 변화가 일정하면 식 (6b) 또는 (13b)로부터 응력이완계수는 바로 평가될 수 있다. 그러나 콘크리트단면에 탄성곡률에 의한 응력의 변화는 하중특성에 대한 평균 개념의 응력이완계수를 필요로 한다. 이 연구에서는 합성단면의 단면특성과 하중특성에 따른 식 (13c)와 (14c) 각각의 반응에 대해 CC-SSM의 반응을 만족하도록 응력이완계수를 결정한다. 식 (13b)의 환산단면 중심 y_{cgr} 은 초기 합성단면의 중심 y_{cgo} 와 다르기 때문에 합성단면의 평균변형률에는 초기 합성단면의 중심 $y_r = y_{cgo} - y_{cgr}$ 에서 $\Delta \varepsilon_{go} = \Delta \varepsilon_{gn} + (y_{cgo} - y_{cgr}) \Delta \chi_n$ 또는 $\Delta \bar{\varepsilon}_{go} = \Delta \bar{\varepsilon}_{gn} + (1 - \lambda_{cr}) \Delta \bar{\chi}_n$ 이 적용된 식 (13c)와 식 (14c)에 대한 다음의 식이 적용된다.

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{go}^{-SSM} = \phi_n \{ [\rho_{cr} + \rho_{so} \lambda_{cr} (\lambda_{cr} - 1) \kappa_{cgr}] \bar{\varepsilon}_{cgo} - (\lambda_{cr} - 1) \kappa_{cr} \bar{\chi}_{co} \} \quad (15a)$$

$$\Delta \bar{\chi}_n^{-SSM} = \phi_n (-\rho_{so} \lambda_{cr} \kappa_{cgr} \bar{\varepsilon}_{cgo} + \kappa_{cr} \bar{\chi}_{co}) \quad (15b)$$

$$\Delta \varepsilon_{cge}^{-SSM} = -\frac{\phi_n}{1 + \beta_r \phi_n} [(\rho_{sr} - \rho_{so} \lambda_{cr}^2 \kappa_{cgr}) \bar{\varepsilon}_{cgo} + \lambda_{cr} \kappa_{cr} \bar{\chi}_{co}] \quad (15c)$$

$$\Delta \chi_{ce}^{-SSM} = -\frac{\phi_n}{1 + \beta_r \phi_n} [\rho_{so} \lambda_{cr} \kappa_{cgr} \bar{\varepsilon}_{cgo} + (1 - \kappa_{cr}) \bar{\chi}_{co}] \quad (15d)$$

합성단면과 콘크리트단면의 중심이 일치하고($\kappa_{cg} = 0$) 초기 탄성변형률이 등분포($\chi_{co} = 0$)하는 경우 CC-SSM의 상대반응(relative responses)은 환산단면적에 대한 콘크리트 단면적의 비 ρ_{co} 와 크리프계수 ϕ_n 에 대해 Fig. 2(a)와 같으며, 식 (15)를 만족하는 응력이완계수(SRC)는 Fig. 2(b)와 같다. Table 1은 각 그림의 상대반응과 응력이완계수에 대한 기호의 정의이다. Fig. 1(a)의 $\rho_{co} = 0.95$ 에서 축방향 추가 변형은 자유상태 크리프변형의 약 90%이고, $\phi_n = 3$ 에서 $\rho_{co} = 0.95$ 와 0.10의 응력이완률 $\Delta \bar{\varepsilon}_{cge}$ 는 각각

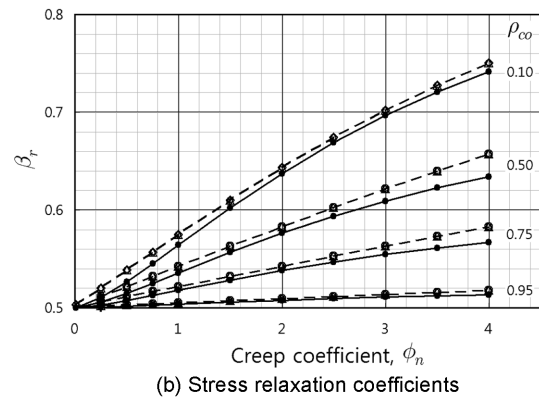
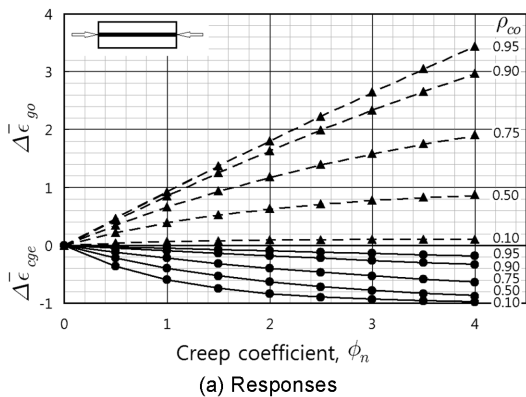


