

공학석사학위논문

2 경간 연속 프리플렉스 보의
크리프와 건조수축 해석

**Creep & Shrinkage Analysis
of the Two Span Continuous Preflex beam**

2001 년 2 월

서울대학교 대학원

토목공학과

김 문 구

2 경간 연속 프리플렉스 보의
크리프와 건조수축 해석

Creep & Shrinkage Analysis
of the Two Span Continuous Preflex beam

지도교수 고 현 무

이 논문을 공학석사학위논문으로 제출함

2000 년 10 월

서울대학교 대학원

토목공학과

김 문 구

김문구의 공학석사학위 논문을 인준함

2000 년 12 월

위원장 張 丞 詒 
부위원장 高 鉉 武 
위원 裴 斗 柄 

초 록

현재 국내에서 공용중인 교량의 상당부분이 형고의 제한으로 인하여 프리플렉스 보를 사용하고 있다. 이러한 교량들이 시공중과 공용중에 콘크리트 부분의 상당한 정도의 균열 발생으로 인하여 내구성에 문제가 되고 있고 유지관리에 많은 어려움을 안고 있는 실정이다. 이는 설계 시 프리플렉스 보의 장기거동에 대한 충분한 고려가 되고 있지 않고 시공관리가 제대로 이루어지지 않고 있기 때문으로 판단된다. 프리플렉션과 같은 압축력 도입을 위한 프리스트레스를 가하는 강함성구조물의 가장 큰 취약점은 강재가 콘크리트의 자유로운 변형을 구속함으로써 발생하는 프리스트레스의 손실이라고 할 수 있다. 특히, 프리플렉스 보는 하부 콘크리트에 초기 도입되는 압축력이 많고 단면에서 강형이 차지하는 비율이 크기 때문에 크리프, 건조수축에 의한 응력의 손실이 크다. 또한, 국내에서 주로 시공되고 있는 단경간 프리플렉스 보 교량의 경우 신축 이음부, 지점부와 같은 곳의 유지관리 문제가 대두되고 있기 때문에 연속화 할 필요성이 제기되고 있다. 프리플렉스 보를 연속화 할 경우 부정정력의 존재로 인해서 구조물의 거동이 복잡해지고 시공단계가 매우 많아지기 때문에 설계 시 이를 모두 고려하기는 쉽지 않다. 따라서, 이를 단순화하는 작업이 필요하고 그 근거를 마련하기 위한 장기거동에 대한 변수연구가 이루어져야 할 것으로 판단된다.

이 연구에서는 프리플렉스 연속보의 장기거동에 대한 설계 기준을 마련하기 위한 해석법 제안 및 실험을 수행한다. 2 경간 연속 프리플렉스 보의 해석법 개발과 실험적 검증을 통해서 크리프, 건조수축에 대한 정확한 해석과 변수 연구를 통한 설계 기준을 제시하는 것이다. 먼저 2 경간 연속 프리플렉스 보에 대해서

AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method)을 이용한 단계별 해석법을 제안하고 이를 유한 요소 상용 프로그램을 이용해서 검증한다. 실험은 2 경간 연속 프리플렉스 빔 축소 모형에 진동현식 게이지를 설치하여 초기 크리프와 건조수축에 대한 거동을 살피고 제안한 해석법을 검증한다. 그리고 유한요소해석 프로그램과 실험을 통해 검증된 장기 거동 해석법을 이용하여 주요 변수 대한 영향도를 분석하여 크리프, 건조수축에 대한 설계기준을 제시한다. 각 시공단계별로 가능한 주요 설계변수를 채택하여 다양한 해석을 수행하여 그 영향을 평가하고 주된 변수에 대해서만 고려할 수 있도록 단순화작업을 하게 된다. 이러한 과정을 거쳐서 프리플렉스 연속보 설계 시 장기거동 해석의 기준을 시공조건과 단계를 고려하여 제시하는 것을 목적으로 한다.

주요어

크리프, 건조수축, 2 경간 연속 프리플렉스 보, AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method)

학 번 99415-506

목 차

| | |
|--|-----------|
| 초록 | i |
| 목차 | iii |
| 그림 목차 | v |
| 표 목차 | viii |
| | |
| 제 1 장 서론 | 1 |
| 1.1 연구 배경 | 1 |
| 1.2 연구 목적 | 2 |
| 제 2 장 크리프, 건조수축 모델 | 4 |
| 2.1 크리프, 건조수축 변형률 | 4 |
| 2.2 적분형태의 구성방정식 | 5 |
| 2.3 탄성 응력-변형률 관계를 이용한 증분 형태의 구성방정식 | 6 |
| 2.4 AEMM (Age-adjusted Effective Modulus Method) | 8 |
| 2.5 콘크리트의 Relaxation | 11 |
| 2.6 Step-by-Step Method | 12 |
| 제 3 장 2 경간 연속 프리플렉스 보의 크리프, 건조수축 해석법 | 14 |
| 3.1 지속하중을 받고 있는 단순보 해석법 | 14 |
| 3.2 하중이 변하는 경우의 단순보해석..... | 18 |
| 3.3 재령차이가 있는 콘크리트로 된 단순보해석..... | 24 |

| | |
|---|-----------|
| 3.4 부정정보 해석 | 35 |
| 3.5 2 경간 연속 프리플렉스 보 | 39 |
| 제 4 장 2 경간 연속 프리플렉스 보 크리프, 건조수축 실험 | 48 |
| 4.1.2 경간 연속 프리플렉스 보 크리프, 건조수축 실험 | 48 |
| 제 5 장 변수 연구 | 58 |
| 5.1 비교 모델 단면과 재료 특성 | 59 |
| 5.2 비교 모델의 해석결과 | 61 |
| 5.3 주요 변수 해석 | 65 |
| 5.4 소결 | 74 |
| 제 6 장 설계 변수 제안 | 76 |
| 5.1 비교 모델 단면과 재료 특성 | 76 |
| 5.2 비교 모델의 해석결과 | 77 |
| 제 6 장 결론 | 79 |
| 참고 문헌 | 80 |
| Abstract | 82 |

그림 목차

| | | |
|---------|---|----|
| 그림 2.1 | 크리프 함수(compliance 함수) $J(t, t_0)$ | 5 |
| 그림 2.2 | 응력의 이력 상태 | 7 |
| 그림 2.3 | 시간 의존적인 응력 이력 | 8 |
| 그림 2.4 | 점진적으로 변화는 응력이력 | 9 |
| 그림 2.5 | Step-by-step method | 12 |
| 그림 3.1 | 단순보 예제의 단면과 형상 | 17 |
| 그림 3.2 | 단순보일 때 크리프에 의한 응력 변화 | 17 |
| 그림 3.3 | 단순보일 때 크리프에 의한 응력변화(단계별해석) | 20 |
| 그림 3.4 | 하중이 증가하는 경우 | 21 |
| 그림 3.5 | 하중이 증가하는 경우 크리프에 의한 응력변화 | 22 |
| 그림 3.6 | 하중이 감소하는 경우 | 23 |
| 그림 3.7 | 하중이 제거하는 경우 크리프에 의한 응력변화 | 24 |
| 그림 3.8 | 재령이 다른 콘크리트로 된 합성 단면 | 25 |
| 그림 3.9 | 예제 1의 합성 단면 | 31 |
| 그림 3.10 | 예제 1의 크리프 계수 $\phi_i(t, \tau)$ | 31 |
| 그림 3.11 | 크리프만 고려한 경우 경간 중앙의 응력변화 | 33 |
| 그림 3.12 | 건조수축만 고려한 경우 경간 중앙부에서 응력변화 | 34 |

| | | |
|---------|--|----|
| 그림 3.13 | 2 경간 연속보 | 36 |
| 그림 3.14 | Elastic load on conjugate beam | 37 |
| 그림 4.1 | 실험부재 단면 치수, 게이지의 위치, 명칭 | 50 |
| 그림 4.2 | 종방향 변형률 게이지 위치 | 50 |
| 그림 4.3 | 2 경간 연속 프리플렉스 보 실험 모형 | 51 |
| 그림 4.4 | 2 경간 연속 프리플렉스 보 실험의 게이지 | 51 |
| 그림 4.5 | 경간 중앙 케이싱 상부의 변형률 변화 | 52 |
| 그림 4.6 | Release 후 경간 중앙 케이싱 상부의 변형률 변화 | 52 |
| 그림 4.7 | 경간 중앙케이싱 하부의 변형률 변화(Beam1) | 53 |
| 그림 4.8 | Release 후 경간 중앙케이싱 하부의 변형률 변화(Beam1) | 53 |
| 그림 4.9 | 경간 중앙케이싱 하부의 변형률 변화(Beam2) | 54 |
| 그림 4.10 | Release 후 경간 중앙케이싱 하부의 변형률 변화(Beam2) | 54 |
| 그림 4.11 | 경간 중앙 케이싱 하부의 변형률 (Beam2) | 55 |
| 그림 4.12 | 연결부 강재의 상부 flange 의 변형률 변화(CP) | 55 |
| 그림 4.13 | 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화 | 56 |
| 그림 4.14 | 연결부 슬래브 상부의 응력변화 | 57 |
| 그림 5.1 | 변수 연구의 비교 모델(reference model) 단면 | 60 |
| 그림 5.2 | 비교 모델의 크리프 해석 결과 | 62 |
| 그림 5.3 | 비교 모델의 건조수축 해석 결과 | 63 |
| 그림 5.4 | 비교 모델의 최종응력 (경간 중앙 케이싱 하부) | 64 |
| 그림 5.5 | 비교 모델의 최종응력 (연결부 슬래브 상부) | 64 |

| | | |
|---------|---|----|
| 그림 5.6 | 상대습도 변화 따른 경간 중앙 하부의 응력변화 | 66 |
| 그림 5.7 | 상대습도 변화 따른 연결부 슬래브 상부의 응력변화 | 66 |
| 그림 5.8 | 상대 습도에 따른 최종 응력 상태 | 67 |
| 그림 5.9 | 슬래브 강도 변경시 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화 | 69 |
| 그림 5.10 | 슬래브 강도 변경시 연결부 슬래브 상부의 응력변화 | 69 |
| 그림 5.11 | 슬래브 강도에 변화에 대한 최종응력 | 70 |
| 그림 5.12 | 슬래브 타설 시기에 따른 경간 중앙 케이싱 하부 응력변화 ... | 71 |
| 그림 5.13 | Jack down 에 의한 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화 | 73 |
| 그림 5.14 | Jack down 에 의한 연결부 슬래브 상부의 응력변화 | 73 |
| 그림 5.15 | Jack down 변화에 따른 최종 응력 | 74 |

표 목차

| | | |
|-------|---|----|
| 표 3.1 | 2 경간 연속 프리플렉스 보의 해석단계 | 40 |
| 표 4.1 | 게이지 종류,명칭 | 48 |
| 표 4.2 | 2 경간 연속 프리플렉스 빔의 실험 단계 | 49 |
| 표 5.1 | 비교 모델의 해석 단계 | 61 |
| 표 5.2 | 비교 모델의 경간 중앙 케이싱 콘크리트의 응력변화 | 61 |
| 표 5.3 | 비교모델의 슬래브 상부 응력변화 | 62 |
| 표 5.4 | 슬래브 강도 변경하여 경간 중앙 케이싱 하부 응력변화 | 68 |
| 표 5.5 | 슬래브 강도 변경하여 연결부 슬래브 상부 응력변화 | 68 |
| 표 5.6 | Jack down 에 의한 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화 | 72 |
| 표 5.7 | Jack down 에 의한 연결부 슬래브 상부의 응력변화 | 72 |
| 표 6.1 | 제안한 모델의 설계 변수량 | 76 |
| 표 6.2 | 제안한 설계 변수에 대한 해석 결과 | 77 |
| 표 6.3 | Release 시기를 조정한 해석 결과 | 78 |

1. 서 론

1.1 연구 배경

1949 년 벨기에의 설계기술자 립스키에 의하여 고안된 프리플렉스(preflex) 합성형 보는 I 형 단면을 갖는 강형(steel girder)에 프리플렉션(preflexion) 하중에 의한 휨 변형을 준 상태에서 하부 플랜지 주위를 완전히 피복한 후 프리플렉션 하중을 제거(release)하여 아래 플랜지 콘크리트에 프리스트레스(prestress)를 도입하여 하부 플랜지 콘크리트의 강성을 증대 시켜 형고를 작게 할 수 있고 경간을 길게 할 수 있는 장점이 있다.

현재 국내에서 공용중인 교량의 상당부분이 형고의 제한으로 인하여 프리플렉스보를 사용하고 있다. 이러한 교량들이 시공중과 공용중에 콘크리트에 상당한 정도의 균열 발생으로 인하여 내구성에 문제가 되고 있고 유지관리에 많은 어려움을 안고 있는 실정이다. 이는 설계 시 프리플렉스 보의 장기거동에 대한 충분한 고려가 되고 있지 않고 시공관리가 제대로 이루어지지 않고 있기 때문으로 판단된다. 실제 프리플렉션을 가하고 릴리즈한 후 거치까지의 기간의 변동성이 매우 크지만 이를 설계나 시공자가 반영하지 않아서 실제 도입된 프리플렉션에 의한 콘크리트 단면의 압축응력의 손실을 충분히 고려하지 않고 있다.

프리플렉션과 같은 압축력 도입을 위한 프리스트레스를 가하는 강합성구조물의 가장 큰 취약점은 강재가 콘크리트의 자유로운 변형을 구속함으로써 발생하는 프리스트레스의 손실이라고 할 수 있다. 특히, 프리플렉스 보는 하부 콘크리트에 초기 도입되는 압축력이 많고 단면에서 강형이 차지하는 비율이 크기 때문에 크리프, 건조수축에 의한 응력의 손실이 크다. 현재 제작된 프리플렉스 빔의 케이싱

콘크리트(casing concrete)하부에 횡균열이 발생하고 2 경간 연속인 경우에는 연결부 지점 슬래브 상부에서 인장균열이 발생하는 등 현재 설계 시 고려된 이론적 거동과 실제 제작 단계의 거동과는 많은 차이를 보이고있다. 특히 2 경간 연속인 경우에는 정정구조물에서 재령이 다른 콘크리트를 포함한 부정정구조물로 되는 복잡한 시공단계를 거치므로 크리프의 영향을 정확히 평가하기가 어렵다. 현재 설계에 적용하고 있는 크리프 계수와 최종 건조수축 변형률이 실제 거동보다 과소평가되어 있는 등 크리프, 건조수축에 대한 연구가 미흡한 실정이다. 그러므로 크리프, 건조수축에 대한 실험적 연구와 해석적 연구가 반드시 필요하다.

또한, 국내에서 주로 시공되고 있는 단경간 프리플렉스 보 교량의 경우 신축이음부, 지점부와 같은 곳의 유지관리 문제가 대두되고 있기 때문에 연속화 할 필요성이 제기되고 있다. 프리플렉스 보를 연속화 할 경우 부정정력의 존재로 인해서 구조물의 거동이 복잡해지고 시공단계가 매우 많아지기 때문에 설계 시 이를 모두 고려하기는 쉽지 않다. 따라서, 이를 단순화하는 작업이 필요하고 그 근거를 마련하기 위한 장기거동에 대한 변수연구가 이루어져야 할 것으로 판단된다.

1.2 연구목적

이 연구에서는 프리플렉스 연속보의 장기거동에 대한 설계 기준을 마련하기 위한 해석법 제안과 모형 실험을 수행한다. 먼저 2 경간 연속 프리플렉스 보에 대해서 AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method)을 이용한 단계별 해석법을 제안하고 이를 유한 요소 상용 프로그램을 이용해서 검증한다. 실험은 2 경간 연속 프리플렉스 보 축소 모형에 진동현식 게이지를 설치하여 70 일간 초기 크리프와 건

조수축에 대한 거동을 살펴본다. 그리고 유한요소해석과 실험을 통해 검증된 장기 거동 해석법을 이용하여 주요 변수 대한 영향도를 분석하여 크리프, 건조수축에 대한 설계기준을 제시한다. 각 시공단계별로 가능한 주요 설계변수를 채택하여 다양한 해석을 수행하여 그 영향을 평가하고 주된 변수에 대해서만 고려할 수 있도록 단순화작업을 하게 된다. 이러한 과정을 거쳐서 프리플렉스 연속보 설계 시 장기 거동 해석의 기준을 시공조건과 단계를 고려하여 제시하는 것을 목적으로 한다. 논문의 구성은 2 장에서 크리프, 건조수축 의 특성과 해석모델에 대해서 소개한다. 3 장에서는 2 경간 프리플렉스 빔에 대한 단계별 크리프, 건조수축 해석법(phased analysis)을 제시한다. 4 장에서는 3 장에서 제시한 방법을 유한요소 해석과 실험을 통해 검증한다. 5 장에서는 주요 변수인 시공단계별 시간, 압축강도, 상대습도, 지점 침하량 등에 대해서 변수 연구를 하여 각 변수들 크리프, 건조수축에 미치는 영향을 규명한다. 6 장에서는 변수연구를 통해 얻어진 결과를 이용하여 2 경간 연속 프리플렉스 보의 설계 모델을 제안한다. 7 장에서는 본 논문에서 얻어진 결과를 요약하고 제안된 방법과 문제점과 향후 연구 방향에 대하여 살펴본다.

2. 크리프, 건조수축 모델

이 장에서는 크리프, 건조수축의 구성방정식과 이를 증분 형태의 탄성 응력-변형률관계식으로 나타낸 AEMM(Age_adjusted Effective Modulus Method)과 시간계수 $\chi(t, t_o)$ 의 계산을 위한 Step-by-Step 방법에 대해서 설명한다.

2.1 크리프, 건조수축 변형률

일정한 하중을 받고 있는 콘크리트의 변형률은 다음과 같은 요소들의 합으로 생각할 수 있다.

$$\begin{aligned}\varepsilon(t) &= \varepsilon_E(t) + \varepsilon_c(t) + \varepsilon_{sh}(t) + \varepsilon_T(t) = \varepsilon_E(t) + \varepsilon''(t) \\ &= \varepsilon_E(t) + \varepsilon_c(t) + \varepsilon^o(t) = \varepsilon_\sigma(t) + \varepsilon^o(t)\end{aligned}\tag{2.1}$$

여기서 $\varepsilon_E(t)$ 는 탄성 변형률이고, $\varepsilon_c(t)$ 는 크리프 변형률, $\varepsilon_{sh}(t)$ 는 건조수축 변형률, $\varepsilon_T(t)$ 는 온도에 의한 변형률, $\varepsilon''(t)$ 는 비탄성 변형률, $\varepsilon^o(t)$ 는 응력과 무관한 변형률, $\varepsilon_\sigma(t)$ 는 응력에 의존적인 변형률이다. 본 논문에서는 응력과 무관한 변형률은 건조수축에 의한 변형률만 고려하므로 최종 변형률은

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_\sigma(t) + \varepsilon_{sh}(t) = \sigma J(t, t_o) + \varepsilon_{sh}(t)\tag{2.2}$$

여기서 크리프에 의한 응력의 변화가 위의 그림 2.1 과 같을 때 크리프를 해석하는 방법으로 크리프 함수(compliance 함수) $J(t, t_o)$ 를 사용한다. 크리프 함수는 시간 t_o 에 단위 지속하중이 재하될 때 발생하는 변형률이다.

크리프 계수 $\phi(t, t_0) = C(t, t_0) E(t_0)$ 는 크리프 변형률과 탄성 변형률의 비이므로 크리프 계수를 사용하여 compliance 함수를 나타내면 식(2.3)과 같다.

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E(t_0)} + C(t, t_0) = \frac{1}{E(t_0)} [1 + \phi(t, t_0)] \quad (2.3)$$

여기서 $E(t_0)$ 은 시간 t_0 에서 탄성계수이다.

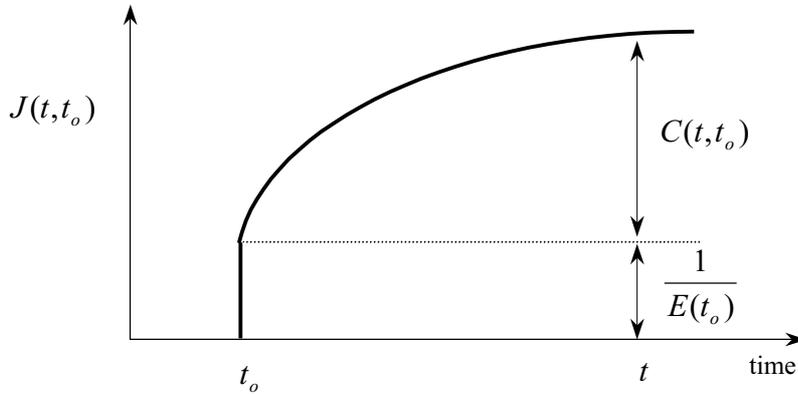


그림 2.1 크리프 함수(compliance 함수) $J(t, t_0)$

2.2 적분형태의 구성방정식

크리프의 적분형태의 구성방정식은 Compliance 함수와 Relaxation 함수를 사용한다. 먼저 Compliance 함수를 사용하면 구성방정식은

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^t J(t, t') d\sigma(t') + \varepsilon_{sh}(t) \quad (2.4)$$

응력이 시간에 대해서 연속이면 $d\sigma(t') = [d\sigma(t')/dt']dt'$ 이므로 식(4)를 부분적분하면

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma(t)}{E(t)} - \int_{t_0}^t \frac{J(t,t')}{\partial t'} \sigma(t') dt' + \varepsilon_{sh}(t) \quad (2.5)$$

식(2.4)를 미분하여 변형률 기울기를 구하면

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E(t)} + \int_{t_0}^t \frac{J(t,t')}{\partial t'} d\sigma(t') \quad (2.6)$$

다음은 Relaxation 함수, $R(t, t_0)$ 을 이용하여 적분형태의 구성방정식을 나타낼 수 있다. 여기서 $R(t, t_0)$ 는 relaxation 함수로 단위 변형률이 도입되었을 때 발생하는 응력이다. Relaxation 함수를 이용한 구성방정식은

$$\sigma(t) = \int_{t_0}^t R(t, t') [d\varepsilon(t') - d\varepsilon_{sh}(t')] \quad (2.7)$$

2.3 탄성 응력-변형률 관계를 이용한 증분 형태의 구성방정식

Compliance 함수와 Relaxation 함수를 이용한 적분식은 전 시간에서 응력과 변형률 이력을 알아야 되기 때문에 많은 계산 시간과 용량을 필요로 한다. 수치적 해석을 하기 위하여 앞에서 나타낸 적분 형태의 구성 방정식을 중첩을 이용한 증분 형태의 구성방정식으로 전환한다. 즉 크리프 해석의 근사적 방법으로 각각의 시간 간격에서 증분 형태의 응력-변형률 관계를 이용하여 적분 형태의 구성방정식 (식 2.4)을 증분 형태의 구성방정식으로 유도할 수 있다. 식(2.4)를 사다리꼴 공식을 사용하여 증분 형태의 식으로 나타내면

$$\varepsilon_r = \sum_{s=1}^r J_{r,s-1/2} \Delta\sigma_s + \varepsilon_{sh} \quad (2.8)$$

여기서 $s - \frac{1}{2}$ 는 시간 간격 Δ_s 의 중간을 의미하고 $J_{r,s-1/2} = \frac{(J_{r,s} + J_{r,s-1})}{2}$ 이다.

식(2.8)을 통해 구한 r-1 까지의 변형률 ϵ_{r-1} 을 식(2.8)에서 빼면

$$\Delta\epsilon_r = J_{r,r-1/2}\Delta\sigma_r + \sum_{s=1}^{r-1} (J_{r,s-1/2} - J_{r-1,s-1/2})\Delta\sigma_s + \Delta\epsilon_r^{sh} \quad (2.9)$$

여기서 $\frac{1}{J_{r,r-1/2}}$ 를 \bar{E} (incremental elastic modulus)로 정의한다.

외부하중이 일정하고 시간 간격 $\Delta t = \Delta t - \Delta t_o$ 를 하나의 긴 간격으로 하면 식(2.9)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta\epsilon = \frac{1}{\bar{E}}\Delta\sigma + \frac{\phi(t,t_o)}{E(t_o)}\sigma(t_o) + \Delta\epsilon^{sh} \quad (2.10)$$

응력변화($\Delta\sigma$)의 형태가 정해지면 \bar{E} 는 결정할 수 있다.

