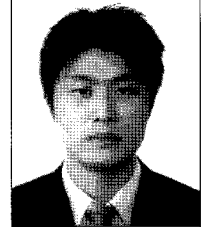


합성거더의 장기거동 해석

Long-term Analysis of Steel and Composite Girders



류형근*

*과학기술정책연구원 부연구위원 공학박사

1. 서론

철근 및 강거더와 합성된 콘크리트 슬래브의 크리프 및 건조수축 효과로 인한 장기거동은 구속응력을 유발하여, 합성거더의 사용성 측면에서 여러 가지 영향을 끼친다. 합성거더의 장기거동에 대한 사용성 측면을 알아보기 위해, Gilbert와 Bradford는 콘크리트 바닥판의 크리프와 건조수축을 고려한 단순강합성정보의 장기거동 해석을 수행하였다(M.A.Bradford, 1997; M.A.Bradford & R.I.Gilbert, 1991; R.I.Gilbert, 1989; R.I.Gilbert & M.A.Bradford, 1995). 또한 콘크리트 바닥판과 강거더를 합성하는 전단연결재의 상대슬립을 고려한 장기거동 해석이 최근에 활발히 연구되어 왔지만(Dezi, L., 1993), 현행 설계규준에 의거한 전단연결재 배치를 실시할 경우, 상대슬립에 의한 장기거동의 영향은 매우 미미하다는 것이 알려져 있다(M.A.Bradford & R.I.Gilbert, 1991). 국내에서도 최근에 합성거더의 장기거동 효과에 대한 다양한 연구가 진행되고 있는데, 곽효경 등(1999)은 적층단면법을 적용하고, 변위법에 기초한 요소강성행렬을 유도하여 합성형 교량의 장기거동 해석을 수행하고자 하였다. 한편, 증가프리스트레스력을 고려한 외부프리스트레스 강합성교량의 장기거동을 AEMM(Age-Adjusted Effective Modulus Method)을 적용한 Relaxation Approach로 분석한 바 있으며(류형근, 장승필, 2003), 공용중인 판형교의 강성을 고려한 외부 후 긴장 보강에 대한 연

구를 통해 해석결과와 실제 교량의 모니터링 결과를 분석한 연구도 수행된 바 있다(박영훈 등, 2004). 콘크리트의 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동을 실험 및 해석적으로 살펴보고(배두병 등, 2004) 이를 통해 도로교 설계기준에서 제시한 최종건조수축, $180\mu\epsilon$ 보다 2배 큰 값이 더 타당하다는 연구결과도 발표된 바 있다(배두병, 정대준, 2004).

이 연구에서는 앞에서 언급한 연구결과들을 바탕으로 여러 가지 다양한 합성거더의 장기거동을 해석적으로 살펴보고자 한다.

2. 합성거더의 시간의존적 거동 해석

2.1 일반 합성거더의 장기거동 해석

Relaxation Approach 접근법을 이용하여 일반적인 합성거더의 장기거동을 다음과 같이 살펴볼 수 있다. 해석을 위해 다음과 같은 가정을 도입하였다.

- (1) 평면유지법칙 : 단면의 변형률 분포는 선형으로 가정된다.
- (2) 완전합성거동 : 콘크리트 바닥판과 강거더 사이 경계면의 상대슬립은 일어나지 않는다.
- (3) 콘크리트 및 강재의 응력-변형률 관계는 선형탄성이다. 먼저, 재령 t_0 에서 도입하는 프리스트레스력, 고정하중 및 기타 힘모멘트 (N, M)를 환산 단면에 작용한다. 그리고 작용한

힘으로부터, 순간 변형률분포를 나타내는 $\epsilon_0(t_0)$ 와 곡률 $\phi(t_0)$ 를 다음과 같이 구한다.

$$\begin{pmatrix} \epsilon_0(t_0) \\ \phi(t_0) \end{pmatrix} = \frac{1}{E_c(t_0)(AI - B^2)} \begin{bmatrix} I & -B \\ -B & A \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N \\ M \end{bmatrix} \quad (1)$$

이 때, $E_c(t_0)$ 는 재령 t_0 일때의 콘크리트의 탄성계수이고, A, B, I는 각각 $E_c(t_0)$ 를 적용한 환산단면적, 환산단면 1차모멘트, 2차모멘트이다.

