

工學碩士 學位論文

프리플렉스 合成거더교
長期舉動 관련 設計基準 評價

**Estimation of Design Specification for Long-term Behavior in Preflex
Composite Girder Bridge**

指導教授 慶 甲 秀

2006 年 2 月

韓國海洋大學校 大學院
土木環境工學科

李 俊 昊

프리플렉스 합성거더교 장기거동 관련 설계기준 평가

이 준 호

한국해양대학교 대학원
토목환경공학과

요 약

프리플렉스 합성거더교는 경제적, 미관적으로 장점 등으로 많은 시공이 실시된 교량이나, 합성거더이므로 크리프 및 건조수축 영향을 많이 받는 것이 특징이다. 최근에 기시공된 프리플렉스 합성거더교의 균열 등의 손상사례가 많은 것으로 보고되고 있다. 이러한 원인으로는 현재 국내 프리플렉스 설계기준이 크리프 및 건조수축 변형률에 대한 거동을 적절히 반영하고 있지 못하기 때문인 것으로 판단된다. 이를 위해 프리플렉스 합성거더의 장기거동의 계산기법 연구하였으며, 근거가 모호한 각국 설계를 분석하여 합리적인 프리플렉스 합성거더교 장기거동 평가에 대한 기초자료를 제공하고자 하였다.

본 연구 결과 프리플렉스 합성거더교 장기거동 해석시 시간이력에 대한 응력 증가에 대한 영향과 구속응력에 의한 크리프 변형도 고려하여야 할 것으로 생각되며, 유한요소해석에 의한 값과 국내 / 일본 프리플렉스 설계기준을 비교하였을 때 일본 설계기준에 의한 응력이 유사하게 나타나는 것을 볼 수 있었다.

프리플렉스 설계기준에서 제시하고 있는 크리프 계수 및 건조수축 변형률이 연구결과 보다 적으므로 추후 국내 기준의 수정 및 보완이 필요할 것으로 생각된다.

목 차

요약	i
목차	ii
표 목차	iv
그림 목차	v
1장. 서론	1
1.1 연구 배경 및 필요성	1
1.2 연구 내용 및 범위	2
1.3 기존 연구 동향	3
2장. 프리플렉스 합성거더의 특성	6
2.1 공법의 개요	6
2.2 프리플렉스 합성거더교의 장기거동	8
2.3 합성거더 장기거동 매커니즘	16
3장. 프리플렉스 합성거더교의 시간해석 방법	17
3.1 개요	17
3.2 국내 및 일본 프리플렉스 설계기준 조사 및 분석	19
3.3 콘크리트 장기거동 시간해석 방법	37
4장. 수치해석 및 분석	40
4.1 개요	40
4.2 모델의 구성 및 입력조건	40
4.3 해석 결과 및 분석	52
5장. 고성능강 적용 프리플렉스 합성거더교	72

5.1 고강도 강재의 프리플렉스 적용 및 교량 현황	72
5.2 매개변수 해석	73
5.3 해석 결과 및 분석	75
6장. 결론	81
참고문헌	83

표 목차

표 2-1 프리플렉스 합성거더의 단계별 제작순서.....	6
표 3-1 일본의 프리플렉스 합성거더와 관련된 기준 및 관계도서.....	19
표 3-2 프리플렉스 합성거더 시공단계.....	20
표 3-3 설계기준에 사용된 시간해석 방법.....	39
표 4-1 재료 및 하중 특성.....	41
표 4-2 주요도시의 기온과 상대습도.....	42
표 4-3 시공단계.....	43
표 4-4 유한요소 해석시 사용재료의 물성치.....	44
표 4-5 크리프, 건조수축 변형률 계산시 대상교량의 물성치.....	44
표 4-6 해석단면 및 해석요소.....	49
표 4-7 하부케이싱 콘크리트 크리프 해석.....	53
표 4-8 하부케이싱 콘크리트 건조수축 해석.....	55
표 4-9 바닥판 콘크리트 크리프 매개변수 해석	57
표 4-10 바닥판 콘크리트 건조수축 매개변수 해석.....	60
표 4-11 크리프 종료단계 적용하중.....	63
표 4-12 하부케이싱 콘크리트 크리프 종료단계 매개변수 해석.....	63
표 4-13 하부케이싱 콘크리트 건조수축 종료단계 매개변수 해석.....	65
표 4-14 각 단계별 응력계산.....	67
표 4-15 86프리스방에 따른 누계응력 계산.....	69
표 4-16 일본 설계기준에 따른 누계응력.....	70
표 5-1 강재강도변화에 따른 응력.....	76
표 5-2 콘크리트 강도변화에 따른 응력.....	77
표 5-3 고강도 강재적용 프리플렉스 합성거더교 누계응력.....	79
표 5-4 고강도 콘크리트 적용 프리플렉스 합성거더교 누계응력.....	80

그림 목차

그림 2-1	지속하중을 받는 콘크리트의 시간에 따른 변형	10
그림 2-2	크리프 변형률의 중첩원리	11
그림 2-3	시간에 따라 변하는 응력이력	12
그림 2-4	콘크리트의 건조수축 변형	14
그림 2-5	크리프와 건조수축과의 비교	15
그림 2-6	합성거더의 장기거동 매커니즘	16
그림 2-7	합성거더의 장기거동 매커니즘	15
그림 3-1	강재 거더 단면	21
그림 3-2	강재거더+하부콘크리트(합성단계-1)	22
그림 3-3	강재거더+하부플랜지 콘크리트+바닥판콘크리트(합성단계-2)	22
그림 3-4	강재거더+바닥판콘크리트+하부플랜지 콘크리트 축방향 철근(합성단계-3)	23
그림 3-5	바닥판 콘크리트 크리프에 의한 단면력	31
그림 3-6	바닥판 콘크리트 건조수축에 의한 단면력	33
그림 3-7	One Step method	37
그림 3-8	재령보정 계수의 의미	39
그림 4-1	대상교량의 단면제원	40
그림 4-2	콘크리트 설계기준 크리프 변형률 계산 알고리즘	46
그림 4-3	콘크리트 설계기준 건조수축 변형률 계산 알고리즘	47
그림 4-4	콘크리트 크리프 계수	48
그림 4-5	콘크리트 건조수축 계수	48
그림 4-6	릴리즈 및 자중에 의한 유한요소해석 결과 값	50
그림 4-7	크리프 변형률 계산	51
그림 4-8	대상 요소 및 절점 번호	52
그림 4-9	하부케이싱 콘크리트 상부의 크리프에 의한 응력	54
그림 4-10	하부케이싱 콘크리트 하부의 크리프에 의한 응력	54
그림 4-11	하부케이싱 콘크리트 상부의 건조수축에 의한 응력	56
그림 4-12	하부케이싱 콘크리트 하부의 건조수축에 의한 응력	56
그림 4-13	바닥판 크리프에 의한 하부케이싱 콘크리트 상부의 응력	58

그림 4-14 바닥판 크리프에 의한 하부케이싱 콘크리트 하부의 응력	58
그림 4-15 바닥판 크리프에 의한 바닥판 콘크리트 상부의 응력	59
그림 4-16 바닥판 크리프에 의한 바닥판 콘크리트 하부의 응력	59
그림 4-17 바닥판 건조수축에 의한 하부케이싱 콘크리트 상부의 응력	61
그림 4-18 바닥판 건조수축에 의한 하부케이싱 콘크리트 하부의 응력	61
그림 4-19 바닥판 건조수축에 의한 바닥판 콘크리트의 상부응력	62
그림 4-20 바닥판 건조수축에 의한 바닥판 콘크리트의 하부응력	62
그림 4-21 크리프 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트의 상부응력	64
그림 4-22 크리프 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트의 하부응력	64
그림 4-23 건조수축 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트의 상부응력	66
그림 4-24 건조수축 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트의 상부응력	66
그림 5-1 강제중량과 형고에 따른 프리플렉스 합성거더의 시간별 강제 종류별 적용사례	72
그림 5-2 SM520 강재의 단면변화	74
그림 5-3 SM570TMCP 강재의 단면변화	74
그림 5-4 하부케이싱 콘크리트 강도 변화	75

1장. 서 론

1.1 연구 배경 및 필요성

2003년 교량통계연보에 의하면 도로교에서 강교량이 차지하는 비율은 9%, 연장을 고려하는 경우는 약 30%를 차지하고는 있으나, 아직 콘크리트 교량의 점유율보다 낮은 것으로 보고되고 있다. 이것의 중요 외적 요인의 하나로 강교량과 콘크리트 교량의 구조특성에 따른 적용 지간의 차이에 의한 것을 지적할 수 있으나, 이것은 단순히 그간의 적용 실적에 근거한 것으로 생각된다. 2002년까지 시공된 강교량 형식 중에서 프리플렉스 합성거더의 도로교는 약 500여개의 교량이 있으나, 지간길이가 30~40m 인 교량이 50%이상을 차지한다.

이러한 중소교량의 강교량 활용화 방안의 하나로 고성능강 프리플렉스 합성거더교를 제안할 수 있다. 이것은 기존의 프리플렉스 합성거더교의 장점에 인성 및 강도가 합성거더교의 내하력 및 내구성 향상을 목적으로 제안된 교량이다. 이들 형식의 강교량에 고성능강 프리플렉스 합성거더교를 적용하면 장경간의 교량을 보다 경제적이고 효율적으로 건설할 수 있을 것으로 판단된다.

그러나 고성능강 프리플렉스 합성거더교의 효율적 적용을 위해서는 이들 교량 특성을 고려한 몇 가지 검토사항이 필요하다.

강재거더와 콘크리트로 구성된 합성거더교의 일종인 프리플렉스 합성거더교는 그 구조적 특성에 의해 경제적으로 장점이 많은 교량이나, 합성구조인 관계로 크리프 및 건조수축의 영향을 많이 받는 것이 특징이다. 현재 시공된 프리플렉스 합성거더교는 크리프와 건조수축에 대한 정확한 평가 결여 등으로 인하여 일부 거더의 하부플랜지 콘크리트하부에 균열이 발생하는 경우가 있으며 이러한 원인은 장기 거동측면의 사용성에 문제로 지적되고 있다. 한편, 프리플렉스 합성거더교에 고성능강을 적용하면 강도 측면에서 강재 거더의 단면이 작아져서 단면력은 작아지나, 전체강도에서는 이들이 차지하는 비율이 작아지므로 전체적으로 프리플렉스 합성거더교의 효율성을 높일 수 있을 것으로 판단된다. 따라서 프리플렉스 합성거더교의 고성능강재 활용성 측면에서 크리프 및 건조수축에 대한 장기거동을 정확하게 규명하는 것은 중요한 현안 문제가 될 것이다. 그러므로 프리플렉스 합성거더교의 활용 극대화를 위한 방안뿐만 아니라 고성능강 프리플렉스 합성거더교의 적용 확대를 위해서는 크리프 및 건조수축에 대한 장기거동을 연

구하는 것이 필요할 것으로 판단된다.

