

# 철근콘크리트 보의 크리이프 단순 해석법

## A Simplified Method for Creep Analysis of R/C Beams

곽 효 경\*  
Kwak, Hyo-Gyoung

서 영 재\*\*  
Seo, Young-Jae

### 요 지

본 논문은 철근콘크리트 보의 시간의존적 거동인 크리이프 변형의 산정에 관한 것으로 크리이프 Compliance 함수의 1차 순환적 단계 알고리즘에 토대를 둔 적층단면법에 대하여 논하였으며, 단면의 평형조건과 적합조건으로부터 구조물의 크리이프 변형을 쉽게 예측할 수 있는 간략 해석법을 제안하였다. 여러 실험치와 기존 해석방법 및 설계 기준과의 비교를 통해 제안된 해석모델의 효율성을 검증하였고 적층단면법을 사용한 다양한 해석을 통해 단면의 형상, 철근비의 변화 및 균열의 유무에 따른 구조물의 시간의존적 거동에 비교 및 분석되었다.

### Abstract

This paper deals with the development of simplified methods to predict the creep deformation of reinforced concrete beams. The layer approach based on a degenerate kernel of compliance function in form of Dirichlet series is mentioned and a simplified analytical method derived from the equilibrium equations and compatibility conditions is proposed to overcome the sophisticated calculation procedures in the classical creep analysis. Correlation studies between analytical and experimental results and design codes are conducted with the objective to establish the validity of the proposed methods. Besides, various parameter studies are conducted with the objective to identify the effects of cracking, steel ratio and sectional shape in the creep deformation and the obtained results are discussed.

*Keywords* : creep, time dependent behavior, R/C beam, layer approach, simplified method

## 1. 서 론

널리 알려진 바와 같이 콘크리트 크리이프 (creep) 현상이란 지속적인 응력이 콘크리트에 작용할 때 순간 탄성변형의 발생 후에 시간이 경

과함에 따라 추가적으로 발생하는 변형 (time-dependent deformation)으로 정의된다. 하중을 받는 콘크리트 부재가 철근 또는 외부 지지점에 의해 구속되지 않으면 응력의 변화없이 크리이프 변형이 증가하게 되나 크리이프 변형이 구속되면

\* 정회원·한국과학기술원 토목공학과, 조교수  
\*\* 한국과학기술원 토목공학과, 석사과정

• 이 논문에 대한 토론을 1998년 3월 31일까지 본 학회에 보내주시면 1998년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

구속에 의한 응력이 발생하고 이로 인해 단면내에서 응력 재분배가 유발된다. 나아가 점진적으로 발생하는 크리이프 변형률은 단면의 곡률을 증가시키며 결과적으로 보의 추가적인 처짐을 발생시킨다. 이러한 콘크리트 크리이프 변형률의 크기는 일반적으로 탄성변형률 크기의 수배에 달하므로 장기적으로 구조물의 큰 처짐이 유발되고, 이로 인한 구조물의 사용성 및 기능 수행에 악영향을 미치게 되므로 구조물 해석에서 중요하게 취급되고 있다.

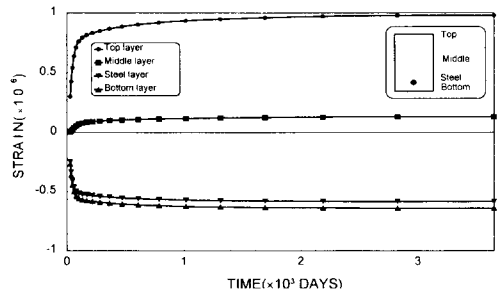
크리이프가 단면에 미치는 영향으로는 무근콘크리트 단면에서 크리이프 현상에 의한 곡률의 증가는 크리이프 계수에 비례하므로 크리이프에 의한 곡률의 증가와 단면의 변형률 사이에는 선형관계가 성립하지만 철근콘크리트 단면에서는 크리이프 변형이 철근에 의해 구속되므로 철근비에 따라 곡률 변화량이 차이를 나타내게 된다. 특히 철근콘크리트 단면에 균열이 발생할 경우 초기 탄성변형은 상대적으로 큰 반면 균열이 발생하는 인장부 콘크리트는 응력을 받지 못하므로 응력에 비례하여 발생하는 크리이프 변형은 발생하지 않고 압축부 내에서는 크리이프의 진행에 의하여 중립축이 작아지게 되므로 결과적으로 단면의 압축응력은 감소하게 되는 결과가 초래된다. 즉 균열 보의 전체처짐은 비균열 보의 전체 처짐보다 크지만 크리이프에 의한 처짐의 증가는 비균열 보의 처짐 증가보다 오히려 작게 발생하게 된다.

이러한 크리이프 변형률에 의한 처짐의 증가는 구조계의 사용성에 악영향을 미치게 되는데 특히 새로운 기술의 개발과 구조기술의 발전 및 다양한 구조재료의 개선, 개발에 힘입어 구조물이 점차 세장화되고 복잡화되는 추세에 있으며 구조물 설계의 기본이 되는 각국의 설계 기준에서도 기존의 단면 저항력에 대한 규정 외에 최대 처짐, 허용 균열폭 등 일련의 사용성 (serviceability)에 대한 규정이 강화되고 있고 시공 단계 (construction sequence)에 따른 재료 및 구조체의 변화와 이의 영향을 정확히 파악하여 보다 정밀한 설계 및 시공이 이루어 지도록 하는 요구가 증대되

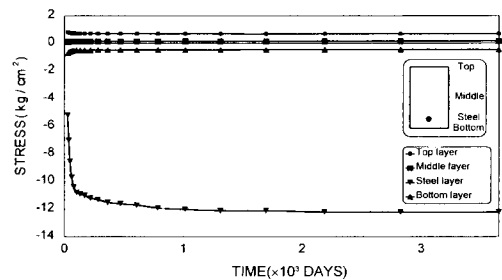
고 있다.

사용성의 검토를 위해서는 부재의 시간에 따른 장기처짐의 예측은 물론 작용하는 하중과 콘크리트의 시간의존적 변화에 따른 철근과 콘크리트의 응력 및 변형률 재분배의 효과를 정확히 파악하고 이에 대한 고려도 수행되어야 한다(그림 1참조). 그러나 대부분의 설계기준 조항과 기존의 설계는 이러한 시간의존적 변화에 따른 단면 내의 응력 변화는 그 크기가 크지 않다고 가정함으로써 무시하고, 단지 장기처짐(long-term deflection)에 의한 변형과 구조계의 변화에 따른 시간의존적 모멘트 변화만을 설계와 시공에 고려하고 있다<sup>1, 2, 4)</sup>. 더욱이 설계기준에서 고려하고 있는 장기처짐에 관한 사항도 구조물의 형태와 하중조건 등을 정확히 고려하지 않고 개략적인 식에 의해 근사적으로 고려하기 때문에 교량의 과다한 처짐(Camber) 발생 등 구조물을 설계 또는 시공할 경우 많은 문제점이 유발될 수 있다.

콘크리트 구조물의 시간의존적 거동의 해석은



(a) 변형률-시간관계



(b) 응력-시간관계

그림 1 시간에 따른 단면의 변형률 및 응력의 변화 예

유효탄성계수법 (Effective Modulus Method, EMM), 크리이프율법 (Rate of Creep Method, RCM), 흐름율법 (Rate of Flow Method, RFM), 개선된 Dischinger법 (Improved Dischinger Method, IDM) 등을 이용한 변형률의 산정과 등가 환산단면의 적용에 토대를 두고 있다<sup>11,14)</sup>. 이러한 방법들은 적용이 용이한 반면 시간의 변화 (time history)에 따른 단면내 응력의 재분배 등을 반영하지 못하고 있으며 실무에서 적용하기에는 많은 어려움이 있다.