식 (1)에서 구한 순간 변형률분포로부터, 시간 t_0 에서 t 일 동안 장기거동에 의해 발생하는 변형을 합성단면이 전부 억제한다고 가정하였을 경우, 콘크리트 바닥판에 발생하는 구속응력 $\sigma_{restrained}$ 은 다음과 같다.

$$\epsilon_c(t_0) = \epsilon_0(t_0) + \phi(t_0)y \quad (2)$$

$$\sigma_{restrained} = -\bar{E}_c(t, t_0) [\varphi(t, t_0)\epsilon_c(t_0) + \epsilon_{cs}(t, t_0)] \quad (3)$$

여기서, $\bar{E}_c(t, t_0) = \frac{E_c(t_0)}{1 + \chi(t, t_0)\varphi(t, t_0)}$,
재령수정탄성계수 (4)

- $\epsilon_c(t_0)$: 콘크리트의 순간 축방향 변형률
- $\chi(t, t_0)$: 시간 t 의 재령계수
- $\varphi(t, t_0)$: 시간 t 의 크리프 계수
- $\epsilon_{cs}(t, t_0)$: 시간 t 의 건조수축변형률

시간 t_0 에서 t 일 동안 개별 요소들에 발생하는 장기변형 즉, 콘크리트 바닥판의 크리프 및 건조수축에 의한 변형, 텐던의 릴락세이션에 의한 응력감소등을 구속력으로 환산하면 다음과 같다.

콘크리트 바닥판의 크리프에 의해 발생하는 구속력은,

$$\begin{pmatrix} \Delta N_{creep} \\ \Delta M_{creep} \end{pmatrix} = -\bar{E}_c \varphi \begin{pmatrix} A_c & B_c \\ B_c & I_c \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_0(t_0) \\ \phi(t_0) \end{pmatrix} \quad (5)$$

여기서 A_c, B_c, I_c 는 각각 $E_c(t_0)$ 를 적용한 콘크리트 바닥판 단면에 대한 단면적, 단면 1차모멘트, 2차 모멘트이다. 콘크리트 바닥판의 건조수축에 의해 발생하는 구속력은,

$$\begin{pmatrix} \Delta N_{shrink} \\ \Delta M_{shrink} \end{pmatrix} = -\bar{E}_c \epsilon_{cs} \begin{pmatrix} A_c \\ B_c \end{pmatrix} \quad (6)$$

텐던의 릴락세이션에 의해 발생하는 구속력은,

$$\begin{pmatrix} \Delta N_{relax} \\ \Delta M_{relax} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A_{ps} \bar{\Delta} \sigma_{pr} \\ A_{ps} \bar{\Delta} \sigma_{pr} y_{ps} \end{pmatrix} \quad (7)$$

- 여기서, A_{ps} : 텐던의 단면적
- y_{ps} : 중립축에서 텐던의 편심량
- $\bar{\Delta} \sigma_{pr}$: 순릴락세이션 값

일반적으로, 순릴락세이션 값 $\bar{\Delta} \sigma_{ps}$ 는 북미에서 널리 적용되고 있는 다음과 같은 계산식을 이용할 수 있다.

$$\frac{\Delta \sigma_{pr}}{\sigma_{p0}} = -\frac{\log(\tau - t_0)}{10} \left(\frac{\sigma_{p0}}{f_{py}} - 0.55 \right) \quad (8)$$

- 이 때, σ_{p0} : 초기 긴장응력
- f_{py} : 텐던의 항복응력

이들 구속력의 총 합은 다음과 같다.

$$\begin{pmatrix} \Delta N \\ \Delta M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \Delta N_{creep} \\ \Delta M_{creep} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \Delta N_{shrink} \\ \Delta M_{shrink} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \Delta N_{relax} \\ \Delta M_{relax} \end{pmatrix} \quad (9)$$

이러한 구속력의 합력을 시간 t 일 때의 합성단면에 역방향으로 가함으로써, 전체변형을 구속시켰던 힘이 이완되고, 평형조건을 만족시키게 된다. 이렇게 구속력이 없어진 상태에서의 축변형 $\Delta \epsilon_0$ 와 곡률변화 $\Delta \phi$ 는 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{pmatrix} \Delta \epsilon_0 \\ \Delta \phi \end{pmatrix} = \frac{1}{E_c(\bar{AI} - \bar{B}^2)} \begin{bmatrix} \bar{I} & -\bar{B} \\ -\bar{B} & \bar{A} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\Delta N \\ -\Delta M \end{bmatrix} \quad (10)$$

여기서, $\bar{A}, \bar{B}, \bar{I}$ 는 각각 재령수정탄성계수 $\bar{E}_c(t, t_0)$ 를 적용한 환산단면의 단면적, 단면 1차모멘트, 단면 2차모멘트이다.