$\bar{E} = \frac{1}{J_{r,r-1/2}} = \frac{2}{J_{r,r} + J_{r,r-1}}$ 이므로 어떤 시간 동안 그림 2.2(a)와 같이 응력변화

($\Delta\sigma$)가 선형으로 변한다면 유효 탄성계수 \bar{E} 를 식(2.11)과 같이 나타낼 수 있다.

여기서 사용한 \bar{E} 는 초기에 실제보다 너무 큰 값을 가지므로 초기 크리프를 과소평가하게 된다.

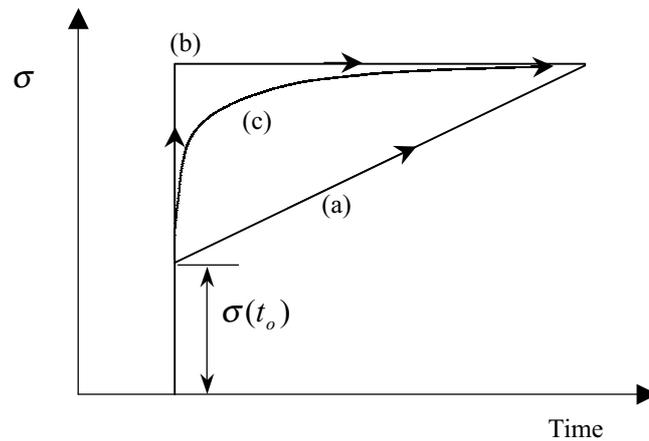


그림 2.2 응력의 이력 상태

$$\bar{E} = \frac{E(t_o)}{1 + \frac{\phi(t, t_o)}{2}} \quad (2.11)$$

응력변화가 선형으로 변한다는 가정 보다 더 좋은 가정은 응력의 변화가 일정(그림 2.2(b))하다고 가정하는 것이다. 응력이 일정하다고 하면 \bar{E} (incremental elastic modulus)는 아래식과 같다

$$\bar{E} = \frac{E(t_o)}{1 + \phi(t, t_o)} \quad (2.12)$$

위의 식을 Effective modulus 라고 하며 응력이 일정한 경우에는 크리프 영향을 정확히 해석할 수 있으나 초기 도입된 외력에 의해 각 시간 단계에서 점진적으로 증가하는 하중에 대해서는 과대 평가하게 된다.

2.4 AEMM (Age_adjusted Effective Modulus Method)

실제 크리프의 영향은 그림 2.2 의 두 가지 극단적인 값(a),(b)사이에 존재한다면 이를 묘사할 식이 필요하다.

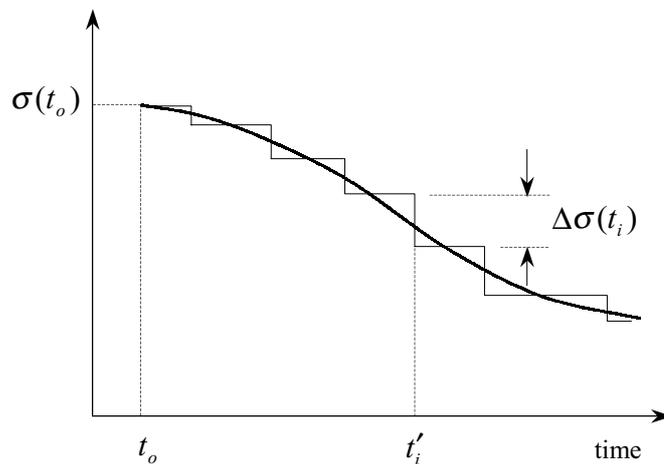


그림 2.3 시간 의존적인 응력 이력

시간 의존적인 응력 이력이 그림 2.3 과 같을 때 전체 변형률(식 2.1)을 다시 나타내면

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) &= \varepsilon_E(t) + \varepsilon_c(t) + \varepsilon_{sh}(t) \\ &= \frac{\sigma(t_o)}{E(t_o)} + \sum_i \frac{\Delta\sigma(t_i)}{E(t_i)} + \phi(t, t_o) \frac{\sigma(t_o)}{E(t_o)} + \sum_i \phi(t, t_i) \frac{\Delta\sigma(t_i)}{E(t_i)} + \varepsilon_{sh}(t) \end{aligned} \quad (2.13)$$

위의 식을 적분식으로 나타내면

$$\varepsilon(t) = \sigma(t_o) \frac{1 + \phi(t, t_o)}{E(t_o)} + \int_{t_o}^t \frac{1 + \phi(t, t')}{E(t')} d\sigma(t') + \varepsilon_{sh}(t') \quad (2.14)$$

식(2.14)의 첫 번째 항은 초기 탄성 변형률과 초기 응력에 의한 크리프 변형률이고 두번째 항은 응력의 점진적인 변화에 따른 크리프 변형률이다. 점진적으로 변화는 응력 형상을 그림 2.2 에서처럼 선형 또는 초기에 급격히 변하고 그 이후는 일정하다고 -보지 않고 그림 2.4 와 같이 점진적인 응력변화 $\Delta\sigma(t)$ 가 콘크리트의 Relaxation 함수에 선형관계라고 가정한다.

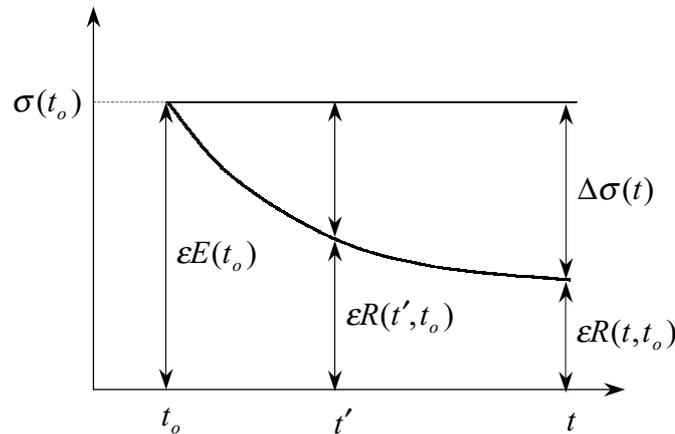


그림 2.4 점진적으로 변화는 응력이력

시간 $t-t_0$ 에서 점진적으로 발생한 응력변화 $\Delta\sigma(t)$ 를 초기 t_0 에 재하하여 적분식 (식 2.14)을 단순화한다. 점진적으로 발생한 응력은 초기에는 작은 값이므로 크리프 영향을 $\phi(t, t_0)$ 배 만큼 고려하는 것이 아니라 시간을 고려해서 크리프 계수를 감소시킨 $\chi(t, t_0)\phi(t, t_0)$ 를 사용한다. 여기서 $\chi(t, t_0)$ 를 시간 계수(aging coefficient) 라고 한다. 0.5 와 1 사이의 시간계수 χ 를 사용한 유효 탄성계수 \bar{E} (incremental elastic modulus)를 Age Effective Modulus 를 사용한다. 시간 계수를 사용하여 적분식을 간단히 하면 식(2.15)와 같다.

식(2.14)를 초기 도입된 탄성하중과 Age Effective Modulus 를 고려하여 나타내면

$$\varepsilon(t) = \sigma(t_0) \frac{1 + \phi(t, t_0)}{E(t_0)} + \Delta\sigma(t) \frac{1 + \chi\phi(t, t_0)}{E(t_0)} + \varepsilon_{sh} \quad (2.15)$$

식(2.15)에서 첫번째 항은 일정한 응력을 지속적으로 받을 때 발생하는 변형률이고 두 번째 항은 응력이 점진적으로 변할 때 발생하는 변형률이다. 시간 계수의 의미는 점진적인 응력변화로 인한 크리프는 χ 배 만큼 작아진다는 것이다. 이것은 다른 말로 $\chi(\sigma(t) - \sigma(t_0))$ 에 의해서 크리프가 발생했다는 것과 동일하다.

$$\bar{E} = \frac{E(t_0)}{1 + \chi(t, t_0)\phi(t, t_0)} \quad (2.16)$$

위의 식을 Age Effective Modulus 라고 하며 이 유효 탄성계수를 이용하여 크리프, 건조수축을 계산하는 방법을 AEMM(Age Effective Modulus Method)라고 한다. (Bažant, 1984) 시간계수 χ 는 콘크리트의 relaxation 을 이용하여 계산한다.

2.5 콘크리트의 Relaxation

Relaxation 방법은 변형률을 일정하게 고정시켜서 응력변화를 계산하는 방법이다. 그림 2.2 에서 실제 일정 시간 동안 변한 응력 형상을 알기 위해서 Relaxation 방법을 사용한다. 즉 응력이 Relaxation 함수에 선형(식 2.18)으로 변한다는 가정이다. 응력과 변형률 관계는 다음과 같다.

$$\sigma(t_o) = \varepsilon E(t_o) \quad (2.17)$$

$$\sigma(t) = \varepsilon R(t, t_o) \quad (2.18)$$

$$\Delta\sigma(t) = \sigma(t) - \sigma(t_o) \quad (2.19)$$

Relaxation 방법에서 변형률(ε)은 일정하므로 $\varepsilon = \varepsilon(t_o)$ 가 된다.

식(2.17, 2.18, 2.19)을 식(2.15)에 대입하면

$$\varepsilon = \varepsilon(1 + \phi(t, t_o)) + (\varepsilon R(t, t_o) - \varepsilon E(t_o)) \frac{1 + \chi\phi(t, t_o)}{E(t_o)} \quad (2.20)$$

시간계수(Aging coefficient)를 다시 쓰면

$$\chi(t, t_o) = \frac{1}{1 - R(t, t_o)/E(t_o)} - \frac{1}{\phi(t, t_o)} \quad (2.21)$$

즉 시간 계수 $\chi(t, t_o)$ 를 relaxation $R(t, t_o)$ 의 함수로 나타낼 수 있다. Relaxation 함수 $R(t, t_o)$ 은 Step-by-Step 방법을 이용하여 계산한다.

2.6 Step-by-Step Method

크리프 함수와 같은 적분형태의 시간 의존적인 응력- 변형 관계를 해석하는 방법으로 Step-by-Step method 를 사용한다. Step-by-Step method 는 각 시간간격에서 점진적으로 변한 증분을 중첩하는 방법으로 크리프 함수나 변형률 이력을 계산하는 방법이다.

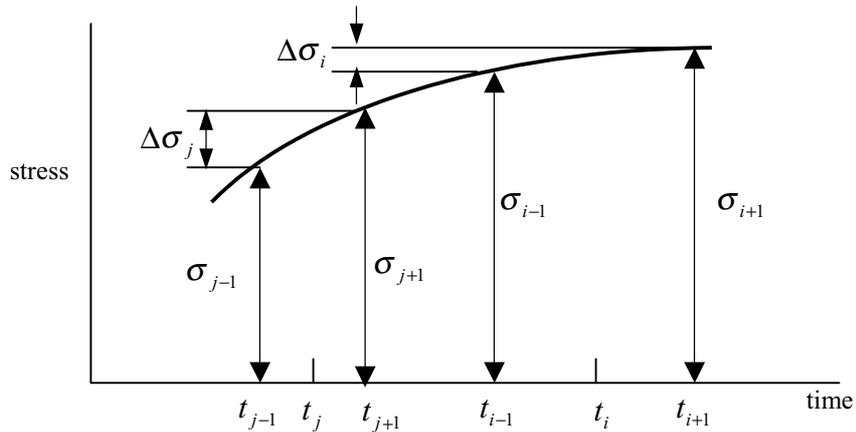


그림 2.5 Step-by-step method

초기에 크리프에 의한 응력변화가 크므로 시간 간격 Δt_j 는 log scale 로 한다.

Step-by-step method 를 적용하는 방법은 다음과 같다.

시간 t_{j+1} 에서 (j 번째 간격의 마지막 단계)

$$\Delta \varepsilon_j(t_{j+1}) = \Delta \sigma_j J(t_{j+1}, t_j) = \frac{\Delta \sigma_j}{E(t_j)} [1 + \phi(t_{j+1}, t_j)] \quad (2.22)$$

i 번째 간격에서 변형률은 각각의 시간 간격에서 그 직전 단계의 응력 증분 $\Delta \sigma_j$ 에 의해 발생한 각각의 변형률의 합으로 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon(t_{i+1}) = \sum_{j=1}^i \Delta \varepsilon_j(t_{i+1}) = \sum_{j=1}^i \frac{\Delta \sigma_j}{E(t_j)} [1 + \phi(t_{i+1}, t_j)] \quad (2.23)$$

위의 식은 주어진 변형률 이력으로부터 변형률, 응력을 구할 수 있다.

$$\sigma(t_{i+1}) = \sum_{j=1}^i \Delta \sigma_j \quad (2.24)$$

$$\sigma(t_{i+1}) = \varepsilon R(t_{i+1}, t_o) \quad (2.25)$$

식(2.24)을 식(2.25)에 대입하여 relaxation 함수는

$$R(t_{i+1}, t_o) = \frac{1}{\varepsilon} \sum_j^i \Delta \sigma_j \quad (2.26)$$

식(2.23)에서 마지막 시간 단계를 분리하면

$$\varepsilon(t_{i+1}) = \Delta \sigma_i \frac{1 + \phi(t_{i+1}, t_i)}{E_i} + \sum_{j=1}^{i-1} \Delta \sigma_j \frac{1 + \phi(t_{i+1}, t_j)}{E(t_j)} \quad (2.27)$$

Relaxation 방법에서 변형률 $\varepsilon(t)$ 은 일정하기 때문에 $\varepsilon(t)$ 은 $\sigma_o / E(t_o)$ 와 동일하

다고 보면 응력의 증분만 구하면 된다. $i = 1, 2, 3, \dots$

$$\Delta \sigma_i = \frac{E(t_i)}{1 + \phi(t_{i+1}, t_i)} \left[\varepsilon - \sum_{j=1}^{i-1} \Delta \sigma_j \frac{1 + \phi(t_{i+1}, t_j)}{E(t_j)} \right] \quad (2.28)$$

위의 식(2.28)를 식(2.26)에 대입하여 이용하여 Relaxation 함수를 구한다.

여기서 구한 Relaxation 함수를 식(2.21)에 대입하여 구한 시간 계수 χ 를 이용하여

시간 의존적인 변형률(식 2.15)을 계산한다.

3. 2 경간 연속 프리플렉스빔의 크리프, 건조수축 해석법

AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method)을 이용하여 먼저 단순보, 하중이 변하는 경우, 재령 차이가 있는 콘크리트로 구성된 단순보, 부정정보에 대해서 해석한 결과를 3 차원 유한 요소해석과 비교했다. 그리고 모두 조합된 경우인 2 경간 연속프리플렉스 보에 대하여 해석했다. 2 경간 연속 프리플렉스 보는 하중의 변화가 많고 단면과 구조계가 바뀌기 때문에 각 시공 단계에서 단계별 해석(phased analysis)을 수행했다.

3.1 지속하중을 받고 있는 단순보의 해석방법

정정보에서 크리프, 건조수축해석은 알고자 하는 좌표의 도입된 내력(모멘트, 축력)에 의한 시간 의존적인 변형을 계산하는 것이다. 강재가 포함되어 있는 경우에 대해서 생각하면 환산 단면으로 치환하여 초기 도입된 내력에 의해 발생한 변형률에 ϕ 배 만큼 크리프 변형률이 발생할 것이다. 그러나 실제 크리프 변형률(ϵ_{cr})과 건조수축 변형률(ϵ_{sh})은 환산 단면으로 치환 했을 때처럼 각 단면에서 변형률 변화가 선형을 이루지 않는다. 즉 강재의 relaxation 을 무시 한다면 시간 의존적인 변형은 콘크리트에서만 발생하므로 전 단면에 대해서 응력의 재분배가 필요하다. 그러므로 콘크리트 단면에서만 크리프, 건조수축 변형률을 계산하여 이로 인하여 발생하는 하중을 환산단면에 적용하여 응력 변화를 구할 수 있다. 먼저 환산단면 방법으로 계산하기 위해서 변형률, 곡률, 내력의 관계를 정의하면

$$\sigma = E(\varepsilon + \kappa y) \quad (3.1)$$

$$N = \int \sigma dA = E\varepsilon \int dA + E\kappa \int y dA \quad (3.2)$$

$$M = \int \sigma y dA = E\varepsilon \int y dA + E\kappa \int y^2 dA$$

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = E \begin{bmatrix} A & B \\ B & I \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon \\ \kappa \end{Bmatrix} \quad (3.3)$$

그러므로 초기 변형률과 곡률을 단면 특성과 내력에 대해서 나타내면

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon \\ \kappa \end{Bmatrix} = \frac{1}{E(AI - B^2)} \begin{bmatrix} I & -B \\ -B & A \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} \quad (3.4)$$

위에서 정의한 변형률과 곡률의 관계를 이용하여 환산 단면법으로 크리프, 건조수축에 의한 응력의 변화를 계산한다. 응력변화는 식(3.5)와 같이 두 개의 항으로 나누어 계산할 수 있다.

$$\Delta \sigma_c = \bar{E}(t, \tau_0)(\Delta \varepsilon + y \Delta \kappa) + \Delta \sigma_{restrain} \quad (3.5)$$

첫 번째 항은 크리프, 건조수축에 의해 발생한 실제 변형률 변화량과 곡률 변화량을 계산하여 응력의 변화를 구한 것이다. 두 번째 항은 환산 단면으로 치환하여 초기 변형률과 곡률식(3.4)을 이용하여 시간 t 까지의 변화된 변형률($d\varepsilon$)과 곡률($d\kappa$)를 계산한 다음 응력의 변화를 계산하는 것이다. 이렇게 계산한 응력을 $\Delta \sigma_{restrain}$ 이라고 하자. 즉 환산 단면에서의 크리프 변형률($d\varepsilon$)은 탄성 변형률에 ϕ 배 만큼 발생한다고 보는 것이다.

$$\begin{aligned} d\varepsilon &= \phi(t, \tau_0) \varepsilon(\tau_0) + \varepsilon_{sh} \\ d\kappa &= \phi(t, \tau_0) \kappa(\tau_0) \end{aligned} \quad (3.6)$$

$$\Delta\sigma_{restrain} = -\bar{E}_c(t, \tau_0)[d\varepsilon + d\kappa y] \quad (3.7)$$

$$\bar{E}(t, \tau_0) = \frac{E_c(t, \tau_0)}{1 + \chi(t, \tau_0)\phi(t, \tau_0)} \quad (3.8)$$

식(3.6)에서 계산된 변형률 변화는 실제 변화가 아닌 환산 단면으로 치환했을 때의 변형률 변화이다. 크리프, 건조수축은 콘크리트에서만 발생할 것이고 두 가지 이상의 재료로 이루어진 단면이라면 응력의 재분배가 발생한다. 즉 식(3.5)의 첫 번째 항은 크리프, 건조수축에 의한 응력 재분배를 고려한 것이다. 시간 t 까지의 실제 변형률과 곡률의 변화는 다음과 같다.

$$\begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon \\ \Delta\kappa \end{Bmatrix} = \frac{1}{\bar{E}(\bar{A}\bar{I} - \bar{B}^2)} \begin{bmatrix} \bar{I} & -\bar{B} \\ -\bar{B} & \bar{A} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -\Delta N \\ -\Delta M \end{Bmatrix} \quad (3.9)$$

여기서 ΔN 과 ΔM 은 콘크리트 단면에서 크리프, 건조수축이 자유롭게 변형할 수 있다고 가정할 때 이로 인해서 발생하는 변형을 구속시켰을 때 발생하는 힘이다. 이 힘을 구속력(restraining force)이라고 하자. 식(3.3)을 이용해서 구속력을 계산하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} \Delta N \\ \Delta M \end{Bmatrix} &= \begin{Bmatrix} \Delta N \\ \Delta M \end{Bmatrix}_{creep} + \begin{Bmatrix} \Delta N \\ \Delta M \end{Bmatrix}_{shrinkage} \\ &= -\bar{E} \phi \begin{bmatrix} A_c & B_c \\ B_c & I_c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon(\tau_0) \\ \kappa(\tau_0) \end{Bmatrix} - \bar{E} \varepsilon_{sh} \begin{Bmatrix} A_c \\ B_c \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (3.10)$$

그러므로 응력변화는 식(3.6)과 식(3.9)에서 구한 각각의 변형을 이용한 응력의 차이만큼 발생한다. 즉 재료가 단일 재료로 된 구조물이라면 응력의 변화는 발생하지 않는다. 그림 3.2 는 식(3.4)~(3.10)을 이용하여 정정보에 대한 응력변화를 계산하여 DIANA 와 비교한 결과이다. DIANA 는 콘크리트는 solid 요소를 사용했고 강

재는 Q8 요소를 사용하여 3 차원해석을 했다. 단면은 그림 3.1 과 같고 하중은 1kN/m 의 등분포하중을 재하였다. 그림 3.2 는 500 일까지의 크리프에 의한 응력 변화량이다.

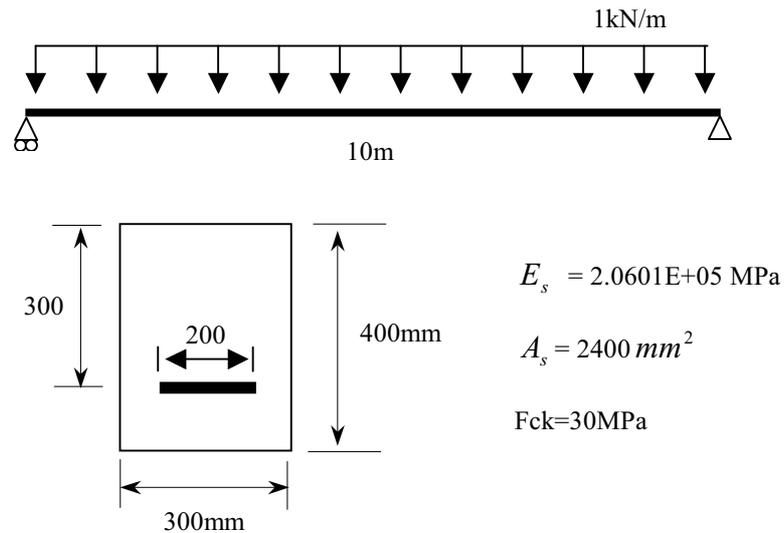


그림 3.1 단순보 예제의 단면과 형상

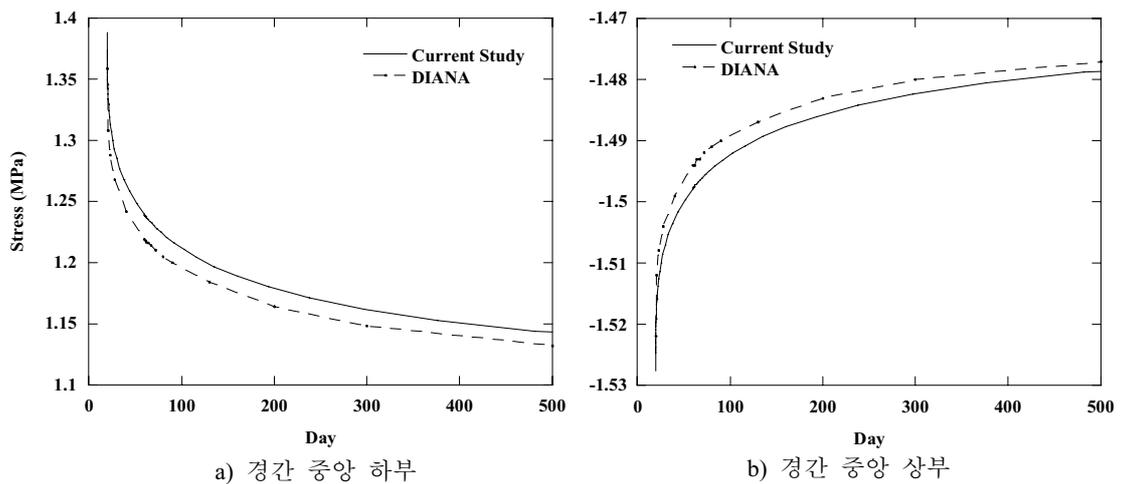


그림 3.2 단순보일 때 크리프에 의한 응력 변화

3.2 하중이 변하는 경우의 단순보 해석법

사용하중 상태에서는 시간 의존적인 변형률은 응력에 선형의 관계가 성립된다고 보면 응력이 시간에 따라 변하는 경우에 중첩의 원리를 사용해서 계산할 수 있다. 하중이 증가하는 경우와 감소하는 경우에 대해서 AEMM 을 사용해서 계산했고 이를 DIANA 와 비교했다. 하중이 여러 번 변하고 단면도 변하는 복잡한 시공단계를 가지는 경우에는 시공단계별로 시간을 나누어서 크리프, 건조수축에 의한 변화를 계산하는 것이 필요하다. 그림 3.1 과 같이 초기 τ_1 에서 재하된 하중이 변하지 않고 단면도 변하지 않는 문제에 대해서 시간 τ_2 에서 나누어서 계산하여 보자.