그러나 장기거동에 관한 연구는 콘크리트 재료의 장기 거동이라는 점과 비선형성 특성으로 인하여 실험에 과다한 시간과 많은 종류의 시험편이 소요되어 이 분야의 국내 연구는 아주 제한적으로 이루어지고 있어서 크리프 및 건조수축의 영향에 따른 합성거더교의 장기거동특성을 실험적으로 예측하고 합성거동 특성을 정확하게 평가하는 것에는 어느 정도 한계가 있다.

이러한 현실적인 문제를 고려하여 국내 콘크리트 설계기준은 유럽의 1978년 CEP-FIP기준의 정도 문제를 향상시킨 1990년 기준을 적용하고 있으나, 합성거더교에 적용되고 있는 도로교 설계기준은 1978년도 기준을 그대로 적용하고 있어 정확도 예측에 다소 차이가 발생할 것으로 예상된다. 한편, 크리프 및 건조수축의 영향이 예상보다 매우 커서 국부적 좌굴발생 원인이 되기도 한 사례 및 실험적 연구에 의해 콘크리트 슬래브 건조 수축량이 현행 도로교 설계기준에 제시된 값보다 현저히 큰 것으로 보고되고 있다.

따라서 프리플렉스 합성거더교의 활용 극대화를 위해서는 설계시 케이싱 콘크리트와 슬래브의 크리프 및 건조수축의 영향을 정확하게 평가하는 것이 매우 중요하므로 이들이 미치는 장기거동 특성을 반영하는 프리플렉스 합성거더교 설계에 의해 사용성과 내구성 확보에 기여하고자 한다.

1.2 연구의 내용 및 범위

(1) 프리플렉스 합성거더교의 거동을 파악

- ① 콘크리트 설계기준에서 제시하고 있는 예측식을 통하여 크리프 계수 및 건조수축 변형률을 결정.
- ② 프리플렉스 합성거더교는 순수 콘크리트의 장기거동 및 합성거더교의 장기거동 특성 파악.
- ③ 관심 재령일에 대한 크리프 계수 및 건조수축 변형률을 사용하여 프리플렉스 합성거더교의 장기거동 계산.

(2) 합리적인 설계기준을 제시하기 위한 기초자료 제공

- ① 국내 / 일본 프리플렉스 설계기준에 적용된 이론식 분석
- ② 국내 / 일본 프리플렉스 설계기준에 의해 계산되어진 응력값을 비교하여

각 기준의 특성 파악

③ 국내 시방기준의 문제점 도출

- 현재 검증없이 적용되고 있는 관련 시방 기준을 합리적으로 개선할 수 있도록 실제 거동 계측결과와 설계치 및 해석치와 비교분석

(3) 고강도 강재, 콘크리트 적용한 프리플렉스 합성거더교 분석

- ① 고강도 강재 적용한 프리플렉스 합성거더교 매개변수 해석
- ② 고강도 콘크리트 적용한 프리플렉스 합성거더교 매개변수 해석

1.3 기존 연구 동향

1.3.1 프리플렉스 합성거더교의 장기거동 특성

프리플렉스와 같은 강합성거더에서 콘크리트의 고유성질인 건조수축 및 크리프의 영향이 설계치에서 고려하고 있는 것보다 매우 큰 것으로 예상된다. 외국의 보고(B.T. Yen, D.bae, 1988)(B.T. Yen, D.bae, 1989)에 의하면 주거더의 압축플랜지 및 복부판의 국부 좌굴의 발생 원인이 되는 경우도 있는 것으로 보고되고 있어 건조수축 및 크리프에 의한 장기거동을 정확하게 평가하는 것은 프리플렉스 합성거더의 장기거동평가에 중요한 요소가 될 것으로 예상된다.

또한 프리플렉스 합성거더가 이론상 설계대로 제작되고 시공 될 경우에도 여러가지 구조적/재료적 원인, 즉, 캠버오차, 프리플렉션, 릴리즈 과정중 하중 도입오차, 강도오차 등으로 인하여 제작중 또는 공용후에 복부 콘크리트등에 균열이 발생하는 경우도 있어 그 보완책이 요구되고 있는 실정이다(배두병 등, 1996).

프리플렉스 합성거더의 균열 발생의 한가지 원인으로서는 제작시 유압케이지의 오차 및 용접후 강재의 잔류응력 영향에 따른 캠버 변화의 불확실성 등으로 인해 프리플렉션 하중이 덜 도입되기 때문으로 알려져 있으나, 그 외에도 정확히 규명되지 않고 있는 다른 균열 발생기구가 예상된다. 즉, 제작시의 온도에 의한 효과, 콘크리트의 건조수축 및 크리프현상, 전단연결재 및 강재와 콘크리트의 부착효과 등에 의한 그 절대적인 응력효과는 미미하나, 프리플렉스 거더의 인장허용응력 여유가 아주 적으므로 이로 인해서도 균열이 발생할 여지는 충분히 있다고 판단된다(한국콘크리트학회, 2000b).

한편 건조수축을 평가하기 위해 수행된 연구에 의하면 실제 현장 계측결과로부터 예측한 건조수축 변형량을 입력하여 수치적으로 구한 응력은 설계시에 사

용한 건조수축 응력과 비교할 때 큰 차이를 나타내어 설계시 건조수축 변형률에 대한 과소평가가 프리플렉스 거더의 균열을 발생시키는 원인 중의 하나로 보고되고 있다. 즉, 프리플렉스 거더의 단부에서는 건조수축에 의한 변형이 발생하고, 거더의 중앙부에서는 건조수축 변형과 크리프 변형이 동시에 같은 크기로 발생하여 콘크리트의 인장응력 발생에 큰 영향을 미치는 것으로 판단된다.(김병윤, 2003)

1.3.2. 합성거더교의 건조수축 변형

최근의 실험적 연구(장승필 등(2001), 배두병 등(1998), 윤석주(1998), 전진웅(1998))에 의하면 콘크리트 슬래브의 건조수축량이 현 도로교 설계기준에 제시된 값보다 현저히 커서 강거더 및 콘크리트에 설계시 예측된 값보다 큰 응력이 발생되는 것으로 보고되고 있다.

건조수축에 의한 장기거동을 평가한 연구에서는 합성거더교의 건조수축에 의한 응력을 재령 18,250일(50년)까지 시간단계별로 비선형 해석을 실시하고, 또 이것에 기초하여 선형 등가 건조수축 변형률을 계산한 결과 $\epsilon_s=360\mu$ 로 산정되었다. 이것은 현 설계기준에서 제안하는 최종 건조수축 변형률 $\epsilon_s=180\mu$ 에 2배가 되므로 선형등가건조수축변형률 $\epsilon_s=360\mu$ 을 여러 교량형식의 구조계산에 $\epsilon_s=180\mu$ 대신 대입하여 단면의 응력조합을 해본 결과, 플레이트 거더교와 박스 거더교의 경우 강거더의 상하연 모두에서 허용응력을 초과하는 결과가 발생하며, 합성형 교량에 심각한 문제를 발생시킬 수 있을 것으로 예상되는 것으로 보고하고 있다(배두병 등, 2004).

또 다른 연구에서는 실제 프리플렉스 거더의 제작에 사용한 콘크리트의 압축강도, 휨강도, 탄성계수를 사용하여 30일간의 실내시험 및 현장시험을 통해 추정된 건조수축 변형률은 400 μ , 유한요소해석에 의한 최종 건조수축 변형률은 512 μ 로 나타나 현재 시방서에서 제시하고 있는 최종 건조수축 변형률 180 μ 보다 현저히 크게 나타나는 것으로 부터 현재의 구조계산에서는 실제 발생하는 인장응력을 과소평가하게 되므로 설계값으로 최소한 550 μ 의 최종건조수축 변형률을 고려하는 것이 필요한 것으로 보고하고 있다(김병윤, 2003).

한편 콘크리트의 최종 건조수축량은 환경요인에 의한 영향이 크기 때문에 여러 국가의 설계규정에서는 지역적 특성이 고려되어 일정치 않은 경향을 나타내

고 있다. 먼저 국내의 경우 도로교설계기준(2000)의 강교편에는 콘크리트의 최종 건조수축량이 400 μ 으로 제시되어 있으나, 이 수치는 콘크리트교편에 프리스트레스의 감소량을 계산시 콘크리트 재령이 4일에서 7일 사이인 경우 적용하는 최종 건조수축량 270 μ 보다 작은 값이다. 그러나 일본 도로교시방서 (2002)의 경우에는 200 μ , 캐나다 OHBDC(1992)에는 평균습도의 변화에 따라 130 μ ~520 μ , 영국 BS 규정(1979)에는 환경조건 변화에 따라 100 μ ~300 μ 그리고 Eurocode 2(1992)에는 280 μ ~330 μ 사이의 값들이 규정되어 있다.

1.3.3 합성거더교의 크리프 변형

배 등(2004)의 연구에서는 콘크리트의 건조수축의 해석적 연구를 수행한 논문 가운데 대부분이 건조수축 발생응력으로 인해서 크리프가 발생한다는 사실을 간과하여 기존의 구조계산보다 응력값이 3배 ~ 5배까지 크다는 것에 착안하여 건조수축으로 인한 크리프를 고려하여 해석한 결과, 응력이 약 40%정도 감소하였으며 해석결과에 기초하여 건조수축 값을 $\epsilon_s=360\mu$ 로 제안하였다.

합성거더 교량의 장기거동을 수치해석적 방법으로 접근한 연구(윤석구 등, 2004)에서는 단순 지지된 합성거더 교량의 경우 장기 처짐량은 건조수축에 의한 영향으로 다소 차이가 있으나 해석에 의한 극한 크리프 계수값과 근사한 순간 탄성처짐량의 약 2.7배가 발생하는 것으로 나타났다. 또한 전체적인 부재 내력은 시간의 경과에도 불구하고 일정 그러나 각 재료의 부재 내력은 시간에 따라 증가함을 나타내고 있다.