이로부터, 시간 t_0 에서 t 일 동안 바닥판의 응력변화량 $\Delta \sigma_c$ 는 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\Delta \sigma_c = \sigma_{restrained} + \bar{E}_c(t, t_0)(\Delta \epsilon_0 + \Delta \phi y) \quad (11)$$

또한 프리스트레스 손실은 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta \sigma_{ps} = \bar{\Delta} \sigma_{pr} + E_{ps}(\Delta \epsilon_0 + \Delta \phi y_{ps}) \quad (12)$$

2.2 외부 프리스트레스를 도입한 합성거더의 장기거동 해석

외부텐던에 의해 프리스트레스가 도입된 강합성거더의 경우 앞에서 언급한 합성거더의 장기거동 해석법을 일부 수정해야 할 필요성이 생긴다. 재령수정탄성계수의 적용으로 인해 시간 t 일때의 합성단면의 중립축이 변화되어 이에 따른 텐던의 편심 변화와 같은 구조적 변화와 부정정력으로 고려되는 추가력(ΔP) 효과를 고려해주어야 한다. 또한 프리스트레스 손실량을 계산할 때, 외부프리스트레스 강합성교의 경우, 부착식 내부텐던의 경우와는 달리 계산되어야 하므로, 콘크리트 내부에 부착된 내부 텐던에 대한 프리스트레스 손실 계산법을 의미하는 식 (12)의 수정이 요구된다. 외부 텐던은 강거더의 하부의 양단 정착부에서만 부착되며 외부 텐던이 부착된 단순보는 정정 구조물이 아닌 부정정 구조물이므로 외부 텐던에 도입되는 힘은 부정정 구조물 해석법에 의해 구해져야 한다. 장기변형에 의해 그림 1과 같이 부정정력의 도입이 발생되고 따라서 이러한 변형을 고려한 프리스트레스 손실을 계산하여야 한다. 외부 프리스트레스 강합성교의 장기거동 해석을 위해 앞에서 살펴본 해석법에서 수정되거나 추가되는 사항은 다음과 같다.

시간 t 일 때 합성단면의 환산단면은 초기재령 t_0 일때의 환산단면과 다르다. 즉 재령수정환산단면의 적용으로 인해 합성단면의 중립축이 초기재령일때와는 다르게 된다. 이러한 중립축의 변화는 텐던의 편심량 변화를 가져오고 따라서 외부 프리스트레스에 의해 콘크리트 바닥판에 도입되는 응력에 변화가 생긴다. 이와 같은 응력의 변화량 $\Delta\sigma_e$ 는 다음과 같다.

$$\varepsilon_c^{PR}(t_0) = \varepsilon_0^{PR}(t_0) + \phi^{PR}(t_0)y \quad (13)$$

$$\Delta\sigma_e = \bar{E}_c(t, t_0) \left[\varphi(t, t_0) \varepsilon_c^{PR}(t_0) \times \frac{1}{2} \frac{e_0 - e_t}{e_0} + \varepsilon_c^{PR}(t_0) \times \frac{e_0 - e_t}{e_0} \right] \quad (14)$$

여기서, $\varepsilon_c^{PR}(t_0)$: 외부 프리스트레스에 의한 콘크리트 바닥판의 축변형률
 $\phi^{PR}(t_0)$: 외부 프리스트레스에 의한 합성단면의 곡률

위의 식 (14)에서 우변의 첫 번째항은 편심변화에 의한 프리스트레스의 도입효과가 변함에 따라 크리프 효과가 초기재령에서 시간 t 까지 선형변화한다고 가정하여 그 평

균값을 취한 결과이며, 두 번째항은 시간 t 의 순간에 편심 변화로 인한 프리스트레스 추가 도입효과를 직접적으로 반영한 것이다. 이렇게 구한 응력변화량은 식 (3)에서 구한 구속응력에 다음과 같이 고려해주어야 한다.

$$\sigma_{\text{restrained}}^{EXT} = \sigma_{\text{restrained}} + \Delta\sigma_e \quad (15)$$

위와 같은 고려사항은 시간 t_0 에서 t 일 동안 콘크리트 바닥판의 크리프에 의한 변형을 구속력으로 환산하는 경우에도 똑같이 적용되어야 한다.