먼저 크리프 계수와 Aging 계수에 대해서 정리하면

$$\phi_1(t, \tau_1) \Rightarrow \phi_1, \phi_2(t, \tau_2) \Rightarrow \phi_2$$

$$\phi_1(t, \tau_1) - \phi_1(\tau_2, \tau_1) \Rightarrow \phi_1 - \phi_1(\tau_1)$$

$$\chi_1(t, \tau_1), \chi_2(t, \tau_2)$$

(a) 시간 $\tau_1 \sim \tau_2$ 까지의 응력변화

식(3.4)~(3.10)을 사용하여 같은 방법으로 τ_2 일까지 응력변화를 구한다. 여기에서 구한 경간 중앙의 하부와 상부의 응력변화를 $\Delta\sigma_1^{bot}, \Delta\sigma_1^{top}$ 라고 하자.

(b) $\tau_2 \sim t$ 까지의 응력변화

τ_2 일 이후에서 응력변화 계산은 초기 지속하중으로 의해 발생한 ϵ, κ 식(3.4)에 의한 크리프, 건조수축변화는 $\phi_1(t, \tau_1) - \phi_1(\tau_2, \tau_1) \Rightarrow \phi_1 - \phi_1(\tau_1)$ 배 만큼 변한다. 그

리고 $\tau_1 \sim \tau_2$ 일 까지 점진적으로 변한 변형률은 $d\epsilon_1 = \frac{\Delta\sigma_1^{top}}{E_1(\tau_1)}$ 이고

곡률변화는 $d\kappa_1 = \frac{(\Delta\sigma_1^{bot} - \Delta\sigma_1^{top})}{(E_1(\tau_1) \cdot h)}$ 이다. $d\epsilon_1$ 와 $d\kappa_1$ 에 의한 $\tau_1 \sim t$ 일

까지 변형률 변화는 $\chi(\tau_2)(\phi_1 - \phi_1(\tau_2))$ 만큼 발생한다.

식(3.11)을 이용해서 $\tau_2 \sim t$ 까지 구속력을 계산하면

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} N_{cr} \\ M_{cr} \end{Bmatrix} &= -\bar{E}_2(\phi_1 - \phi_1(\tau_2)) \begin{bmatrix} A_{c2} & B_{c2} \\ B_{c2} & I_{c2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon(\tau_1) \\ \kappa(\tau_1) \end{Bmatrix} \\ &\quad - \bar{E}_2 \chi_2(\phi_1 - \phi_1(\tau_2)) \begin{bmatrix} A_{c2} & B_{c2} \\ B_{c2} & I_{c2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\epsilon_1(\tau_2) \\ d\kappa_1(\tau_2) \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (3.11)$$

$$\begin{Bmatrix} N_{sh} \\ M_{sh} \end{Bmatrix} = -\bar{E}_2(\epsilon_{sh} - \epsilon_{sh}(\tau_2)) \begin{Bmatrix} A_{c2} \\ B_{c2} \end{Bmatrix}$$

여기서 $\bar{E}_2 = \frac{E(\tau_2)}{1 + \chi_2 \phi_2}$

식(3.11)로 구한 저항력을 식(3.9)를 대입하여 변형률 변화와 곡률변화를 계산하면

$\Delta\epsilon_2, \Delta\kappa_2$ 이다.

식(3.12)을 이용하여 $\Delta\sigma_{restrain}$ 을 계산하면

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{restrain2}^{bot} &= -\bar{E}_2 \{ (\phi_1 - \phi_1(\tau_2))[\epsilon + \kappa h_1] \\ &\quad + \chi_2(\tau_2)(\phi_1 - \phi_1(\tau_2))[\Delta\epsilon_1 + \Delta\kappa_1 h_1] + (\epsilon_{sh}(t) - \epsilon_{sh}(\tau_2)) \} \\ \Delta\sigma_{restrain2}^{top} &= -\bar{E}_2 \{ (\phi_1 - \phi_1(\tau_2))[\epsilon] + \chi_2(\tau_2)(\phi_1 - \phi_1(\tau_2))[\Delta\epsilon_{11}] \\ &\quad + (\epsilon_{sh}(t) - \epsilon_{sh}(\tau_2)) \} \end{aligned} \quad (3.12)$$

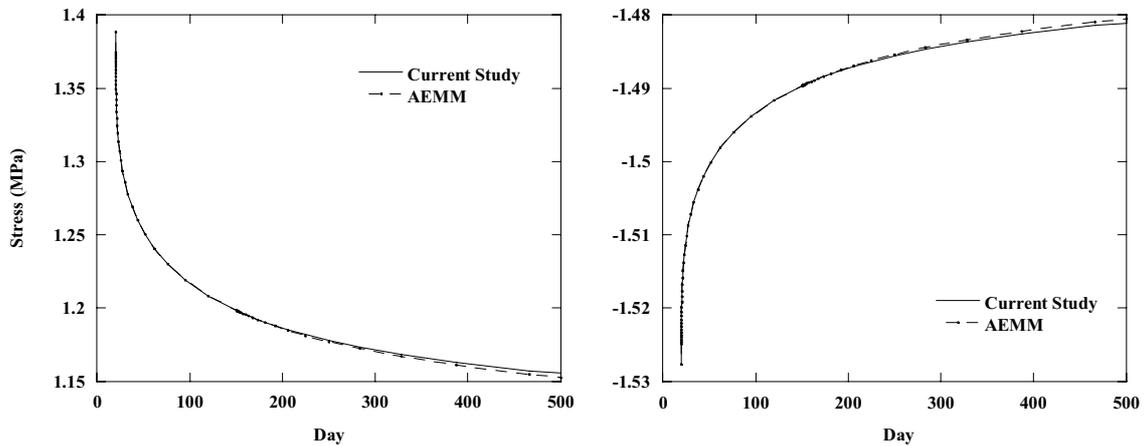
그러므로 $\tau_2 \sim t$ 일까지 응력변화는

$$\Delta\sigma_2^{bot} = \Delta\sigma_{restrain2}^{bot} + \bar{E}_2(\Delta\varepsilon_2 + h\Delta\kappa_2)$$

$$\Delta\sigma_2^{top} = \Delta\sigma_{restrain2}^{top} + \bar{E}_2(\Delta\varepsilon_2)$$

그러므로 $\tau_1 \sim t$ 에서 발생한 응력변화는 $\Delta\sigma = \Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2$ 가 된다.

그림 3.1 과 같이 하중과 단면이 변화지 않는 같은 크리프 특성을 가지는 경우에는 이렇게 나누어서 계산을 하는 것이 불필요하지만 복잡한 시공단계를 해석할 때 편리하다. 앞으로 계산할 하중이 변하고 재령차이가 있는 콘크리트에 대해서 크리프, 건조수축 해석을 할 때 변화가 있는 시간에서 나누어서 단계별 계산을 하는 방법을 사용하겠다. 그림 3.3 은 그림 3.1 을 150 일에서 한 번 나누어서 계산한 것 (Current Study) 과 그림 3.2 의 결과(AEMM)를 비교한 것이다. 150 일 이후에서는 초기와 같이 시간 간격을 log scale 로 했다. 그림 3.3 에서 보듯이 경간 중앙 하부와 상부에서 거의 동일한 변화를 나타내고 있다.



a) 경간 중앙 하부

b) 경간 중앙 상부

그림 3.3 단순보일 때 크리프에 의한 응력변화(단계별해석)

다음은 그림 3.4 와 같이 증가 하는 경우에 대해서 (A)와 (B)를 중첩한 것과 시간 τ_2 에서 나누어서 계산한 결과를 비교해 보겠다.

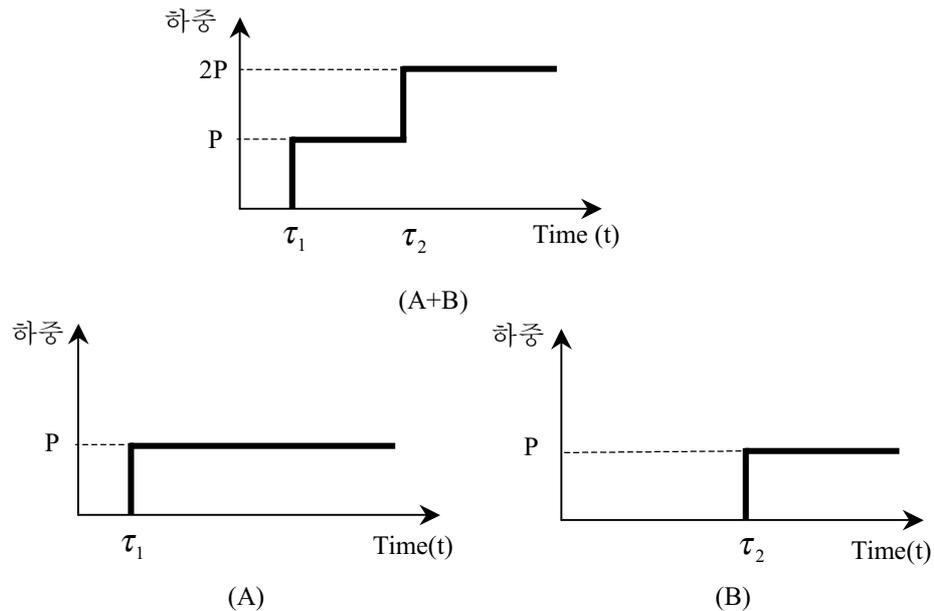


그림 3.4 하중이 증가하는 경우

그림 3.4-(A+B)와 같이 하중이 증가하는 경우에 대해서 단면과 하중이 그림 1 과 동일한 경우에 대해서 (A)와 (B)의 중첩으로 계산한 것과 시간 τ_2 에서 나누어서 계산한 결과(Current Study)에 대해서 비교해 보았다. 여기서는 하중 (A)와 (B)의 중첩한 결과와 시간 τ_2 에서 나누어서 단계별 해석을 한 것을 비교하기 위해서 이다.

하중(A)와 (B)에 대해서는 식(3.4)~(3.10)을 이용해서 각각 계산한다. 이 때 (A)에 대해서는 $\phi_1(t, \tau_1), \chi_1(t, \tau_1)$ 을 사용하고 (B)에 대해서는 $\phi_2(t, \tau_2), \chi_2(t, \tau_2)$ 를 사용한다.

그리고 시간 τ_2 에서 나누어서 단계별 해석을 할 때는 식(3.11), (3.12)에 시간 τ_2 에서 추가 하중을 고려한 항만 추가 시키면 된다. 그림 3.5 는 그림 3.1 의 단면에 대하여 그림 3.4 와 같은 하중 경우에 대해서 응력변화를 나타낸 것이다. 그림 3.5 에서 Current Study 로 표시 된 것은 식(3.11), (3.12)를 이용한 단계별 해석을 한 것이고 (A)+(B)로 표시된 것은 (A)와 (B)의 결과를 중첩한 것이다. 여기서는 탄성응력의 변화는 제외하고 시간의존적인 변화만 나타낸 것인데 단계별 해석과 (A)와 (B)를 중첩한 결과와 거의 동일하다.

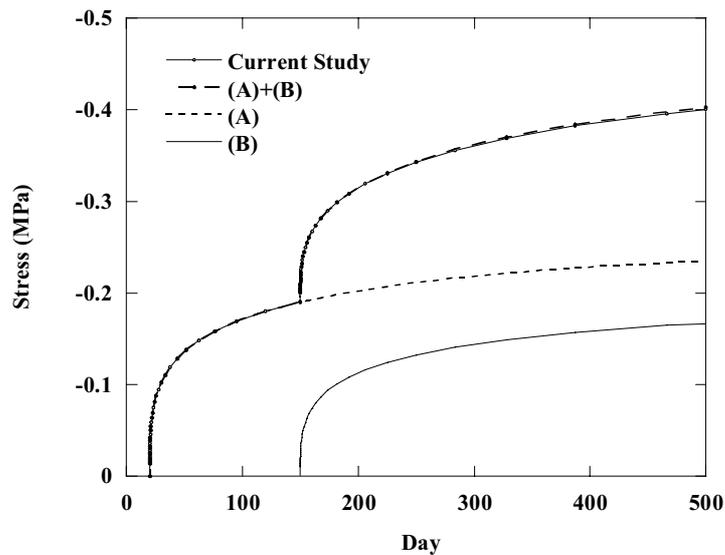


그림 3.5 하중이 증가하는 경우 크리프에 의한 응력변화

그림 3.7 은 역시 그림 3.1 과 같은 단면에 대해 하중이 감소하는 경우(그림 3.6)일 때의 응력변화를 나타낸 것이다. 크리프 변형률을 회복할 수 있는 변형률과 회복

불가능한 변형률로 분리해서 생각 할 수 있는데 그림 3.7 에서처럼 회복할 수 있는 크리프 변형률에 의해서 하중이 제거 됐을 때 크리프에 의해 발생한 응력변화가 회복됨을 볼 수 있다. 중첩의 원리를 이용하여 계산한 (A)-(B)와 하중이 제거되는 시간에서 나누어서 해석한 결과와 동일 하므로 단계별 해석법이 크리프 회복이 되는 경우에도 적용 가능하다. 즉 단계별 해석은 하중과 단면 또는 구조계가 바뀌는 시간에서 전 단계의 응력상태를 다음 단계에 적용하는 해석법으로 복잡한 시공 단계를 가지는 구조물에서는 반드시 필요한 해석법이라고 할 수 있다.

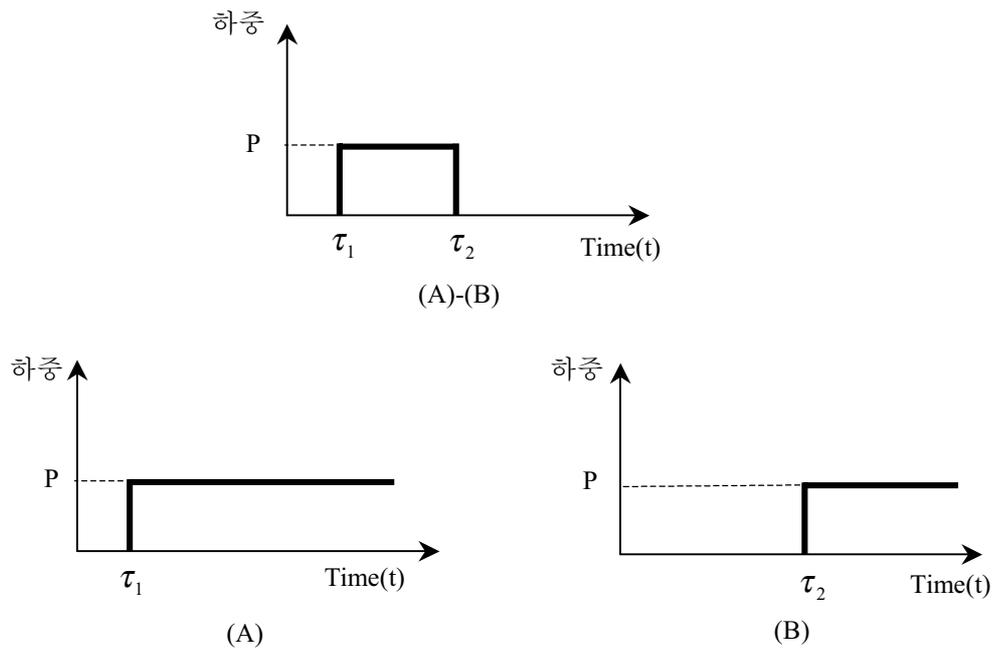


그림 3.6 하중이 감소하는 경우

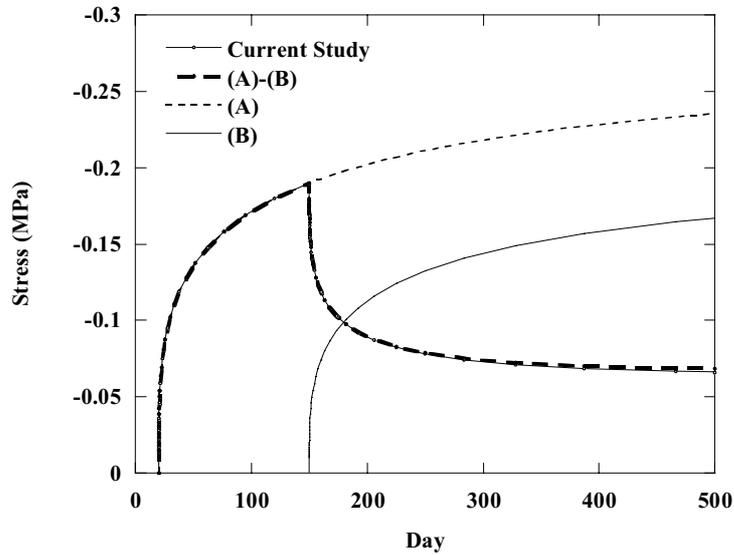


그림 3.7 하중이 제거하는 경우 크리프에 의한 응력변화

3.3 재령 차이가 있는 콘크리트의 크리프, 건조수축해석법

지속하중을 받고 있는 새로운 콘크리트가 타설되어 두개 이상 콘크리트로 된 구조물에 대한 크리프, 건조수축 해석법에 대해 설명하겠다. 각각의 콘크리트는 다른 크리프, 건조수축 특성과 탄성계수를 가진다. 여기서 재령이 다른 콘크리트 사이에 완전합성이 이루어졌다고 가정한다. 그림 3.8 과 같이 서로 다른 재령을 가진 부재에 대해서 두개의 콘크리트가 접하는 부분을 기준점으로 하여 단면특성을 정의하면 식(3.13)과 같다.

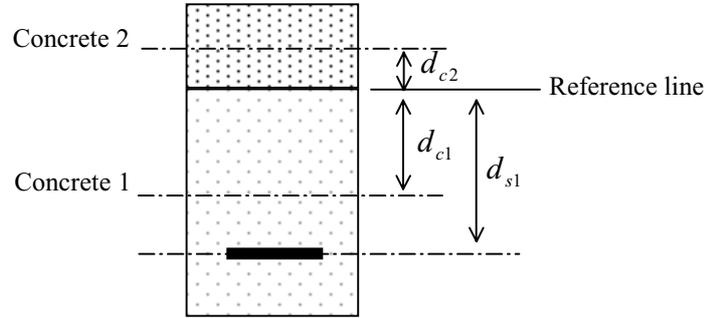


그림 3.8 재령이 다른 콘크리트로 된 합성 단면

$$\begin{aligned}
 A &= \sum_i^2 n_{ci} A_{ci} + \sum_j^1 n_{sj} A_{sj} \\
 B &= \sum_i^2 n_{ci} A_{ci} d_{ci} + \sum_j^1 n_{sj} A_{sj} d_{sj} \\
 I &= \sum_i^2 (n_{ci} I_{ci} + n_{ci} A_{ci} d_{ci}^2) + \sum_j^1 n_{sj} A_{sj} d_{sj}^2
 \end{aligned} \tag{3.13}$$

여기서 Concrete 1 을 기준으로 해서 $n_{ci} = E_{ci}/E_{c1}$, $n_{sj} = E_{sj}/E_{c1}$

위의 그림 3.8 과 같이 일정한 하중을 받고 있는 콘크리트에 크리프 특성이 다른 새로운 콘크리트가 시간 τ_2 에 타설 되고 τ_3 에서 새로운 추가 하중이 재하 되는 경우에 대해서 생각해 보자. 먼저 크리프 계수와 시간 계수에 대해서 정리하면 다음과 같다. 여기서 첫번째 아래 첨자는 콘크리트 요소, 두 번째 아래 첨자는 시간을 의미한다.

아래 콘크리트(Element 1)

크리프 계수

$$\phi_{11}(t, \tau_1) \Rightarrow \phi_{11}$$

$$\phi_{11}(t, \tau_1) - \phi_{11}(\tau_2, \tau_1) \Rightarrow \phi_{11} - \phi_{11}(\tau_2), \quad \phi_{11}(t, \tau_1) - \phi_{11}(\tau_3, \tau_1) \Rightarrow \phi_{11} - \phi_{11}(\tau_3)$$

$$\phi_{12}(t, \tau_2) \Rightarrow \phi_{12}$$

$$\phi_{12}(t, \tau_2) - \phi_{12}(\tau_3, \tau_2) \Rightarrow \phi_{12} - \phi_{12}(\tau_3)$$

$$\phi_{13}(t, \tau_3) \Rightarrow \phi_3$$

Aging 계수

$$\chi_{11}(t, \tau_1), \chi_{12}(t, \tau_2), \chi_{13}(t, \tau_3)$$

상부 콘크리트 (Element 2)

크리프 계수

$$\phi_{22}(t, \tau_2) \Rightarrow \phi_{22}$$

$$\phi_{22}(t, \tau_2) - \phi_{22}(\tau_3, \tau_2) \Rightarrow \phi_{22} - \phi_{22}(\tau_3)$$

$$\phi_{23}(t, \tau_3) \Rightarrow \phi_{23}$$

Aging 계수

$$\chi_{22}(t, \tau_2), \chi_{23}(t, \tau_3)$$

재령 차이가 있는 콘크리트의 해석 절차는 다음과 같다.

1) $\tau_1 \sim \tau_2$ 일 정정보에서 응력변화

상부의 콘크리트가 타설 되기 전이므로 응력변화($\Delta\sigma_{11}^{bot}, \Delta\sigma_{11}^{top}$)는 식(3.4)~(3.11)을

이용하여 계산한다.

2) $\tau_2 \sim \tau_3$ 에서 응력변화

이 단계는 프리플렉스 보가 연속화 되고 슬래브 콘크리트가 타설되는 단계이다.

슬래브의 자중은 아래 콘크리트와 강재가 모두 받으므로 τ_2 에서 상부 콘크리트의

탄성변형은 없다. 먼저 저항력을 계산하면

$$\begin{aligned}
 \begin{Bmatrix} N_{cr} \\ M_{cr} \end{Bmatrix} &= -\sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} (\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_j(\tau_j) \\ \kappa_j(\tau_j) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} \chi_{1n} (\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) \\ d\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \bar{E}_{1n} \phi_{1n} \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n(\tau_n) \\ \kappa_n(\tau_n) \end{Bmatrix} \\
 \begin{Bmatrix} N_{sh} \\ M_{sh} \end{Bmatrix} &= -\bar{E}_{1n} (\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n)) \begin{Bmatrix} A_{c1n} \\ B_{c1n} \end{Bmatrix} - \bar{E}_{2n} \varepsilon_{sh21} \begin{Bmatrix} A_{c2n} \\ B_{c2n} \end{Bmatrix}
 \end{aligned} \tag{3.14}$$

여기서 $n=2$ 이다.

식(3.19)를 이용하여 변형률과 곡률의 변화를 계산하면

$$\begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_n \\ \Delta\kappa_n \end{Bmatrix} = \frac{1}{\bar{E}_{1n}(\bar{A}\bar{I} - \bar{B}^2)} \begin{bmatrix} \bar{I} & -\bar{B} \\ -\bar{B} & \bar{A} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -\Delta N \\ -\Delta M \end{Bmatrix} \tag{3.9}$$

$$\text{식(3.14)에서 } d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) = \frac{\Delta\sigma_{1j}^{top}(\tau_{j+1})}{E_{1j}(\tau_j)},$$

$$d\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) = \frac{[\Delta\sigma_{1j}^{bot}(\tau_{j+1}) - \Delta\sigma_{1j}^{top}(\tau_{j+1})]}{E_{1j}(\tau_j) \cdot y_1} \text{ 이다.}$$

$\Delta\sigma_{restrain1n}$ 를 계산하면

$$\begin{aligned}
\Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} &= -\sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(\varepsilon_j(\tau_j) + \kappa_j(\tau_j)y_1)] \\
&\quad - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [\chi_{1n}(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(d\varepsilon_j(\tau_{j+1}) + d\kappa_j(\tau_{j+1})y_1)] \\
&\quad - \bar{E}_{1n} [\phi_{1n}(\varepsilon_n(\tau_n) + \kappa_n(\tau_n)y_1)] - \bar{E}_{1n}(\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n)) \\
\Delta\sigma_{restrain2n}^{top} &= -\bar{E}_{2n}\varepsilon_{sh22}
\end{aligned} \tag{3.15}$$

여기서 $\Delta\sigma_{restrain1n}^{bot}$ 는 아래 콘크리트 하부에서 $\Delta\sigma_{restrain}$ 이고 $\Delta\sigma_{restrain2n}^{top}$ 는 상부 콘크리트 상부에서의 $\Delta\sigma_{restrain}$ 이다. 각 단계에서 점진적으로 변한 응력을 이용하여 그 단계에서의 점진적인 변형률 변화($d\varepsilon_{ij}$)와 곡률변화($d\kappa_{ij}$)를 계산 하기 때 문에 한 단면에서 4 개의 응력 계산이 필요하다. 그러므로 $\Delta\sigma_{restrain1n}^{top}$, $\Delta\sigma_{restrain2n}^{bot}$ 역시 계산 되어야 된다.