따라서 이 연구에서는 철근콘크리트 단면해석에 적층단면법을 적용함으로써 콘크리트 단면의 정확한 시간의존적 거동을 살펴보고자 하였으며, 나아가 기존의 설계규준을 사용하여 크리이프의 영향을 쉽게 계산할 수 있는 방법으로 단면의 평형단면 상태를 기준으로 유도된 간략해법을 제안하였다. 나아가 실험결과와 비교하여 제안된 모델의 효율성을 검토하였고 콘크리트 구조물의 시간의존적 거동에 영향을 미치는 철근비의 효과와 균열의 영향을 분석하였다.

## 2. 적층단면법 (Layer Approach)

### 2.1 일반사항

적층단면법은 해석하고자 하는 단면을 유한 수의 층 (layer)으로 나누어 각 층의 변형률과 응력을 각각 계산한 후 전체 단면의 평형조건을 고려하여 시간의존적 거동을 해석하는 방법이다. 이 방법에서는 각 층을 일축응력 (uniaxial stress) 상태로 가정하기 때문에 해석이 비교적 간단하고, 단면이 여러 재료로 구성된 경우 각 재료의 특성을 해당 층에 직접 적용시킬 수 있으며, 균열한계를 초과한 층은 해석에서 제외함으로써 단면의 균열도 적절히 고려할 수 있는 장점이 있다<sup>12)</sup>. 이러한 적층단면법을 사용하여 단면을 해석하기 위해 이 연구에서 사용한 기본 가정은 다음과 같다. (1) 변형전 평면을 유지하는 단면은 변형 후에도 평면을 유지한다. (2) 변형률은 중립축으로부터 선형으로 변한다. (3) 철근과 콘크리트는 완전부착 (perfect bond)을 유지한다. (4) 콘크리트

의 응력이 인장강도에 도달하면 균열이 발생한다. 나아가 본 연구에서는 단면의 중립축을 결정하기 위해 단면이 평형조건을 만족시킬 때까지 반복 해석을 수행하는 반복법 (iteration method)이 사용되었으며 단면의 크리이프 변형률을 구하는 기법 (algorithm)으로는 크리이프함수의 전개에 기본을 둔 1차 순환적 단계 알고리즘<sup>3)</sup>이 사용되었다.

철근콘크리트 단면의 시간의존적 거동의 특징은 콘크리트의 경우 시간이 경과함에 따라 크리이프에 의하여 변형률은 변화하지만 철근에서는 크리이프 변형이 상대적으로 작아 이를 무시할 수 있으므로 시간의 변화에 따른 변형률의 변화가 없는 것으로 가정할 수 있다. 이러한 시간의 변화에 따라 각 재료에서 발생하는 변형률의 차이에 의하여 각 재료는 서로 구속을 하게 되고 나아가 평면 단면조건을 만족시키기 위한 응력 재분배가 발생한다. 응력의 재분배는 반복법을 사용하여 평형조건 (equilibrium equations)과 적합조건 (compatibility conditions)을 만족시킬 때까지 중립축과 곡률을 변화시킴으로써 결정한다. 이들 관계를 나타내는 그림 2에서  $\psi_0$ 와  $\psi_t$ 는 초기 곡률과

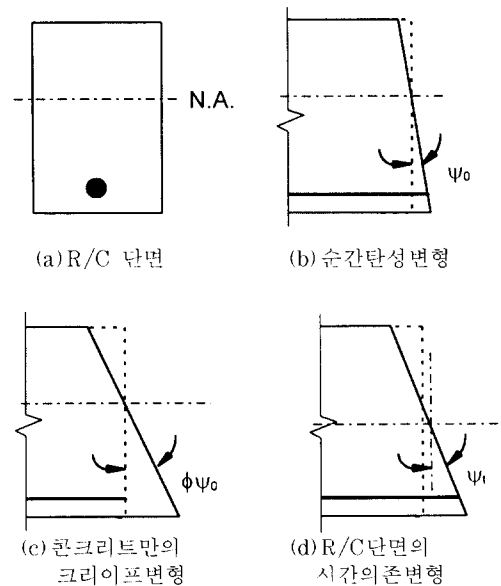


그림 2 철근콘크리트 단면의 시간의존적 변형

시간  $t$ 에서 곡률을,  $\phi$ 는 크리이프 계수를 각각 의미한다. 임의 시간  $t$ 에서 단면의 평형상태란 순간 탄성상태에 크리이프에 의해 발생하는 효과를 단순히 더하는 것이 아니라 철근과 콘크리트의 내부 응력(internal stress)에 의한 단면력이 서로 평형을 이루고 있는 상태를 의미한다.

### 2.2 크리이프 변형률의 계산

이 연구에서는 크리이프 변형률을 계산하기 위하여 사용된 크리이프함수의 전개에 기본을 둔 1차 순환적 단계 알고리즘(first-order algorithm based on expansion of compliance function)은 숨겨진 상태변수(hidden state variables)를 시간 단계의 증가에 따라 순환시켜서 이전 시간단계의 영향을 고려할 수 있고 시간단계의 크기를 필요에 따라 조절할 수 있는 특징을 가지고 있다. 또한 응력이 시간에 따라 변하는 경우도 전체 응력 변화이력/loading history)을 기억할 필요가 없이 구하고자 하는 시간단계의 응력증분만을 기억하면 되므로 컴퓨터를 이용하여 계산할 때 기억용량 및 계산시간을 크게 줄일 수 있어서 대형 구조물의 크리이프 해석에 널리 사용되고 있다<sup>3)</sup>.

일반적으로 평면응력상태에서 하중이 작용하는 초기시간  $t_1$ 에서 관측시간  $t_n$ 까지의 전체 크리이프 변형률  $\{\epsilon_n^c\}$ 은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\{\epsilon_n^c\} = [D_0]^{-1} \sum_{i=1}^n C(t_n, t_i) \{\Delta\sigma_i\} \quad (1)$$

여기서  $[D_0]^{-1}$ 는 다음 식(2)와 같이 평면응력 관계를 나타내는 행렬이며,  $C(t_n, t_i) = J(t_n, t_i) - 1/E(t_i)$ 로 일축응력상태의 시간  $t_n$ 에서 크리이프 Compliance이고  $J(t_n, t_i)$ 는 크리이프 함수이다.

$$[D_0]^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & -\nu_c & 0 \\ -\nu_c & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2(1+\nu_c) \end{bmatrix} \quad (2)$$

그러나 식(1)을 사용하면 각각의 하중 재하시간에 대하여 각 관측 시간에서 모든 크리이프 Compliance  $C(t_n, t_i)$ 를 모두 저장해야 하는 문

제가 있기 때문에 본 연구에서는 컴퓨터의 기억용량을 줄이기 위해 Zienkiewicz와 Watson에 의해 제안된 다음의 관계식이 사용되었다<sup>17)</sup>.

$$[D_0]\{\Delta\epsilon_n^c\} = \sum_{i=1}^n \{A_{n,i}\}(1 - e^{-\lambda_i \phi(T_n) \Delta t_n}) \quad (3)$$

$$\{A_{n,i}\} = \{A_{n-1,i}\} e^{-\lambda_i \phi(T_{n-1}) \Delta t_{n-1}} + \{\Delta\sigma_n\} a_i(\tau) \quad (4)$$

여기서  $\lambda_n$ 는 지연시간의 역(=1/ $\tau_n$ )을,  $a_n(\tau)$ 는 하중이 작용할 때의 재령  $\tau$ 에 의존하는 크리이프 Compliance 계수,  $\phi(T)$ 는 온도변화를 고려하기 위한 변환함수를 각각 나타내나 본 연구에서는 온도 효과가 고려되지 않은 관계로  $\phi(T) = 1$ 의 상수값을 사용하였다. 또한  $\{A\}$ 는 숨겨진 상태변수(hidden state variables)를 나타내는 행렬이며 식(4)를 통해 전 시간단계의 영향이 고려됨을 알 수 있다.