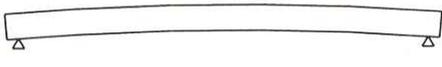
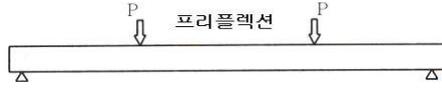
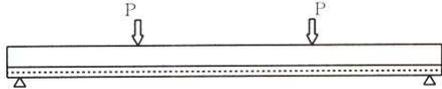
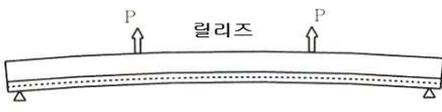
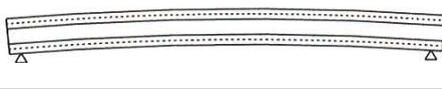
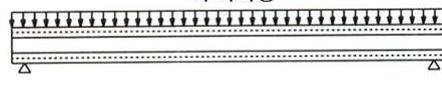
이로부터 앞에서 기술한 연구결과는 현행 각국의 설계기준에서 규정하고 있는 크리프 계수 보다는 약간 큰 경향이 있으므로 향후 합성거더의 건조수축에 관해서는 보다 정밀한 해석 및 실험이 지속적으로 수행되어야 할 것으로 판단된다. 이러한 것을 고려하여 본 연구의 4장에서는 프리플렉스 합성거더의 건조수축 및 크리프를 포함한 하중단계별 구조해석을 수행하여 프리플렉스 합성거더의 장기 거동에 관한 보다 정확한 자료를 제시하고자 한다

2장. 프리플렉스 합성거더의 특성

2.1 공법의 개요

본 논문에서 연구한 프리플렉스 합성거더고는 표 2.1에서 나타낸 것과 같이 소정의 제작솟음을 준 I형의 강재주형을 지점에서 1/4지점에 설계모멘트 만큼의 하중(프리플렉션 하중)을 가하여 I형 강재주형을 평평하게 만든 상태에서 하부 플랜지에 케이싱 콘크리트를 타설한다.

표 2.1 프리플렉스 합성거더의 단계별 제작순서

단계	시 공 상 태	개 요
(1)		소정의 제작솟음을 준 강재 거더가 제작 완료된 상태
(2)		프리플렉션 하중 P_f 를 재하하여 설계모멘트만큼의 휨모멘트를 부과
(3)		(2)의 상태에서 하부 플랜지에 콘크리트를 타설
(4)		하중 P_f 를 제거하여 하부 콘크리트에 압축력을 도입하여 프리플렉스 빔을 완성
(5)		프리플렉스빔을 가설하고, 복부, 가로보, 바닥판 콘크리트 타설
(6)		프리플렉스 빔에 바닥판 콘크리트가 합성되고 후사하중이 작용
(7)		활하중의 작용

이 케이싱 콘크리트가 저항응력이 유발될 만큼 경화되었을 때 프리플렉션 하중을 제거하여 하부 케이싱 콘크리트에 외부 인장응력에 저항할 압축응력을 미리 도입한다. 이렇게 제작한 프리플렉스 거더를 가설하고 복부, 가로보, 바닥판의 콘크리트를 타설하는 공법이다.

이 공법의 특징으로는 철근콘크리트교에서 중립축 이하의 콘크리트가 균열에 의해 저항단면의 역할을 못하는 단점을 보완하고자 미리 하부 케이싱 콘크리트에 압축력을 도입하여 중립축 이하의 인장축 콘크리트를 저항단면으로 사용가능하게 된다. 그리고 다른 기술적인 면과 경제적인 면은 아래와 같다.

■ 기술적인 면에서

- STEEL과 CONCRETE의 가장 이상적인 조합.
- 낮은 형고로 인한 수려한 미관성.
- 콘크리트 피복에 의한 소음 및 진동이 해소 되며 유지관리 불필요.
- ONE POINT ERECTION이 가능하여 가설시 교통통제가 양호하고 별도의 하부동바리공 설치가 필요 없음
- 빔의 무게중심이 낮아 가설시 전도의 위험이 없고 안전함.
- 용접부위의 잔류응력이 하중제하단계에서 제거되므로 유효 프리스트레스의 손실이 없고 잔류응력에 의한 변형률을 설계단계에 반영시켜 추가적인 처짐이 없음.
- 종곡선에 의한 추가솟음량을 설계단계에서 자율적으로 조절 가능함.
- 극한하중 재하시 강형과 바닥판의 합성단면만으로도(하부플랜지 콘크리트의 인장저항을 무시)저항이 가능토록 설계.

■ 경제적인 면에서

- 상부 및 하부구조 물량의 감소와 토공량의 감소로 인한 전체 공사비의 절감.
- 공사기간 단축으로 인건비, 장비비 및 기타비용이 절감.
- 건물에 있어서 기둥의 수량을 극소화하므로서 가용면적을 극대화하고 용도 변경이 자유로워 경제적임.
- 유지보수 관리비용의 절감.

2.2 프리플렉스 합성거더교의 장기거동

콘크리트교는 순간적인 구조응답과 시간에 따른 구조응답으로 나타난다. 지속 하중하에서 콘크리트교의 변형은 시간에 따라 서서히 증감하며 최종변형은 순간 탄성변형보다 몇 배나 더 많이 발생하기도 한다.

온도와 응력이 일정하면 시간에 따라 크리프와 건조수축에 의해 변형률이 증가한다. 크리프 변형률은 지속응력에 의해 발생하는 반면에 건조수축 변형률은 응력과 무관하게 발생된다. 시간에 따른 비탄성적인 변형률은 변형과 곡률, 프리스트레스의 손실 응력과 내력의 재분배를 증가시키고, 크리프는 종종 프리스트레스 부재에 균열 등의 손상을 일으키며, 건조수축은 사용성 또는 내구성에 영향을 미칠 수 있는 균열을 발생시키기도 한다.

특히 합성거더교의 경우 크리프 및 건조수축으로 인하여 콘크리트에 큰 응력이 발생하며 이로 인하여 부재에 균열 등의 손상을 일으킬 수 있다. 그러므로 이러한 영향을 엄밀하고 효율적으로 추정하기 위해 다음과 같은 두 가지 기본 요구조건이 필요하다.

- ① 크리프 및 건조수축의 특성을 나타내는 것에 신뢰할 수 있는 자료(크리프 계수, 건조수축 변형률)확보.
- ② 시간효과를 고려한 구조물 해석 방법

그러나 이러한 자료로부터 얻은 결과를 비교하면 상당한 차이를 나타내고 있다. 실험실에서는 시간에 따른 재료의 특성을 규명하기 위해 시험을 실시하였지만, 이것은 종종 실무에 적용할 수 있는 대체안이 되지 못한다.

설계자는 프리플렉스 합성거더의 장기거동인 크리프, 건조수축을 파악하기 위한 실험은 시간적 여유 및 장소의 제약이 많으며 실험실에서 시험된 콘크리트가 나중에 사용될 콘크리트와 같다는 확신도 가질 수가 없다. 또한 시험을 실시하더라도 계측된 콘크리트의 특성은 일반적으로 변화가 커서 20%이상의 변동계수가 예상되므로 구조물의 시간해석에 대한 해석이 효율적이며 많은 해석방법이 사용되고 있다.

이 장에서는 크리프 및 건조수축에 대한 매커니즘에 대해서 기술하였으며 3장에서는 각 국의 설계기준 및 본 연구의 FEM해석에서 사용할 보다 실용적이고 신뢰할 수 있는 여러 시간해석 방법에 대해서 기술하였다. 4장에서는 이러한 해

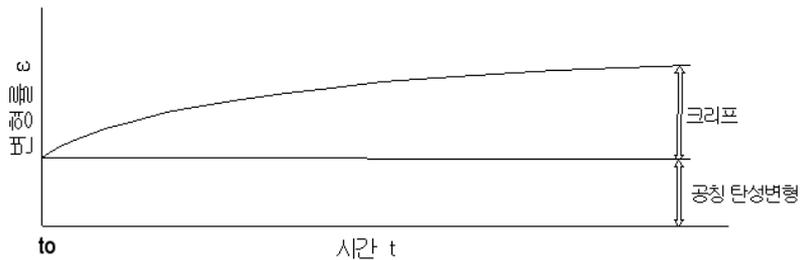
석방방법을 바탕으로 기 시공된 프리플렉스 합성거더교량에 대한 예로부터 각 국의 기준을 비교하였다. 5장에서는 해석결과를 바탕으로 비교한 프리플렉스 합성 거더교에 고강도 강재 및 콘크리트를 적용하여 분석하였다.

2.2.1 콘크리트의 장기거동 메커니즘

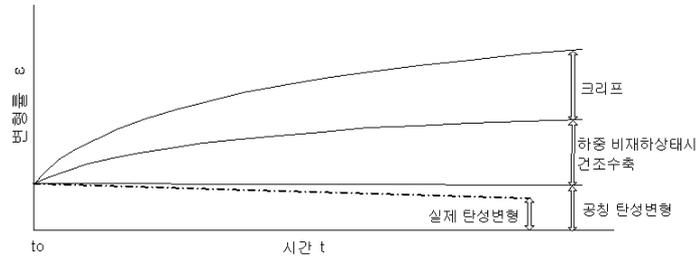
콘크리트의 장기거동은 건조수축, 크리프, 온도변형 등이 있는데 그 중 건조수축 및 크리프 변형이 프리플렉스 합성거더교에 큰 영향을 미치는 것으로 조사되어 이 절에서는 (1)크리프 변형과 (2)건조수축 변형에 대한 이론을 기술하고 분석하였다.

해석의 편의를 위해서 크리프와 건조수축을 각각 독립된 현상으로 다루지만 실제로는 그렇지 않으며 크리프는 건조수축을 동반할 때 더 커진다. 그러나 대기의 상대습도와 부재의 상대습도가 동일하다면 그림 2.1(a)에 나타낸 것과 같이 건조수축변형은 일어나지 않는다.