$\tau_2 \sim \tau_3$ 에서 아래콘크리트의 응력변화는 다음과 같다.

$$\Delta\sigma_{1n}^{bot} = \Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} + \bar{E}_{1n}(\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_1)$$

$$\Delta\sigma_{2n}^{top} = \Delta\sigma_{restrain2n}^{top} + \bar{E}_{2n}(\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_2)$$

3) $\tau_3 \sim t$ 까지의 응력변화

추가하중은 아래 콘크리트와 상부 콘크리트가 모두 받으며 단면은 변하지 않고 새로운 하중만 추가 된다면 하중이 바뀌는 각 단계에서 계산된 탄성적인 변형과 시간의존적인 변형을 합하면 n 단계까지 응력변화를 계산할 수 있다.

하중이 바뀌는 단계가 n 번 있다고 하면 저항력은

$$\begin{aligned}
\begin{Bmatrix} N_{cr} \\ M_{cr} \end{Bmatrix} &= -\sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} (\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_j(\tau_j) \\ \kappa_j(\tau_j) \end{Bmatrix} \\
&\quad - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} \chi_{1n} (\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) \\ d\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix} \\
&\quad - \bar{E}_{1n} \phi_{1n} \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n(\tau_n) \\ \kappa_n(\tau_n) \end{Bmatrix} \\
&\quad - \sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{2n} \chi_{2n} (\phi_{2j} - \phi_{2j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c2n} & B_{c2n} \\ B_{c2n} & I_{c2n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) \\ d\kappa_{2j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix} \\
&\quad - \bar{E}_{2n} \phi_{2n} \begin{bmatrix} A_{c2n} & B_{c2n} \\ B_{c2n} & I_{c2n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n(\tau_n) \\ \kappa_n(\tau_n) \end{Bmatrix} \\
\begin{Bmatrix} N_{sh} \\ M_{sh} \end{Bmatrix} &= -\bar{E}_{1n} (\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n)) \begin{Bmatrix} A_{c1n} \\ B_{c1n} \end{Bmatrix} - \bar{E}_{2n} (\varepsilon_{sh21} - \varepsilon_{sh21}(\tau_n)) \begin{Bmatrix} A_{c2n} \\ B_{c2n} \end{Bmatrix}
\end{aligned} \tag{3.16}$$

$$\text{여기서 } d\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) = \frac{\Delta\sigma_{2j}^{bot}(\tau_{j+1})}{E_{2j}(\tau_j)},$$

$$d\kappa_{2j}(\tau_{j+1}) = \frac{[\Delta\sigma_{2j}^{bot}(\tau_{j+1}) - \Delta\sigma_{2j}^{top}(\tau_{j+1})]}{E_{2j}(\tau_j)} \cdot y_2$$

$\Delta\sigma_{restrain1n}$ 를 계산하면

$$\begin{aligned}
\Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} &= -\sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(\varepsilon_j(\tau_j) + \kappa_j(\tau_j)y_1)] \\
&\quad - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [\chi_{1n}(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) + d\kappa_{1j}(\tau_{j+1})y_1)] \\
&\quad - \bar{E}_{1n} [\phi_{1n}(\varepsilon_n(\tau_n) + \kappa_n(\tau_n)y_1)] - \bar{E}_{1n}(\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n)) \\
\Delta\sigma_{restrain2n}^{top} &= -\sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{2n} [\chi_{2n}(\phi_{2j} - \phi_{2j}(\tau_n))(d\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) + d\kappa_{2j}(\tau_{j+1})y_2)] \\
&\quad - \bar{E}_{2n} [\phi_{2n}(\varepsilon_n(\tau_n) + \kappa_n(\tau_n)y_2)] - \bar{E}_{2n}(\varepsilon_{sh22} - \varepsilon_{sh22}(\tau_n))
\end{aligned} \tag{3.17}$$

아래 콘크리트 하부와 상부 콘크리트 상부의 응력변화

$$\Delta\sigma_{1n}^{bot} = \Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} + \bar{E}_{1n}(\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_1)$$

$$\Delta\sigma_{2n}^{top} = \Delta\sigma_{restrain2n}^{top} + \bar{E}_{2n}(\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_2)$$

예제 1. 그림 3.1 와 같은 단면을 가진 정정보가 20 일에 1KN/m 의 등분포 하중을 지속적으로 받고 있다가 60 일에 그림 3.9 와 같이 상부에 새로운 콘크리트가 타설되며 지속하중(1KN/m)도 추가된다. 그리고 150 일에 추가하중(1KN/m)이 다시 도입되는 경우에 대해서 크립, 건조수축에 의한 응력변화를 계산한다.

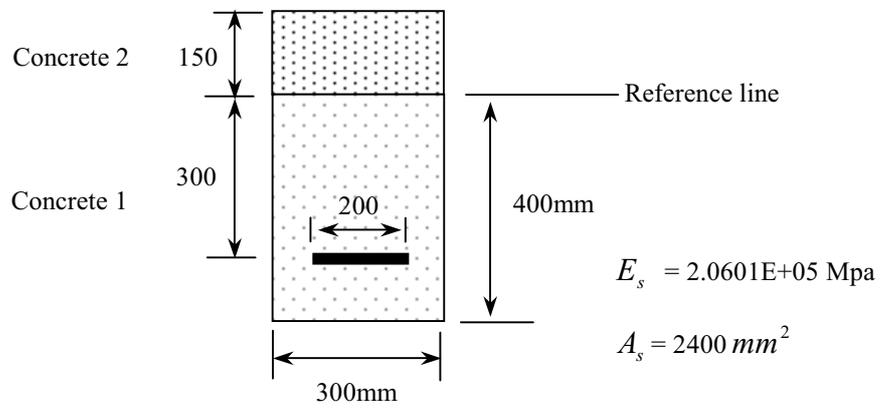
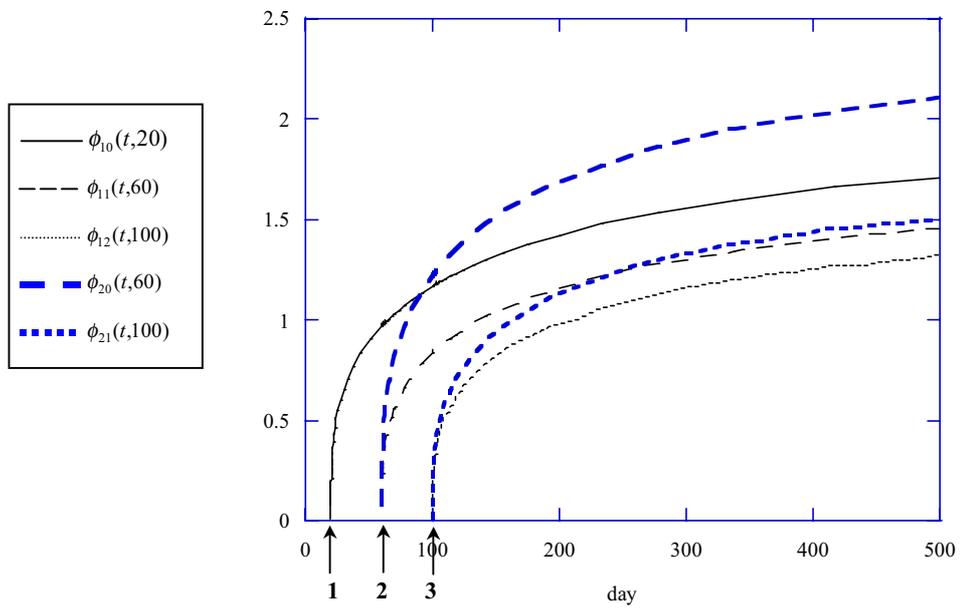
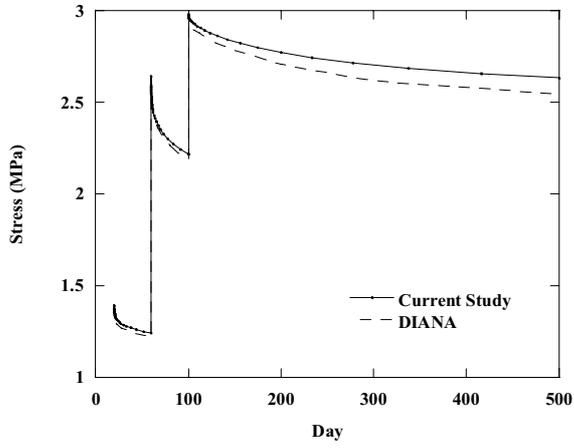


그림 3.9 예제 1의 합성 단면

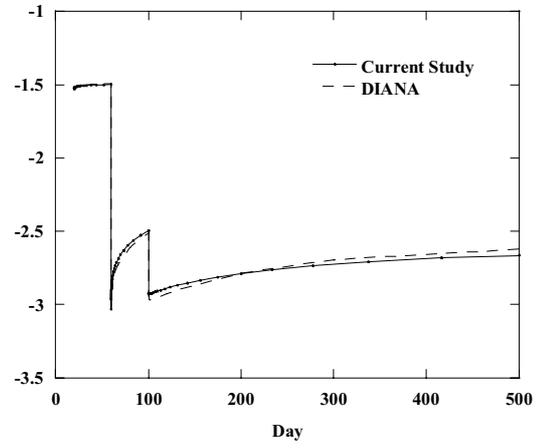
그림 3.10 예제 1의 크리프 계수 $\phi_i(t, \tau)$

하중과 단면이 변하기 때문에 식(3.11), (3.12)에서 사용한 단계별 해석 방법을 이용하여 계산한다. 여기서 상부 콘크리트의 크리프 계수는 $\phi_{21}(t,1)$ 와 $\phi_{22}(t,40)$ 를 사용했는데 표기는 $\phi_{21}(t,60)$ 과 $\phi_{22}(t,100)$ 로 나타내겠다. 그림 3.10 에서 보면 $\phi_{21}(t,60)$ 의 초기 재령이 1 일이기 때문에 초기 재령이 20 일인 $\phi_{10}(t,20)$ 보다 큰 값을 나타낸다. 그림 3.11 은 예제 1 의 결과를 경간 중앙부에서 응력변화를 그린 것이다.

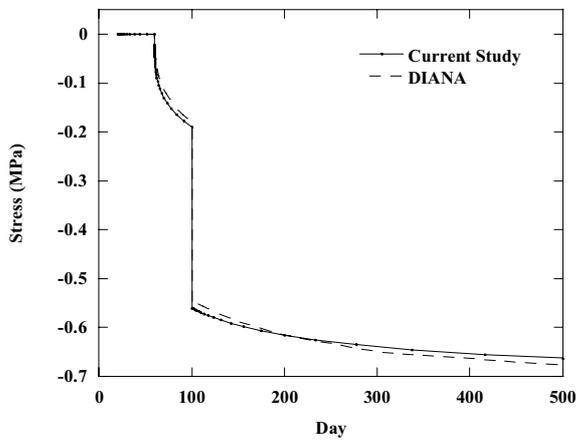
그림 3.11-a)에서 보면 20~60 일까지는 그림 3.2-a)와 동일하며 60 일에 추가하중으로 하부에서 인장응력이 도입되며 100 일에 다시 추가하중으로 인장응력이 도입된다. 60 일에 도입된 하중에 의한 인장응력 증가로 크리프에 의한 인장응력 손실이 초기 보다 커지고 있다. 20~60 일 까지 3.11-a)와 3.11-b)를 비교해보면 11-b)는 거의 변화가 없다. 20 일에서 초기 도입된 응력이 부호는 반대지만 그 크기가 비슷하므로 변하려는 크리프 변형률은 비슷할 것이다. 이 때 발생한 응력을 $\Delta\sigma_{restrain}$ 이라고 했다. 하지만 강재의 위치가 하단과 가깝기 때문에 실제 발생하는 변형률 ($\Delta\varepsilon$)은 상.하부가 크게 다르게 된다. 그러므로 응력의 계산은 실제 발생한 변형률을 이용한 응력($\bar{E} \Delta\varepsilon$)과 $\Delta\sigma_{restrain}$ 의 차이 만큼 발생하므로 강재의 구속력이 큰 하부에서 응력의 변화가 크다. c) 와 d)에서는 60 일에 타설 된 상부 콘크리트는 하중을 받지 않으나 아래 콘크리트 상부가 압축응력 상태이므로 압축 크리프 변형률이 발생할 때 생긴 힘이 압축력으로 작용하여 c)와 d)에서는 60~100 일 사이에 압축응력이 발생한다.



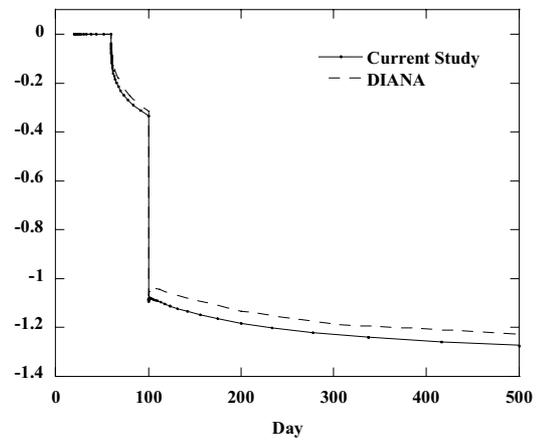
a) 아래 콘크리트 하부



b) 아래 콘크리트 상부

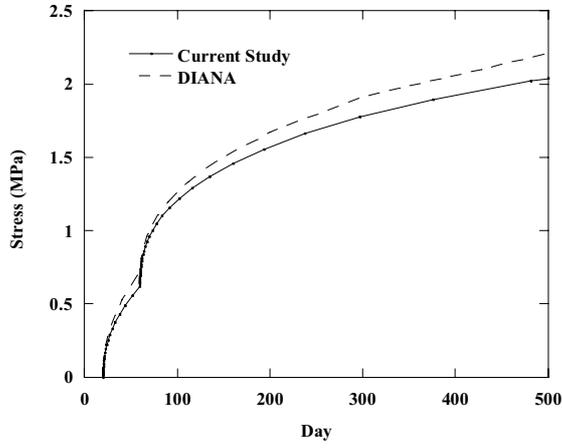


c) 슬래브 콘크리트 하부

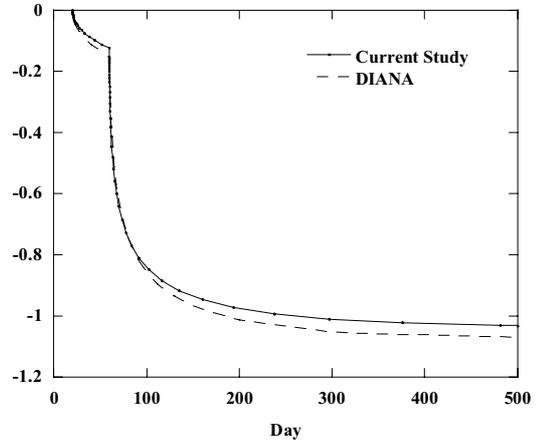


d) 슬래브 콘크리트 상부

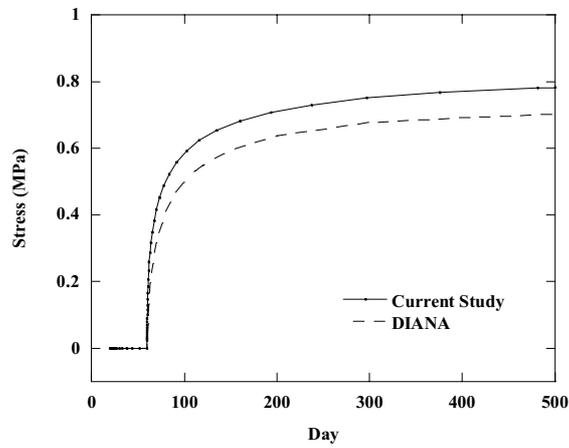
그림 3.11 크리프만 고려한 경우 경간 중앙의 응력변화



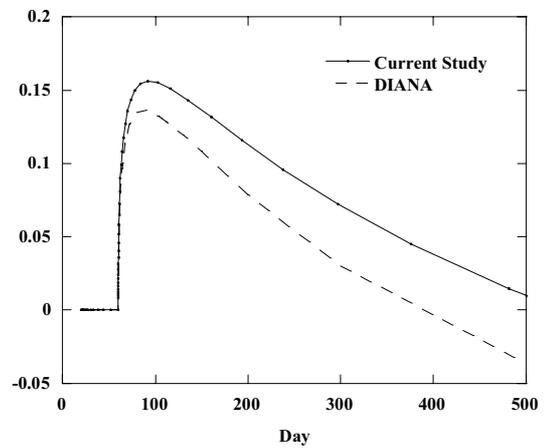
a) 아래 콘크리트 하부



b) 아래 콘크리트 상부



c) 슬래브 콘크리트 하부



d) 슬래브 콘크리트 상부

그림 3.12 건조수축만 고려한 경우 경간 중앙부에서 응력변화

그림 3.12 는 건조수축에 의한 응력변화를 계산하기 위해서 하중을 주지 않은 결과이다. 물론 건조수축에 의한 응력으로 발생한 크리프는 고려되었다. 아래 콘크리트와 상부 콘크리트의 재령이 다르므로 60 일 이후에는 상부 콘크리트가 더 많은 건조수축이 발생하기 때문에 b)에서 보면 60 일 이후 상부 콘크리트의 압축 건조수축 변형률이 아래 콘크리트 상부에 압축력으로 작용하여 압축응력의 증가가 크게 나타나고 있다. d)에서 60 일 이후 초기에는 두 콘크리트의 건조수축 변형률 다르기 때문에 인장응력이 증가하고 있다. 상부 콘크리트의 건조수축에 의한 변형을 아래 콘크리트가 구속하므로 인장응력이 발생하고 120 일 이후에는 두 콘크리트의 재령차이 보다 강재의 위치가 더 지배적이므로 압축응력의 증가를 보인다.

3.4 부정정보 해석법

부정정보 일 때 응력법을 사용한 크리프, 건조수축 해석법은 일반 응력법계산과 동일하다. 해석 절차는 다음과 같다.

1. Redundant force $\{\Delta F\}$ 선택
2. Released Structure 에서 변위 $\{\Delta D\}$ 계산
3. Released Structure 에 단위하중을 재하하여 내력변화 $[\Delta \sigma_u]$ 계산
4. 적합방정식(식 3.18)을 적용하여 Redundant force 계산

$$[\bar{f}]\{\Delta F\} = -\{\Delta D\} \quad (3.18)$$

5. 응력변화는 released structure 의 내력변화 $\{\Delta \sigma_s\}$ 와 부정력에 의한 응력변화

$$[\Delta \sigma_u]\{\Delta F\}$$

를 합하여 계산

$$\{\Delta\sigma\} = \{\Delta\sigma_s\} + [\Delta\sigma_u]\{\Delta F\} \quad (3.19)$$

부정정력에 의한 응력변화 $[\Delta\sigma_u]\{\Delta F\}$ 를 계산하기 위해서는 위에 절차와 같이 먼저 Redundant force $\{\Delta F\}$ 를 선택한다. 그리고 Released Structure 에서 시간 $t_o \sim t$ 사이에 변한 변위 $\{\Delta D\}$ 를 계산한다.

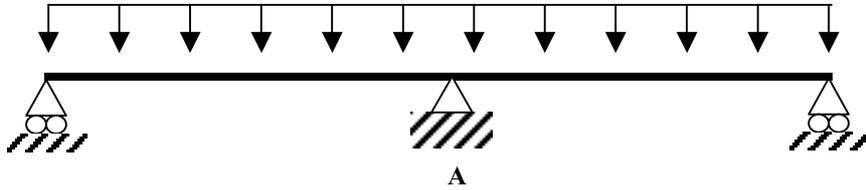


그림 3.13 2경간 연속보

단일 재료로 된 구조물이라면 변위는 $\Delta D(t) = D(t_o)\phi(t, t_o)$ 가 되므로 간단히 구할 수 있지만 단일 재료가 아닌 경우에는 가상일의 원리를 이용하여 구할 수 있다.

$$\Delta D_i(t) = \int \Delta \varepsilon(t) N_{ui} dx + \int \Delta \kappa(t) M_{ui} dx \quad (3.20)$$

가상일의 원리 식(3.20)를 이용하여 변위를 계산하는 것은 각각의 좌표에서 변형률과 곡률을 알아야 되기 때문에 곡률을 2차 다항식으로 가정하여 공액보법으로 계산할 수 있다. 공액보법을 사용하면 주어진 하중에 의한 발생한 곡률을 공액보에 하중으로 재하하여 전단력과 모멘트를 구하면 각각 처짐각과 처짐이 된다. 그림 3.14는 곡률을 2차 다항식으로 가정하여 공액보에 하중으로 재하한 그림이다.

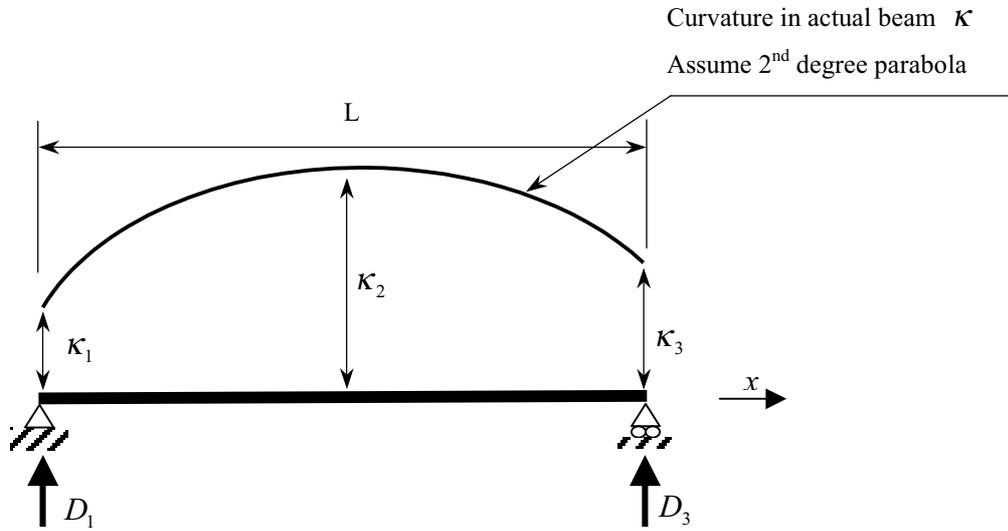


그림 3.14 Elastic load on conjugate beam

그림 3.14 와 같이 실제 보에 발생한 곡률 또는 곡률 변화를 공액보에 하중으로 재하하여 계산된 전단력과 모멘트가 각각 처짐각과 처짐이므로 지점에서 반력을 알면 처짐각을 알 수 있다. 곡률 또는 곡률 변화를 2차 다항식으로 가정하면

$$\kappa(x) = ax^2 + bx + c$$

지점에서 모멘트가 영이므로

$$\sum M = \int_0^L (L-x)k(x)dx - D_1L = 0$$

공액보에서 각 지점의 반력[(전단력)(D_1, D_3)]을 계산하면 그 값이 처짐각이 된다.

$$D_1 = \frac{L}{6} [1 \quad 2 \quad 0] \{\kappa_i\}$$

(3.21)

$$D_3 = -\frac{L}{6} [0 \quad 2 \quad 1] \{\kappa_i\}$$

그림 3.13 과 같이 redundant force 를 중앙 지점(A)의 모멘트로 하면

$$\Delta D_A(t, t_o) = \frac{L}{6} \begin{bmatrix} 0 & 2 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \kappa_1 \\ \Delta \kappa_2 \\ \Delta \kappa_3 \end{Bmatrix} \times 2 \quad (3.22)$$

유연도 행렬(flexibility matrix)을 구하기 위해 단위 모멘트를 중앙 지점에 재하하여 식(3.9)로부터 구한 $\Delta \bar{\kappa}_A$ 를 계산한다.

$$\begin{Bmatrix} \Delta \bar{\epsilon} \\ \Delta \bar{\kappa}_A \end{Bmatrix} = \frac{1}{E_e(\bar{A}\bar{I} - \bar{B}^2)} \begin{bmatrix} \bar{I} & -\bar{B} \\ -\bar{B} & \bar{A} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (3.23)$$

$\Delta \bar{\kappa}_A$ 는 축방향으로 선형이므로 유연도 행렬(flexibility matrix)은

$$\bar{f}_{AA} = \Delta \bar{\kappa}_A \frac{2L}{3} \quad (3.24)$$

적합방정식을 이용하여 $\Delta F_A(t, t_o)$ 를 계산하면

$$\Delta F_A(t, t_o) = -\bar{f}_{AA}^{-1} \Delta D_A(t, t_o) \quad (3.25)$$

그러므로 부정정보에서 크리프, 건조수축에 의한 응력변화는 released structure 의 내력변화 $\{\Delta \sigma_s\}$ 와 부정력에 의한 응력변화를 더하면 된다.

$$\{\Delta \sigma\} = \{\Delta \sigma_s\} + [\Delta \sigma_u] \{\Delta F\} \quad (3.19)$$

3.5 2경간 연속 프리플렉스 보

앞에서 각 단계에서 계산한 방법을 이용하여 2 경간 연속 프리플렉스 보의 크립, 건조수축 해석법을 제시한다.