Fig. 2 A typical symmetric composite section with axial load ($k_{cg} = 0$, $\bar{\varepsilon}_{cgo} = 1$, $\bar{\chi}_{co} = 0$)

Table 1 Symbols of relative responses in figures

Relative responses	Response symbols			Stress relaxation coefficient symbols		
	CC-SSM	Average coefficient	Proposed coefficient	Eq. (15)	Average coefficient	Proposed coefficient
$\Delta \bar{\varepsilon}_{go}$	---	△	▲	△	-○-	-●-
$\Delta \bar{\chi}_n$	◇	◆	◇		
$\Delta \bar{\varepsilon}_{cge}$	—	○	●	○		
$\Delta \bar{\chi}_{ce}$	— · —	□	■	□		

14%와 93%이었다. Fig. 2(a)에 대한 식 (15a)와 (15c)의 응력이완계수는 정확히 일치한다.

콘크리트단면에 휨응력($\bar{\varepsilon}_{cgo} = 1, \bar{\chi}_{co} = -1$)이 발생하는 전형적인 강합성단면($\kappa_{co} = 0.01, \kappa_{so} = 0.40, \rho_{co} = 0.55$)에 대한 Fig. 3은 CC-SSM의 상대반응과 식 (15)에 의해 평가된 응력이완계수를 보여준다. $\phi_n = 2$ 와 $\rho_{co} = 0.55$ 에서 Figs. 2(a)와 3(a)의 콘크리트단면 중심에서 응력이완율 $\Delta \bar{\varepsilon}_{cge}$ 는 각각 59%와 30% 그리고 Figs. 2(b)과 3(b)의 평균 응력이완계수 β_r 는 각각 0.61과 0.54이었다. 강합성단면에서 작은 응력이완과 응력이완계수는 식 (15c)의 탄성곡률에 대한 추가의 크리프변형에 의한 것으로 보인다. 단면 전체에서 응력분포가 일정한 Fig. 2(b)의 응력이완계수는 모든 반응에서 같은 값인 반면에, Fig. 3(b)에서는 반응에 따라 차이를 보이며, 특히 식 (15d)의 값이 식 (15a)~(15c)의 값보다 상당히 큰 값을 보였다. 이는 CC-SSM의 각 단계에서 누적적으로 계산된 Fig. 3(a)의 탄성곡률의 변화 $\Delta \bar{\chi}_{ce}$ 가 식 (15d)의 $\bar{\chi}_{co}$ 에 반영되지 않고, 식 (15b)에서는 상대적으로 작은 $\kappa_{cr} = \kappa_{co} / \kappa_{ro}$ 또는 I_c / I_r 에 의해 $\bar{\chi}_{co}$ 에 영향을 받지 않은 것으로 판단된다.

콘크리트단면에 응력의 분포가 일정하지 않으면 식 (15)에 의한 응력이완계수는 반응에 따라 서로 다른 값을 평가한다. 적합조건과 평형조건을 위해 각 합성단면은 하나의 응력이완계수가 적용되어야 한다. 그러나 평균 응력이완계수의 적용은 CC-SSM의 반응에 대해 오차를 발생시키며, 이 연구에서는 평균 응력이완계수가 적용된 반응보다 전체 매개변수에 대해 작은 오차가 되도록 경험적으로 결정된 다음의 응력이완계수 식을 제안한다.

$$\beta_r = 0.5 \left[1 + \frac{\phi_n^{1.4}}{\phi_n^{1.4} + 6} \cdot (1 - \kappa_o \rho_{co}) \right] \quad (16a)$$

식 (16a)에서 κ_o 는 다음과 같이 정의되며,

$$\kappa_o = \kappa_{co} + \kappa_{so} \frac{|\varepsilon_{cgo}|}{|\varepsilon_{cgo}| + |\chi_{co} \nu_{cgo}|} \quad (16b)$$

식 (16)에는 CC-SSM과 같은 6개의 무차원인 일반화 매개변수가 적용되었다. 제안된 식 (16)은 크리프계수와 크리프변형의 구속정도 $1 - \kappa_o \rho_{co}$ 에 대해 Fig. 4와 같으며, 자유상태($\kappa_o \rho_{co} = 1$)에서 $\beta_r = 0.5$ 그리고 완전 구속상태($\kappa_o \rho_{co} = 0$)에서 $\phi_n = 2$ 에 대해 $\beta_r = 0.65$ 와 $\phi_n = 3$ 에 대해 $\beta_r = 0.72$ 이다.