즉, 편심변화에 따른 콘크리트 바닥판의 크리프에 의해 발생하는 추가 구속력은,

$$\begin{pmatrix} \Delta N_e \\ \Delta M_e \end{pmatrix} = -\bar{E}_c \left(1 + \frac{\varphi}{2}\right) \times \frac{e_0 - e_t}{e_0} \begin{pmatrix} A_c B_c \\ B_c I_c \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_0^{PR}(t_0) \\ \phi^{PR}(t_0) \end{pmatrix} \quad (16)$$

$$\begin{pmatrix} \Delta N_{\text{creep}}^{EXT} \\ \Delta M_{\text{creep}}^{EXT} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \Delta N_{\text{creep}} \\ \Delta M_{\text{creep}} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \Delta N_e \\ \Delta M_e \end{pmatrix} \quad (17)$$

그 다음 진행되는 해석법은 앞의 식 (6)~(11)을 동일하게 적용한다. 이 때 프리스트레스 손실은 식 (12)를 따르지 않고 다음과 같은 방법을 적용하여야 한다.

$$\Delta\sigma_{ps} = \Delta\bar{\sigma}_{pr} + \frac{\Delta P}{A_{ps}} \quad (18)$$

여기서 ΔP 는 다음과 같이 가상일을 이용한 부정정 해석으로부터 구한다.

$$\delta_{01} + \delta_{11} \Delta P = 0 \quad (19)$$

$$\delta_{01} = \int \frac{(-\Delta M)(-e_t)}{\bar{E}_c(t) \bar{I}} dl + \int \frac{(-1)(-\Delta N)}{\bar{E}_c(t) A} dl \quad (20)$$

$$\delta_{11} = \int \frac{e_t^2}{\bar{E}_c(t) \bar{I}} dl + \int \left\{ \frac{(-1)(-\Delta N)}{\bar{E}_c(t) A} + \frac{1}{E_{ps} A_{ps}} + \frac{1}{\bar{E}_c(t) A} \right\} dl \quad (21)$$

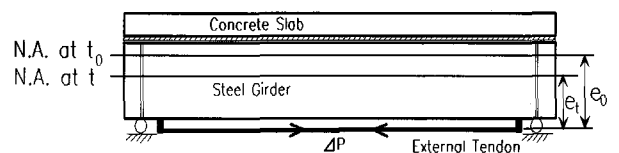


그림 1 외부 프리스트레스 강합성 교량

2.3 프리컴의 장기거동 해석

프리플렉스 합성거더는 다른 교량 형식에 비해 형고비가 낮아 형하공간에 제약이 있는 경우 상당한 경쟁력을 갖고 있어 국내에서 합성형 교량에 자주 사용되고 있다. 그러나 강재 단면의 복원력으로 도입되는 프리스트레스가 콘크리트의 건조수축 및 크리프 변형에 의해 손실이 크다는 문제점이 대두되고 있다. 이러한 문제점을 보완하기 위해 최근 개발되어 적용되고 있는 신형식 거더 형식 중 강재 I-거더와 콘크리트를 합성한 뒤 PS강선을 이용하여 콘크리트에 압축응력을 도입하여 제작되는 프리컴거더(Precom거더)의 구조설계기준에 대한 연구가 현재 진행 중에 있다(배두병 등, 2006). 프리컴거더는 강재 I-거더의 하부플랜지에 콘크리트를 합성하기 위한 거푸집을 강재 I-거더에 매달아 설치하여 콘크리트를 타설하고 합성거더의 가설 직전에 PS강선을 이용 압축응력을 도입하여 제작하는 강합성거더로 제작 순서는 그림 2와 같다.

위와 같은 과정을 통해 제작되는 프리컴 거더의 주요 특징은 다음과 같다.

- 1) 강합성 단면에 압축응력을 PS강선으로 도입
- 2) 케이싱 콘크리트 자중의 강재부담으로 프리스트레스 도입 전 운반 및 적치용이
- 3) 거푸집이 강재에 매달려 있어 작업장 정지작업 및 현장작업 단순
- 4) 적치기간 조절로(거더 가설 직전 긴장작업을 수행) 장기거동 손실 최소화

위와 같은 프리컴의 장기거동은 AEMM을 적용하여 그림 3과 같은 단계별 조건을 고려하여 해석하는 것이 가능하다. 프리컴으로 제작된 실제 교량의 시간에 대한 모니터링 결과와 AEMM으로부터 유도한 해석적 모델을 바탕으로 도출된 결과를 비교한 것이 그림 4이다. 그림을 살펴보면 상당히 타당한 정도로 실제 교량의 장기거동을 해석 모델이 잘 유추하고 있음을 확인할 수 있다.