위 식에 의한 크리이프해석에는  $m, a_i(\tau), \lambda_i$ 의 결정이 필요하다.  $a_i(\tau)$ 를 제외한 계수의 선택에 있어서는 시행착오법(trial and error method)을 사용하는데 이 연구에서는  $m=4$ , 지연 시간은 3.0, 30.0, 300.0, 3000.0이 가정되었다<sup>3)</sup>. 본 연구에서는 위 식들을 적용함에 있어 해석 대상 구조물이 콘크리트 단면을 포함한 보의 해석에 국한된 관계로 일축응력상태를 기준으로 하였으며 임의의 특정 시간단계에서 응력과 재료성질이 일정한 것으로 가정하였다. 응력과 재료 성질이 일정한 일축응력상태인 경우 식(3), 식(4)의 행렬들은 모두 하나의 숫자로 나타내어 지게 되므로  $[D_0] = 1$ 이 된다. 따라서 일축 응력 상태의 크리이프 변형률을 나타내는 식(3)과(4)는 다음의 식(5)와 같이 간단히 표시될 수 있다.

$$\Delta\epsilon_n^c = \sum_{i=1}^m A_{n-1,i} (1 - e^{-\lambda_i \Delta t_n}), A_{n,i} = A_{n-1,i} e^{-\lambda_i \Delta t_n} + a_i(\tau) \Delta\sigma_n \quad (5)$$

여기서  $\Delta t_n = t_n - t_{n-1}$ 와  $\Delta\sigma_n = \sigma_n - \sigma_{n-1}$ 은 시간과 응력의 증분이며,  $n=1$ 에서  $A_{0,i} = 0$ (zero)과  $A_{n,i} = a_i(\tau) \sigma_i$ 의 값이다.  $a_i(\tau)$ 의 값은 Kabir가 제

안한 다음 식 (6)의 Dirichlet Series Compliance 함수를 이용한 최소자승법 (least square method)으로 계산된다<sup>12)</sup>.

$$C(t, \tau) = \sum_{i=1}^m a_i(\tau) [1 - e^{-\lambda_i(t-\tau)}] \quad (6)$$

식 (6)에서  $a_i(\tau)$ 의 값을 제외한 모든 계수값들이 위에서 언급한 방법으로 결정되고 크리이프 Compliance  $C(t, \tau)$ 는 실험값이나 설계규준에서 제안된 식으로부터 결정할 수 있으므로,  $a_i(\tau)$ 의 값을 구하기 위한 최소자승법을 적용하기 위하여 여러 관측시간  $t_i (i=1, 2, \dots, n)$ 에서 실험 결과나 모델식 등을 이용하여 크리이프 Compliance  $C(t_i, \tau)$ 와  $1 - e^{-\lambda_i(t_i-\tau)}$ 의 값이 계산된다. 계산된 결과는 다음 식 (7)로 정리할 수 있고 이를 간단히 행렬로 표현하면 식 (8)과 같다.

$$\begin{bmatrix} 1 - e^{-\lambda_1(t_1-\tau)} & 1 - e^{-\lambda_2(t_1-\tau)} & \dots & 1 - e^{-\lambda_m(t_1-\tau)} \\ 1 - e^{-\lambda_1(t_2-\tau)} & 1 - e^{-\lambda_2(t_2-\tau)} & \dots & 1 - e^{-\lambda_m(t_2-\tau)} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ 1 - e^{-\lambda_1(t_n-\tau)} & 1 - e^{-\lambda_2(t_n-\tau)} & \dots & 1 - e^{-\lambda_m(t_n-\tau)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1(\tau) \\ a_2(\tau) \\ \vdots \\ a_m(\tau) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C(t_1, \tau) \\ C(t_2, \tau) \\ \vdots \\ C(t_n, \tau) \end{bmatrix} \quad (7)$$

또는

$$[A]_{n \times m} [a]_{m \times 1} = [C]_{n \times 1} \quad n > m \quad (8)$$

따라서 참값  $[C]$ 와 근사값  $[A][a]$ 에 대해 최소자승법을 적용하여  $[a]$ 행렬을 식 (9)를 이용하여 계산할 수 있다.

$$[A]_{m \times n}^T [A]_{n \times m} [a]_{m \times 1} = [A]_{m \times n}^T [C]_{n \times 1} \quad (9)$$

식 (9)에 의해 계수  $a_i$ 가 결정되면 각 시간단계에서 크리이프 변형률의 증분은 식 (5)로부터 계산되고, 이들 크리이프 변형률 증분을 계속 합함

으로써 임의의 시간에서의 크리이프 변형률이 계산된다.

### 2.3 단면해석 과정

크리이프 변형률이 앞 절의 방법으로 계산되면 이 크리이프 변형률과 같은 크기의 역학적 변형율을 발생시킬 수 있는 등가의 모멘트를 계산하고 이 등가의 모멘트를 외부 하중에 포함시켜 작용하중을 계산한다. 이 작용 하중을 전체 철근콘크리트 단면에 가하여 이 단면의 전체 변형률을 계산하고, 앞에서 구한 비역학적 변형률인 크리이프 변형률을 전체 변형률에서 제하여 역학적 변형률 (mechanical strain)을 계산한다 ( $\epsilon_m = \epsilon_t - \epsilon_{nm}$ ). 계산된 역학적 변형률을 콘크리트와 철근의 응력-변형률 관계에 적용하여 단면 각층의 응력을 계산하는데 이 연구에서 가정된 콘크리트 및 철근의 응력-변형률 관계는 각각 그림 3, 4와 같다.

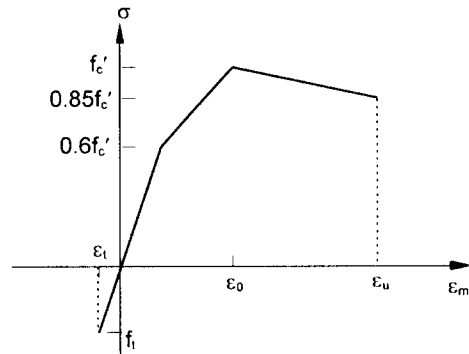


그림 3 콘크리트 응력-변형률 관계

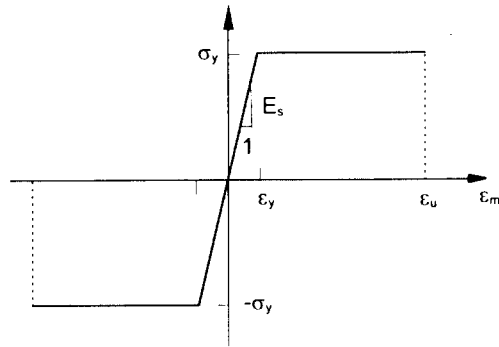


그림4 철근의 응력-변형률 관계

콘크리트 압축영역에서의 일축 응력-변형을 관계는 현재 널리 사용되고 있는 Hognestad의 제안식이 사용되었으며<sup>5)</sup>, 인장영역의 거동은 선형 탄성체로 가정되었다. 철근의 응력-변형을 관계는 압축과 인장에 동일한 선형탄성-완전소성(linear elastic-perfect plastic)으로 가정하였다. 이 연구에서는 철근의 유일한 비역학적(non-mechanical) 변형률인 온도 변형률을 고려하지 않았으므로, 철근의 경우는 전체변형률과 역학적(mechanical) 변형률이 같게 되며 철근의 응력은 전체 변형률로부터 계산될 수 있다. 전술한 과정을 따라 산정된 응력을 사용하여 단면의 내력을 구하고 중립축과 곡률을 변화시킴으로써 단면의 평형상태를 계산한다. 앞에서 언급한 해석과정을 흐름도로 나타내면 그림 5와 같다.