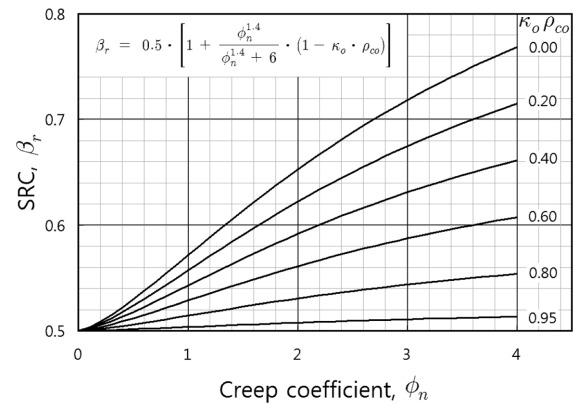


Fig. 4 Proposed stress relaxation coefficients, β_r

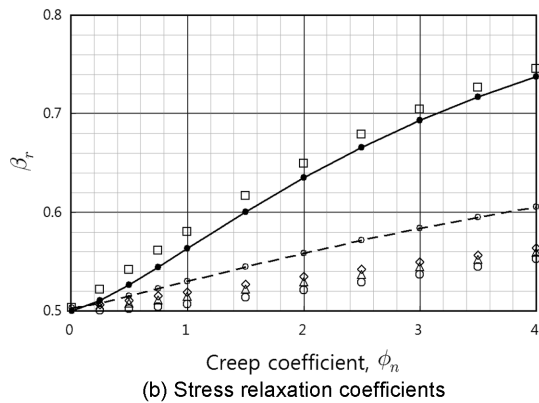
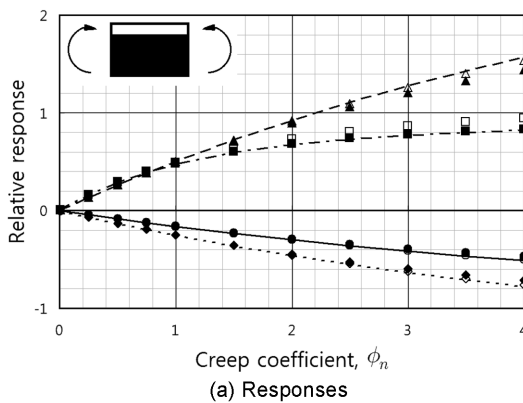


Fig. 3 A typical steel composite section ($\kappa_{co} = 0.01, \kappa_{so} = 0.40, \rho_{co} = 0.55, \bar{\varepsilon}_{cgo} = 1, \bar{\chi}_{co} = -1$)

Fig. 2(b)의 제안식에 대한 값에는 $\kappa_{co} + \kappa_{so} = 1$ 또는 $\kappa_{cg} = 0$ 이 적용되었다. 도로교설계기준¹⁵⁾의 강합성거더 식 (해설 3.9.1)에 적용된 유효탄성계수에는 자유상태의 $\beta_r = 0.5$ 가 적용되고, 일반적으로 적용되는 재령계수는 0.80이다.^{6,8)}

식 (15)에 의한 평균 응력이완계수와 제안된 식 (16)의 응력이완계수가 적용된 반응의 CC-SSM에 대한 오차분석에는 각 하중조건에 대해 Table 2의 매개변수 조합이 적용되었다. Table 2에서 κ_{co} 와 κ_{so} 는 일반적으로 강합성 단면의 몇몇 경우를 제외하고 각각 ρ_{co} 와 ρ_{so} 보다 작기 때문에 ρ_{co} 와 ρ_{so} 에 대한 비율이 적용되었다. 제안식과 평

Table 2 Applied parameters for error estimation

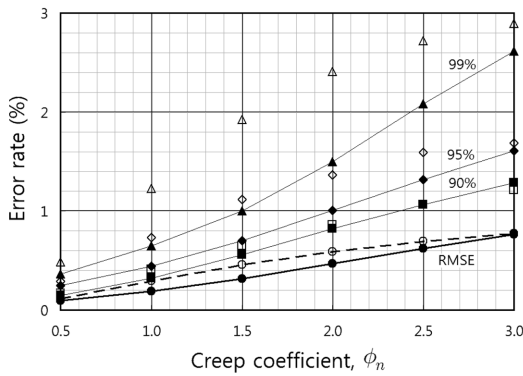
ϕ_n	κ_{co} / ρ_{co}	κ_{so} / ρ_{so}	ρ_{co}	Response
0.5	0.05	0.05	0.10	$\Delta \varepsilon_{gn}$
1.0	0.10	0.10	0.20	$\bar{\Delta} \chi_n$
1.5	0.20	0.20	0.30	$\Delta \varepsilon_{cge}$
2.0	0.30	0.30	0.40	$\Delta \chi_{ce}$
2.5	0.40	0.40	0.50	
3.0	0.50	0.50	0.60	
	0.60	0.60	0.70	
	0.70	0.70	0.80	
	0.80	0.80	0.90	
	0.90	0.90	0.95	
	1.00	1.00		