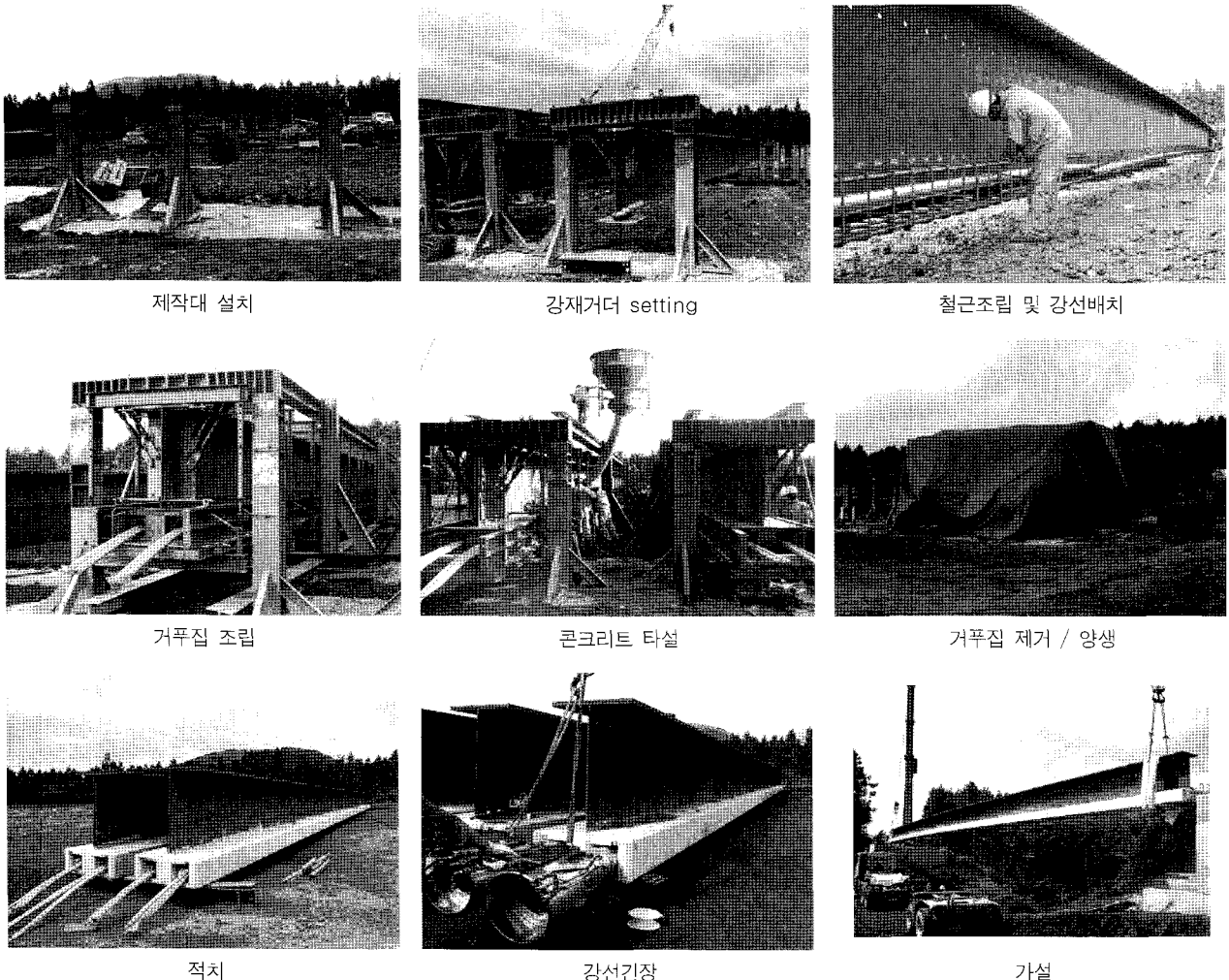


그림 2 프리컴거더 제작순서

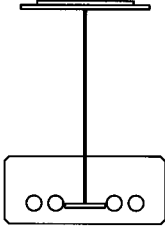
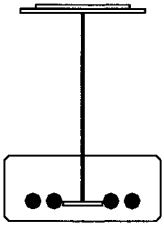
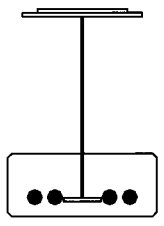
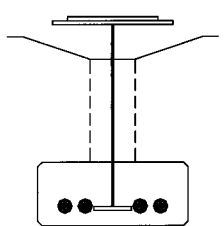
재령(일)	t_1	t_2	t_3	t_4	최종
하중	거푸집 탈형(CW)	PS긴장 하중(PS)	합성전 고정하중(BL)	합성후 고정하중(AL)	
저항단면					