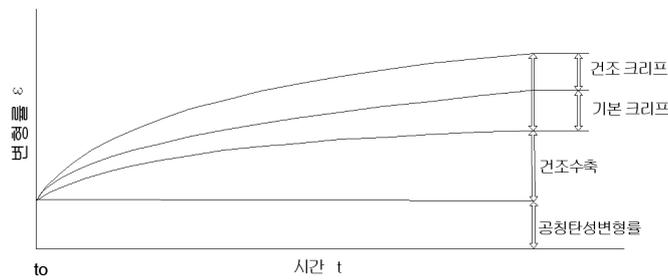
실제 구조물에는 하중이 재하되어 크리프와 건조수축이 동시에 발생하므로 실용적인관점에서 볼 때 이들은 함께 처리하는 것이 좋다. 만약 구조물이 구속되어 있지 않으면 그림 2.1(b)와 같이 크리프와 건조수축이 동시에 발생한다. 그러나 실제 구조물 및 합성구조물 등에서는 보다 근본적인 접근이 요구되는 경우가 많은데 이때에는 수분의 이동이 허용되지 않은 상태에서의 크리프와 건조에 의해 야기되는 추가 크리프를 구분하여야한다. 이런 추가적인 크리프 변형을 건조 크리프(drying creep)라고 하는데 이러한 크리프를 도식적으로 나타내면 그림 2.1(c)와 같다.



a) 대기조건과 평형인 습도 상대하의 크리프(건조수축 발생없음)



b) 하중 재하 및 건조에 의한 변형(건조크리프 고려하지 않음)



c) 하중재하 및 건조에 의한 변형(건조크리프 고려함)

그림 2.1 지속하중을 받는 콘크리트의 시간에 따른 변형

2.2.2 크리프의 메커니즘

(1) 일반사항 및 영향요소

콘크리트에 일정한 응력을 지속하게 재하하면 재하 순간에 일어나는 탄성 변형뿐만 아니라 시간의 경과와 함께 소성변형이 진행된다. 이와 같이 시간에 따른 변형현상을 크리프라 하는데 이것은 콘크리트가 가지고 있는 주요 특성중의 하나이다. 크리프의 메커니즘은 시멘트 풀의 점탄성적인 성질과 골재사이의 소성적 성질의 복합작용에 의해 일어난다. **Kelser, Neville** 등의 콘크리트 크리프 메커니즘에 관한 분류에 의하면 시멘트 풀의 점성유동, 소성변형, 겔수의 압출, 지연탄성, 불균일한 건조수축, 내부결정변형 등이 크리프 메커니즘의 요인으로 구분되어 지나, 주요인은 연속재하에 의한 겔수의 압출이며, 그 이외에 시멘트 풀의 점성유동 미세공극의 폐색, 결정의 이동 및 미세균열의 발생 등의 영향이 추가되어 발생된다.

콘크리트의 하중에 따른 변형률은 응력에 비례하기 때문에 중첩의 원리가 시간에 따라 변하는 응력이력에 의해 발생된 변형을 추정하는 데 자주 사용되어

진다. 중첩의 원리는 McHenry(1943)에 의해 콘크리트에 처음 적용된 원리로 τ_c 시간에 작용한 응력 증가에 의해 발생된 변형률은 먼저 또는 나중에 작용하는 어떤 응력에도 영향을 미치지 않는다는 이론인데 그림 2.2와 같이 나타낼 수 있다.

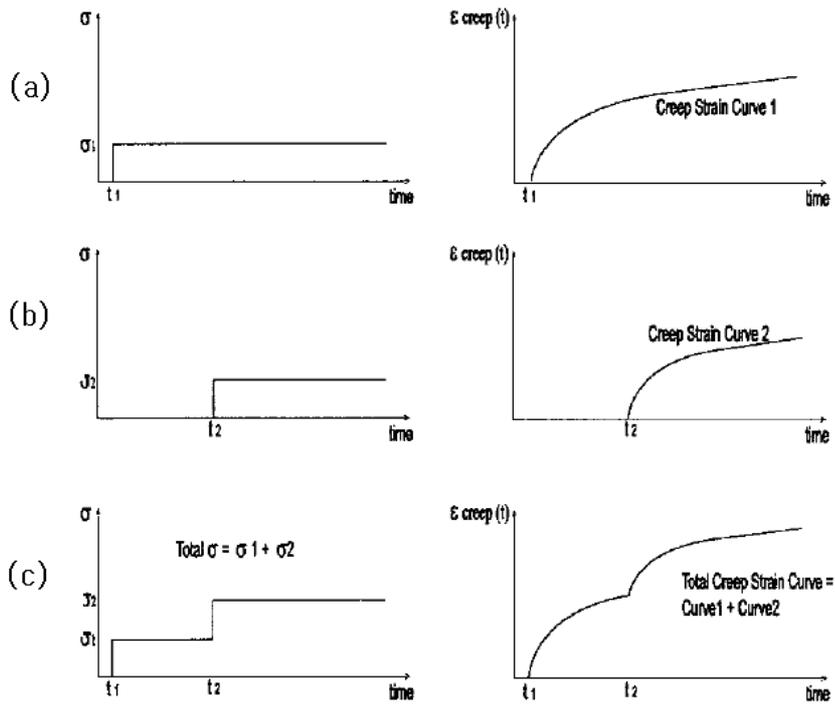


그림 2.2 크리프 변형률의 중첩원리

그림 2.2(a)는 시간 t_1 에 일정하중이 재하되었을 때의 변형률 곡선을 도시한 것이고 그림 2.2(b)는 시간 t_2 에 일정하중이 재하되었을 때의 변형률 곡선을 도시한 것이다. 이 두 하중이 동시 재하되었을 때는 그림 2.2(c)에 도시된 것과 같이 증가 응력이력에 대해서는 중첩의 원리가 실험에 의한 결과와 잘 일치하는 것을 나타내고 있다. 증가 응력이력에 의해 작성된 크리프 곡선은 각각 독립하여 작용하는 각 응력 증분에 의해 작성된 크리프 곡선의 합과 같다고 본다. 그러므로 실무에서는 대개 중첩의 원리가 시간에 따라 변하는 응력이력에 의해 발생된 콘크리트의 변형률을 추정하는 좋은 근사해법을 제공하고 있다.

그림 2.2(c)에 도시된 단순한 응력이력에 대해서는 2개의 크리프 곡선이 전체 변형률을 추정하기 위해 필요하다. 그러므로 두 크리프 계수 $\Phi(t, t_0)$ 와 $\Phi(t, t_1)$ 이 필요하다.

(2) 매커니즘의 수학적 표현

그림 2.3에 도시된 연속적으로 변하는 응력이력과 같이 보다 복잡한 응력이력에 대해서는 각 응력증분 $\Delta\sigma(t_i)$ 에 대해 서로 다른 크리프 계수가 필요하다.

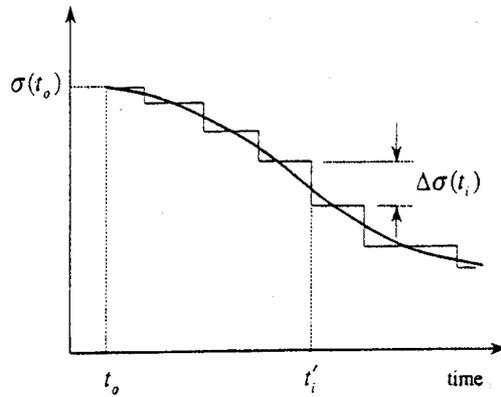


그림 2.3 시간에 따라 변하는 응력 이력

중첩원리에 따라 그림 2.3에 도시된 응력이력에 의한 t시간에서 콘크리트의 크리프 변형률은 식 2.1에 나타낸 것과 같이 탄성변형의 의한 크리프 항과 크리프 변형에 의한 추가적인 크리프 항으로 구성되어 진다.

$$\begin{aligned} \varepsilon_c(t) &= \frac{\sigma_0}{E_c(t_0)} \Phi(t, t_0) + \sum_i \frac{\Delta\sigma(t_i)}{E_c(t_i)} \Phi(t, t_i) \\ &= \frac{\sigma_0}{E_c(t_0)} \left[\Phi(t, t_0) + \int_{t_0}^t \frac{d\sigma(t_i)}{d t_i} \frac{\Phi(t, t_i)}{E_c(t_i)} \right] \end{aligned} \quad (2.1)$$

여기서, σ_0 : 즉시 순간탄성 응력

$\Delta\sigma(t_i)$: 크리프 변형에 의한 발생응력

$E_c(t_0)$: 하중재하시(t_0)의 탄성계수

- $E_c(t)$: 관심재령(t)시의 탄성계수
- $\Phi(t, t_0)$: 시간 (t, t_0)에서의 크리프 계수
- $\Phi(t, t_i)$: 시간 (t, t_i)에서의 크리프 계수

본 논문에서 크리프 계산시 식 2.1을 사용하였으며 자세한 내용은 3.3에서 기술하였다.

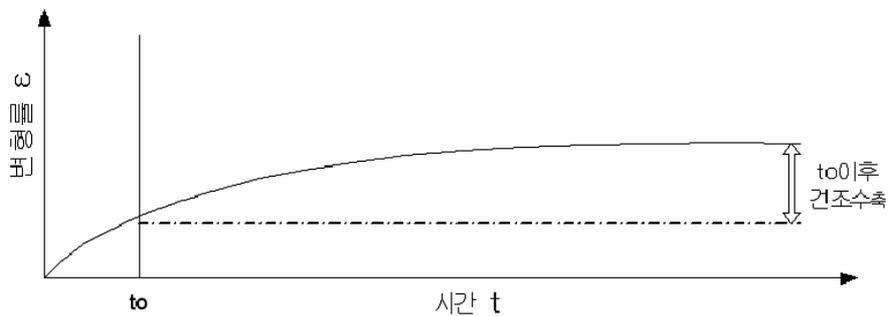
2.2.3 건조수축의 매커니즘

(1) 일반사항 및 영향요소

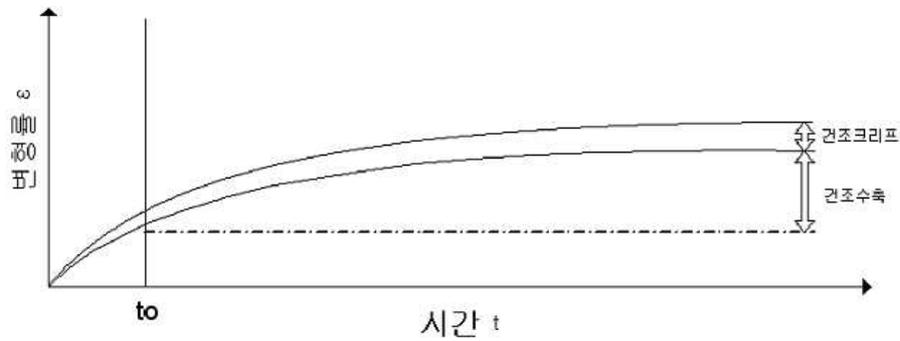
건조수축 변형률은 비재하상태이고 구속되지 않은 시험체를 일정 온도하에서 시간에 따라 측정한 변형률로 정의한다. 건조수축은 건조에 의해 영향을 크게 받으므로 건조수축 변형률은 구조부재 두께에 따라 변하고, 공기에 노출된 표면에서 가장 크게 나타난다.

콘크리트에는 수화작용에 필요한 반응수량 이상의 물을 사용하므로 시간 경과에 따라 물이 증발하여 빠져나가게 되어, 콘크리트 자체의 체적감소를 일으키게 되는 현상을 건조수축(자연수축)이라고 하는데 그림 2.4(a)와 같은 변형거동을 한다.