균 응력이완계수에 대한 오차율(error rate)은 Fig. 5와 같 으며, Fig. 5에는 Table 3의 기호가 적용되었다. Fig. 5의 오차율은 각 오차의 자유상태에서 크리프변형 $\phi_n \varepsilon_{cgo}$ 에 대한 비율이며, $\varepsilon_{cgo} = 0$ 인 Fig. 5(b)는 $\phi_n \chi_{co} \nu_{cgo}$ 에 대한 비율이다. Fig. 5에서 오차의 평균으로는 RMSE(root mean square error)이 적용되었으며, 신뢰도는 Table 2의 각 크 리프계수에 대한 4,840의 매개변수 조합에서 신뢰도를 만족하는 최대 오차율이다.

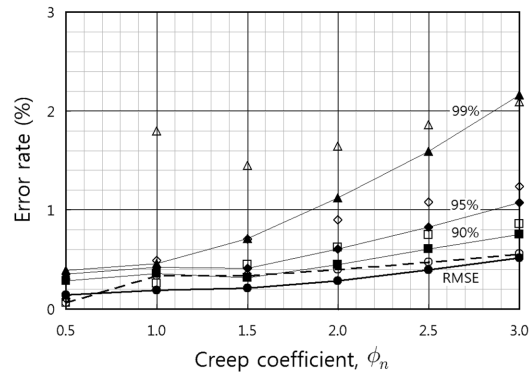
Fig. 5에 의하면 제안식의 RMSE는 Fig. 5(c)의 $\phi_n \geq 1.5$ 인 경우를 제외하고 평균 응력이완계수가 적용된 경우보다 작으며, 각 신뢰수준에서 낮은 오차율이 계산되었다. 콘크리트단면에 축응력과 휨응력이 같은 방향의 응력을 발생시키는 Fig. 5(c)에서 제안식의 최대 오차가 발생되었 으며, $\phi_n = 3$ 에서 RMSE는 1.2% 그리고 99% 신뢰도의 오 차율은 3.4%이었다. 식 (15)에서 평가된 평균 응력이완계 수의 적용은 콘크리트단면에 축응력과 반대방향의 휨응 력에 대한 Fig. 5(d)에서 상대적으로 큰 오차율을 보였다.

Table 3 Symbols of error rates in figures

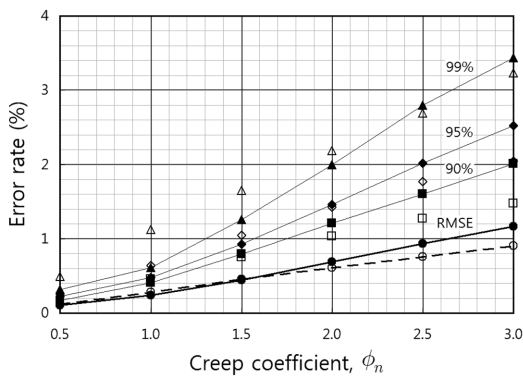
Error rate (%)	Symbols	
	Average coefficient	Proposed coefficient
RMSE	—○—	—●—
	□	—■—
	◇	—◆—
Reliability	△	—▲—



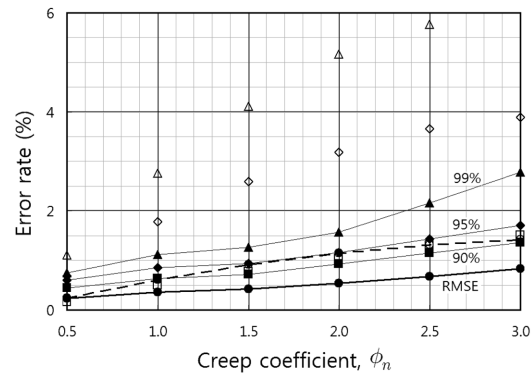
(a) $\bar{\varepsilon}_{cgo} = 1, \bar{\chi}_{co} = 0$