앞에서 계산한 단계가 모두 포함되는 과정을 가진다.

프리플렉스 보에 대해서 AEMM 을 이용한 단계별 해석과 DIANA 를 이용해서 비교하겠다.

2 경간 연속 프리플렉스 보의 시공 단계

- 1) 강재에 preflexion 도입
- 2) 케이싱 콘크리트 타설
- 3) Preflexion release
- 4) 교각에 거치 후 강재의 연속화
- 5) 연결부 아래 콘크리트 타설
- 6) 슬래브,복부 콘크리트 타설
- 7) 연결부 지점침하(Jack down)
- 8) 포장,난간 등 추가 사하중 재하
- 9) 활하중

위의 단계에서 3 장에서 해석한 절차는 4)를 생략한다. 강재만 연속화는 경우는 그 영향이 경간 중앙 케이싱 콘크리트에 미치는 영향이 크지 않고 그 시간도 짧기 때문에 생략한다. 이러한 생략은 5 장에서 변수 연구를 통해 검증하겠다. 그리고 release 하기 전 케이싱 콘크리트에 발생하는 건조수축에 대해서도 무시한다. 역시 5 장에서 변수 연구를 통해 검증하겠다. 다시 해석 절차를 쓰면 표 3.1 과 같다.

표 3.1 2 경간 연속프리플렉스 보의 해석단계

| 단계 | 내용 | 시간 |
|----|-------------------------|----------------------|
| 1 | Preflexion release(정정보) | $\tau_1 \sim \tau_2$ |
| 2 | 슬래브,복부 콘크리트 타설(연속화) | $\tau_2 \sim \tau_3$ |
| 3 | 연결부 지점침하(Jack down) | $\tau_3 \sim \tau_4$ |
| 4 | 포장,난간 등 추가 사하중 재하 | $\tau_4 \sim t$ |

먼저 크리프 계수와 시간 계수의 기호를 간단히 하면 아래와 같다. 여기서 첫번째 아래 첨자는 케이싱 콘크리트(1)와 슬래브 콘크리트(2)를 나타내며 두 번째 아래 첨자는 하중과 단면이 변하는 시간($j=1, 2, 3, \dots, n$)을 나타낸다. 아래에 정리한 기호에서는 슬래브 콘크리트의 타설과 연속화가 시간 $j=2$ 에서 된다고 본다.

케이싱 콘크리트(Element 1)

시간 계수

$$\chi_{11}(t, \tau_1), \chi_{12}(t, \tau_2), \dots, \chi_{1n}(t, \tau_n)$$

크리프 계수

$$\phi_{11}(t, \tau_1) \Rightarrow \phi_{11}$$

$$\phi_{11}(t, \tau_1) - \phi_{11}(\tau_2, \tau_1) \Rightarrow \phi_{11} - \phi_{11}(\tau_2), \quad \phi_{11}(t, \tau_1) - \phi_{11}(\tau_3, \tau_1) \Rightarrow \phi_{11} - \phi_{11}(\tau_3)$$

$$\dots, \quad \phi_{11}(t, \tau_1) - \phi_{11}(\tau_n, \tau_1) \Rightarrow \phi_{11} - \phi_{11}(\tau_n)$$

⋮

$$\phi_{1n-1}(t, \tau_{n-1}) \Rightarrow \phi_{1n-1}$$

$$\phi_{1n-1}(t, \tau_{n-1}) - \phi_{1n-1}(\tau_n, \tau_{n-1}) \Rightarrow \phi_{1n-1} - \phi_{1n-1}(\tau_n)$$

$$\phi_{1n}(t, \tau_n) \Rightarrow \phi_{1n}$$

For 슬래브,복부 콘크리트 (Element 2)

크리프 계수

$$\phi_{22}(t, \tau_2) \Rightarrow \phi_{22}$$

$$\phi_{22}(t, \tau_2) - \phi_{22}(\tau_3, \tau_2) \Rightarrow \phi_{22} - \phi_{22}(\tau_3)$$

$$\phi_{22}(t, \tau_2) - \phi_{22}(\tau_n, \tau_2) \Rightarrow \phi_{22} - \phi_{22}(\tau_n)$$

⋮

$$\phi_{2n-1}(t, \tau_{n-1}) \Rightarrow \phi_{2n-1}$$

$$\phi_{2n-1}(t, \tau_{n-1}) - \phi_{2n-1}(\tau_n, \tau_{n-1}) \Rightarrow \phi_{2n-1} - \phi_{2n-1}(\tau_n)$$

$$\phi_{2n}(t, \tau_n) \Rightarrow \phi_{2n}$$

Aging 계수

$$\chi_{22}(t, \tau_2), \chi_{23}(t, \tau_3), \dots, \chi_{2n}(t, \tau_n)$$

3.5.1) $\tau_1 \sim \tau_2$ 일 Preflexion release(정 정보)

먼저 저항력을 계산하면

$$\begin{Bmatrix} N_{cr} \\ M_{cr} \end{Bmatrix} = -\bar{E}_{11}\phi_{11} \begin{bmatrix} A_{c11} & B_{c11} \\ B_{c11} & I_{c11} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1(\tau_1) \\ \kappa_1(\tau_1) \end{Bmatrix} \quad (3.26)$$

$$\begin{Bmatrix} N_{sh} \\ M_{sh} \end{Bmatrix} = -\bar{E}_{11}\varepsilon_{sh11} \begin{Bmatrix} A_{c11} \\ B_{c11} \end{Bmatrix}$$

저항력에 의한 변형률, 곡률변화

$$\begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_1 \\ \Delta\kappa_1 \end{Bmatrix} = \frac{1}{\bar{E}_{11}(\bar{A}\bar{I} - \bar{B}^2)} \begin{bmatrix} \bar{I} & -\bar{B} \\ -\bar{B} & \bar{A} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -\Delta N \\ -\Delta M \end{Bmatrix} \quad (3.27)$$

식(3.28)을 이용하여 $\Delta\sigma_{restrain}$ 을 계산하면

$$\begin{aligned}\Delta\sigma_{restrain1}^{bot} &= -\bar{E}_{11}[\phi_{11}(\varepsilon_1 + \kappa_1 y_1) + \varepsilon_{sh11}] \\ \Delta\sigma_{restrain1}^{top} &= -\bar{E}_{11}[\phi_{11}(\varepsilon_1) + \varepsilon_{sh11}]\end{aligned}\quad (3.28)$$

여기서 단면의 기준면을 케이싱 콘크리트 상단으로 하자. 위의 식에서 y_1 은 케이싱 콘크리트 상단에서 하단까지의 길이이다.

그러므로 $\tau_1 \sim \tau_2$ 응력변화는

$$\begin{aligned}\Delta\sigma_{11}^{bot} &= \Delta\sigma_{restrain1}^{bot} + \bar{E}_{11}(\Delta\varepsilon_1 + \Delta\kappa_1 y_1) \\ \Delta\sigma_{11}^{top} &= \Delta\sigma_{restrain1}^{top} + \bar{E}_{11}(\Delta\varepsilon_1)\end{aligned}\quad (3.29)$$

3.5.2) $\tau_2 \sim \tau_3$ 슬래브,복부 콘크리트 타설(연속화)

이 단계는 프리플렉스 보가 연속화 되고 슬래브 콘크리트가 타설되는 단계이다. 이 단계부터 부정정력에 의한 크리프, 건조수축 영향을 고려해야 된다. 중앙 지점의 모멘트를 redundant force 로 하면 released structure 에서의 응력변화와 부정정력에 의한 응력변화를 계산 각각 계산하여 더한다.

2-1) 저항력계산 (for release structure n=2)

$$\begin{aligned}\begin{Bmatrix} N_{cr} \\ M_{cr} \end{Bmatrix} &= -\sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n}(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_j(\tau_j) \\ \kappa_j(\tau_j) \end{Bmatrix} \\ &\quad - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} \chi_{1n}(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) \\ d\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix}\end{aligned}\quad (3.33)$$

$$\begin{aligned}
& -\bar{E}_{1n}\phi_{1n}\begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix}\begin{Bmatrix} \varepsilon_n(\tau_n) \\ \kappa_n(\tau_n) \end{Bmatrix} \\
\begin{Bmatrix} N_{sh} \\ M_{sh} \end{Bmatrix} &= -\bar{E}_{1n}(\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n))\begin{Bmatrix} A_{c1n} \\ B_{c1n} \end{Bmatrix} - \bar{E}_{2n}\varepsilon_{sh21}\begin{Bmatrix} A_{c2n} \\ B_{c2n} \end{Bmatrix}
\end{aligned}$$

저항력에 의한 변형률, 곡률변화

$$\begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_n \\ \Delta\kappa_n \end{Bmatrix} = \frac{1}{\bar{E}_{1n}(\bar{A}\bar{I} - \bar{B}^2)} \begin{bmatrix} \bar{I} & -\bar{B} \\ -\bar{B} & \bar{A} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -\Delta N \\ -\Delta M \end{Bmatrix} \quad (3.34)$$

식(3.33)에서 $d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) = \frac{\Delta\sigma_{1j}^{top}(\tau_{j+1})}{E_{1j}(\tau_j)}$,

$$d\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) = \frac{[\Delta\sigma_{1j}^{bot}(\tau_{j+1}) - \Delta\sigma_{1j}^{top}(\tau_{j+1})]}{E_{1j}(\tau_j) \cdot y_1} \text{ 이다.}$$

$\Delta\sigma_{restrain}$ 을 계산하면

$$\begin{aligned}
\Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} &= -\sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(\varepsilon_j(\tau_j) + \kappa_j(\tau_j)y_1)] \\
&\quad - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [\chi_{1n}(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(d\varepsilon_j(\tau_{j+1}) + d\kappa_j(\tau_{j+1})y_1)] \\
&\quad - \bar{E}_{1n} [\phi_{1n}(\varepsilon_n(\tau_n) + \kappa_n(\tau_n)y_1)] - \bar{E}_{1n}(\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n))
\end{aligned} \quad (3.35)$$

$$\Delta\sigma_{restrain2n}^{top} = -\bar{E}_{2n}\varepsilon_{sh22}$$

케이싱 콘크리트 하부와 슬래브 콘크리트 상부의 응력변화

$$\Delta\sigma_{1n}^{bot} = \Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} + \bar{E}_{1n}(\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_1) \quad (3.36)$$

$$\Delta\sigma_{2n}^{top} = \Delta\sigma_{restrain2n}^{top} + \bar{E}_{2n}(\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_2)$$

식(3.35)와 (3.36)에서 케이싱 상부와 슬래브 하부의 응력변화는 생략했는데 같은 방법으로 계산한다.

3.5.2-1) 부정정력에 의한 응력변화

그림 3.18 에서처럼 각 경간의 3 지점에서 곡률의 변화(식 3.34))를 가지고 적합조건을 만족시키는 힘을 계산한다. Redundant force 를 가운데 지점의 모멘트로 하고 곡률의 변화(식 3.34))를 식(3.22)에 대입하여 중앙지점의 처짐각의 변화를 계산한다. 중앙지점에서의 처짐각

$$\Delta D_3 = \frac{L}{6} \begin{bmatrix} 0 & 2 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \kappa_1 \\ \Delta \kappa_2 \\ \Delta \kappa_3 \end{Bmatrix} \times 2 \quad (3.37)$$

여기서 아래 첨자는 교축방향의 위치를 나타낸다.

단위 모멘트를 중앙 지점에 재하하여 식(3.9)로부터 구한 $\Delta \bar{\kappa}_1$ 를 계산한다.

$$\begin{Bmatrix} \Delta \bar{\epsilon} \\ \Delta \bar{\kappa} \end{Bmatrix} = \frac{1}{E_c(\bar{A}I - \bar{B}^2)} \begin{bmatrix} \bar{I} & -\bar{B} \\ -\bar{B} & \bar{A} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (3.23)$$

$\Delta \bar{\kappa}_1$ 는 축방향으로 선형이므로 유연도 행렬은

$$\bar{f}_{11} = \Delta \bar{\kappa}_1 \frac{2L}{3} \quad (3.24)$$

적합방정식을 이용하여 $\Delta F_1(t, t_o)$ 를 계산하면

$$\Delta F_1(t, t_o) = -\bar{f}_{11}^{-1} \Delta D_1(t, t_o) \quad (3.25)$$

그러므로 부정정보에서 크리프, 건조수축에 의한 응력변화는 released structure 의 내력변화 $\{\Delta \sigma_s\}$ 와 부정력에 의한 응력변화를 더하면 된다.

$$\{\Delta \sigma\} = \{\Delta \sigma_s\} + [\Delta \sigma_u] \{\Delta F\} \quad (3.19)$$

3.5.3) $\tau_2 \sim \tau_3, \dots, \tau_n$ 연결부 지점침하(Jack down), 포장,난간 등 추가 사하

중 재하

τ_1 에서는 슬래브 콘크리트가 외력을 받지 않지만 τ_2 부터는 모든 단면이 외력을 받으므로 τ_2 부터 τ_j 까지의 응력변화는 일정한 식으로 계산할 수 있다.

3-1) for release structure $n=3, 4, \dots$

$$\begin{aligned}
 \begin{Bmatrix} N_{cr} \\ M_{cr} \end{Bmatrix} &= -\sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} (\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_j(\tau_j) \\ \kappa_j(\tau_j) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} \chi_{1n} (\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) \\ d\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{1n} \chi_{1n} (\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) \\ \delta\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \bar{E}_{1n} \phi_{1n} \begin{bmatrix} A_{c1n} & B_{c1n} \\ B_{c1n} & I_{c1n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n(\tau_n) \\ \kappa_n(\tau_n) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{2n} \chi_{2n} (\phi_{2j} - \phi_{2j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c2n} & B_{c2n} \\ B_{c2n} & I_{c2n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) \\ d\kappa_{2j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{2n} \chi_{2n} (\phi_{2j} - \phi_{2j}(\tau_n)) \begin{bmatrix} A_{c2n} & B_{c2n} \\ B_{c2n} & I_{c2n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) \\ \delta\kappa_{2j}(\tau_{j+1}) \end{Bmatrix} \\
 &\quad - \bar{E}_{2n} \phi_{2n} \begin{bmatrix} A_{c2n} & B_{c2n} \\ B_{c2n} & I_{c2n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n(\tau_n) \\ \kappa_n(\tau_n) \end{Bmatrix} \\
 \begin{Bmatrix} N_{sh} \\ M_{sh} \end{Bmatrix} &= -\bar{E}_{1n} (\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n)) \begin{Bmatrix} A_{c1n} \\ B_{c1n} \end{Bmatrix} - \bar{E}_{2n} (\varepsilon_{sh21} - \varepsilon_{sh21}(\tau_n)) \begin{Bmatrix} A_{c2n} \\ B_{c2n} \end{Bmatrix}
 \end{aligned} \tag{3.34}$$

$$\text{여기서 } d\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) = \frac{\Delta\sigma_{2j}^{bot}(\tau_{j+1})}{E_{2j}(\tau_j)},$$

$$d\kappa_{2j}(\tau_{j+1}) = \frac{[\Delta\sigma_{2j}^{bot}(\tau_{j+1}) - \Delta\sigma_{2j}^{top}(\tau_{j+1})]}{E_{2j}(\tau_j)} \cdot y_2$$

$$\delta\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) = \frac{\delta\sigma_{1j}^{top}(\tau_{j+1})}{E_{1j}(\tau_j)}$$

$$\delta\kappa_{1j}(\tau_{j+1}) = \frac{[\delta\sigma_{1j}^{bot}(\tau_{j+1}) - \delta\sigma_{1j}^{top}(\tau_{j+1})]}{E_{1j}(\tau_j)} \cdot y_1$$

$$\delta\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) = \frac{\delta\sigma_{2j}^{bot}(\tau_{j+1})}{E_{2j}(\tau_j)}$$

$$\delta\kappa_{2j}(\tau_{j+1}) = \frac{[\delta\sigma_{2j}^{bot}(\tau_{j+1}) - \delta\sigma_{2j}^{top}(\tau_{j+1})]}{E_{2j}(\tau_j)} \cdot y_2$$

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} = & - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(\varepsilon_j(\tau_j) + \kappa_j(\tau_j)y_1)] \\ & - \sum_{j=1}^{n-1} \bar{E}_{1n} [\chi_{1n}(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(d\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) + d\kappa_{1j}(\tau_{j+1})y_1)] \\ & - \sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{1n} [\chi_{1n}(\phi_{1j} - \phi_{1j}(\tau_n))(\delta\varepsilon_{1j}(\tau_{j+1}) + \delta\kappa_{1j}(\tau_{j+1})y_1)] \\ & - \bar{E}_{1n} [\phi_{1n}(\varepsilon_n(\tau_n) + \kappa_n(\tau_n)y_1)] - \bar{E}_{1n}(\varepsilon_{sh11} - \varepsilon_{sh11}(\tau_n)) \end{aligned} \quad (3.35)$$

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{restrain2n}^{top} = & - \sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{2n} [\chi_{2n}(\phi_{2j} - \phi_{2j}(\tau_n))(d\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) + d\kappa_{2j}(\tau_{j+1})y_2)] \\ & - \sum_{j=2}^{n-1} \bar{E}_{2n} [\chi_{2n}(\phi_{2j} - \phi_{2j}(\tau_n))(\delta\varepsilon_{2j}(\tau_{j+1}) + \delta\kappa_{2j}(\tau_{j+1})y_2)] \\ & - \bar{E}_{2n} [\phi_{2n}(\varepsilon_n(\tau_n) + \kappa_n(\tau_n)y_2)] - \bar{E}_{2n}(\varepsilon_{sh22} - \varepsilon_{sh22}(\tau_n)) \end{aligned}$$

케이싱콘크리트 하부와 슬래브 콘크리트 상부의 응력변화

$$\Delta\sigma_{1n}^{bot} = \Delta\sigma_{restrain1n}^{bot} + \bar{E}_{1n} (\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_1)$$

$$\Delta\sigma_{2n}^{top} = \Delta\sigma_{restrain2n}^{top} + \bar{E}_{2n} (\Delta\varepsilon_n + \Delta\kappa_n y_2)$$

3.5.3-1) 부정정력에 의한 응력변화

3.5.2-1)에서와 동일한 방법으로 계산한다.

4. 2 경간 연속 프리플렉스 보의 크리프, 건조수축 실험

2 경간 연속 프리플렉스 보 축소 모형에 진동현식 게이지를 설치하여 초기 크리프와 건조수축에 대한 거동을 살펴본다. 그리고 3 차원해석을 한 해석결과와 실험결과를 중심으로 3 장에서 제한한 해석법을 검증한다. 유한요소 해석 모델은 콘크리트는 Solid 요소를 사용했고 강형은 curved shell 요소를 사용했다.

4.1 2 경간 연속 프리플렉스 보의 크리프, 건조수축 실험

프리플렉스 보의 크리프, 건조수축에 의한 압축력 손실을 측정하기 위해서 2 경간 연속 프리플렉스 보에 대해서 70 일간 크리프, 건조수축에 의한 변형률 변화를 측정했다. 게이지는 콘크리트의 변형률 변화를 측정하는 EM5, SM5 와 강재의 변형률변화를 측정하는 SM2W 를 사용했다.

표 4.1 게이지 종류,명칭

| 게이지 종류 | 게이지 명칭 |
|--------|---|
| EM5 | Casing Top, Casing Bot, Casing Bot(Beam2), SH_U, SH_L |
| SM5 | SM5(Beam2), SM5CEN, SM5SUP |
| SM2W | Steel Sup, SM2WSUP |

게이지의 위치는 release 후 도입되는 압축력이 작은 지점부 부분과 압축력이 크게 도입되는 경간 중앙부에 매립했다. 종방향으로 지점에서 150, 3100mm 떨어진 지점의 케이싱 콘크리트 상.하부에 각각 설치했다. 150mm 지점(SH_U, SH_L,SM5_SUP,

SM2WSUP)은 release 후 도입되는 압축력이 작은 지점이므로 건조수축의 영향을 측정하기 위해서 이고, 3100mm 지점(Casing Top, Casing Bot, SM5CEN) 은 크리프가 지배적인 부분에서 거동을 살펴기 위해서 이다. Beam(2)에서도 3100mm 지점의 케이싱 콘크리트하부에 변형률 게이지 (Casing Bot(Beam2), SM5(Beam2))를 설치해서 Beam(1)에서 측정된 변형률과 비교했다. 그리고 연속화 후에는 연결부 steel 상부에 게이지(Steel sup)를 설치했다.

표 4.2 2경간 연속 프리프렉스 빔의 실험 단계

| 단계 | 내용 | 측정 시간 |
|----|------------------------------|---------|
| 1 | Preflexion 재하 | |
| 2 | 케이싱 콘크리트 타설 (케이싱 콘크리트의 건조수축) | 0~7 일 |
| 3 | Release | 7~32 일 |
| 4 | 강형의 연속화 | 32~38 일 |
| 5 | 슬래브타설(38 일) | 38~49 일 |
| 6 | 연결부 지점 침하(49 일) (5mm) | 49~70 일 |

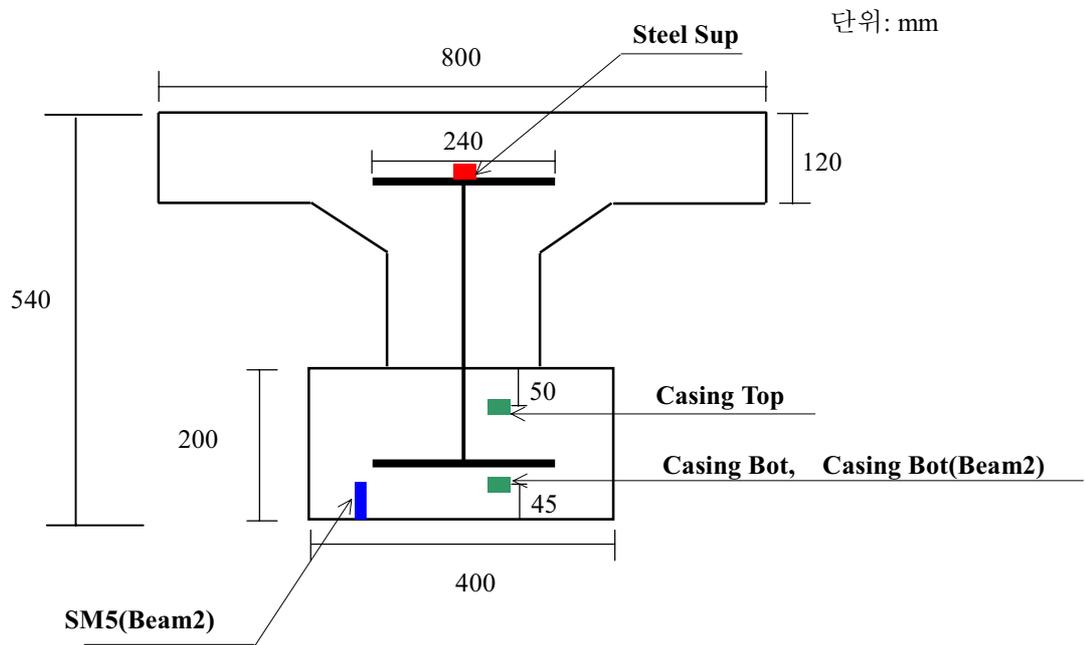


그림 4.1 실험부재 단면 치수, 게이지의 위치, 명칭

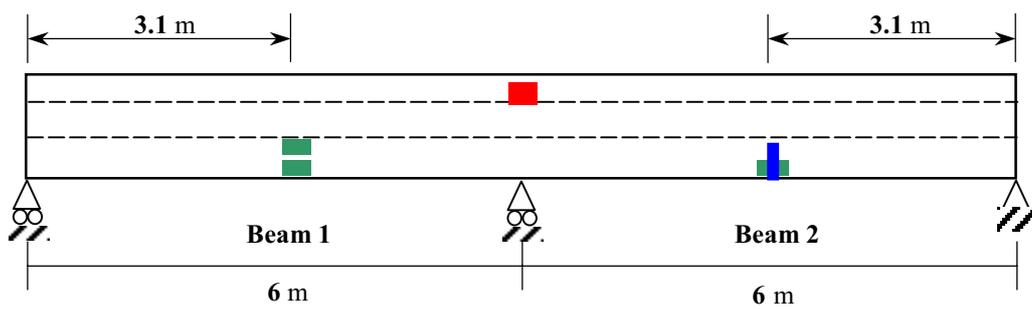


그림 4.2 종방향 변형률 게이지 위치



그림 4.3 2 경간 연속 프리플렉스 보 실험 모형



그림 4.4 2 경간 연속 프리플렉스 보 실험의 게이지

4.2 실험결과

그림 4.5~11 은 경간 중앙부에서 측정된 결과와 DIANA 해석과 비교 그래프이다. 그림에서 보듯이 비슷한 경향을 나타내고 있다.