그림 3 장기거동 해석 시 단계별 저항단면

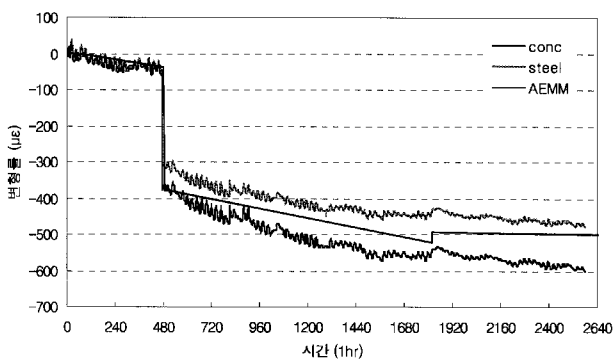


그림 4 설교 모니터링 결과와 해석결과의 비교

2.4 케이블지지 교량 콘크리트 주탑의 장기거동 해석

시간이 경과함에 따라 크리프 및 건조수축 현상이 발생하는 콘크리트 주탑의 장기거동이 현수교의 보강형 처짐, 주탑 정부의 교축 방향 변위 및 주케이블과 행어 장력에 어느 정도의 영향을 미치는 가를 분석하고, 초기형상 해석을 엄밀하게 수행한 경우와 그렇지 않은 경우에 대해서 각각, 콘크리트 주탑의 장기거동 효과를 해석적으로 분석하기 위해 서울대학교와 GS건설이 연구 개발한 GS-CaSap 해석 프로그램을 이용하여, 콘크리트 주탑을 갖는 현수교에 대한 해석적 연구를 수행한 바있다(류형근 등, 2006).

콘크리트 주탑의 시간에 따른 거동을 예상하기 위하여 크리프와 건조수축에 의한 변형을 해석적으로 구현하였다. 시간에 따른 응력 $f(t)$ 가 일정하지 않을 때 시간 t_1 부터 시간 t 까지 발생하는 크리프에 의한 총 변형도는 특성 크리프(Specific Creep) $C(t, t_0)$ 를 사용하여 식 (22)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_c(t) = \int_{t_1}^t C(t, t_0) df(t_0) \quad (22)$$

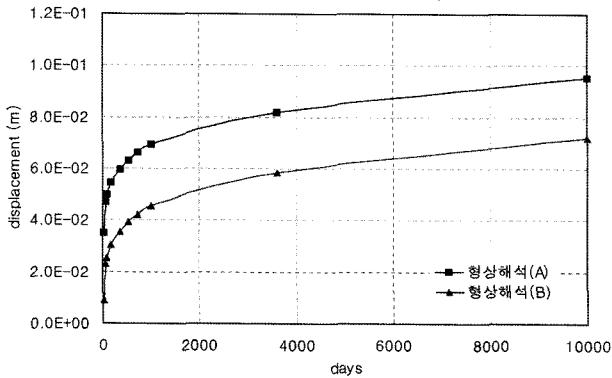
식 (22)을 수치적분을 하기 위하여 시간 t_1 와 시간 t 사이

의 구간을 n 개로 분할하고 각 구간에서는 응력이 일정하다고 가정하였다. n 번째 시간구간에서의 크리프에 의한 변형도의 증분을 구하기 위해서는 전체의 시간구간에 대한 응력 이력(Stress History)이 필요하다. 그러나 복잡한 구조물의 해석에서 이러한 응력 이력을 전부 저장한다는 것은 비효율적이므로 특성 크리프 계수 $C(t, t_0)$ 을 식 (23)과 같이 근사적인 Dirichlet 급수로 나타내어 해석하였다(GS건설, 서울대학교, 2006).

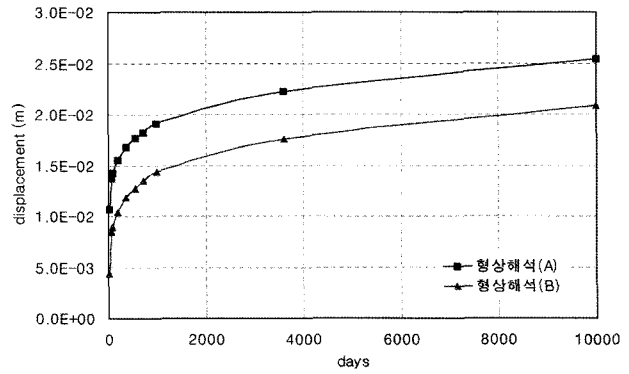
$$C(t, t_0) = \sum_{i=1}^{i=m} a_i(t_0) [1 - e^{-\lambda_i(t-t_0)}] \quad (23)$$