(b) $\bar{\varepsilon}_{cgo} = 0, \bar{\chi}_{co} = 1$



(c) $\bar{\varepsilon}_{cgo} = 1, \bar{\chi}_{co} = -1$



(d) $\bar{\varepsilon}_{cgo} = 1, \bar{\chi}_{co} = 1$

Fig. 5 Error rates of responses with proposed and averaged SRC's β_r

Fig. 5(c)의 상대적으로 큰 제안식의 오차율은 휨모멘트가 작용하는 강합성단면에 대한 Fig. 3(b)의 응력이완계수에서도 발견된다. 축하중에 대한 Fig. 5(a)에서 제안식에 의한 오차율은 상대적으로 작고, 대칭단면에 대한 Fig. 2의 반응과 응력이완계수는 제안식의 오차가 큰 것을 보여준다. 반면에, 하부 플랜지가 PS(prestressed) 콘크리트단면 그리고 복부가 강제 트러스로 구성되는 PCT (prestressed composite truss)단면¹⁶⁾의 상대반응과 응력이완계수에 대한 Fig. 6은 제안식이 평균 응력이완계수보다 합리적인 것을 보여준다.

Fig. 6(b)에서 $\Delta\bar{\epsilon}_{cge}$ 와 $\Delta\bar{\chi}_{ce}$ 에 대한 식 (15c)와 (15d)는 유사한 응력이완계수를 평가하였다. 그러나 식 (15a)의 $\Delta\bar{\epsilon}_{go}$ 에 대한 상대적으로 작은 응력이완계수와 식 (15b)의 $\Delta\bar{\chi}_n$ 에 대한 0.5보다 작은 부적절한 응력이완계수의 평가는 $\kappa_{cg} \approx 1$ 의 CC-SSM에서 계산되는 Fig. 6(a)의 탄성곡률 $\Delta\bar{\chi}_{ce}$ 의 점진적인 변화가 반영되지 않았기 때문으로 판단된다. Fig. 6(a)는 합성단면의 변형 $\Delta\bar{\epsilon}_{go} = 0.395\phi_n$ 과 $\Delta\bar{\chi} = -0.585\phi_n$ 으로 크리프계수에 대해 선형으로 비례하는 것을 보여준다. 콘크리트단면의 중심($\bar{y}_o = -1$)에 대한 합성단면 변형률의 변화 $\Delta\bar{\epsilon}_{cg} = [(0.395) + (-0.585)(-1)]\phi_n = 0.98\phi_n$ 으로 크리프변형 $\phi_n\epsilon_{cgo}$ 의 2%가 구속된다. 반면에 저항단면인 상부 플랜지의 단면비 $\rho_{so} = 0.6$ 에 대해 $y_{sgo}/y_{cgo} = 2/3$ 이며, 상부 플랜지의 구속단면 중심($\bar{y}_o = 2/3$)에서 변형률의 변화 $\Delta\bar{\epsilon}_{sg} = [(0.395) + (-0.585)(2/3)]\phi_n = 0.005\phi_n$ 으로 거의 변화가 발생하지 않는다. 콘크리트단면의 응력이완은 $\kappa_{cg} = 0$ 과 $\rho_{co} = 0.4$ 에 대한 Fig. 2(a)의 70%보다 상당히 작은 값인 1.7%이다.

Fig. 7은 긴장력과 자중에 의한 초기 탄성변형 $\bar{\epsilon}_{cgo} = 1$ 과 $\bar{\chi}_{co} = -0.6$ 이 작용하는 전형적인 PS 콘크리트 거더와 슬래브의 합성단면에 대한 상대반응과 응력이완계수이다. Fig. 7(b)에서 식 (15a)와 (15b)에 의해 계산된 응력이완계수는 $\kappa_{co} = 0.45$ 의 증가에 따라 $\kappa_{co} = 0$ 인 Fig. 6(b)의 PCT 단면의 값보다 증가하였다. 특히 CC-SSM의 결과를 만족하는 식 (15a)에 의한 응력이완계수는 $\phi_n = 2$ 에서 0.86 그리고 $\phi_n > 2$ 에서 1보다 큰 부적합한 값이 평가되었다. 이는 이완계수법의 환산단면특성의 중심이 PS 콘크리트 단면의 초기 중립축에 접근하면서 작은 탄성변형의 변화

에 민감하게 작용한 것으로 판단된다.