그러나 실제 구조물 및 합성구조물 등과 같이 구속되어 있다면 보다 근본적인 접근이 요구되는 경우가 많은데 이때에는 건조에 의해 야기되는 추가 크리프를 고려하여야 한다. 이런 추가적인 크리프 변형을 건조 크리프(drying creep)라고 하고 이 크리프를 도식적으로 나타내면 그림 2.4(b)와 같다.



a) 비구속 상태의 건조수축



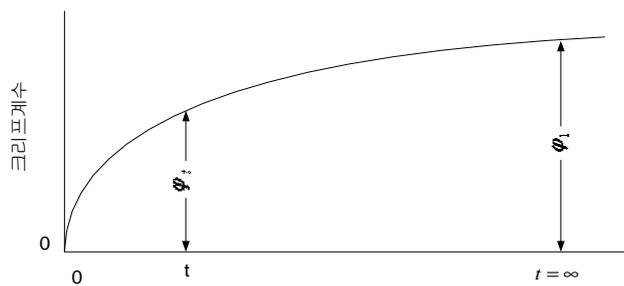
b) 구속상태의 건조수축

그림 2.4 콘크리트의 건조수축 변형

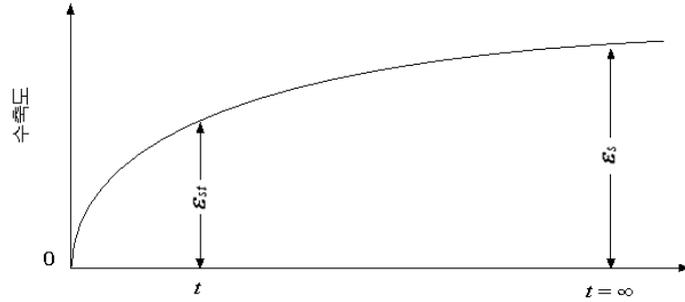
일반적으로 포화상태가 아닌 공기중에 저장된 콘크리트가 증발에 의하여 수분을 잃을 때에 콘크리트가 수축되나, 수축에 대해서 전혀 구속되어 있지 않은 무근콘크리트에서는 균등한 수축이 발생하므로 구속응력은 발생하지 않는다. 그러나 전혀 구속되지 않는다고 균등 수축의 발생은 모두 이상적인 상태이므로 일반적인 구조물에서는 발생되지 않는다.

(2) 매커니즘의 수학적 표현

건조수축의 매커니즘은 응력의 영향을 받지 않는다. Whitney의 이론을 따라 건조수축 변형률에 대한 보다 엄밀한 해를 구하기 위하여 식(2.2) ~ 식(2.4)의 과정을 따라 계산



(a) 시간에 대한 크리프 계수 곡선



(b) 시간에 대한 건조수축 변형률 곡선

그림 2.5 크리프와 건조수축과의 비교

건조수축 변형률은 수축에 의한 응력계산을 엄밀히 하기 위해서 그림 2.5에 나타난 것과 같이 건조수축의 곡선 ε_s 가 크리프 곡선 ϕ_1 과 유사한 것으로 가정하면 다음과 같다.

$$\begin{cases} \text{시간 } t \text{ 에 있어서 } \varepsilon_s = C\phi_f \\ \text{시간 } \infty \text{ 에 있어서 } \varepsilon_\infty = C\phi_1 \end{cases} \quad (2.2)$$

여기서, ϕ_f , ϕ_1 : 재령에 대한 크리프 계수

식 (2.2)에서 비례정수 C 를 구하면 다음과 같다.

$$C = \frac{\varepsilon_\infty}{\phi_1} \quad (2.3)$$

여기서, ε_∞ : 시간 ∞ 의 건조수축 변형률

따라서 식 (2.2)를 식(2.3)을 이용하여 표시하면 수축변형 ε_s 는 다음과 같다.

$$\varepsilon_s = \frac{\varepsilon_\infty}{\phi_1} \phi_f \quad (2.4)$$

본 논문에서 건조수축 계산시 식 2.4를 사용하였으며 자세한 내용은 3.3에서 기술하였다.

2.3 합성거더 장기거동 매커니즘

합성거더교의 장기거동 매커니즘은 강재와 콘크리트라는 두 종류의 재료가 합쳐진 형식이므로 순수 콘크리트의 장기거동 변형과 강재의 구속에 의한 변형 특성도 가지고 있다.

예를 들어 그림 2.6과 같이 건조수축의 경우는 시간이력에 따른 콘크리트의 압축 변형으로 인하여 강재에는 압축력이 발생하게 된다. 그러나 강재가 재료의 원상태를 유지하려고 하므로 콘크리트에는 인장력이 발생하게 된다. 그리고 그 인장력으로 인하여 콘크리트에 크리프 변형이 발생하게 되고, 그 방향은 건조수축 변형과 상쇄되는 방향으로 발생하게 된다.

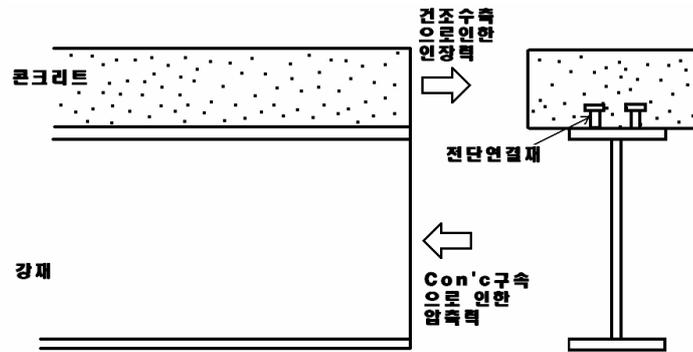


그림 2.6 합성거더의 장기거동 매커니즘

범용 유한요소 해석 프로그램을 사용하여 수치해석을 실시할 때 이러한 부분은 고려되지 않으므로 별도의 해석과정이 필요하게 된다. 본 연구에서는 식(2.4)과 같이 (1) 순수콘크리트 크리프 변형에 의해 발생된 응력으로부터 구속응력을 계산하여 (2) 구속응력에 의한 크리프 변형을 계산하였다.

$$\varepsilon_c(t) = \underbrace{\sigma_c(t) \frac{\Phi(t, t)}{E_c(t)} + \Delta\sigma_c(t) \frac{-\chi\Phi(t, t)}{E_c(t)}}_{(1)} - \underbrace{\sigma_{(c+\Delta c)}(t) \frac{\Phi(t, t)}{E_c(t)}}_{(2)} \quad (2.4)$$

본 연구에서는 앞에서 기술한 (1)과 (2)에 의한 거동으로부터 발생된 변형률을 상쇄되는 방향으로 중첩하여 프리플렉스 합성거더교의 장기거동을 표현하였다.

3장. 프리플렉스 합성거더교의 시간해석 방법

3.1 개요

콘크리트 구조물의 시간해석은 구조물의 수명기간 동안에 나타나는 위험위치와 위험시점에서의 변형률, 응력, 곡률 및 처짐을 설정하는 것을 포함한다. 크리프와 건조수축의 효과가 발생한 후 무한시간에서 나타나는 최종변형과 내력, 즉 장기거동에 대해서 관심을 가진다.

앞 장에서 기술한 바와 같이 콘크리트의 크리프 및 건조수축 특성은 매우 다양하여 결코 정확하게 추정할 수 없다. 그러므로 시간해석 방법에 의해 얻어진 결과가 수치상으로 정확하게 추정하는 것은 불가능하다. 그러나, 시간에 따른 강제콘크리트 합성구조의 건조수축, 크리프 해석에 대해서는 현재까지 수 많은 해법이 제안되어 실용적으로 사용되고 있다. 보 및 거더에 대한 이들 해법은 단면력 취급방법에 의해 크게 2가지로 분류된다.

하나는 **Sattler**가 사용한 방법으로 콘크리트와 강재부의 각각에 작용하는 축력과 모멘트를 나누어서 취급하는 분담단면력법으로, 이 방법은 강재부분과 콘크리트부분의 변형률 연속조건 및 곡률조건으로 부터 분담축력과 분담모멘트에 관한 연립식을 풀 필요가 있다.

다른 하나는 강재와 콘크리트의 합성단면에 작용하는 축력과 모멘트를 직접 다루는 전체단면력법으로, 이 방법이 현재 설계기준에 작용되고 있는데 이 방법에서는 연립식을 풀 필요가 없어 해법이 간단화 되는 이점이 있다.

한편 콘크리트의 건조수축과 콘크리트의 기본식 취급방법에 따라 해법을 분류하면 다음과 같다.

- 1) **Sattler**와 같은 미분방정식을 직접 푸는 방법
- 2) **Trost**와 같은 대수방정식을 이용하는 방법
- 3) **Fritz**와 같은 환산탄성계수 개념을 이용하는 방법

Sattler는 임의의 시각 t 에서의 콘크리트의 응력-변형률관계를 **Dischenger**가 제시한 식 (3.1)의 미분방정식을 직접 적용하고, 분담단면력을 산정하는 방법을 나타내었다.

$$\frac{\sigma_c}{t} = \frac{1}{E_c} \cdot \frac{\sigma_c}{t} + \frac{\sigma_c}{E_c} \cdot \frac{\phi_t}{t} + \frac{\varepsilon_{sh}}{\phi} \cdot \frac{\phi_t}{t} \quad (3.1)$$

이 방법의 경우는 미분방정식을 직접 풀어야 하므로 외적으로 고차부정정 구조물을 풀어야 하는 어려움이 있다.

$$\varepsilon_i = \frac{\sigma_{sh}}{E_c} (1 + \phi) + \frac{\sigma_c - \sigma_{sh}}{E_c} (1 + \rho \cdot \phi) + \varepsilon_{sh} \quad (3.2)$$

다른 방법으로 **Trost**는 식 (3.2)와 같이 릴랙세이션계수 ρ 를 도입한 대수식으로 표현한 콘크리트의 응력-변형률 관계식을 제안하였다. 릴랙세이션계수 ρ 값은 이론적으로 0.5~1.0범위에 있다. 일반적인 설계계산에서 콘크리트의 초기재하재령이 1개월정도이고, 또 상당히 장기간 후($t \geq 200$ 일)의 응력변화를 계산하는 경우 근사적으로 $\rho = 0.8$ 을 이용하면 좋은 것으로 알려져 있다.

현행 도로교설계기준에 기술된 합성거더의 건조수축, 크리프 계산방법에서는 $\rho = 1/2$ 을 사용하고 있는데 이 값은 건조수축, 크리프에 의한 응력변화량이 크리프계수의 진행량과 비례관계에 있는 것으로 가정한 상태에서 유도되었으므로 $\rho = 1/2$ 의 사용은 최종응력변화가 초기응력의 30%이내에 있는 경우 **DIN**에서도 사용되고 있다.