해석 대상 교량은 중앙경간 250m, 측경간 110m로 이루어진 3경간 자정식 현수교이다. 보강형은 폭원 11.0m, 일반부 형고 2.5m, 정착부 형고 3.5m인 강바닥판 상자형이며, 왕복 2차로로 이루어져 있다. 주탑은 높이 87.4m의 다이아몬드형 콘크리트 주탑으로 이루어져 있다. 케이블 새그는 50m로 새그비는 1/5이다. 해석 모델의 초기형상 해석을 수행하였고, 이후 콘크리트 주탑에 대한 장기거동 해석을 수행하였다. 크리프와 건조수축에 대한 모델은 CEB-FIP 90모델을 적용하였다.

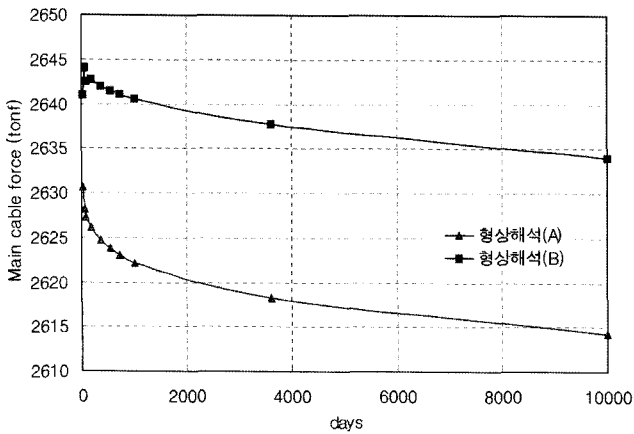
콘크리트 주탑에 대한 장기거동 해석 결과, 시간이 경과함에 따르는 중앙 경간 보강형의 최대 수직 처짐, 주탑의 탑정부 수평 변위, 주케이블의 최대 장력 및 행어의 최대 장력을 그림 5에 나타내었다. 그림 5에서 볼 수 있듯이, 시간이 경과하면서, 중앙 경간 보강형의 수직 변위는 증대되었다. 또한 주탑의 탑정부 변위는 양 주탑이 서로 마주보는 방향으로 수평변위가 발생하는 것을 확인하였다. 이러한 결과는 계속 자료를 이용한 서해대교의 구조 거동에 대한 연구(박종철 등, 2004) 결과와도 동일한 결과이다. 한편, 주케이블 장력과 행어의 장력은 시간이 지남에 따라 다소 감소하는 결과를 나타내었다.



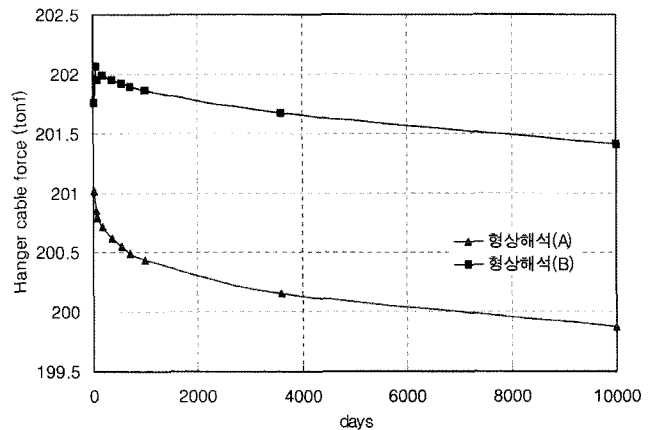
(a) 보강형 최대 수직 변위



(b) 주탑 탑정부 수평 변위



(c) 주케이블 최대 장력



(d) 행어 최대 장력

그림 5 콘크리트 주탑 장기거동 해석 결과

콘크리트 주탑의 장기거동 해석은 초기형상해석을 통해 형상이 결정된 현수교에 대해 수행된 것이다. 초기형상해석은 두 가지 방안으로 수행되었는데, 그림 5에서 형상해석(A)는 절점 평형법을 이용하여 케이블 장력을 결정하고, 이를 바탕으로 초기형상을 결정한 것이며, 형상해석(B)는 형상해석(A)를 수행한 뒤 불평형 부재력을 소거하고, 반복계산을 통해 장력을 재차 보정하여 보다 엄밀한 초기형상해석을 수행한 방안이다. 그림 5에서 알 수 있듯이 형상해석 방안에 따라 콘크리트 주탑의 장기거동 효과의 정도가 다르게 관측되었다. 즉, 보다 엄밀한 형상해석(B)을 통해 결정된 초기형상을 갖는 현수교에서 콘크리트 주탑의 장기거동 효과가 보다 적게 나타나는 것으로 판단된다. 따라서, 콘크리트 주탑을 갖는 현수교의 장기거동 효과를 완화시키기 위해서는 보다 엄밀한 초기형상해석을 통해 현수교의 형상 결정을 해야 할 필요가 있다고 사료된다.