Fig. 7(a)에서 합성단면의 추가변형률 $\Delta\bar{\epsilon}_{go}$ 는 자유상태 크리프변형 $\phi_n\epsilon_{cgo}$ 의 51%이며, 추가곡률 $\Delta\bar{\chi}_n = 0.53\phi_n$ 에 대해 $\bar{\chi}_{co} = 0.60$ 또는 $\epsilon_o/y_{cgo} = \chi_{co}/0.6$ 을 적용하면 $\Delta\bar{\chi}_n = 0.88\phi_n\chi_{co}$ 로 $\phi_n\chi_{co}$ 의 88%이었다. PS 콘크리트단면의 중심($\bar{y}_o = -1$)의 추가변형률 $\Delta\bar{\epsilon}_{cg} = [(0.51) + (-0.53)(-1)]\phi_n = 1.04\phi_n$ 이다. 상부의 슬래브단면을 기준으로 발생하는 ϵ_{cgo} 에 대한 크리프변형의 편심과 상대적으로 큰 χ_{co} 의 크리프변형이 콘크리트단면의 중심에서 자유상태의 크리프변형보다 큰 추가변형을 발생시킨다. 탄성변형의 변화에 대한 Fig. 7(c)에서 콘크리트단면 중심에서 양의 탄성변형 또한 증가하는 축하향 응력을 보여준다. 그러나 긴장재가 위치한 방향의 아래연단($\bar{y}_c = -2$)에서 콘크리트의 초기 탄성변형 $\bar{\epsilon}_{co}(\bar{y}_c) = (1) + (-0.6)(-2) = 2.2$ 에 대해 $\phi_n = 2$ 에 대한 추가 탄성변형률 $\Delta\bar{\epsilon}_{ce}(\bar{y}_c) = (0.034) + (0.064)(-2) = -0.094$ 로부터 응력이완률은 4.3%이며, PS 콘크리트 합성단면의 응력손실은 상대적으로 큰 κ_{co} 에 의한 탄성곡률의 구속으로 PCT 단면의 1.7%보다 큰 값을 보였다. 일반적으로 축하향 대칭단면, 강합성단면, PS 콘크리트 합성단면, PCT단면의 순으로 응력이완률이 상대적으로 크게 발생하며, 구속단면의 단면이차모멘트 비율인 κ_{so} 가 증가할수록 응력이완률이 증가하였다.

5. 결 론

이 논문에서는 단면의 구성이 복잡한 복합단면에서 콘크리트 크리프변형의 부분적인 구속과 이에 의한 응력이완을 SSM의 반복과정 없이 계산하기 위해 이완계수법을 유도하였다. 이 이완계수법에는 단면특성과 하중특성을 매개변수로 하는 응력이완계수의 식 (16)이 제안되었다. 제안된 식이 적용된 오차율과 신뢰도는 균등 크리프 단계별계산법(CC-SSM)의 반응에 대해 계산되었고 식 (15)로 평가된 평균 응력이완계수의 오차율과 비교되었다. 이 논문에서 유도된 이완계수법과 제안된 응력이완계수식에 대한 요약은 다음과 같다.

- 1) 이 연구의 기준으로 적용된 CC-SSM에는 응력이완에 대한 크리프복원과 탄성계수이력이 포함되지 않

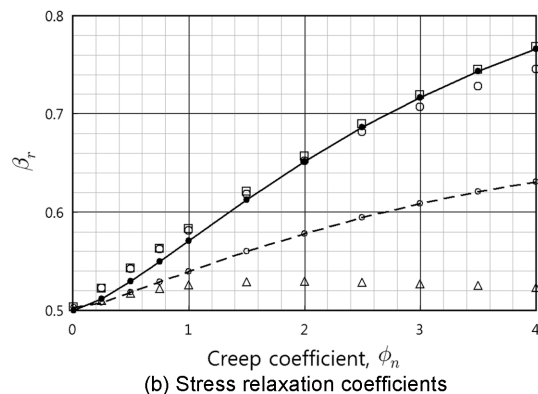
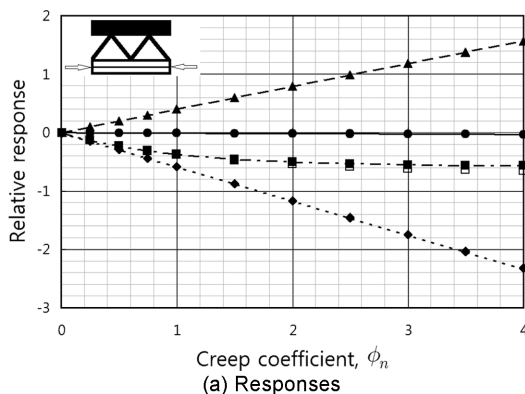


Fig. 6 A typical PCT section ($\kappa_{cg} \approx 1$, $\rho_{co} = 0.40$, $\bar{\epsilon}_{cgo} = 1$, $\bar{\chi}_{co} = 0$)