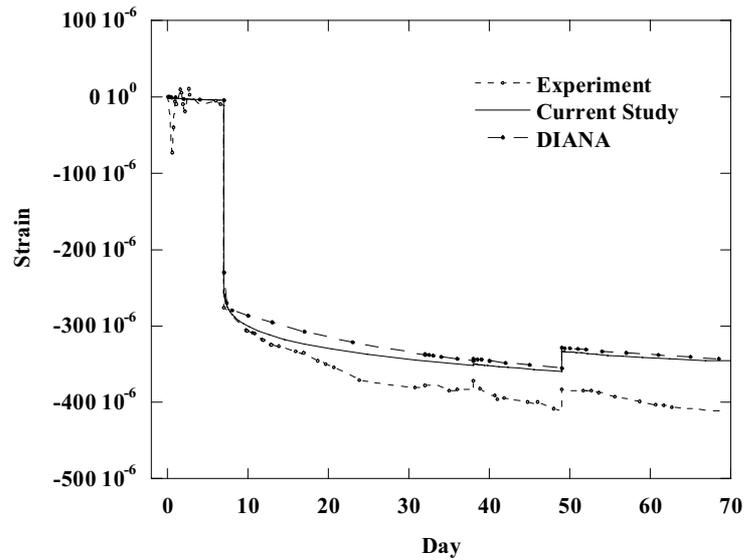


그림 4.5 경간 중앙 케이싱 상부의 변형률 변화

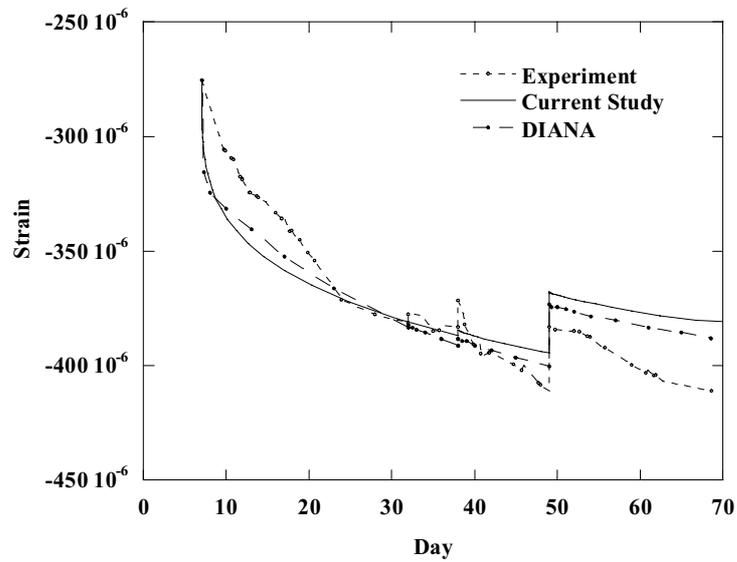


그림 4.6 Release 후 경간 중앙 케이싱 상부의 변형률 변화

그림 4.6,8,10 에서는 release 후의 변형률 변화만을 보기 위해서 DIANA 해석결과를 release 직후 실험결과와 동일한 변형률로 해서 비교했다.

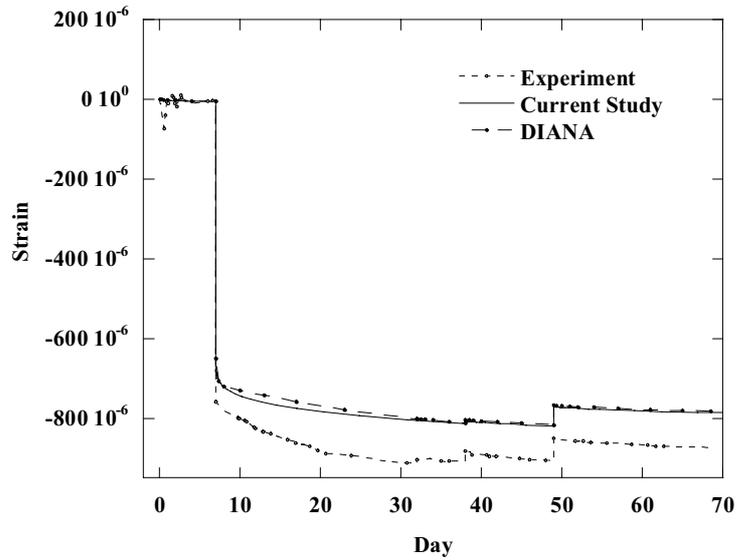


그림 4.7 경간 중앙케이싱 하부의 변형률 변화(Beam1)

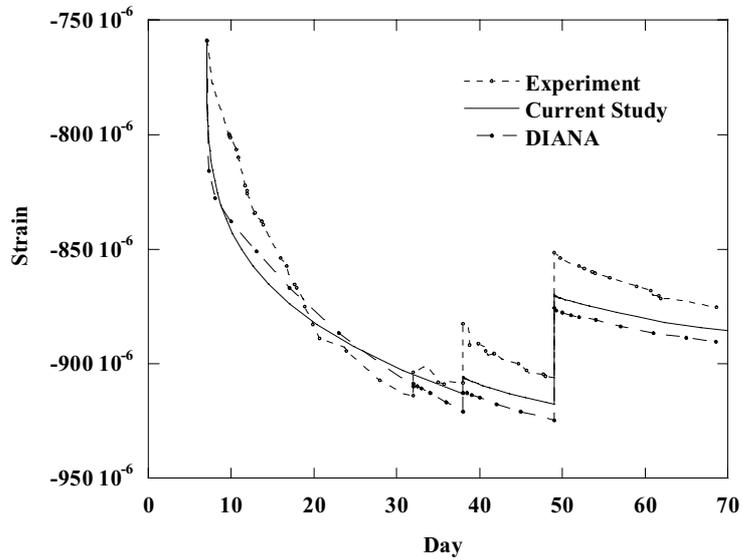


그림 4.8 Release 후 경간 중앙케이싱 하부의 변형률 변화(Beam1)

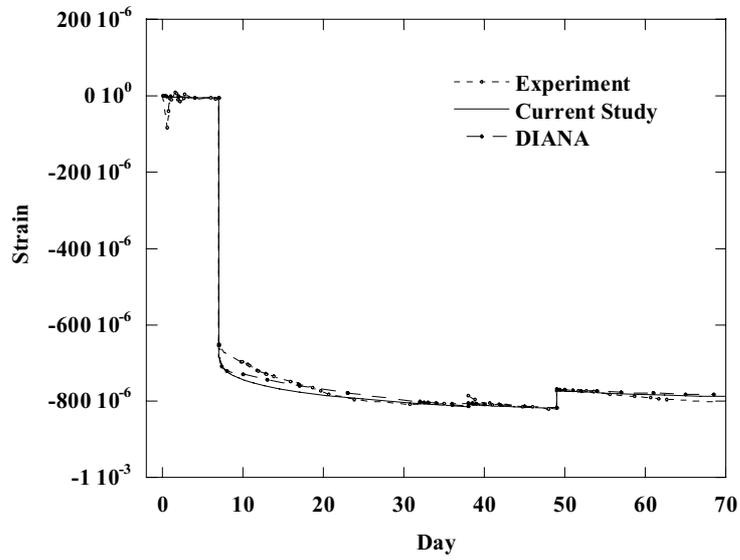


그림 4.9 경간 중앙케이싱 하부의 변형률 변화(Beam2)

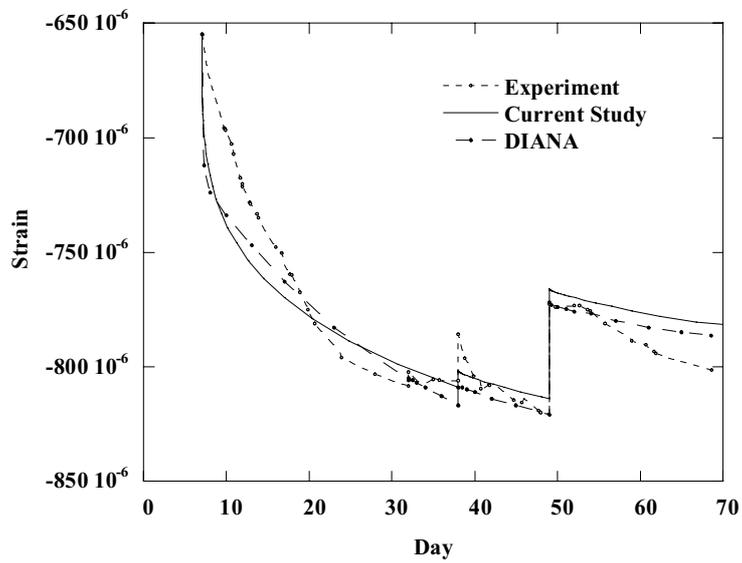


그림 4.10 Release 후 경간 중앙 케이싱 하부의 변형률 변화(Beam2)

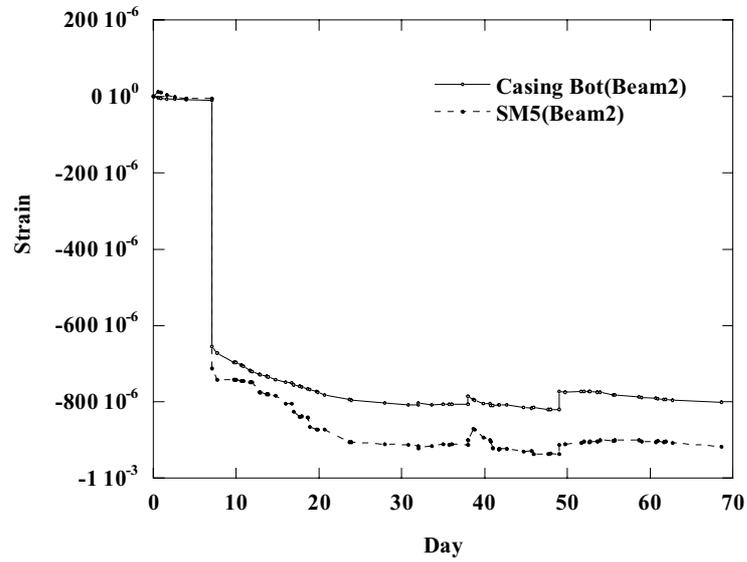


그림 4.11 경간 중앙 케이싱 하부의 변형률 (Beam2)

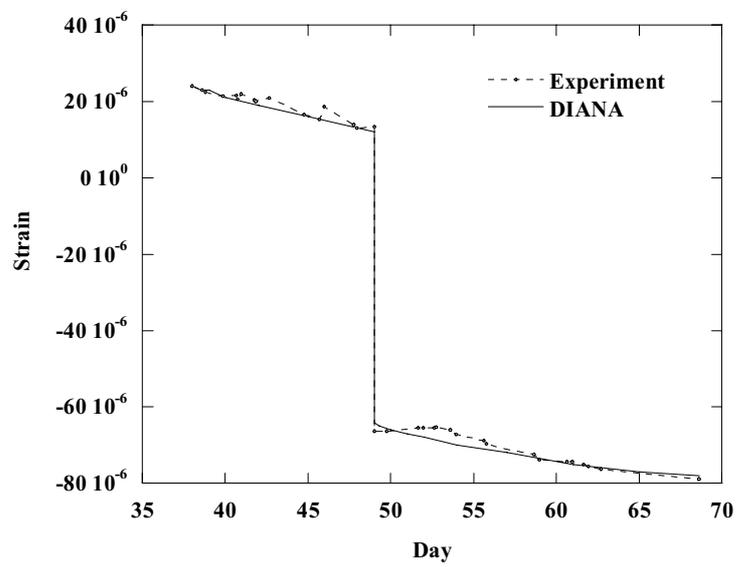


그림 4.12 연결부 강재의 상부 flange 의 변형률 변화(CP)

그림 4.11 는 경간 중앙에서 Casign Bot(Beam2)와 SM5(Beam2)를 비교한 것이다. 그림 4.1 에서 보듯이 SM5(Beam2)는 교축 방향에 수직으로 5cm 정도 매립되어 있으므로 정확한 위치는 알 수 없으나 Casign Bot(Beam2)보다는 하부에 있으므로 그림 4.11 에서 보듯이 Casign Bot(Beam2)보다 조금 많은 변형률 변화를 보이고 있다.

그림 4.12 은 슬래브 타설(38 일) 이후 연결부 상부 flange 에 부착한 게이지의 변형률 변화인데 Jack down(38 일)에 의한 탄성변화와 크리프, 건조수축에 의한 변화가 DIANA 와 거의 동일하다.

70 일 동안 측정된 결과가 장기 거동을 판단하기에는 충분하지 않지만 그림 4.11 에서 보듯이 경간 중앙부에서 실험결과와 유한요소 해석결과의 경향이 비슷하므로 제안한 해석법에 의한 장기 거동 예측이 신빙성이 있다고 본다.

경간 중앙 케이싱 하부와 연결부 슬래브상부의 응력을 DIANA 를 이용해서 그래프로 나타내 보면 그림 4.13, 4.14 와 같다.

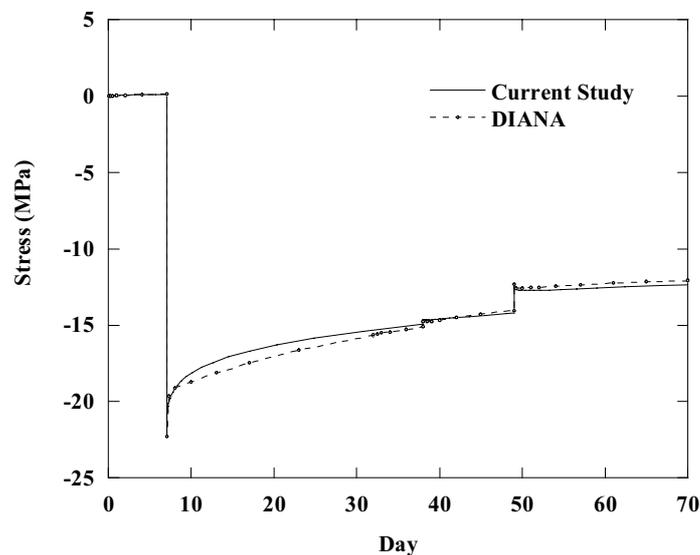


그림 4.13 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화

Release 후 도입된 압축응력(-22.6Mpa)이 슬래브 타설과 Jack down 에 의한 탄성응력을 제외하고 크리프, 건조수축에 의한 손실이 8.07Mpa 이다.

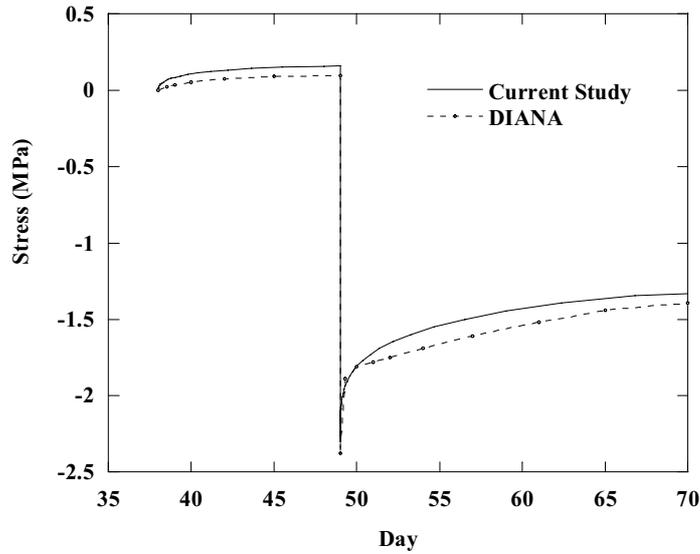


그림 4.14 연결부 슬래브 상부의 응력변화

Jack down 후 연결부 슬래브 상부에 도입된 압축응력(-2.4Mpa)이 16 일 동안 1MPa 정도 손실되고 있다. 그림 4.13 과 4.14 에서 보듯이 도입된 압축력이 크리프, 건조수축에 의해서 많이 손실되고 있다.

실험결과에 대해서 간단히 요약하면 우선 초기 크리프에 의한 변형률 변화가 크게 발생함을 확인했고 이로 인한 압축응력손실도 많이 발생함을 알 수 있다. 그리고 제한한 해석법을 3 차원 유한 요소 해석결과와 실험을 통해 검증했다.

5. 변수 연구 (Parameter Study)

2 경간 연속 프리플렉스 보는 부정정력의 존재로 인해서 구조물의 거동이 복잡해지고 시공단계가 매우 많기 때문에 설계 시 이를 모두 고려하기는 쉽지 않다. 따라서, 이를 단순화하는 작업이 필요하고 그 근거를 마련하기 위해 제안한 계산법을 이용하여 크리프, 건조수축에 대한 변수연구를 수행한다. 주요 변수인 시공 단계별 시간, 압축강도, 상대습도, 지점 침하량(jack down) 등에 대해서 변수 연구를 하여 각 변수들 크리프, 건조수축에 미치는 영향을 규명한다. 5 장의 내용은 다음과 같다.

1. 비교 모델 단면과 재료 특성
2. 비교 모델의 해석결과 (제한한 해석법 & 유한요소 해석)
3. 주요 변수 해석
 - 3.1 상대습도
 - 3.2 콘크리트 강도
 - 3.3 Release 후 슬래브,복부 타설 전까지의 시간
 - 3.4 연결부 지점 침하량 (Jack down)
4. 소결

5.1 비교 모델 단면과 재료 특성 :

2 경간 연속 프리플렉스 보 (40m-40m)

5.1.1 재료

(1) 강재 : 항복강도 : $\sigma_{sy} = 360$ MPa

탄성계수 : $E_s = 2.0601E5$ MPa

(2) 케이싱 콘크리트 :

설계기준 강도 : $\sigma_{ck} = 40$ MPa

초기 강도 : $\sigma_{ci} = 35$ MPa (Release 시)

28 일 탄성계수 : $E_c = 2.80E4$ MPa

허용 인장 응력 : 4 MPa $\left[2\sqrt{\sigma_{ck}} \right]$

(3) 슬래브, 복부 콘크리트

설계기준 강도 : $\sigma_{ck} = 28$ MPa

28 일 탄성계수 : $E_c = 2.51E4$ MPa

허용 인장 응력 : 1.86 MPa $\left[\frac{\sigma_{ck}}{15} < 25 (kg/cm^2) \right]$

5.1.2 상대습도 : 70%

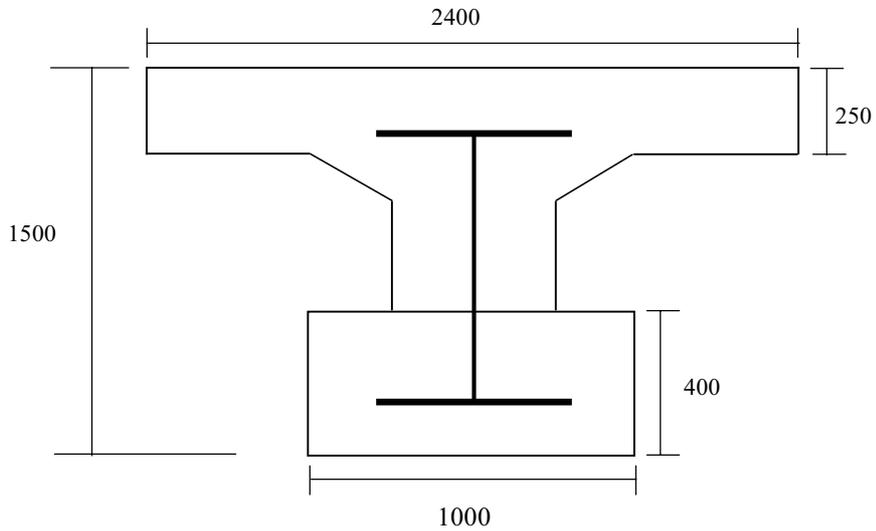
5.1.3 프리플렉션 크기 : 1700 KN

Release 후 케이싱 콘크리트의 허용응력기준 ($0.6\sigma_{ci} = 21$ MPa)

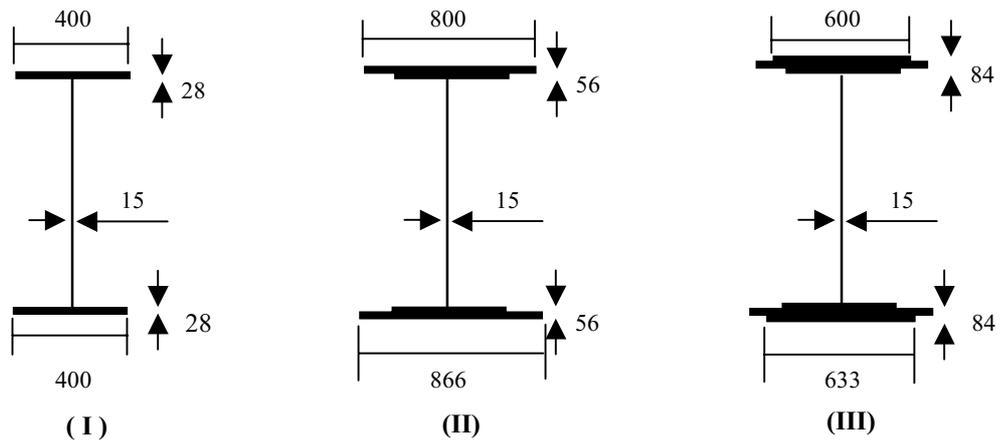
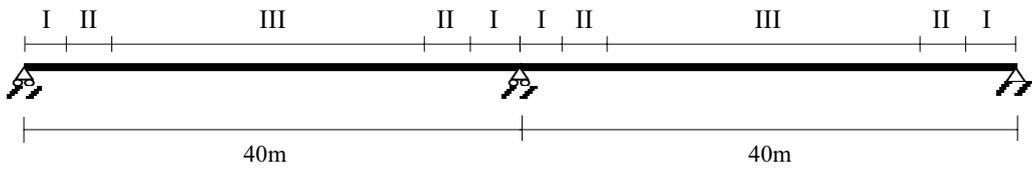
5.1.4 Jack down 의 크기 : 210 mm

5.1.5 단면 : 40m 단순보 표준단면 사용

단위: mm



a) 전체 단면



b) 강형의 단면

그림 5.1 변수 연구의 비교 모델(reference model) 단면

5.2 비교 모델 해석 결과

활하중을 제외한 나머지 하중에 대해서 50 년간 크리프, 건조수축의 영향을 제한한 해석법과 유한 요소 해석법을 이용하여 해석했다.