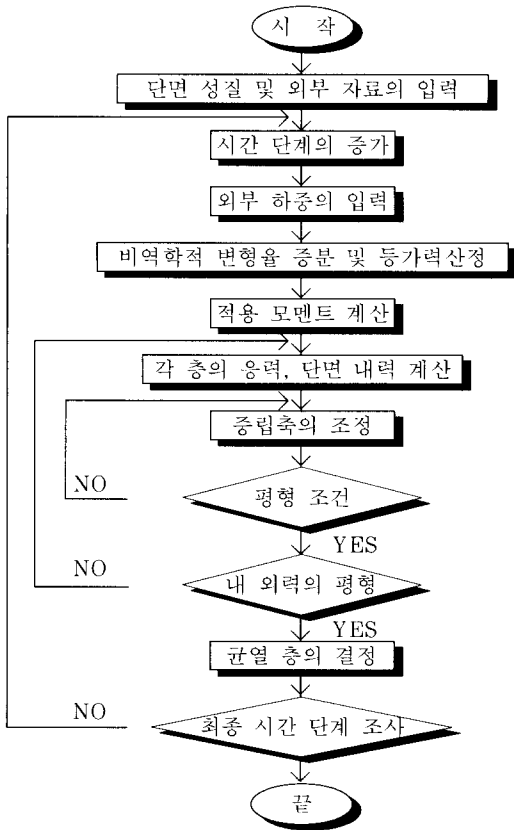


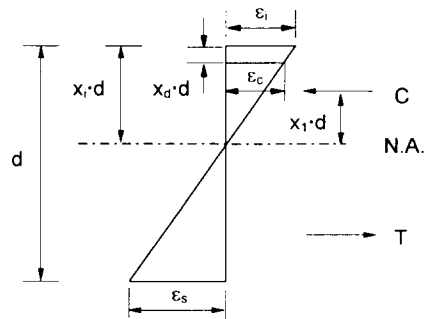
그림 5 단면해석 흐름도

### 3. 단순 해석법 (Simplified Approach)

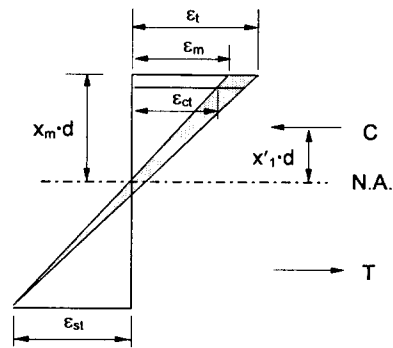
앞에서 언급한 Dirichlet Series를 이용한 알고리즘은 구하고자 하는 시간단계 전후에서의 응력만을 기억하면 된다는 장점이 있으나, 구조물을 설계할 때에 대략적인 수계산이 필요한 경우에는 사용하기 어려운 단점이 있다. 따라서 수계산으로 단면의 장기거동을 해석하기 위해 단면의 평형조건을 토대로 콘크리트의 크리프 효과를 고려한 시간단계 해석법을 제안하고자 한다.

철근콘크리트 부재에 하중이 작용하면 임의의 단면에서 발생한 탄성변형상태와 동일한 하중 조건하에서 시간이 경과함에 따라 나타나는 단면의 변형률 분포 변화는 그림과 같다.

그림 6에서  $\epsilon_t$ ,  $x_t$ ,  $\epsilon_m$ ,  $\epsilon_s$ 는 순간탄성상태에서 콘크리트 압축연단의 변형률, 중립축비, 인장 철근



(a) 순간 상태



(b) 임의의 시간 상태

그림 6 무균열 철근콘크리트 단면의 변형률 분포

의 변형률, 압축 철근의 변형률을 각각 나타내고,  $\epsilon_s, \epsilon_m, x_m, \epsilon_{st}, \epsilon_{t'}$ 는 시간  $t$ 에서 콘크리트 압축연단의 전체 변형률과 역학적 변형률, 중립축비, 인장철근의 변형률, 압축철근의 변형률을 각각 나타낸다. 만약  $\phi$ 를 시간  $t$ 에서의 크리이프 계수라 하면 콘크리트 압축연단의 전체 변형률은 역학적 변형률과 크리이프에 의한 시간의존적 변형률의 선형 조합으로 다음과 같이 표시 할 수 있다.

$$\epsilon_t = \epsilon_m + \phi \epsilon_s \quad (10)$$

또한 평형 단면에서 압축력과 인장력이 같다는 평형조건은 외력이 추가적으로 작용하지 않는 한 에너지 보존법칙에 따라 항상 일정하므로 순간탄성상태와 시간  $t$ 에서 각각에 대하여 식 (11)과 식 (12)로 나타낼 수 있으며, 두 관계식 사이에는 모멘트 평형조건으로부터 식 (13)의 등식이 성립한다.

$$1 - e^{-\lambda_1(t-t_0)} = A_s E_s \epsilon_s + \frac{1}{2} E_0 \epsilon_s (1 - x_1) db \quad (11)$$

$$\frac{1}{2} E_t \epsilon_m x_m db + A_{s'} E_s \epsilon_{st} = A_s E_s \epsilon_{st} + \frac{1}{2} E_t \epsilon_{st} (1 - x_m) db \quad (12)$$

$$M = A_s E_s \epsilon_s (1 - x_1 + x_1) d + \frac{1}{2} E_0 \epsilon_s (1 - x_1) \left\{ \frac{2}{3} (1 - x_1) + x_1 \right\} b d^2 = A_s E_s \epsilon_{st} (1 - x_m + x_1') d + \frac{1}{2} E_t \epsilon_{st} (1 - x_m) \left\{ \frac{2}{3} (1 - x_m) + x_1' \right\} b d^2 \quad (13)$$

여기서  $E_0$ 와  $E_t$ 는 각각 순간탄성상태와 시간  $t$ 에서 콘크리트의 탄성계수이고  $E_s$ 는 철근의 탄성계수,  $b$ 와  $d$ 는 단면의 폭과 유효 높이를 각각 나타낸다.

$$n = E_s / E_0, \quad a = E_s / E_t, \quad \rho = A_s / b d, \quad \rho' = A_{s'} / b d$$

( $A_s$ 와  $A_{s'}$ 는 각각 인장철근과 압축철근의 단면적)의 재료상수를 도입하고, 식 (10)의 관계식을 식 (12)에 대입하여, 식 (11)과 (12)를  $\epsilon_s$ 와  $\epsilon_{st}$ 에 대하여 다시 정리하면 다음의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\epsilon_s = \frac{1}{x_1} \cdot \frac{2n\rho'(x_1 - x_d) + x_1^2}{2n\rho + 1 - x_1} \epsilon_{st} \quad (14)$$

$$\epsilon_t = \frac{x_m(2a\rho + 1 - x_m)}{2a\rho'(x_m - x_d) + x_m^2} \epsilon_{st} + \phi \epsilon_s \quad (15)$$

순간탄성상태와 시간  $t$ 에서 중립축으로부터 단면의 압축력의 합력이 작용하는 위치의 유효높이에 대한 비  $x_1$ 과  $x_1'$  (그림 6참조)의 관계식은 다음과 같다.

$$x_1 = \frac{2}{3} \cdot \frac{x_1^3 + 3n\rho'(x_1 - x_d)^2}{x_1^2 + 2n\rho'(x_1 - x_d)}, \quad x_1' = \frac{2}{3} \cdot \frac{x_m^3 + 3a\rho'(x_m - x_d)^2}{x_m^2 + 2a\rho'(x_m - x_d)} \quad (16)$$

위의 식 (16)을 식 (13)에 대입하면 시간  $t$ 에서 콘크리트 압축연단의 변형률을 다음 식과 같이 재료상수와 초기 변형의 변수로만 표현할 수 있다.

$$\epsilon_{st} = \frac{6n\rho(1 - x_1 + x_1) + (1 - x_1)(2 - 2x_1 + 3x_1)}{6na(1 - x_m + x_1') + (1 - x_m)(2 - 2x_m + 3x_1')} \cdot \epsilon_s \quad (17)$$

임의의 시간  $t$ 에서 변형률의 선형-비례 관계로부터 다음과 같이 콘크리트의 역학적 변형률 ( $\epsilon_m$ )과 철근의 변형률 ( $\epsilon_{st}$ ) 사이의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\epsilon_{st} = \frac{1 - x_m}{x_m} \cdot \epsilon_m \quad (18)$$