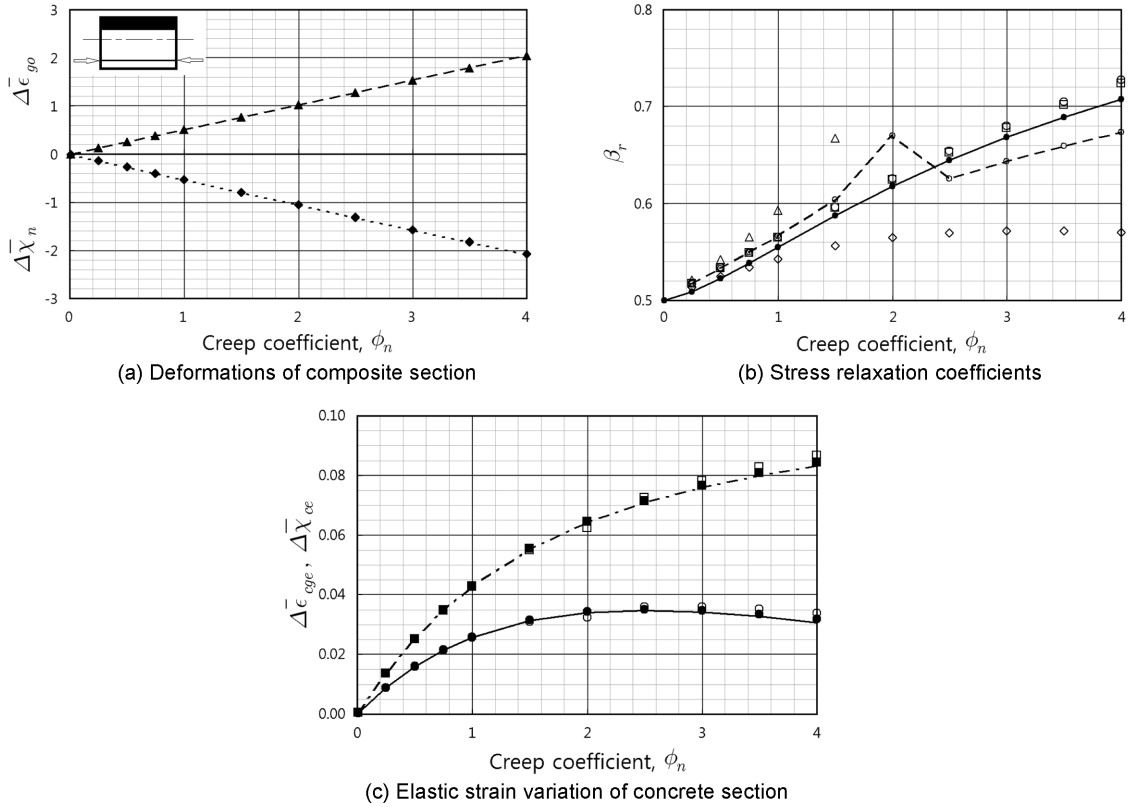


Fig. 7 A typical PS concrete composite section ($\kappa_{co} = 0.45$, $\kappa_{so} = 0.01$, $\rho_{co} = 0.50$, $\bar{\epsilon}_{cgo} = 1$, $\bar{\chi}_{co} = -0.6$)

았으나, 두 요소의 크리프변형에 대한 상반된 작용으로 그 영향은 크지 않을 것으로 판단된다.

- 2) 콘크리트단면의 응력분포가 일정하지 않으면 합성단면의 변형과 콘크리트단면의 탄성변형 각각에 대한 응력이완계수는 서로 다른 값이 계산될 수 있으며, 적합조건과 평형조건을 위한 평균 응력이완계수가 사용될 수 있다.
- 3) 제안된 응력이완계수의 식 (16)은 자유상태에서 0.5 그리고 $\phi_n = 4$ 에서 완전히 구속된 경우 0.77로 일반적으로 적용되는 재령계수 0.8보다 작은 값으로 구속효과가 크리프계수를 감소시키는 효과를 보였다.
- 4) CC-SSM의 반응에 대한 제안식에 의한 이완계수법의 평균오차(RMSE)는 3 이하의 크리프계수에서 자유상태의 변형에 대해 1.2% 이내이었으며, 99% 신뢰도에서 최대 3.3%의 오차를 보였다. 제한식에 의한 이완계수법은 대부분의 조건에서 식 (15)의 평균 응력이완계수가 사용된 경우보다 향상된 RMSE와 신뢰도를 보였다.