표 5.1 비교 모델의 해석 단계

| | 해석 단계 | 해석 시간 (일) |
|---|----------------------|-----------------|
| 1 | Preflexion | 1~7 |
| 2 | Release | 7~97 |
| 3 | 슬래브,복부타설(연속화) | 97~122 |
| 4 | 연결부 지점 침하(Jack down) | 122~125 |
| 5 | 추가 사하중 | 125~18250(50 년) |

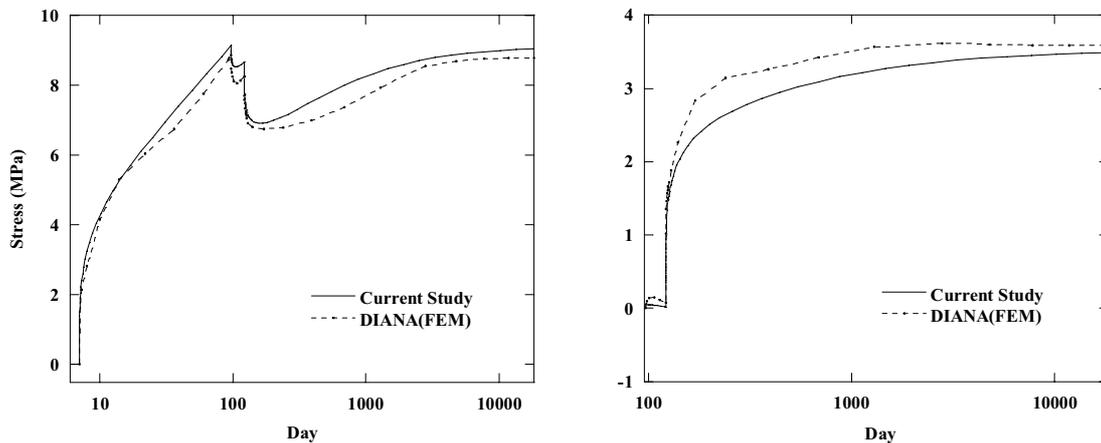
표 5.2 비교 모델의 경간 중앙 케이싱 콘크리트의 응력변화

| 하중 | 경간 케이싱 하부의 응력 | | | 경간 케이싱 상부의 응력 | | |
|-------------|---------------|-------------|-------------|---------------|-------------|-------------|
| | Elastic | Shrinkage | Creep | Elastic | Shrinkage | Creep |
| Preflexion | | 0.16 | | | 0.18 | |
| Release | -20.66 | 0.56 | 9.15 | -6.73 | 0.64 | 2.09 |
| Slab,Web 타설 | 4.78 | -0.02 | -0.48 | 1.45 | -0.03 | 0.04 |
| Jack down | 4.21 | 0.01 | -1.28 | 2.15 | 0.01 | -0.71 |
| 추가 사하중 | 0.89 | 2.18 | 1.66 | 0.46 | 2.11 | 0.04 |
| 활하중 | 3.48 | | | 1.78 | | |
| 합 계 | -7.29 | 2.88 | 9.04 | -0.89 | 2.90 | 1.46 |
| 최종응력 | 4.63 | | | 3.46 | | |

표 5.3 비교모델의 슬래브 상부 응력변화

| 하중 | 경간 중앙 슬래브 상부 응력 | | | 연결부 슬래브 상부 응력 | | |
|-------------|-----------------|-------------|-------------|---------------|-------------|-------------|
| | Elastic | Shrinkage | Creep | Elastic | Shrinkage | Creep |
| Release | | | | | | |
| Slab,web 타설 | 0.00 | 0.23 | -0.15 | 0.00 | 0.19 | 0.02 |
| Jack down | -2.98 | 0.01 | 0.90 | -8.21 | 0.01 | 1.49 |
| 추가 사하중 | -0.63 | 2.05 | 1.73 | 1.46 | 1.37 | 1.98 |
| 활하중 | 2.47 | | | 2.69 | | |
| 합 계 | -1.14 | 2.29 | 2.48 | -4.07 | 1.57 | 3.49 |
| 최종응력 | 3.63 | | | 0.98 | | |

그림 5.2 와 5.3 은 제한한 해석법과 DIANA 를 통해 크리프와 건조수축에 대해서 각각 해석한 결과를 경간 중앙 케이싱 콘크리트 하부와 연결부 슬래브 상부에서 그래프로 나타낸 것이다.



a) 경간 중앙 케이싱 하부

b) 연결부 슬래브 상부

그림 5.2 비교 모델의 크리프 해석 결과

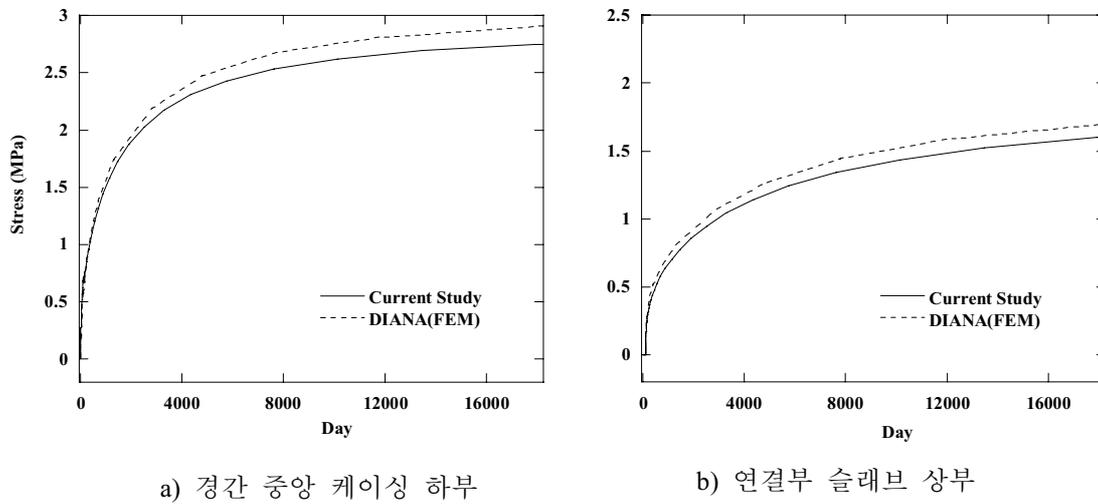


그림 5.3 비교 모델의 건조수축 해석 결과

그림 5.4 와 5.5 는 크리프와 건조수축을 모두 고려한 응력 변화이다.(탄성변화 포함) 활하중에 의한 응력이 경간 중앙 하부에서 3.48, 연결부 상부에서 2.69MPa 이므로 연결부 슬랩 상부에서는 허용인장 응력 범위 안에 있으나 경간 중앙 케이싱 상부에서는 허용인장응력(4MPa)을 초과하고 있다. 현재 사용중인 단경간 프리플렉스 보의 경간 중앙 케이싱 하부에서 균열 발생하는 사례가 많이 있는데 그 원인은 비교 모델과 같이 크리프와 건조 수축에 의해서 압축응력이 크게 손실되기 때문이다.

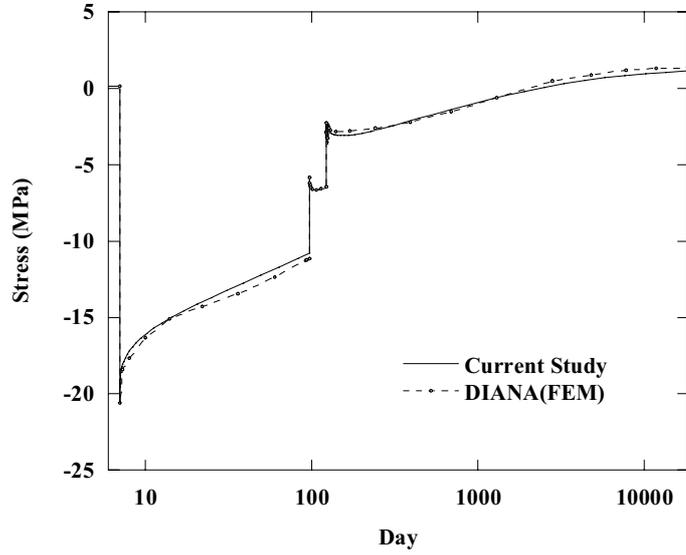


그림 5.4 비교 모델의 최종응력 (경간 중앙 케이싱 하부)

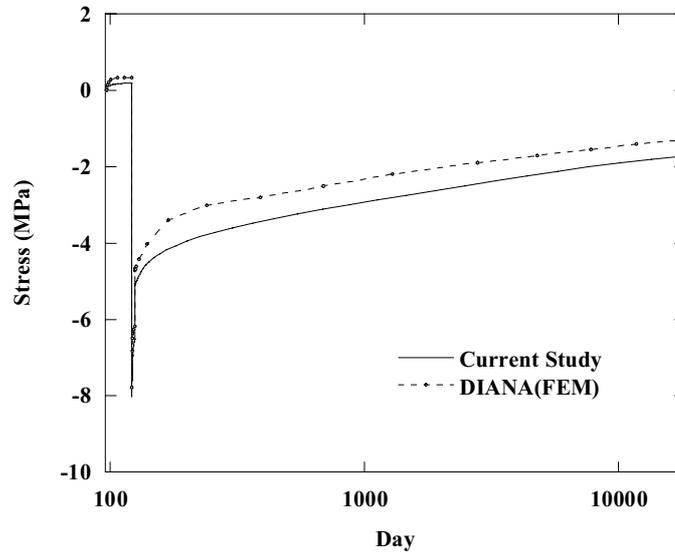


그림 5.5 비교 모델의 최종응력 (연결부 슬래브 상부)

5.3 주요 변수 해석

주요 변수인 상대습도, 콘크리트 압축강도, 시공단계별 시간, jack down 량 등에 대해서 해석하고 이를 비교모델과 비교한다.

5.3.1 상대습도 RH=50%

비교 모델(RH=70%)과 상대습도가 50%인 경우에 대해서 비교한다. 그림 5.2 와 그림 5.3 은 50 년(18250 일)간 크리프와 건조수축에 의한 영향을 각각 분리해서 비교한 그래프이다. 상대습도가 낮아지면 크리프 계수와 건조수축 변형률이 증가하므로 크리프에 의한 인장응력이 더 크게 발생한다. 그림 5.6 는 경간 중앙 케이싱 콘크리트 하부에서 크리프와 건조수축에 의한 응력변화를 분리해서 나타낸 그래프이다. 그림 5.5 에서 보듯이 상대습도가 50%로 낮아지면 크리프에 의해서 0.57MPa, 건조수축에 의해서 0.68MPa 정도의 인장응력이 더 발생한다. 연결부 상부 슬래브(그림 5.7)에서도 역시 0.29, 0.35MPa 정도 크리프와 건조수축에 의해 각각 인장응력이 증가하고 있다. 그러므로 크리프, 건조수축을 동시에 고려하면(그림 5.8) 경간 중앙 케이싱 하부에서는 1.25MPa, 연결부 슬래브 상부에서는 0.65MPa 만큼 인장응력이 더 발생하므로 설계시 상대 습도 고려가 반드시 필요하다.

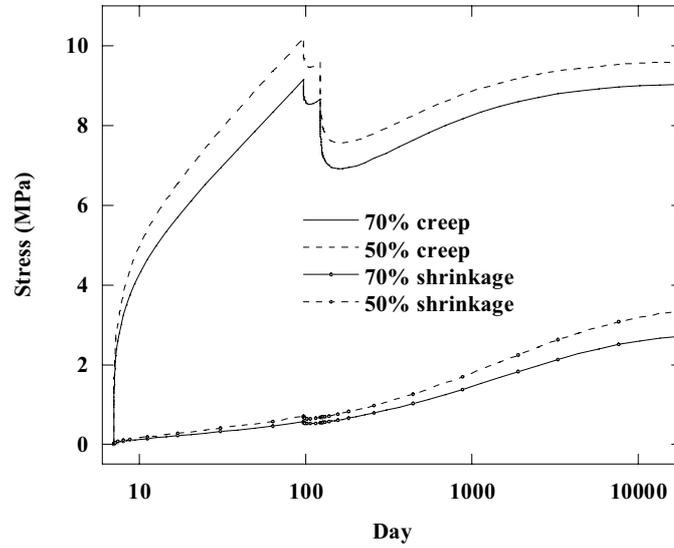


그림 5.6 상대습도 변화 따른 경간 중앙 하부의 응력변화

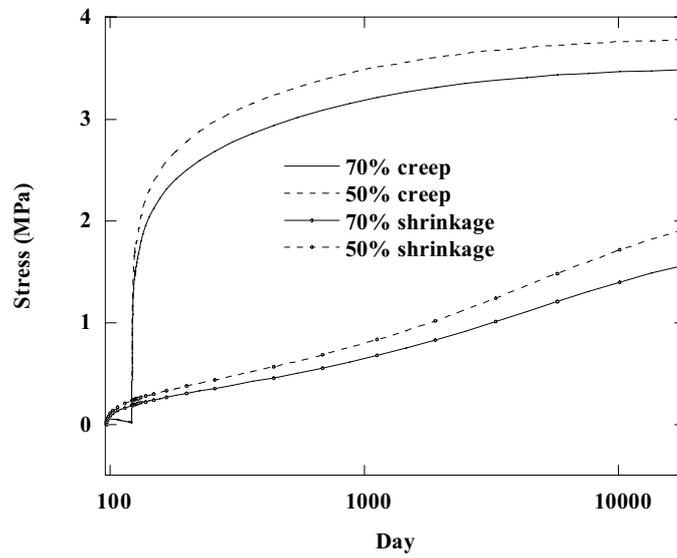
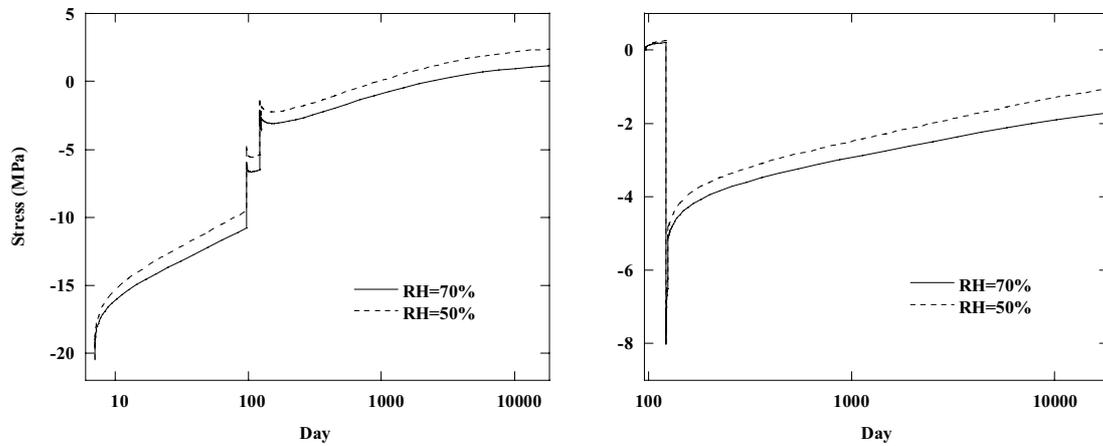


그림 5.7 상대습도 변화 따른 연결부 슬래브 상부의 응력변화



a) 경간 중앙 케이싱 하부

b) 연결부 슬래브 상부

그림 5.8 상대 습도에 따른 최종 응력 상태

5.3.2 콘크리트 강도

케이싱 콘크리트 강도를 40MPa, 슬래브 콘크리트 강도를 40MPa 해서 비교모델(40-28MPa)과 비교한다. 크리프 계수는 강도가 작을수록 커지므로 크리프에 의한 변화량은 감소하게 된다. 그림 5.10 에서 보듯이 비교모델(210mm)과 같은 크기 jack down 을 하면 도입되는 탄성압축응력이 크에도 불구하고 슬래브 압축강도가 40MPa 일 때 크리프에 의한 응력손실이 작다.

슬래브 콘크리트의 압축강도를 기존의 28MPa 에서 40MPa 로 변경하면 같은 크기의 jack down 을 하여도 탄성압축응력이 슬래브에 크게 도입되며 크리프에 의한 압축응력 손실도 막을 수 있다. 그리고 jack down 으로 인한 경간 중앙 케이싱 하부

의 탄성압축응력 손실을 피하기 위해 jack down 량을 줄이는 것은 그림 5.11(a)에서 보듯이 경간 중앙 케이싱에는 영향이 없으며 오히려 연결부 슬래브에 더 큰 인장 응력을 발생시킨다.(그림 5.11(b))

표 5.4 슬래브 강도 변경하여 경간 중앙 케이싱 하부 응력변화

| 하 중 | 강도 40-28 MPa | | | 강도 40-40 MPa | | |
|------------|--------------|-------------|-------------|--------------|-------------|-------------|
| | Elastic | shrinkage | creep | Elastic | shrinkage | creep |
| preflexion | | 0.16 | | | 0.16 | |
| release | -20.66 | 0.56 | 9.15 | -20.66 | 0.56 | 9.15 |
| slab,web타설 | 4.78 | -0.02 | -0.48 | 4.78 | -0.02 | -0.48 |
| Jack down | 4.21 | 0.01 | -1.28 | 4.38 | 0.01 | -1.29 |
| 추가 사하중 | 0.89 | 2.18 | 1.66 | 0.88 | 2.21 | 1.60 |
| 활하중 | 3.48 | | | 3.44 | | |
| 합 계 | -7.29 | 2.88 | 9.04 | -7.18 | 2.92 | 8.97 |
| 최종응력 | 4.63 | | | 4.70 | | |

표 5.5 슬래브 강도 변경하여 연결부 슬래브 상부 응력변화

| 하 중 | 강도 40-28 MPa | | | 강도 40-40 MPa | | |
|------------|--------------|-------------|-------------|--------------|-------------|-------------|
| | Elastic | shrinkage | creep | Elastic | shrinkage | creep |
| release | | | | | | |
| slab,web타설 | 0.00 | 0.19 | 0.02 | 0.00 | 0.18 | 0.02 |
| Jack down | -8.21 | 0.01 | 1.49 | -8.93 | 0.01 | 1.47 |
| 추가 사하중 | 1.46 | 1.37 | 1.98 | 1.51 | 1.31 | 2.08 |
| 활하중 | 2.69 | | | 2.77 | | |
| 합 계 | -4.07 | 1.57 | 3.49 | -4.65 | 1.50 | 3.57 |
| 최종응력 | 0.98 | | | 0.42 | | |

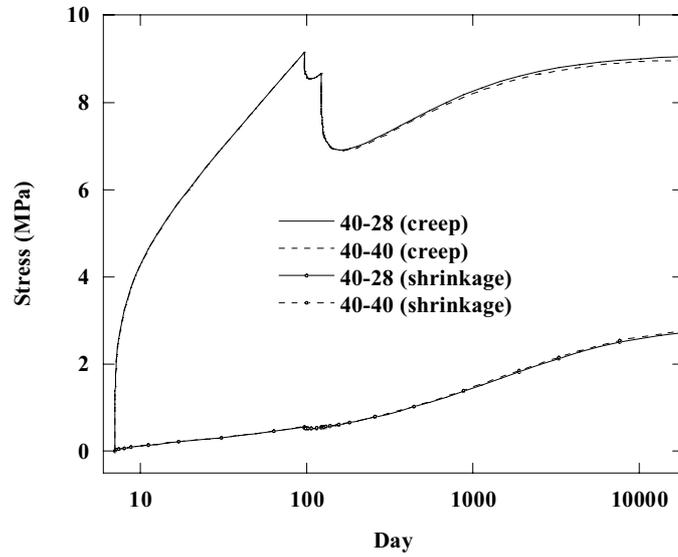


그림 5.9 슬래브 강도 변경시 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화

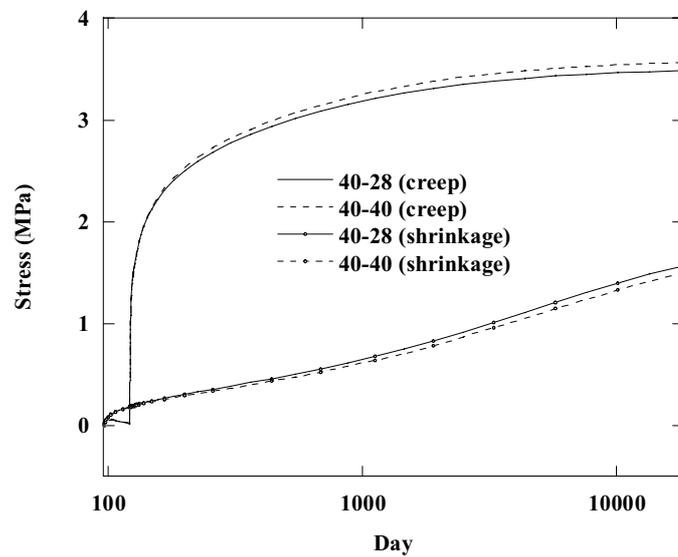


그림 5.10 슬래브 강도 변경시 연결부 슬래브 상부의 응력변화

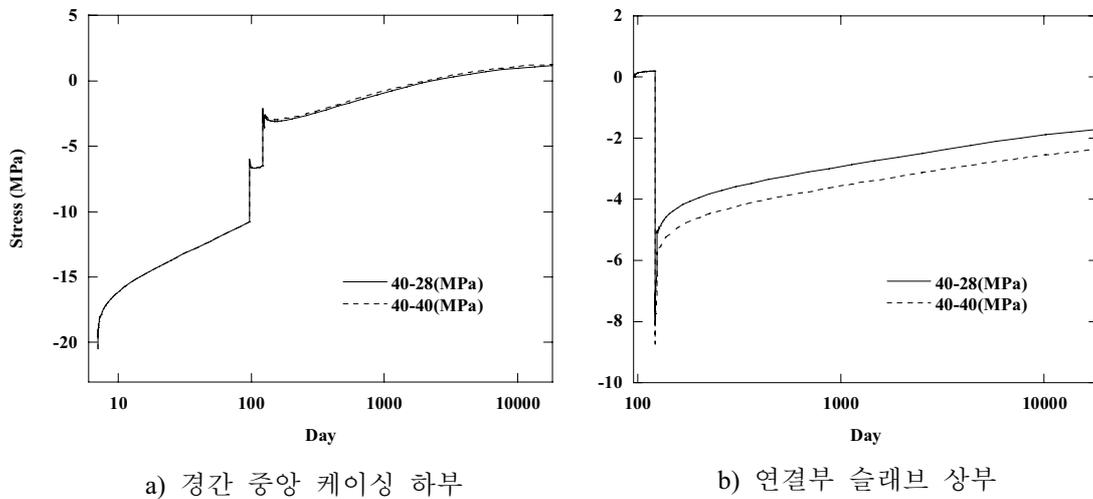
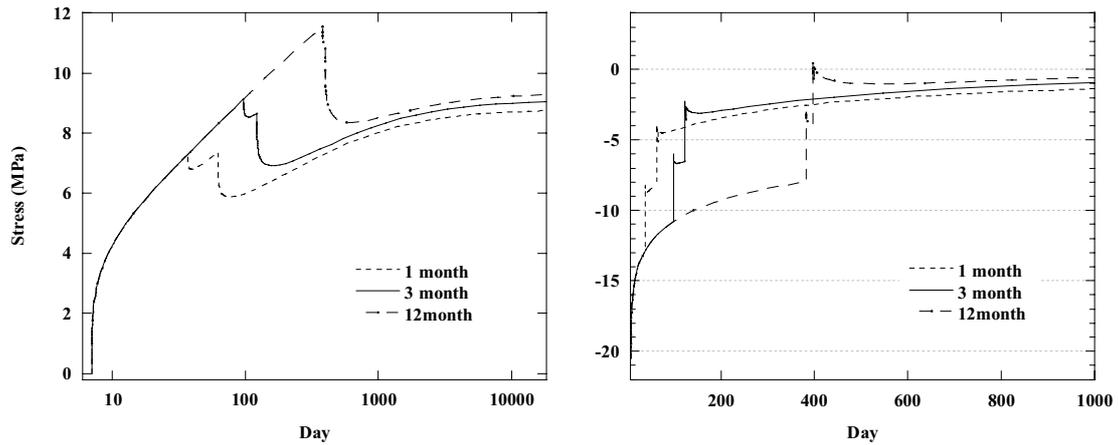


그림 5.11 슬래브 강도에 변화에 대한 최종응력

5.3.3 Release 후 슬래브,복부 타설 전까지의 시간

크리프에 의한 응력손실은 release 이후부터 슬래브, 복부 타설 전까지 가장 많이 발생하므로 슬래브, 복부 타설 시기는 상당히 중요한 변수이다. 슬래브 타설 전까지의 시간을 1 개월, 3 개월(비교모델), 12 개월로 하여 각각의 결과를 비교했다. 그림 5.12 에서 보듯이 슬래브 타설 전까지 크리프에 의한 응력손실은 1 개월일 때 7.3MPa, 12 개월일 때는 11.5MPa 이므로 4.2MPa 정도의 많은 차이를 보이고 있으나 2000 일 이후에는 거의 같은 값을 나타낸다. 단기간 내에 슬래브를 타설하면 크리프 회복이 발생하다가 원래의 크리프 진행방향으로 바뀐다. 하지만 거치 전 기간이 1 년일 때는 크리프 회복이 크게 발생하여 1 개월 기간과 거의 비슷한 결과를 보이고 있다. 최종적인 시간에서는 크리프에 의한 압축응력 손실이 비슷하지만 차량하중이 재하되기 시작하는 시점에서는 슬래브 타설 전 기간이 1 년인 경우는

압축응력이 크게 손실된 상태이므로 슬래브 타설 전 기간이 길면 불리하다고 볼 수 있다. 그림 5.12-b)는 건조수축과 탄성변화를 포함해서 1000 일까지의 응력변화를 나타낸 그림이다.



a) 크리프에 의한 응력변화

b) 1000 일까지의 최종 응력 상태

그림 5.12 슬래브 타설 시기에 따른 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화

5.3.4 연결부 지점 침하 (Jack down)

Jack down 의 목적은 연결부 슬래브 상부에 압축력을 미리 도입하여 사용 하중 시 발생하는 인장응력을 상쇄하기 위함이다. Jack down 시 프리플렉스 빔에 불리한 면은 경간 중앙 케이싱 하부에 인장응력이 도입되는 것과 연결부 상부에 도입된 압축력으로 인한 크리프 손실이다. 유리한 면은 jack down 을 크게 하면 경간 중앙 케이싱 하부에 탄성적인 압축응력 손실로 크리프 회복이 더 많이 발생하는 것이다. Jack down 량을 증가한 250mm, 170mm 인 경우에 대해서 비교 모델(210mm)에 비교 해석했다. 건조수축은 외력과 무관하므로 세가지 경우에 대해서 동일한 변화량을 가지며 그림 5.15 에서는 건조수축의 변화량도 포함시켰다. 경간 중앙 케

이싱 하부에서의 해석결과를 보면 그림 5.15(a)와 같이 최종 단계에서 서로 비슷한 결과를 나타내고 있다. 이는 앞에서 언급한 보와 같이 경간 중앙에서 발생하는 탄성응력과 크리프회복에 의해서 발생하는 응력이 상쇄 되기 때문에 경간 중앙 하부에서는 jack down 량에 민감하지 않다. 그러나 연결부 슬래브에서는 jack down 을 크게하면 크리프에 의한 응력손실은 증가하나 슬래브에 도입되는 압축응력이 더 크므로 jack down 을 증가하는 것은 연결부 슬래브 압축력 도입에 효과가 있다.