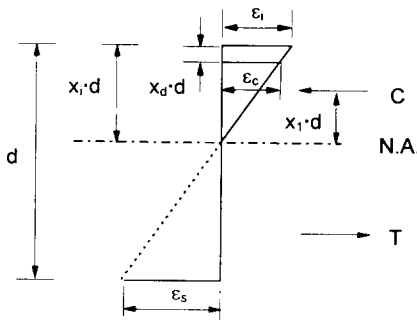
식 (18)을 임의의 시간  $t$ 에서의 단면 평형관계식인 식 (12)에 대입하면 크리이프 변형에 따른 중립축의 변화를 나타내는  $x_m$  (그림 6참조)을 결정할 수 있다.

$$x_m = \frac{1+2\alpha\rho+2\alpha\rho'x_d}{2(1+\alpha\rho+\alpha\rho')} \quad (19)$$

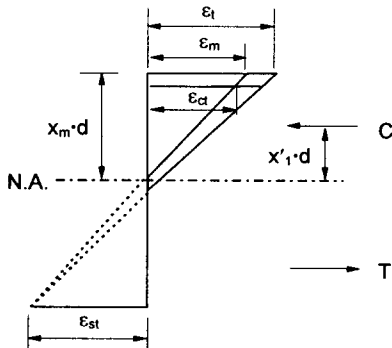
따라서 앞의 식 (15)에서 정의된 임의의 시간  $t$ 에서의 콘크리트 압축연단의 변형률  $\epsilon_c$ 는 식 (13), 식 (17) 및 식 (19)를 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_c = \left[ \frac{x_m}{x_i} \cdot \frac{2\alpha\rho+1-x_m}{2n\rho+1-x_i} \cdot \frac{2n\rho'(x_i-x_d)+x_i^2}{2\alpha\rho'(x_m-x_d)+x_m^2} \cdot \frac{6n\rho+(1-x_i+x_i)+(1-x_i)(2-2x_i+3x_i)}{6\alpha\rho+(1-x_m+x_i)+(1-x_m)(2-2x_m+3x_i')} + \phi_i \right] \epsilon_i \quad (20)$$

과다한 외력으로 인해 단면에 균열이 발생하게 되면 중립축 이하의 콘크리트 인장부는 더 이상



(a) 순간 상태



(b) 임의의 시간 상태

그림 7 균열 단면의 변형률 관계

외력에 저항하지 못하므로 이에 대한 변형률 분포를 나타내면 다음 그림과 같다.

균열단면에 대한 관련 수식의 전개는 콘크리트의 인장력에 의한 효과가 무시되는 것을 제외하고 비균열 단면의 경우와 같다. 따라서 각 시간단계에서 단면의 수직력의 평형조건을 사용하여 결정된 콘크리트 압축연단의 변형률은 다음과 같다.

$$\epsilon_{s_i} = \left( \frac{\alpha}{n} \cdot \frac{x_m}{x_i} \cdot \frac{1+x_i-x_i}{1+x_i-x_m} \cdot \frac{x_i^2+2n\rho'(x_i-x_d)}{x_m^2+2\alpha\rho'(x_m-x_d)} + \phi_i \right) \epsilon_i \quad (21)$$

여기서  $\epsilon_{s_i}$ 와  $x_m$ 은 다음 식으로 표시할 수 있다.

$$\epsilon_{s_i} = \frac{x_m^2+2\alpha\rho'(x_m-x_d)}{2\alpha\rho x_m} \cdot \epsilon_m \quad (22)$$

$$x_m = -\alpha(\rho+\rho') + \sqrt{\alpha^2(\rho+\rho')^2+2\alpha(\rho+\rho'x_d)} \quad (23)$$

따라서 비균열 단면의 경우는 식 (19)와 식 (20)에 의해 그리고 균열 단면의 경우는 식 (21)과 식 (22)에 의해 임의의 시간  $t$ 에서 단면의 변형률을 계산할 수 있으며, 식 (19)와 (23)에 의해 단면의 응력분포를 각각 결정할 수 있다.

#### 4. 처짐의 계산

임의의 위치에서 부재의 변위는 가상일의 원리 또는 구조해석에 의한 단면내 축방향 변형률과 처짐과 곡률 사이의 관계를 이용한 약산식에 의해 산정할 수 있다. 제안된 두 해석방법들에 의해 계산된 철근과 콘크리트의 변형률로부터 시간  $t$ 에서 보의 처짐  $\Delta$ 를 구하기 위해, 순간탄성처짐에 대한 시간  $t$ 에서의 처짐 비는 순간탄성곡률에 대한 시간  $t$ 에서의 곡률의 비와 같다는 조건을 이용하여 그 상대적인 크기를 산정하였다. 순간탄성상태와 시간  $t$ 에서의 곡률을 각각  $k_0$ 와  $k_t$ 라 하면 임의의 시간에서의 변위  $\Delta$ 와 초기탄성 처짐  $\Delta_0$ 사이에는 다음의 관계식이 성립한다(그림 6참조).



$$\frac{\Delta_i}{\Delta_i} = \frac{k_i}{k_i}, \quad \Delta_i = \frac{\epsilon_i + \epsilon_{st}}{\epsilon_i + \epsilon_s} \cdot \Delta_i \quad (24)$$

여기서

$$k_i = \frac{\epsilon_i + \epsilon_s}{d}, \quad k_i = \frac{\epsilon_i + \epsilon_{st}}{d}$$

### 5. 근사해석법 (Approximate Approach)

콘크리트 구조물은 큰 처짐이 발생하면 사용성의 문제점과 과도한 처짐으로 인한 구조부재의 균열발생 및 이로인한 철근부식은 물론 연결된 비구조체의 국부적인 파손 등 여러가지 사용상의 문제가 발생된다. 따라서 각 설계기준<sup>1, 2, 4)</sup>에서는 부재의 저항력에 관한 규정과 더불어 처짐 및 균열의 폭 등 여러가지 규정을 두어 과도한 처짐으로 야기되는 구조적인 결함의 발생을 제어하고 있다. 특히 콘크리트 구조물은 시간의 경과에 따른 재료성질의 변화로 인해 비탄성변형이 탄성변형보다 일반적으로 수배 크게 발생하기 때문에 각 설계기준에서는 이에 대한 고려를 하도록 규정하고 있다. 시간에 따른 처짐의 변화는 크리이프에 의한 중립축의 변화, 단면 내의 응력 재분배, 시간에 따른 콘크리트와 철근의 부착영향 변화, 새로운 균열의 발생과 존재하는 균열의 확장 등 여러가지 요인의 복합작용으로 인해 정확히 계산되기가 매우 어렵다. 따라서 대부분의 기존 예측식에서는 휨부재의 일반적인 처짐식을 토대로 탄성변형을 산정한 후 여기에 일정한 계수를 곱하여 근사적인 장기처짐을 예측하고 있으며 대표적인 방법들을 예로 들면 표 1과 같다<sup>1, 2, 4)</sup>.

$$\Delta_i = k \frac{M}{EI} l^2 \quad (25)$$

여기서  $\Delta_i$ 는 순간 탄성 처짐이고  $k$ 는 부재 경간을 따라 분포된 휨모멘트의 특성을 표시하는 계수이며  $EI$ 는 휨강성,  $M$ 은 최대 휨모멘트,  $l$ 은 보의 길이를 각각 나타낸다.