Trost가 제안한 기초식은 취급이 간단하므로 실용계산에 적합하다. 赤尾・栗田는 **Trost**식을 기초로 총단면력법을 사용하여 **PC**구조를 포함한 여러 가지 합성구조 해석법을 제안하고 있으며, 또 외적 고차부정정구조 해석을 위한 매트릭스해법도 제안하고 있다. 또, **Trost**와 거의 같은 시기에 **Bazant**도 식 (2)와 같은 식을 제안하고 있으므로 이런 종류의 대수식에 기초한 해법을 **Trost-Bazant**법이라고도 하며, 또 **Relaxation Method**라고 부르는 경우도 있다.

Fritz방법은 환산탄성계수를 식 (3.3)으로 정의하고, 이 식에서의 ψ 를 가능한 합리적인 방법으로 구하고자 하는 것으로 지속하중에 의한 크리프의 경우 ψ 는 식 (3.4)와 같이 계산된다.

$$E_{sh} = \frac{E_c}{1 + \psi \phi} \quad (3.3)$$

$$\psi = \frac{e^{a\phi} - 1}{a \cdot \phi} \quad (3.4)$$

여기서 a 는 식 (3.5)와 같다.

$$\alpha = \frac{A_s J_s}{A_s' J_v} \quad (3.5)$$

이상에서 기술한 해법은 모두 독일에서 제안되어 발전된 방법이며, 영국에서는 Creep Fibre Method가 전용으로 사용되고 있다.

이 장에서는 3.2에서 일본 및 한국의 프리플렉스 설계기준을 분석하였고 3.3에서 본 연구의 유한요소해석 시 사용할 시간해석 방법을 조사하였다.

3.2 국내 및 일본 프리플렉스 설계기준 조사 및 분석

3.2.1 개요

국내·외의 프리플렉스 합성거더 기준에 관련된 조사로부터 외국의 경우는 상위 설계기준 등의 변화, 분할공법, 연속화 등의 신기술 개발에 따라 시의 적절하게 기준에 관한 개정이 이루어지고 있으나, 국내의 경우는 86년 프리플렉스 합성거더 표준시방서 및 동해설(안)(이하 86프리시방)이 제정된 이후, 기준에 대한 개정이 전혀 이루어지고 있지 않다. 따라서 국내에서도 강교량 분야에서의 기술개발 등의 결과를 고려하여 기준에 대한 개정 작업이 필요할 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 86프리시방과 외국의 프리플렉스 설계기준을 비교하여 국내 기준 개정시의 방향에 대해서 기술하고자 한다.

표 3.1 일본의 프리플렉스 합성거더와 관련된 기준 및 관계도서

일본설계 기준명	년 도	한국설계 기준명	년 도	비 고
プレビ-ム合成げた 道路橋標準設計集	1997년	-	-	-
プレビ-ム合成げた橋 設計施工指針-第3版	1997년 7월 (1975년 1판) (1983년 2판)	프리플렉스 합성형 표준시방서 및 동해설(안)	1986년	일본 2판이 한국시방 근간
プレビ-ム合成げた橋設 計・製作・施工要領書	1999년 3월	-	-	-
Prebeam Q&A	2001년 1월	-	-	-
國土交通省土木工事積 算基準-プレビ-ム	2001년	-	-	-

국외 기준은 일본 설계기준을 비교 대상으로 선정하였으며 그 이유로는 1968년에 일본 최초의 프리플렉스 거더 단순합성형 도로교인 “玉津橋”가 건설된 이래 도로교, 철도교, 건축빔에 적용되고 있다. 그리고 2002년까지의 통계에서는 도로교 718교, 철도교 29교, 건축빔 84건의 실적을 갖는 등 프리플렉스 합성형교에 대한 실적이 많으며 지속적인 기술개발을 도모하여 표 3.1에서 보는 것과 같이 설계기준 개정을 통한 지속적인 연구결과가 반영되는 것으로부터 86프리시방과 비교할 대상 기준으로 선택하였다.

이 절에서는 한국과 일본의 기준비교로 부터 두 나라의 주요한 기준 차이를 정리하고 향후 국내의 기준 개정시의 방향에 대해 기술한다. 여기서는 두 기준의 시공단계별 저항단면 및 응력을 비교하였다. 86프리시방과 일본 설계기준은 시공단계별 차이가 있으나 표 3.2에 나타난 것과 같이 저항단면 및 응력검토를 제작순서와 부합되도록 배치를 하였다.

표 3.2 프리플렉스 합성거더 시공단계

단 계	한국 & 일본
1	프리 플렉션
2	릴리즈
3	프리플렉스 자중
4	초기크리프
5	초기건조수축
6	바닥판 타설
7	합성후 고정 하중응력
8	바닥판 콘크리트 크리프
9	바닥판콘크리트
10	하부플랜지 콘크리트 크리프 종료
11	하부플랜지 콘크리트 건조수축 종료
12	활하중에 의한 응력

프리플렉션, 릴리즈 등의 정적하중에 의한 단계는 한국과 일본 설계기준의 식과 저항단면이 같은 것을 볼 수 있으며 크리프 및 건조수축 단계에서는 적용된 기준식 및 개념이 상이한 것을 볼 수 있다. 그러므로 86프리시방과 일본설계기준의 차이는 본 연구의 관심대상인 크리프 및 건조수축 그리고 4장의 시공단계별

응력계산의 부분에 나타난 것과 같이 응력이 동일한 것을 볼 수 있다. 그러므로 본 논문에서는 크리프 및 건조수축과 관련된 4, 5, 8, 9, 10, 11단계에 대해서 비교 분석하였다.

3.2.2 단면의 기호정의

프리플렉스 합성거더의 제작 단계에 따른 응력검토를 위하여 제작 단계별 단면 특성을 정리하고 단면의 기호 정의를 다음과 같이 나타내었다. (4)의 합성단면-3은 일본 기준에서 하부플랜지의 축방향 철근을 고려한 응력검토를 위한 단면 특성을 나타낸 것이다.

(1) 강제 거더 단면

그림 3.1은 프리플렉스 합성거더를 제작하기 위한 첫 단계인 프리플렉션 하중이 재하되는 단계의 단면 특성이다.

여기서 A_s 는 단면적, I_s 는 단면 2차모멘트를 나타낸다. 이후에는 기호내의 첨자에 의해 각 합성단계별 단면 특성을 구별하도록 한다.

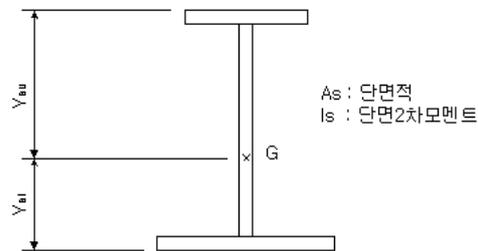


그림 3.1 강제 거더 단면

(2) 강제거더 + 하부플랜지 콘크리트 (합성단계-1)

프리플렉션 하중이 재하된 상태에서 하부플랜지에 콘크리트를 타설하고 콘크리트가 소정의 강도에 도달한 후, 프리플렉션 하중을 릴리즈하여 하부플랜지 콘크리트에 압축응력이 도입되는 합성단계의 단면을 그림 3.2에 나타낸다.

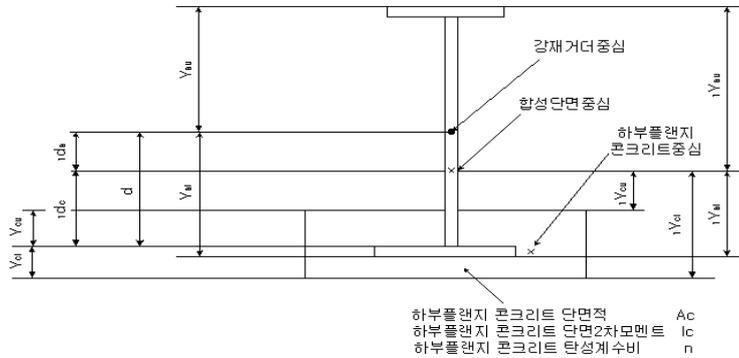


그림 3.2 강재거더+하부콘크리트(합성단계-1)

$${}_1A_v = A_s + A_c/n$$

$${}_1I_v = I_s + I_c/n + {}_1d_s^2 \cdot A_s + {}_1d_c^2 \cdot A_c/n$$

(3) 강재 거더 + 하부플랜지 콘크리트 + 바닥판 콘크리트 (합성단계-2)

하부플랜지 콘크리트에 압축응력이 도입된 프리플렉스 합성거더에 바닥판 콘크리트를 타설하여 바닥판 콘크리트와 합성을 시키는 합성단계의 단면을 그림 3.3에 나타낸다.

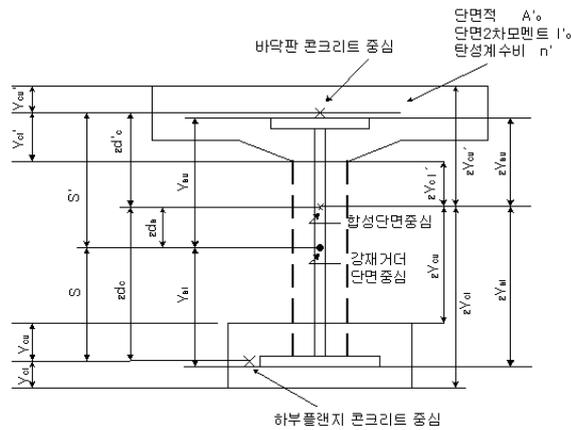


그림 3.3 강재거더+하부플랜지 콘크리트+바닥판 콘크리트(합성단계-2)

$${}_2A_v = A_s + A_c/n + A'_d/n'$$

$${}_2I_v = I_s + I_c/n + I'_d/n' + {}_2d_s^2 \cdot A_s + {}_2d_c^2 \cdot A_c/n + {}_2d'_d{}^2 \cdot A'_d/n'$$

(4) 강제거더+바닥판 콘크리트+하부플랜지 콘크리트 축방향철근 (합성단계-3)

하부플랜지 콘크리트에 균열이 발생된 경우에 대한 합성단면을 그림 3.4에 나타낸다.

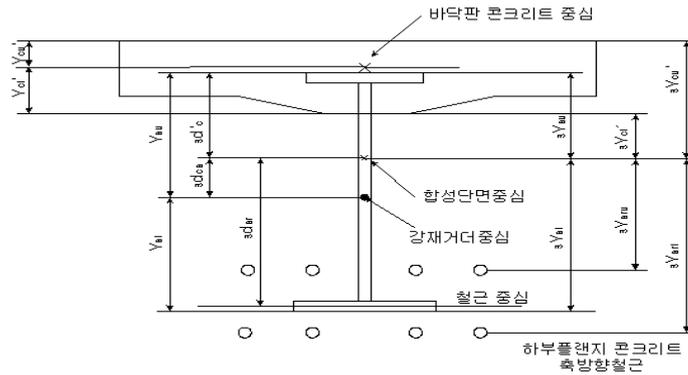


그림 3.4 강제거더+바닥판 콘크리트+하부플랜지 콘크리트 축방향 철근(합성단계-3)

$${}_3A_v = A_s + A'_d n' + A_{sv}$$

$${}_3I_v = I_s + I'_d n' + I_{sv} + A_s \cdot {}_3d_s^2 + {}_3d_c^2 \cdot A'_d n' + A_{sv} \cdot {}_3d_{sv}^2$$

3.2.3 한국 86년 프리플렉스 시방기준

토목학회에서 제정한 86프리시방을 기초로 현재 일반적으로 실시되고 있는 구조계산에 대해 기술하며 본 논문에서는 크리프 및 건조수축 단계에 대해서만 기술한다.