표 5.7 Jack down 에 의한 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화

| 하 중 | 탄성변화 | | | Creep 에 의한 변화 | | |
|------------|--------------|--------------|--------------|---------------|-------------|-------------|
| | 250mm | 210mm | 170mm | 250mm | 210mm | 170mm |
| Release | -20.66 | -20.66 | -20.66 | 9.15 | 9.15 | 9.15 |
| Slab,web타설 | 4.78 | 4.78 | 4.78 | -0.48 | -0.48 | -0.48 |
| Jack_down | 5.01 | 4.21 | 3.41 | -1.54 | -1.28 | -1.04 |
| 추가 사하중 | 0.89 | 0.89 | 0.89 | 1.21 | 1.66 | 2.10 |
| 활하중 | 3.48 | 3.48 | 3.48 | | | |
| 합 계 | -6.49 | -7.29 | -8.09 | 8.34 | 9.04 | 9.73 |

표 5.8 Jack down 에 의한 연결부 슬래브 상부의 응력변화

| 하 중 | 탄성변화 | | | Creep 에 의한 변화 | | |
|------------|--------------|--------------|--------------|---------------|-------------|-------------|
| | 250mm | 210mm | 170mm | 250mm | 210mm | 170mm |
| release | | | | | | |
| slab,web타설 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.01 | 0.02 | 0.01 |
| Jack_down | -9.76 | -8.21 | -6.64 | 1.78 | 1.49 | 1.21 |
| 추가 사하중 | 1.45 | 1.46 | 1.45 | 2.56 | 1.98 | 1.41 |
| 활하중 | 2.68 | 2.69 | 2.68 | | | |
| 합 계 | -5.62 | -4.07 | -2.50 | 4.36 | 3.49 | 2.64 |

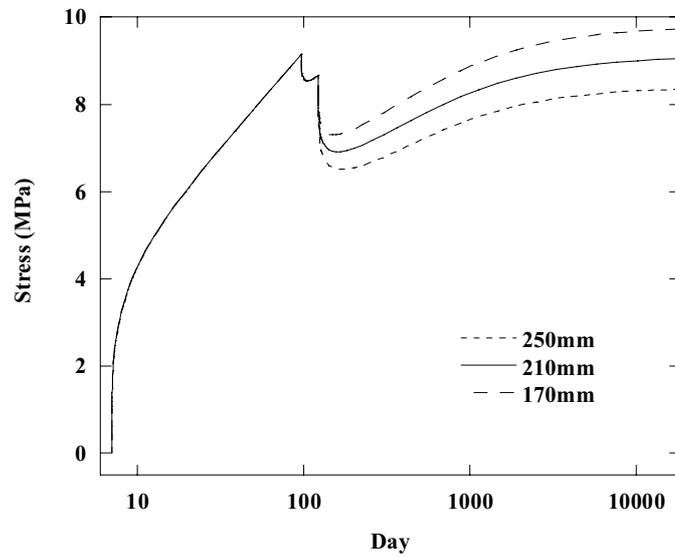


그림 5.13 Jack down 에 의한 경간 중앙 케이싱 하부의 응력변화(creep)

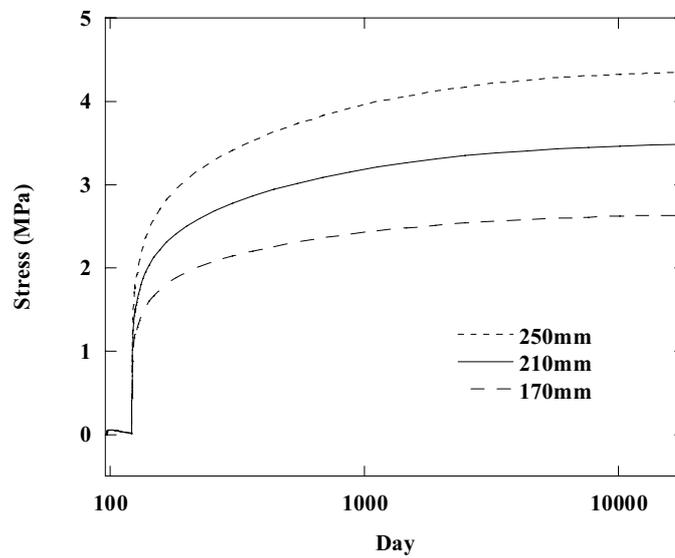
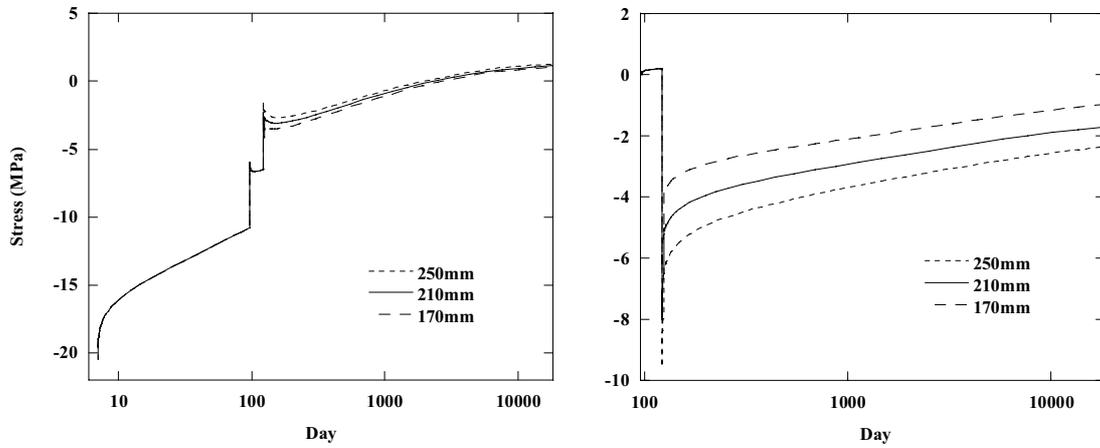


그림 5.14 Jack down 에 의한 연결부 슬래브 상부의 응력변화(creep)



a) 경간 중앙 케이싱 하부

b) 연결부 슬래브 상부

그림 5.15 Jack down 변화에 따른 최종 응력

5.4 소결

상대습도, 콘크리트 압축강도 변경, 시공단계별 시간, jack down 량에 대한 변수 연구 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

1. 상대습도가 낮아지면 크리프 계수와 건조수축 변형률이 증가하므로 크리프와 건조수축에 의한 인장응력이 더 크게 발생한다. 그러므로 설계시 상대 습도 고려가 반듯이 필요하다.
2. 콘크리트 강도가 증가하면 크리프 계수(ϕ)가 작아지므로 크리프에 의한 변화량이 작아지게 된다. 슬래브 강도를 40MPa로 증가 시키면 같은 양의 jack down 을 하여도 탄성 압축응력을 많이 도입할 수 있고 크리프 손실도 막을 수 있다.
3. 단시간 내에 슬래브 타설이 이루어지면 초기 크리프에 의한 응력손실은 막을 수 있으나 크리프 회복량이 작고 처음 크리프 진행 방향으로 가려는 성질을 가지

므로 슬래브 타설 전까지 장시간 동안 방치한 경우와 비교하면 최종 시간(50년)에서는 비슷한 응력상태를 나타낸다. 그러나 차량하중이 재하 되기 시작하는 시점에서 슬래브 타설 전 기간이 1년인 경우는 압축응력이 크게 손실된 상태이므로 슬래브 타설 전 방치 기간이 길면 불리하다.

4. Jack down 크기의 영향은 경간 중앙 케이싱 하부에서는 탄성응력과 크리프 회복에 의해서 발생하는 응력이 상쇄 되기 때문에 경간 중앙 하부에서는 jack down 량에 민감하지 않다. 연결부 슬래브에서는 jack down 을 크게 하면 크리프에 의한 응력손실은 증가하나 슬래브에 도입되는 압축응력이 더 크므로 jack down 을 증가하는 것은 연결부 슬래브 압축력 도입에 효과가 있다.

변수연구의 결과 연결부 슬래브 상부보다 경간 중앙 케이싱 하부의 응력상태가 더 불리함으로 경간 중앙 케이싱 하부의 응력상태를 허용응력 범위 안에 들게 하기 위해서는 슬래브 타설 시기, 슬래브 강도, jack down 량의 조정이 필요하다. 슬래브 타설 시기를 30일로 하고 슬래브 강도를 40MPa로 증가, 그리고 jack down 량을 150mm로 줄이면 활하중을 포함한 경간 중앙 케이싱 하부와 연결부 슬래브 상부의 최종응력이 3.74MPa, 1.49MPa이다. 허용인장 응력은 초과하지 않으나 이 역시 위험한 응력 상태이므로 재료적인 연구와 철저한 시공관리가 필요하다.

6. 설계 변수 제안

변수연구의 결과 연결부 슬래브 상부보다 경간 중앙 케이싱 하부의 응력상태가 더 불리함으로 경간 중앙 케이싱 하부의 응력상태를 허용응력 범위 안에 들게 하기 위해서는 케이싱 콘크리트의 강도 증가, release 시기, 슬래브 타설 시기, 슬래브 강도, jack down 량의 변경이 불가피하다. 그러므로 이 장에서는 경간 중앙 케이싱 콘크리트의 응력이 허용범위에 내에 있을 수 있는 방향을 제시한다.

첫번째 제안은 콘크리트의 강도 증가, 슬래브 타설 기간 단축 그리고 jack down 량 감소이다. 두번째 제안은 첫번째 제안에 release 시간을 조정하는 것이다.

6.1 설계 변수 변경

경간 중앙 케이싱 콘크리트의 응력을 허용 범위 안에 오게 하기 위해서 표 6.1 과 같이 변수들을 조정한다.

표 6.1 제안한 모델의 설계 변수량

| 변수 | 비교 모델(5 장변수연구) | 제안한 모델 |
|----------------|----------------|--------|
| 케이싱 콘크리트 강도 | 40 MPa | 50 MPa |
| 슬래브,복부 콘크리트 강도 | 28 MPa | 35 MPa |
| 슬래브,복부 타설 시기 | 90 일 | 30 일 |
| Jack down 량 | 210 mm | 200 mm |

표 6.2 제안한 설계 변수에 대한 해석 결과

| 하 중 | 경간 중앙 케이싱 하부 | | | 연결부 슬래브 상부 | | |
|------------|--------------|-------------|-------------|--------------|-------------|-------------|
| | Elastic | shrinkage | creep | Elastic | shrinkage | creep |
| preflexion | | 0.13 | | | | |
| release | -21.62 | 0.20 | 7.08 | | | |
| slab,web타설 | 4.85 | 0.02 | 0.12 | 0.00 | 0.17 | -0.06 |
| Jack down | 4.30 | 0.01 | -1.23 | -8.38 | 0.01 | 1.45 |
| 추가 사하중 | 0.90 | 2.03 | 2.81 | 1.49 | 1.39 | 1.89 |
| 활하중 | 3.54 | | | 2.74 | | |
| 합 계 | -8.02 | 2.39 | 8.78 | -4.16 | 1.57 | 3.28 |
| 최종응력 | 3.15 | | | 0.69 | | |

표 6.2 에서 보듯이 표 6.1 과 같이 변수들을 조정하면 경간 중앙 케이싱 하부의 응력을 허용범위 안으로 줄일 수 있다.

6.2 Release 시기 조정

6.1 에서 제안한 설계 변수들을 사용하면서 release 시기를 현재 7 일에서 10 일 까지 증가한다. Release 시기가 늦어지면 케이싱 콘크리트의 강도 증가로 같은 프리플렉션이라도 탄성 압축응력이 더 많이 도입되며 크리프 계수가 감소하므로 크리프에 의한 응력 손실을 줄일 수 있다. 표 6.3 은 release 시기를 10 일까지 증가했을 때의 해석 결과이다. 여기서 Long-term 이라고 표시된 부분은 크리프와 건조 수축을 합한 값이다.

표 6.3 Release 시기를 조정한 해석 결과

| 하 중 | 8일 | | 9일 | | 10일 | |
|------------|-------------|-----------|-------------|-----------|-------------|-----------|
| | Elastic | Long-term | Elastic | Long-term | Elastic | Long-term |
| preflexion | | 0.14 | | 0.15 | | 0.16 |
| release | -21.85 | 7.25 | -22.05 | 7.23 | -22.22 | 7.20 |
| slab,web타설 | 4.86 | 0.13 | 4.86 | 0.11 | 4.87 | 0.10 |
| Jack down | 4.30 | -1.22 | 4.30 | -1.22 | 4.30 | -1.22 |
| 추가 사하중 | 0.90 | 4.75 | 0.90 | 4.68 | 0.90 | 4.61 |
| 활하중 | 3.55 | | 3.55 | | 3.55 | |
| 합 계 | -8.25 | 11.05 | -8.44 | 10.95 | -8.60 | 10.85 |
| 최종응력 | 2.80 | | 2.50 | | 2.25 | |

Release 시기가 10 일 일 때 표 6.2 의 경간 중앙 케이싱 하부와 응력을 비교하면 0.9MPa 정도의 압축응력을 더 유지할 수 있다. 그 이유는 release 시 콘크리트의 강도 증가로 더 많은 압축응력이 도입되며 크리프 손실이 시작되는 release 시기가 늦어지면 케이싱 콘크리트의 크리프 계수가 감소하므로 크리프에 응력손실을 줄일 수 있기 때문이다. 만약 release 시기를 더 늦춘다면 탄성적인 효과와 크리프에 의한 응력손실을 크게 감소시킬 수 있다. 하지만 시공적인 측면과 경제적인 면에서 현재 release 시간을 조절하는 것이 어려우므로 이를 극복할 수 있는 프리플렉스 보의 시공법 개발에 대한 연구가 필요하다.

7. 결론

이 논문에서는 AEMM 방법을 이용하여 2 경간 연속 프리플렉스 보의 해석법을 제한 했다. 이를 2 경간 연속 프리플렉스 보의 모형실험과 유한요소 해석을 통해 검증하였다. 모형 실험을 통해서 초기 크리프에 의한 응력손실을 평가 했고 시방서에서 사용하고 있는 유효 탄성계수 $\bar{E} = E(t_o) / \left(1 + \frac{\phi(t, t_o)}{2}\right)$ 는 초기 크리프에 대한 영향을 너무 작게 평가하고 있다는 결론을 얻었다. 그리고 현재 공용중인 프리플렉스 빔에서 발생하는 균열 양상이 횡방향 균열 뿐만 아니라 종방향 균열도 발생하고 있다. 그 원인은 교축 직각방향으로 건조수축에 의한 인장응력 발생하고 있기 때문이다. 역시 시방서에서 규정한 건조수축 변형률 180E-6 가 너무 작게 책정되어 있으며 CEB-FIP code 에서 사용한 건조수축 변형률 320~350 E-6 정도 사용해야 된다고 판단된다. 변수연구의 결과 연결부 슬래브 상부보다 경간 중앙 케이싱 하부의 응력상태가 더 불리함으로 경간 중앙 케이싱 하부의 응력을 허용범위 내에 들게 하려면 케이싱 콘크리트의 강도 증가, release 시기, 슬래브 타설 시기, 슬래브 강도, jack down 량의 변경이 불가피하다. 특히 release 시 케이싱 콘크리트의 재령은 탄성적인 효과와 크리프 손실을 줄일 수 있는 중요한 변수이므로 release 시기를 늦출 수 있는 시공법 개발이 필요하다. 그리고 시공조건이 변경될 때는 크리프, 건조수축에 대한 설계변경이 반드시 필요하다. 특히 Release 할 때의 케이싱 콘크리트의 재령과 release 후 슬래브, 복부 타설 전까지의 기간이 변경될 경우 교량의 사용 단계에서 내구성의 문제가 있으므로 슬래브 강도와 jack down 량의 조정으로 사용성 문제를 해결해야 된다.

참고 문헌

ACI Committee 209 (1994), "Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effects in Concrete Structures," 209R-92, ACI, Detroit, Michigan

Amadio, C. and Fragiaco, M. (1997), "Simplified Approach to Evaluate Creep and Shrinkage Effects in Steel-Concrete composite Beams," Journal of Structural Engineering, Vol. 123, No 9, pp. 1153-1162.

Bradford, M. A. (1997), "Shrinkage Behavior of Steel-Concrete Composite Beams," ACI Structural Journal, V.94, No. 6, pp.625-632.

Bazant, Z. P. (1972), "Prediction of Concrete Creep Effect Using Age-Adjusted Effective Modulus," ACI Journal, Vol. 69, No. 4, pp.212-217

Dezi, L., Leoni, G. and Tarantino, A. M. (1994), "Algebraic Methods for Creep Analysis of Continuous Composite Beams," Journal of Structural Engineering, Vol. 122, No.4, pp. 423-430.

Ghali, A., and Favre, R. (1994) Concrete Structures: Stresses and Deformation 2nd Edition, Chapman and Hall, London, England.

Gilbert, R. I. (1988), Time Effects in Concrete Structures, Elsevier, New York

R.Ian Gilbert and Mark Andrew Bradford (1995), "Time-Dependent Behavior of Continuous Composite Beams at Service Loads," Journal of Structural Engineering, Vol.121, No.2,pp.319-327.

A.M. Neville (1983), Creep of Plain and Structural Concrete, Construction Press, London and New York.

Zbigniew D. Jastrzebski(1987), The Nature and Properties of Engineering Materials 3rd Edition, John Wiley & Sons.

Z. P. Bažant and F. H. Wittmann(1982), Creep and Shrinkage in Concrete Structures, John Wiley & Sons

Z. P. Bažant(1988), Mathematical Modeling of Creep and Shrinkage of Concrete, John Wiley & Sons

Zdenek Šmerda and Vladimír Kristek(1988), Creep and Shrinkage of Concrete Elements and Structures, Elsevier

Abstract

These days in Korea, the bridges using preflex beam have been constructed because of height limitation. Due to crack in such bridges, two major difficulties encounter while construction and use. This problems can be raised because the long-term behaviors of preflex beam are usually neglected while designing. The major drawbacks of steel composite structures are loss of prestress because steel restrains deformation of concrete. Especially in the preflex beam, stress loss by creep and shrinkage is big due to a lot of compression forces induced at the initial time and high steel ratio on the cross section. Furthermore, preflex beam systems constructed in Korea are simple beam type, which is facing maintenance problems at the expansion joints and supports. Therefore the continuity of preflex beam is highly demanded. However, if the continuity of preflex beam is done, the behavior of structure becomes complex due to secondary effects and increment of construction steps. It is difficult to consider at the all construction steps, so to solve these problems simplified works and parameter study about long-term behaviors are necessary.

In this study, the analysis method was proposed and experimental works were performed to prepare design criteria about long-term behavior of 2 span continuous preflex beam. In the analytical studies, the phased analysis method was proposed using AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method). This analysis method was verified by experiment and three dimensional finite element method using the commercial program DIANA. Experimental works were performed for 70days using vibration wires on the 2span continuous preflex beam model. The results of experiment estimated initial effects of creep and shrinkage, and verified the proposed analysis method. And then using the analysis method verified by experiment and F.E.M, parameter study was performed in order to estimate the degree of effects of each

variable. Finally, throughout these procedures the criteria of long-term behavior analysis of 2 span continuous preflex beam were proposed.

Keywords

Creep, Shrinkage, 2 Span Continuous Preflex Beam, AEMM(Age-adjusted Effective Modulus Method)

Student Number : 99415-506

감사의 글

이 논문을 쓰면서 일일이 거명할 수 없는 이 들로부터 도움을 받았습니다. 부족하나마 감사의 뜻을 이 글을 통해 전합니다.

먼저 멀리 미국에서 부족한 저를 이끌어 주신 이해성 교수님께 감사를 드립니다. 대학원 생활 동안 많은 가르침을 주신 장승필 교수님, 고현무 교수님, 김재관 교수님, 국민대학교 배두병 교수님, 성균관 대학교 이광명 교수님께 감사를 드립니다. 그리고 항상 관심과 격려를 아끼지 않으셨던 동아대학교 박운용 교수님, 강원호 교수님, 최광규 교수님, 신수봉 교수님께 감사를 드립니다.

논문 심사 끝까지 시종일관 관심과 조언을 아끼지 않았던 심창수 박사님과 박현우 선배님께 깊은 감사의 마음을 전합니다. 실험 부분에서 정말 고생한 문중훈, 최규용, 그리고 교량연구실 석사과정 학생들에게 고맙다는 말을 전하고 싶습니다. 이 논문이 나오기까지 한결같은 마음으로 모든 면에서 도와준 틴틴원, 김용한, 김경남, 박천중, 박현우, 김종승, 김기석, 김한도, 김종명, 강주성, 안병규, 안정진, 안양광, 이규철 등을 비롯한 구조해석 연구실 선후배님께 고마움을 전합니다. 군 복무 후 학문의 길로 인도해 준 진희 형과 변치 않는 믿음으로 걱정해주고 힘이 되어준 친구들 그리고 Clean Shot 선배, 동기, 후배에게 감사를 드립니다. 그리고 나의 가장 든든한 후원자이자 친구 같은 하나뿐인 형에게 감사를 드립니다.

끝으로 변함없는 사랑과 희생으로 지금까지 길러주신 부모님께 머리 숙여 감사를 드리며 이 논문을 바칩니다.