표 1 장기처짐의 근사식

| 방법·기준      | 관계식   |
|------------|---|
| Branson    | $\Delta_i = (1 + K_\phi \cdot \phi(t, \tau)) \cdot \Delta_i$<br>$K_\phi = \frac{0.85}{1 + 50\rho'}$ (26)                    |
| Mayer      | $\Delta_i = (1 + K_\phi \cdot \phi(t, \tau)) \cdot \Delta_i$<br>$K_\phi = \frac{\sqrt{100\rho m}}{12(1 + \rho'/\rho)}$ (27) |
| ACI 318-89 | $\Delta_i = (1 + \lambda) \cdot \Delta_i, \quad \lambda = \frac{\xi}{1 + 50\rho'}$ (28)                                     |
| BS8100     | $E_i = \frac{E_{i0}}{1 + \phi}$ (29)  |
| 도로교 표준시방서  | $\Delta_i = (1 + \phi) \cdot \Delta_i$<br>$\phi = 3 - 1.2(A_s'/A_s) \geq 1.6$ (30)  |
| Australian | $\Delta_{ip} = \phi_p / [3(1 - 6pn(1 - 6pn))] / [1 + (A_s'/A_s)] \cdot \Delta_i$ (31)                                       |
|            | $\Delta_{sh} = \beta_{sh} L^2 1.15 \epsilon_{sh} / d [1 + (A_s'/A_s)]$ (32)   |

$\xi$ =하중이 작용하는 기간에 따른 함수로 5년 이상인 경우 2.0의 값을, 1년, 6개월, 3개월에 대해서는 1.4, 1.2, 1.0의 값을 각각 갖는다(ACI 기준 국한).  $\rho$ =인장 철근비,  $n$ =철근과 콘크리트의 탄성계수비를 각각 나타내며  $\beta_{sh}$ =부재의 지지조건에 따른 값으로 ACI Committee 435에서 제시하고 있는 값과 동일하다. 즉, 0.125(단순지지보), 0.086(한쪽에서 연속인 보), 0.063(양쪽 연속보), 0.500(외팔보)의 값을 각각 사용하고 있다.

### 6. 예제해석

#### 6.1 제안된 해석기법들의 효율성 검증

Clarke<sup>8)</sup>, Washa와 Fluck<sup>16)</sup>, Corley와 Sozen<sup>10)</sup>, Bakoss<sup>6)</sup> 등에 의하여 각각 실험된 지속하중을 받는 철근콘크리트 보를 이 연구에서 제안된 방법들과 기존의 근사해법 및 실험치와의 비교를 통해 제안된 해석기법들의 효율성을 검증하였다.

각 실험에서의 크리이프 계수  $\phi$ , 콘크리트 탄성계수  $E_{i0}$ 는 축방향 하중을 받는 공시체에 대한 값이며 건조수축에 의한 변형을 제외한 측정된 전체 변형은 표 3에 측정값으로 표시하였다. 해석 결과의 비교에서 이 연구에서 제안된 값들이

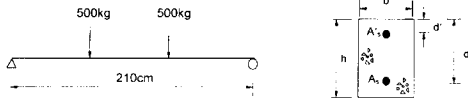


그림 8 Clarke의 실험보

실험치와 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 참고로 적층단면 해석의 경우 그림8의 단면을 10개의 콘크리트 층과 2개의 철근층으로 나누어 해석하였다. 표 6에서 볼 수 있는 바와 같이 Branson<sup>7)</sup>의 제안식에 의한 경우  $K_s$ (표 1참

조)가 상대적으로 크게 산정되고 있음을 알 수 있고, Mayer<sup>13)</sup>의 제안식은 하중이 크게 작용하는 경우(B2/5, B3/6) 크리이프 변형을 지배하는  $K_s$ 계수의 산정이 효과적으로 이루어 지지 못하는 것으로 나타나고 있다. 이러한 경향은 유효탄성계수법을 근간으로 하는 BS8100<sup>4)</sup>의 경우에서도 동일하게 나타나고 있음을 알 수 있다.

한편 이 연구에서 제안한 적층단면법과 단면해석법의 경우 전반적으로 실험치와 유사한 결과를 주고 있으나 적층단면법의 경우는 해석이 복잡하

표 2 Clarke 실험보의 단면 치수의 재료 상수(1)

|     | b  | d' | d    | h    | $A_s$           | $A'_s$          | $f'_c$             | $E_{co}$           | $\phi_{\infty}$ | $E_s$              |
|-----|----|----|------|------|-----------------|-----------------|--------------------|--------------------|-----------------|--------------------|
| 실험보 | cm | cm | cm   | cm   | cm <sup>2</sup> | cm <sup>2</sup> | kg/cm <sup>2</sup> | kg/cm <sup>2</sup> | -               | kg/cm <sup>2</sup> |
| B1  | 10 | 2  | 13.0 | 15.2 | 1.571           | 1.571           | 259                | $2.15 \times 10^5$ | 2.26            | $2.1 \times 10^6$  |
| B2  | 10 | 2  | 13.2 | 15.4 | 1.571           | 1.571           | 259                | $2.15 \times 10^5$ | 2.26            | $2.1 \times 10^6$  |

Note :  $f'_c$  = 콘크리트의 압축강도,  $E_{co}$  = 콘크리트 탄성계수  
 $\phi_{\infty}$  = 콘크리트의 극한 크리이프 계수,  $E_s$  = 철근의 탄성계수

표 3 Clarke의 실험보의 중앙 처짐( $\Delta$ ) 결과 비교(1)

| 실험보 | * $x_1$ | ** $\Delta_{cm}$ | $\Delta$ cm |       |        |           |       |       |
|-----|---------|------------------|-------------|-------|--------|-----------|-------|-------|
|     |         |                  | Branson     | Mayer | BS8110 | AC1318-89 | 단순해석  | 실험값   |
| B1  | 0.341   | 0.510            | 0.987       | 0.594 | 0.589  | 0.828     | 0.748 | 0.815 |
| B2  | 0.339   | 0.493            | 0.945       | 0.569 | 0.567  | 0.80      | 0.723 | 0.793 |

Note\* : 중립축 길이, \*\* : 초기 탄성 처짐

표 4 기타 해석보와 단면

| 하중 조건    | $w$                              |                       | $P$                              |  | $P$                              |  |
|----------|----------------------------------|-----------------------|----------------------------------|--|----------------------------------|--|
|          | 6.096m                           |                       | 1.829m                           |  | 3.75m                            |  |
| 실험       | Washa and Fluck <sup>16)</sup>   |                       | Corley and Sozen <sup>10)</sup>  |  | Bakoss et al. <sup>6)</sup>      |  |
| 단면       | A2/5, A3/6                       | B2/5, B3/6            | C1, C4                           |  | 1B2                              |  |
| 하중       | $w = 5.63\text{kg/m}$            | $w = 1.59\text{kg/m}$ | $P = 509\text{kg}$               |  | $P = 206\text{kg}$               |  |
| $f'_c$   | 258kg/cm <sup>2</sup>            |                       | 267kg/cm <sup>2</sup>            |  | 390kg/cm <sup>2</sup>            |  |
| $E_{co}$ | $2.16 \times 10^5\text{kg/cm}^2$ |                       | $2.11 \times 10^5\text{kg/cm}^2$ |  | $3.13 \times 10^5\text{kg/cm}^2$ |  |

Note :  $f'_c$  = 콘크리트의 압축강도,  $E_{co}$  = 콘크리트 탄성계수

표 5 단면 치수와 재료 상수

| 실험보              |    | A2/5 | A3/6 | B2/5 | B3/6 | C1   | C4   | 1B2  |
|------------------|----|------|------|------|------|------|------|------|
| *b               | cm | 20.3 | 20.3 | 15.2 | 15.2 | 7.6  | 7.6  | 10.0 |
| *d'              | cm | 4.8  | —    | 4.6  | —    | —    | —    | —    |
| *d               | cm | 25.7 | 25.7 | 15.7 | 15.7 | 13.7 | 9.2  | 13.0 |
| *h               | cm | 30.5 | 30.5 | 20.3 | 20.3 | 15.3 | 11.0 | 15.0 |
| *A <sub>s</sub>  | cm | 8.55 | 8.55 | 3.96 | 3.96 | 1.43 | 1.43 | 2.26 |
| *A' <sub>s</sub> | cm | 3.96 | —    | 1.98 | —    | —    | —    | —    |