(1) 초기크리프 (하부플랜지 콘크리트)

합성단계-1에서 바닥판 콘크리트가 합성되기 전 하부플랜지 콘크리트의 크리프에 의해 발생하는 응력은 각 단면별로 다음과 같이 계산된다.

하부플랜지 콘크리트의 축력 : N_d

$$N_d = \frac{(-M_p + M_d) \cdot {}_1d_c \cdot A_c}{n \cdot {}_1I_v}$$

크리프에 의한 축력 : P_d

$$P_d = (1 - e^{(-\alpha \cdot \phi_t)}) \cdot N_d$$

여기서 $\alpha = \frac{I_s \cdot A_s}{I_v \cdot A_v}$, ϕ_t : 크리프 계수

크리프에 의한 모멘트 : M_d

$M_d = P_d \times D_{vcd}$; 여기서, D_{vcd} 은 크리프에 의한 합성단면 중심에서 하부플랜지 콘크리트 중심까지의 거리로서, 합성단계-1에서의 d_c 와는 달리 가상탄성계수에 따라 변화하는 값을 갖는다.

$$\frac{f_{su}}{f'_s} = \frac{P_d}{A_{vc}} + \frac{M_d}{I_w} \cdot \frac{Y_{sc}}{Y_{sc}} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{f_{cu}}{f'_c} = \frac{P_d}{N_{c1} \cdot A_{vc}} + \frac{M_d}{N_{c1} \cdot I_w} \cdot \frac{Y_{cc}}{Y_{cc}} - \{1 - e^{(-\alpha \cdot \phi_t)}\} \cdot \frac{(-M_d + M_d)}{n \cdot I_v} \cdot \frac{Y_{cu}}{Y_d} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

여기서, 단면적 및 단면2차모멘트, 도심거리의 침자에 c 가 붙은 것은 크리프에 의한 영향을 나타낸 것이다. N_{c1} 은 가상탄성계수 n 을 나타낸 것으로 국내의 경우는 도로교 설계기준·동해설에 의해 $n \left(1 + \frac{\phi_t}{2}\right)$ 을 사용한다.

(2) 초기건조수축 (하부플랜지 콘크리트)

합성단계-1에서 바닥판 콘크리트가 합성되기 전 하부플랜지 콘크리트의 크리프에 의해 발생하는 응력은 각 단면별로 다음과 같이 계산된다.

건조수축에 의한 축력 : P_d

$$P_d = \frac{E_s \cdot \varepsilon_s \cdot A_{ca}}{N_{sd}}$$

여기서, E_s : 강재의 탄성계수, ε_s : 건조수축 변형률

건조수축에 의한 모멘트 : M_{d}

$M_{\text{d}} = P_{\text{d}} \cdot D_{\text{vcsl}}$; 여기서, D_{vcsl} 은 건조수축에 의한 합성단면 중심에서 하부플랜지 콘크리트 중심까지의 거리로서, 합성단계-1에서의 ${}_1d_c$ 와는 달리 가상탄성계수에 따라 변화하는 값을 갖는다.

$$\frac{f_{su}}{f_{sd}} = \frac{P_{\text{d}}}{{}_1A_{\text{ts}}} + \frac{M_{\text{d}}}{{}_1I_{\text{ts}}} \cdot \frac{{}_1Y_{\text{scs}}}{{}_1Y_{\text{scs}}} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{f_{cu}}{f_{cd}} = \frac{P_{\text{d}}}{N_{\text{sA}} \cdot {}_1A_{\text{ts}}} + \frac{M_{\text{d}}}{N_{\text{sA}} \cdot {}_1I_{\text{ts}}} \cdot \frac{{}_1Y_{\text{csc}}}{{}_1Y_{\text{csc}}} - \frac{E_s \cdot \epsilon_{\text{sc}}}{N_{\text{sA}}} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

여기서, 첨자 s는 건조수축에 의한 것을 나타낸다.

N_{sA} 은 가상탄성계수 n_1 을 나타낸 것으로 국내의 경우는 도로교 설계기준·동해설에 의해 $n\left(1 + \frac{2 \times \phi_f}{2}\right)$ 을 사용한다.

(3) 바닥판 콘크리트 크리프

바닥판 콘크리트 크리프에 의해 발생하는 단면력을 사용하여 합성단계-2에서 각 단면별의 응력을 계산한다.

바닥판 콘크리트 축력 : N_{c2}

$$N_{\text{c2}} = \frac{M_{\text{d}} \cdot {}_2d_c \cdot A_c'}{n \cdot {}_2I_v}$$

크리프에 의한 축력 : P_{c2}

$$P_{\text{c2}} = \{1 - e^{(-\alpha \cdot \phi_1)}\} \cdot N_{\text{c2}}$$

$$\text{여기서 } \alpha = \frac{{}_1I_v \cdot {}_1A_v'}{{}_2I_v \cdot {}_2A_v}$$

크리프에 의한 모멘트 : M_{c2}

$M_{c2} = P_{c2} \cdot D_{vc2}$; 여기서, D_{vc2} 은 크리프에 의한 합성단면 중심에서 바닥판 콘크리트 중심까지의 거리로서, 합성단면-2에서의 a_c 와는 달리 가상탄성계수에 따라 변화하는 값을 갖는다.

$$\frac{f_{su}}{f_d} = \frac{P_{c2}}{2A_{vc}} + \frac{M_{c2}}{2I_{vc}} \cdot \frac{Y_{sc}}{Y_{sc}} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{f_{cu}}{f_d} = \frac{P_{c2}}{n \cdot 2A_{vc}} + \frac{M_{c2}}{n \cdot 2I_{vc}} \cdot \frac{Y_{ac}}{Y_{ac}} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

$$\frac{f_{cu}'}{f_d'} = \frac{P_{c2}}{N_{c2} \cdot 2A_{vc}} + \frac{M_{c2}}{N_{c2} \cdot 2I_{vc}} \cdot \frac{Y_{ac}'}{Y_{ac}'} \cdot \{1 - e^{(-a \cdot \phi_1)}\} \cdot \frac{M_{c2}}{n' \cdot 2I_{vc}} \cdot \frac{Y_{cu}'}{Y_{cu}'} \quad (\text{바닥판 콘크리트})$$

여기서, N_{c2} 은 가상탄성계수 n 을 나타낸 것으로 국내의 경우는 도로교 설계 기준·동해설에 의해 $n \left(1 + \frac{\phi_1}{2}\right)$ 을 사용한다.

(4) 바닥판 콘크리트 건조수축

바닥판 콘크리트 건조수축에 의해 발생하는 단면력을 사용하여 합성단면-2에서의 각 단면별 응력을 계산한다.

건조수축에 의한 응력 : P_{sh}

$$P_{\text{sh}} = \frac{E_s \cdot \epsilon_{sc} \cdot A_c}{N_{\text{sh}}}$$

건조수축에 의한 모멘트 : M_{sh}

$M_{\text{sh}} = P_{\text{sh}} \cdot D_{vc2}$; 여기서, D_{vc2} 은 건조수축에 의한 합성단면 중심에서 바닥판 콘크리트 중심까지의 거리로서, 합성단면-2에서의 a_c 와는 달리 가상탄성계수에 따라 변화하는 값을 갖는다.

$$\frac{f_{su}}{f_d} = \frac{P_{\text{sh}}}{2A_{vs}} + \frac{M_{\text{sh}}}{2I_{vs}} \cdot \frac{Y_{ss}}{Y_{ss}} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{f_{cu}}{f_d} = \frac{P_{\text{sh}}}{n \cdot 2A_{vs}} + \frac{M_{\text{sh}}}{n \cdot 2I_{vs}} \cdot \frac{Y_{cs}}{Y_{cs}} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

$$\frac{f_{cu}'}{f_{cd}'} = \frac{P_{\beta}}{N_{s\beta} \cdot 2A_{is}} + \frac{M_{\beta}}{N_{s\beta} \cdot 2I_{is}} \cdot \frac{2Y_{cis}'}{2Y_{cs}'} - \frac{E_s \cdot \epsilon_{ss}}{N_{s\beta}} \quad (\text{바닥판 콘크리트})$$

여기서, $N_{s\beta}$ 은 가상탄성계수 n_1 을 나타낸 것으로 국내의 경우는 도로 교 설계기준·동해설에 의해 $n\left(1 + \frac{2 \times \Phi_1}{2}\right)$ 을 사용한다.

(5) 하부플랜지 콘크리트의 크리프 종료

하부플랜지 콘크리트의 크리프 종료시에 고려하는 단면력에 의한 각 단면에서의 응력을 계산한다.

하부 플랜지 콘크리트의 축력 : N_{β}

$$N_{\beta} = \frac{(cu + cl) \cdot A_c}{2}$$

cu : 합성후 고정하중작용 시까지 하부플랜지 콘크리트의 상부응력 합계

cl : 합성후 고정하중작용 시까지 하부플랜지 콘크리트의 하부응력 합계

크리프 종료에 의한 축력 : P_{β}

$$P_{\beta} = \{1 - e^{(-\alpha \cdot C_{\beta})}\} \cdot N_{\beta} ; \text{여기서, } C_{\beta} \text{는 크리프 종료시의 크리프 계수}$$

$$\text{여기서 } \alpha = \frac{3I_v \cdot 3A_v}{2I_v \cdot 2A_v}$$

크리프 종료에 의한 모멘트 ; M_{β}

$M_{\beta} = P_{\beta} \cdot D_{vc\beta}$; 여기서, $D_{vc\beta}$ 은 크리프에 의한 합성단면 중심에서 하부플랜지 콘크리트 중심까지의 거리로서, 합성단면-3에서의 d_c 와는 달리 가상탄성계수에 따라 변화하는 값을 갖는다.

$$\frac{f_{su}}{f_{sd}} = \frac{P_{\beta}}{3A_{ic}} + \frac{M_{\beta}}{3I_{ic}} \cdot \frac{3Y_{suc}}{3Y_{sc}} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{f_{cu}}{f_d} = \frac{P_{\beta}}{N_{\beta} \cdot {}_3A_w} + \frac{M_{\beta}}{N_{\beta} \cdot {}_3I_w} \cdot \frac{{}_3Y_{ac}}{{}_3Y_{dc}} \{1 - e^{(-\alpha \cdot C_a)}\} \cdot \frac{cu}{d}$$

(하부플랜지콘크리트)

$$\frac{f_{cu}'}{f_d'} = \frac{P_{\beta}}{n' \cdot {}_3A_w} + \frac{M_{\beta}}{n' \cdot {}_3I_w} \cdot \frac{{}_3Y_{ac}'}{{}_3Y_{dc}'}$$

(바닥판 콘크리트)

여기서, N_{β} 은 가상탄성계수 n 을 나타낸 것으로 국내의 경우는 도로교 설계 기준·동해설에 의해 $n\left(1 + \frac{\Phi}{2}\right)$ 을 사용한다.