3. 결론

이 연구에서는 일반 합성거더의 장기거동, 외부프리스

트레스트 강합성거더의 장기거동, 프리컴의 장기거동 및 현수교 콘크리트 주탑의 장기거동을 해석적으로 살펴보았다. 이들에 대한 해석적 연구 결과를 바탕으로 다양한 변수에 대해 여러 외부 상황에 따른 처짐 형상이나 구속응력에 대한 예측력을 한 층 높이는데 기여할 수 있을 것으로 생각하며, 아울러 이러한 예측이 다양한 합성거더의 설계 및 유지보수 방안에도 유용하게 적용될 수 있을 것으로 기대한다.

참고 문헌

1. A.Ghali&R.Favre(1994), *Concrete structures(stresses and deformation)*, 2nd Ed.
2. Dezi, L.(1993), "Simplified creep analysis of composite beams with flexible connectors", *Journal of structural engineering*, ASCE, Vol.119, No.5, pp 1484-1497.
3. D.J. Oehlers and M.A. Bradford,(1995), *Composite steel and concrete structural members, Fundamental behavior*, Pentagon.

4. H. Saadatmanesh, etc(1989), "Analytical study of prestressed composite beams", *Journal of structural engineering, ASCE*, Vol.115, No.9, September, pp 2364-2381.
5. M. A. Bradford(1997), "Shrinkage behavior of steel-concrete composite beams", *ACI structural journal*, V.94, No.6, November, pp 625-632.
6. M. A. Bradford & R. I. Gilbert(1991), "Composite beams with partial interaction under sustained loads", *Journal of structural engineering, ASCE*, Vol.118, No.10, pp 1871-1883.
7. M. S. Troitsky(1990), "*Prestressed Steel Bridges Theory and Design*", Van Nostrand Reinhold Company.
8. R. I. Gilbert(1989), "Time dependent analysis of composite steel-concrete sections", *Journal of structural engineering, ASCE*, Vol.115, No.11, November, pp 2687-2705.
9. R.I.Gilbert & M.A.Bradford(1995), "Time dependent behavior of continuous composite beams at service loads", *Journal of structural engineering, ASCE*, Vol.121, No.2, February, pp 319-327.
10. R.P.Johnson(1994), *Composite structures of steel and concrete*, 2nd ed.
11. Wulin Li, P.Albert, H.Saadatmanesh(1995), "Strengthening of composite steel-concrete bridges", *Journal of structural engineering, ASCE*, Vol.121, No.12, December, pp 1842-1849.
12. 곽효경, 서영재, 박영하(1999), 합성형 교량의 장기거동 해석, 대한토목학회 논문집, 제19권 제I-1호, pp.1~17.
13. 대우건설(2002), 외부 프리스트레스트 강합성 교량에 관한 해석적 연구, 서울대학교.
14. 류형근, 장승필(2003), 증가프리스트레스트를 고려한 외부 프리스트레스트 강합성교량의 장기거동 해석, 대한토목학회 논문집, 제23권, 제1A호, pp.13~20.
15. 류형근, 장승필, 박종현(2006), 현수교 콘크리트 주탑의 장기거동 영향 평가, 대한토목학회 학술발표회.
16. 박영훈, 최준혁, 박용걸(2004), 공용중인 판형교의 강성을 고려한 외부 후 긴장 보강, 대한토목학회 논문집, 제24권, 제3A호, pp.445~453.
17. 박종철, 박찬민, 송필용 (2004), "계측자료를 이용한 서해대교 사장교 구간의 구조거동 평가", 대한토목학회 논문집, 제24권, 제2호, pp.249~257.
18. 배두병, 정대준(2004), 합성거더교의 등가 건조수축 변형률, 한국강구조학회 논문집, 제16권 1호, pp.135~144.
19. 배두병, 윤석구, 함상희(2004), 콘크리트 건조수축에 의한 합성거더의 장기거동, 한국강구조학회 논문집, 제16권, 6호, pp.807~818.
20. GS건설 기술연구소 (2006), "현수교의 형상해석 및 시공 단계해석 프로그램 개발", 최종보고서, 서울대학교. 