이 논문에서 제안된 응력이완계수의 식 (16)이 적용된 이완계수법은 크리프거동에 대한 복합단면 내부구속의 공학적인 단순 계산을 위해 개발되었다. 단계별 계산법의 복잡한 계산과정과 재료특성의 이력이 명확하지 않은 조건에서 유용하게 사용될 수 있으며, 전산구조해석에서 요소의 강성에 일치해석의 반응에 대한 유효탄성계수 $E_{ce} = E_c / (1 + \beta_r \phi_n)$ 를 적용하면 외부구속에 의한 크리프 효과도 분석될 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 인하대학교 연구지원사업에 의해 지원되었 으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ACI 209R-92, "Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effect in Concrete Structures," *ACI Manual of Concrete Practice-Part 1*, American Concrete Institute, 1997, pp. 4-12.
2. CEB-FIP Model Code 1990, *Model Code for Concrete Structures*, Comité Euro-International du Béton, Thomas Telford, 1993, pp. 51-58.
3. Ghall, A., Neville, A. M., and Jha, P. C., "Effect of Elastic and Creep Recoveries of Concrete on Loss of Prestress," *ACI Journal*, Vol. 64, Issue 12, 1967, pp. 802-810.
4. 박종범, 박정일, 장승필, 조재열, "콘크리트 구조물에서 크리프 계수 추정 방법," 콘크리트학회 논문집, 21권, 5호, 2009, pp. 619-628.
5. Bažant, Z. P., "Prediction of Concrete Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method," *ACI Journal*, Vol. 69, 1972, pp. 212-217.
6. Balevicius, R., "An Average Stress Strain Approach to Creep Analysis of RC Uncracked Elements," *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 14, No. 1, 2010, pp. 69-89.
7. 김한수, 조석희, "수축대를 사용한 고축건물 콘크리트 슬래브의 건조수축응력 해석," 콘크리트학회 논문집, 14권, 5호, 2002, pp. 726-733.

8. Gilbert, G. I., *Time Effects in Concrete Structures*, Elsevier Science Publishers, Netherlands, 1988, 321 pp.
9. Yue, L. L. and Taerwe, L., "Two-Function Method for the Prediction of Concrete Creep under Decreasing Stress," *Materials and Structures*, Vol. 26, No. 5, 1993, pp. 268~273.
10. Neville, A. M., *Properties of Concrete Structures*, Addison Wesley Longman, London, 1996, 844 pp.
11. 김세훈, 오병환, "크리프 회복 거동을 고려한 철근콘크리트 및 프리스트레스트 콘크리트 부재의 장기거동해석에 관한 연구," 콘크리트학회지, 11권, 1호, 1999, pp. 279~288.
12. Glanville, W. H., "Studies in Reinforced Concrete - III, The Creep or Flow of Concrete under Load," *Building Research Technical Paper No. 12*, Department of Scientific and Industrial Research, London, 1930, 33 pp.
13. 연정흠, 김의현, "합성단면의 콘크리트 크리프 효과에 대한 일반화 매개변수의 민감도 분석," 콘크리트학회 논문집, 21권, 5호, 2009, pp. 629~638.
14. Arutyunyan, N. Kh., *Some Problems in the Theory of Creep*, Oxford, Pergamon Press, 1966, 290 pp.
15. 대한토목학회, 도로교설계기준 해설, 기문당, 2008, 1008 pp.
16. 김씨동, 고상윤, "곡선교차로상의 PCT 거더교 설계사례," 콘크리트학회지, 19권, 4호, 2007, pp. 52~58.

요 약 복합구조의 합성단면에서 콘크리트 크리프변형은 합성단면에 추가 변형을 발생시키며, 장기변형의 일부 구속에 의한 응력이완은 콘크리트단면에 도입된 선압축응력의 심각한 손실을 초래할 수 있다. 이 논문에서는 복잡한 합성단면의 콘크리트 크리프변형에 대해 공학적인 목적에서 단순 해석이 가능한 이완계수법을 유도하고, 이완계수법에 요구되는 응력이완계수 식을 제안하였다. 이완계수법은 크리프계수와 합성단면의 환산단면특성 및 하중특성을 매개변수로 사용하는 균등 크리프계수 단계별계산법(CC-SSM)과 같은 방법으로 유도되었다. 제안된 이완계수 식에 의한 응력이완계법의 오차는 CC-SSM으로부터 평가된 이완계수법의 평균 응력이완계수에 의한 오차보다 향상되었으며, 자유상태에서 크리프변형에 대한 제안식에 의한 이완계수법 반응의 평균오차율은 3보다 크지 않은 크리프계수에 대해 1.2%보다 작으며, 99% 신뢰도에서 최대 3.3%이었다. 제안된 응력이완계수 식은 크리프변형에 대한 합성단면의 내부구속 정도를 반영하며, 외부구속 효과를 분석하기 위한 전산구조해석에서 응력이완계수가 적용된 유효탄성계수는 합성단면의 요소에 대한 강성 계산에 효율적으로 적용될 수 있다.

핵심용어 : 합성단면, 콘크리트, 크리프변형, 이완계수법, 응력이완계수