Note\* : 그림 8참조

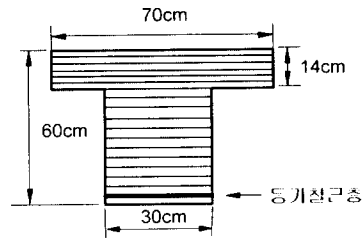
표 6 중앙처짐 ( $\Delta$ ) 결과 비교(2)

| Beam        |           | A2/5 | A3/6 | B2/5 | B3/6  | C1   | C4   | 1B2  |
|-------------|-----------|------|------|------|-------|------|------|------|
| $\phi$      |           | 3.91 | 3.91 | 4.32 | 4.32  | 3.0  | 3.0  | 2.4  |
| $\Delta$ cm |           | 1.66 | 1.74 | 2.81 | 2.85  | 0.31 | 0.61 | 1.12 |
| $\Delta$ cm | 실험값       | 2.64 | 3.47 | 5.51 | 6.85  | 0.59 | 1.26 | 1.81 |
|             | Branson   | 5.01 | 6.74 | 8.25 | 11.17 | 0.96 | 2.13 | 2.84 |
|             | Mayer     | 2.77 | 3.60 | 4.29 | 5.50  | 0.52 | 1.43 | 1.58 |
|             | BS8110    | 2.46 | 3.47 | 4.34 | 5.55  | 0.53 | 1.29 | 1.81 |
|             | ACI318-89 | 2.86 | 3.48 | 4.80 | 5.7   | 0.62 | 1.22 | 2.24 |
|             | 적층 단면 값   | 2.79 | 3.39 | 5.82 | 6.75  | 0.74 | 1.71 | 1.83 |
|             | 간략 해석 값   | 3.30 | 3.90 | 6.01 | 6.62  | 0.60 | 1.32 | 1.81 |

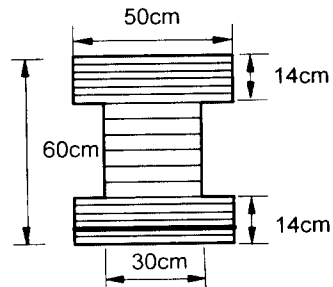
고 간략 해석법의 경우는 압축측에 철근이 포함된 복철근 단면의 경우 압축 철근의 영향이 다소 효과적으로 반영되지 못하는 경향을 보여준다. 그러나 타 방법과의 비교에서 볼 수 있듯이 힘의 평형과 적합조건식으로부터 유도된 단순해석법은 복잡한 해석과정 없이 크리이프에 의한 시간의존적 변형을 직접 산정할 수 있는 장점이 있으므로 실무에서 효과적으로 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

6.2 크리이프 현상에 대한 단면형상의 영향

단면의 형상이 크리이프 변형에 미치는 영향을 검토하기 위하여 단면적이 동일한 직사각형 단면 (40cm×60cm)과 그림 9의 T형 및 I형 단면에 대하여 콘크리트 층을 18개로 구분한 후 적층단면법을 사용하여 해석이 수행되었다. 해석시 사용된 크리이프 모델은 ACI-209(1978) 모델식을 기준으로 하였으며, 탄성상태에서의 영향을 고려하기 위하여 외력에 의해 발생한 초기 탄성곡률로



(a) T형 단면



(b) I형 단면

그림 9 T형 단면과 I형 단면

$1.0 \times 10^{-7}$ 를 가정하였다. 특히 단면형상에 대한 영향은 극한 크리이프 계수를 계산할 때 포함해야 하나 이 예제는 단면형상에 따른 단면내 응력 재분배의 영향을 검토하기 위한 것이므로 극한 크리이프 계수를 3.0으로 고정시켰다. 또한 철근의 면적( $A_s$ )은  $18.6\text{cm}^2$ 로 콘크리트 인장연단으로부터 3.3cm에 위치하는 것으로 가정하였고, 해석에 사용된 재료상수는 표 7과 같다.

그림 10과 11의 해석 결과에서 압축연단 콘크리트에서의 변형률과 응력은 압축연단에 위치한 콘크리트의 면적이 클수록 작는데, 이는 넓은 압축면적으로 인해 동일한 외력에 대한 초기탄성변형이 작고 초기 탄성 변형에 비례하여 발생하는 시간의존적 변형을 또한 작게 산정되기 때문으로 판단된다. 또한 크리이프 계수와 관련이 있는 그

표 7 재료 상수

| 항목    | 콘크리트 압축강도           | 철근 인장강도              | 철근 탄성계수                            | 극한 크리이프 계수 |
|-------|---------------------|----------------------|------------------------------------|------------|
| 재료 상수 | $280\text{kg/cm}^2$ | $4000\text{kg/cm}^2$ | $2.1 \times 10^{-6}\text{kg/cm}^2$ | 3.0        |

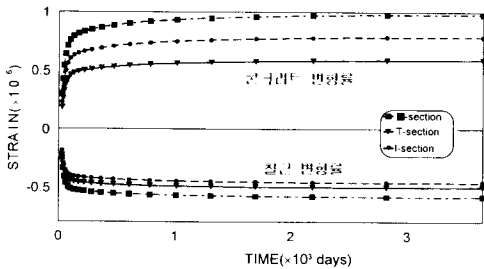


그림 10 각 단면의 변형률-시간 관계 비교

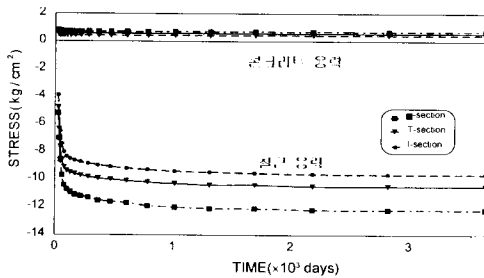


그림 11 각 단면의 변형률-시간 관계 비교

림 12의 결과를 살펴보면 직사각형 단면과 T형 단면의 경우는 거의 일치하나 I형 단면에서 탄성 변형에 대한 시간의존적 변형의 비가 다소 크게 나타난다. 이는 부재의 휨강성이 큰 관계로 탄성 변형이 작은 반면 시간의존적 변형과 직접 관계가 있는 압축면적이 휨강성이 큰 것에 비해 상대적으로 작게 나타나기 때문으로 판단된다. 결론적으로 구조물의 시간의존적 거동에 있어서 단면 변화에 따른 영향은 극히 작으나 단면의 응력변화가 크지 않은 T형단면이 가장 효과적임을 알 수 있다.

#### 6. 4 크리이프에 대한 철근비의 영향

철근비의 변화에 따른 크리이프 현상의 변화를 알아 보기 위하여 해석 단면은 보 부재로 가장 널리 사용되고 있는 직사각형 ( $30\text{cm} \times 60\text{cm}$ ) 단면

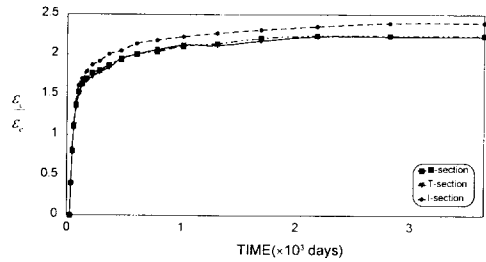


그림 12  $\epsilon_t/\epsilon_0$ -시간 관계

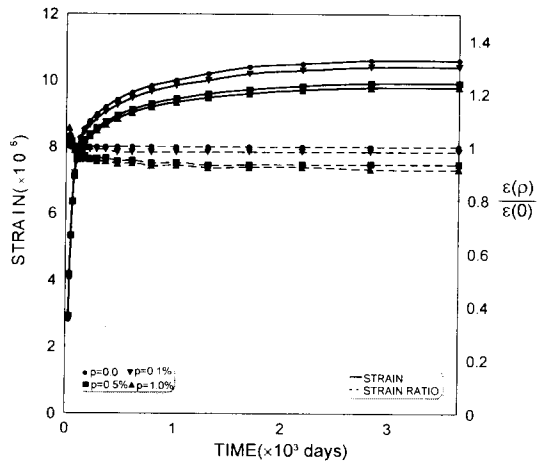


그림 13 철근비 변화에 따른 변형률-시간 관계

과 극한크리이프 계수는 3.0이 사용되었다. 이 단면에서 인장철근비는  $p=0, 0.1, 0.5, 1\%$ 로 각각 변화함에 따라 나타나는 단면의 거동을 단면의 최상부층에서 콘크리트 변형률을 기준으로 살펴보면 그림 13과 같다. 그림 13에서 볼 수 있듯이 철근량이 증가함에 따라 구조물의 변형이 비례적으로 감소하는 것을 알 수 있으며 각각의 철근비에 대하여 철근비가 0인 변형률( $\epsilon(0)$ )에 대한 각 철근비  $\rho$ 일 때 변형률( $\epsilon(\rho)$ )의 비율은 시간의 경과에 따라 일정한 값으로 수렴하였다.

그림 14는 극한 크리이프가 발생하는  $T=3650$  일에서의 인장철근비에 대한 압축철근비의 변화에 따른 단면의 곡률변화를 나타낸다. 이 그림 14는 ACI318-89 등 대부분의 설계기준에서 언급하고 있는 바와 같이 압축철근량이 증가함에 따라 역비례로 전체 변형이 감소하고 있으며 구형 및 I형 단면과는 달리 T형 단면의 경우 압축철근의 영향이 상대적으로 작게 나타나는 경향을 보이고 있다.

### 6.5 균열 단면의 영향

균열단면의 영향을 해석하기 위해 사용된 단면은  $18.6\text{cm}^2$  철근단면적을 갖는 직사각형단면 ( $30\text{cm} \times 60\text{cm}$ )으로 이 단면에 균열을 발생시키기 위하여 초기곡률을  $1.8 \times 10^{-5}$ 으로 가정하였으며 극한 크리이프 계수는 3.0을 사용하였다. 균열이 발생하지 않은 층의 변형률과 응력은 그림 15에 나타내었다. 이 그림에서 볼 수 있듯이 전체적으로 균열의 발생에 따른 변형률의 크기는 증가하지만 크리이프 변형률에 대한 순간 변형률의 비

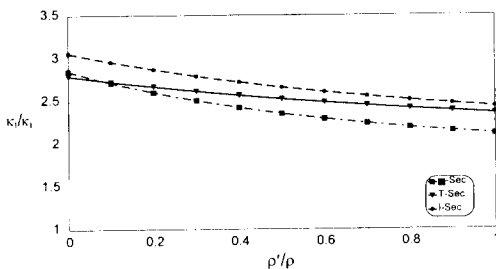


그림 14 인장철근비에 대한 압축철근비의 변화에 따른 곡률비의 변화

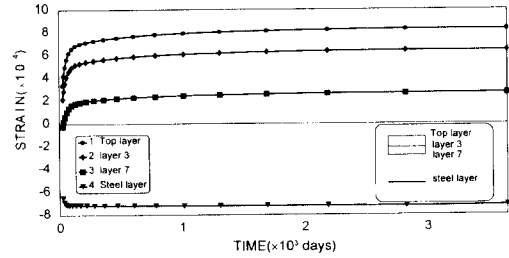


그림 15 균열 철근콘크리트 단면의 시간-변형률 관계

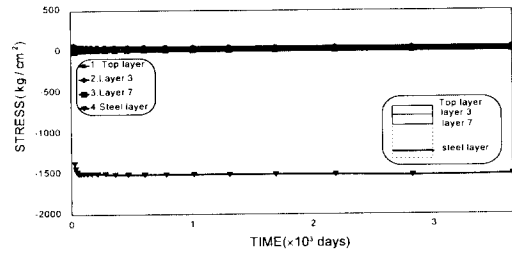


그림 16 콘크리트 균열 발생 구간에서 시간-응력 곡선

는 감소하였다. 또한 철근 층의 시간에 따른 변형률 증분이 매우 작게 나타났는데 이는 초기 균열로 인해 철근이 부담하는 응력이 상대적으로 크지만 시간에 따른 추가적인 변형의 증가가 크지 않음을 간접적으로 보여 준다. 그림 16의 응력 변화도 변형률과 마찬가지로 시간에 따른 응력 변화율은 비균열 단면의 경우보다 작게 나타난다.

## 7. 결 론

이 연구에서는 철근콘크리트 보의 시간의존적 거동을 해석하기 위한 방법으로 수치해석적인 적층단면법과 복철근 단면의 평형관계를 토대로 유도된 단순해석법에 대하여 언급하였으며 기존의 방법들로 해석된 예제들과의 비교를 통해 제안된 해석법의 효율성을 검증하였다. 적층단면법은 비교적 정확한 단면의 시간의존적 거동을 예측할 수 있으나 복잡한 해석과정을 거쳐야 하는 어려움이 있는 반면에 단순해석법은 수계산에 의해 시간의존적 거동해석을 비교적 정확히 수행할 수 있으므로 콘크리트 구조물의 설계에 효과적으로

사용이 가능할 것으로 판단된다.

단면의 일반적인 시간의존적 거동은 시간이 지남에 따라 변형률 및 응력, 특히 철근의 응력이 수배 정도 증가하였다. 따라서 콘크리트 부재의 시간의존적 거동을 해석할 때 대부분 철근은 환산단면적의 개념을 이용하여 강성에만 그 영향을 고려하고 시간의존적 거동 해석시에는 이를 고려하지 않는 것은 부정확한 결과의 원인이 될 수 있으므로 콘크리트 구조물의 설계에 철근비와 단면의 형상 및 균열의 영향 등을 효과적으로 반영한 보다 정확한 시간의존적 거동해석이 요구된다.

### 참 고 문 헌

1. 건설부, 도로교 표준 시방서, 1986.
2. ACI Committee 318, Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-89), American Concrete Institute, 1989.
3. ASCE, State-of-Art Report on Finite Element Analysis of Reinforced Concrete, 1982.
4. BS 8110 : Part 1 : 1985, Structural Use of Concrete. Part 1. Code of Practice for Design and Construction, British Standards Institution, 1985.
5. Bangash, M.Y.H., Concrete and Concrete structures : Numerical Modelling and Applications, Elsevier, 1989
6. Bakoss S. L. et al., "Long-Term Deflections of Reinforced Concrete Beams", Magazine of Concrete Research (Wexham Springs), Vol.34, No.121, pp. 203-212.
7. Branson, Dan E., Deformation of Concrete Structures, McGraw-Hill Book Co., 1977.
8. Clarke, G.S., "Long-Term Deflections of Reinforced Concrete Flexural Elements", MSc thesis, University of the Witwatersrand, Johannesburg, 1987.
9. Clarke, G.S., H. Scholz, and M. Alexander, "New Method to Predict the Creep Deflection of Cracked Reinforced Concrete Flexural Members", ACI Materials Journal, 1988, pp. 95-101.
10. Corley, William G., and Sozen, Mete A., "Time-Dependent Deflections of Reinforced Concrete Beams", Proceedings Vol. 63, No.3, 1966, pp. 373-386.
11. Gilbert, R.I., Time Effect in Concrete Structure, Elsevier, 1988.
12. Kang, Young-Jin, "Nonlinear Geometric, Material and Time Dependent Analysis of Reinforced and Prestressed Concrete Frame", Report No. UC-SEEM 77-1, UNIV. of California, Berkeley, 1977.
13. Mayer, Horst, "Die Berechnung der Durchbiegung von Stahlbeton-Bauteilen", Bulletin NO. 194, Duetscher Ausschuss für Stahlbeton, Berlin, 1967.
14. Neville, A.M., Dilger, W.H. and Brooks, J. J., Creep of Plain and Structural Concrete, Construction Press, 1983.
15. Smerda, Z., Kristek, V., Creep and Shrinkage of Concrete Elements and Structures, Elsevier, 1988.
16. Washa, G. W., and Fluck, P.G., "Effect of Compressive Reinforcement on the Plastic Flow of Concrete Beams", ACI Journal, Vol.49, No.2, 1952, pp.89-108.
17. Zienkiewicz, O. C., Watson, M. and King, I.P., "A Numerical Method of Viscoelastic Stress Analysis", In. J. Mech. Sci., Vol. 10 , 1968, pp. 807-827.

(접수일자 : 1997. 9. 3)