(6) 하부플랜지 콘크리트의 건조수축 종료

하부플랜지 콘크리트의 크리프 종료시에 고려하는 단면력에 의한 각 단면에서의 응력을 계산한다.

건조수축 종료에 의한 축력 : P_{β}

$$P_{\beta} = \frac{E_s \cdot \varepsilon_s \cdot A_c}{N_{\beta}}$$

건조수축 종료에 의한 모멘트 : M_{β}

$M_{\beta} = P_{\beta} \cdot D_{\beta}$; 여기서, D_{β} 은 건조수축에 의한 합성단면 중심에서 하부플랜지 콘크리트 중심까지의 거리로서, 합성단면-3에서의 ${}_3d_c$ 와는 달리 가상탄성계수에 따라 변화하는 값을 갖는다.

$$\frac{f_{su}}{f_s'} = \frac{P_{\beta}}{{}_3A_{cs}} + \frac{M_{\beta}}{{}_3I_{cs}} \cdot \frac{{}_3Y_{sc}}{{}_3Y_{sc}'} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{f_{cu}}{f_d} = \frac{P_{\beta}}{N_{\beta} \cdot {}_3A_{cs}} + \frac{M_{\beta}}{N_{\beta} \cdot {}_3I_{cs}} \cdot \frac{{}_3Y_{cs}}{{}_3Y_{cs}'} - \frac{E_s \cdot \varepsilon_s}{N_{\beta}} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

$$\frac{f_{cu}'}{f_d'} = \frac{P_{\beta}}{n' \cdot {}_3A_{cs}} + \frac{M_{\beta}}{n' \cdot {}_3I_{cs}} \cdot \frac{{}_3Y_{cs}'}{{}_3Y_{cs}'}$$

(바닥판 콘크리트)

여기서, N_{β} 은 가상탄성계수 n 을 나타낸 것으로 국내의 경우는 도로교

설계기준 · 동해설에 의해 $n\left(1+\frac{2\times\phi_1}{2}\right)$ 을 사용한다.

3.2.4 일본 프리플렉스 설계기준

(1) 하부플랜지 콘크리트 바닥판 타설시 크리프

바닥판 콘크리트가 합성되기 전 하부플랜지 콘크리트의 크리프에 의해 발생하는 단면응력을 구한다. 이때 크리프 계수는 $\phi=0.5$ 로 한다.

$t=0$ 에서 하부플랜지 콘크리트에 작용하는 내력은

$$N_w = (M_{pf} - M_d) \cdot \frac{A_c/n \cdot d_c}{I_v}$$

$$M_w = (M_{pf} - M_d) \cdot \frac{I_c/n}{I_v}$$

$\phi_t=0.5$ 까지 이행하는 단면력

$$\alpha = \frac{A_s \cdot I_s}{I_v \cdot A_v} \text{로 하여}$$

$$N_d = N_w (1 - e^{-\alpha t})$$

$$M_d = M_w (1 - e^{-\phi t}) - \frac{N_w \cdot d \cdot I_c}{n \cdot I_s} \cdot \frac{\alpha}{1-\alpha} \cdot (e^{-\alpha t} - e^{-\phi t})$$

$$N_s = -N_d$$

$$M_s = -(M_d + N_d \cdot d)$$

크리프 응력은

$$\frac{\sigma_{su}}{\sigma_s} = \frac{N_s}{A_s} + \frac{M_s}{I_s} \cdot \frac{Y_{su}}{Y_s} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{\sigma_{cu}}{\sigma_c} = \frac{N_d}{A_c} + \frac{M_d}{I_c} \cdot \frac{Y_{cu}}{Y_d} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

(2) 하부플랜지 콘크리트 건조수축

탄성계수법에 의해 계산한다. 계산에 사용하는 건조수축은 $\epsilon_s = 20 \times 10^{-5}$ 로 한다. 건조수축 계산에 사용하는 크리프계수 $2\phi_{t=\infty} = 2 \times 2.0 = 4.0$

$$n_\phi = n \cdot \left(1 + \frac{2\phi_{t=\infty}}{2}\right) = 7 \cdot \left(1 + \frac{4.0}{2}\right) = 21.0$$

n : 탄성계수비 = 7

$$f = \frac{1}{1 + \frac{A_c}{n_\phi \cdot A_s} + \frac{A_c \cdot d^2}{I_c + n_\phi I_s}}$$

$$N_c = -N_s = E_s / n_\phi \cdot A_c \cdot \epsilon_s \cdot f$$

$$M_c = N_c \cdot d \cdot \frac{-I_c}{I_c + n_\phi I_s}$$

$$M_s = N_c \cdot d \cdot \frac{-n_\phi I_s}{I_c + n_\phi I_s}$$

건조수축 응력은

$$\sigma_{su} = \frac{N_s}{A_s} + \frac{M_s}{I_s} \cdot Y_{su} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\sigma_{cu} = \frac{N_c}{A_c} + \frac{M_c}{I_c} \cdot Y_{cu} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

(3) 합성후 고정하중 응력

합성후 고정하중 모멘트를 M_{ϕ} 로 한다.

$$\sigma_{su} = \frac{M_{\phi}}{2I_v} \cdot 2 Y_{su} \quad \sigma_{sd} = \frac{M_{\phi}}{2I_v} \cdot 2 Y_{sd} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\sigma_{cu} = \frac{M_{\phi}}{n \cdot 2I_v} \cdot 2 Y_{cu} \quad \sigma_{cd} = \frac{M_{\phi}}{n \cdot 2I_v} \cdot 2 Y_{cd} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

$$\sigma_{a'} = \frac{M_a}{n \cdot I_v} \cdot Y_{a'} \quad \sigma_{d'} = \frac{M_d}{n \cdot I_v} \cdot Y_{d'} \quad (\text{바닥판 콘크리트})$$

(4) 바닥판 콘크리트 크리프

그림 3.5에 나타낸 것과 같이 바닥판 콘크리트 크리프에 의해 바닥판 콘크리트, 강재 거더, 하부플랜지 콘크리트의 각 부위에 발생하는 단면력을 계산한다. 계산에 이용하는 크리프계수 ϕ_f 는 2.0으로 한다.

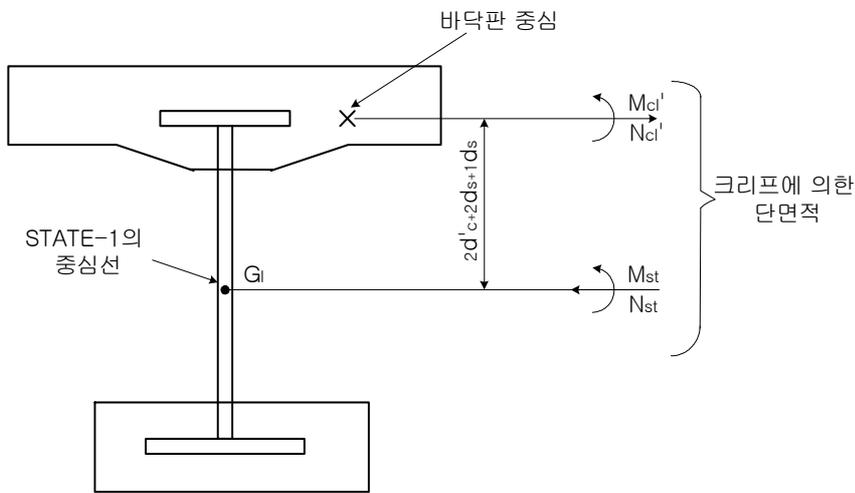


그림 3.5 바닥판 콘크리트 크리프에 의한 단면력

$$M_{st} = -M'_a + N'_a (2d'_c + 2d_s + 1d_s)$$

합성후 고정하중 M_{ω} 에 의한 크리프 응력 계산을 실시하므로 바닥판 합성단면 (State-2 상태)의 바닥판에 최초 이용한 축력 N_{co} 와 휨모멘트 M_{co} 는

$$N_{\omega} = M_{\omega} \cdot \frac{A'_c \cdot 2d'_c}{n \cdot I_v} \quad (\text{바닥판 축력})$$

$$M_{\omega} = M_{\omega} \cdot \frac{I_c}{n \cdot I_v} \quad (\text{바닥판 휨모멘트})$$

여기서

$$\alpha = \frac{-1A_v \cdot 1I_v}{2A_v \cdot 2I_v}$$

$$N_d' = N_{\omega}' \cdot (1 - e^{-\alpha h})$$

$$N_s = -N_d'$$

$$M_s = -M_d' + N_d' \cdot (2d_c + 2d_s + 1d_s)$$

이제 각 단면에 작용하는 단면력이 구해졌으므로 응력은 다음 식에 의해 나타낼 수 있다.

$$\frac{\sigma_{su}}{\sigma_s} = \frac{N_s}{1A_v} + \frac{M_s}{1I_v} \cdot \frac{1Y_{su}}{1Y_s} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{\sigma_{cu}}{\sigma_d} = \frac{N_s}{m \cdot 1A_v} + \frac{M_s}{N \cdot 1I_v} \cdot \frac{1Y_{cu}}{1Y_d} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

$$\frac{\sigma_{cu}'}{\sigma_d'} = \frac{N_d'}{A_c} + \frac{M_d'}{I_c} \cdot \frac{Y_{cu}'}{Y_d'} \quad (\text{바닥판 콘크리트})$$

여기서, m 은 하부플랜지 콘크리트의 탄성계수

(5) 바닥판 콘크리트 건조수축

바닥판 콘크리트 건조수축에 의해 바닥판 콘크리트, 강재 거더, 하부 플랜지 콘크리트의 각 부위에 발생하는 단면력을 계산한다.

계산에 사용하는 건조수축 ε_s 는 $\varepsilon_s = 20 \times 10^{-5}$ 로 한다.

단면력의 (+)의 방향을 그림 3.6와 같이 규정하면 단면전체의 휨모멘트는 0이 되며, 축력의 전체합도 0이 되므로

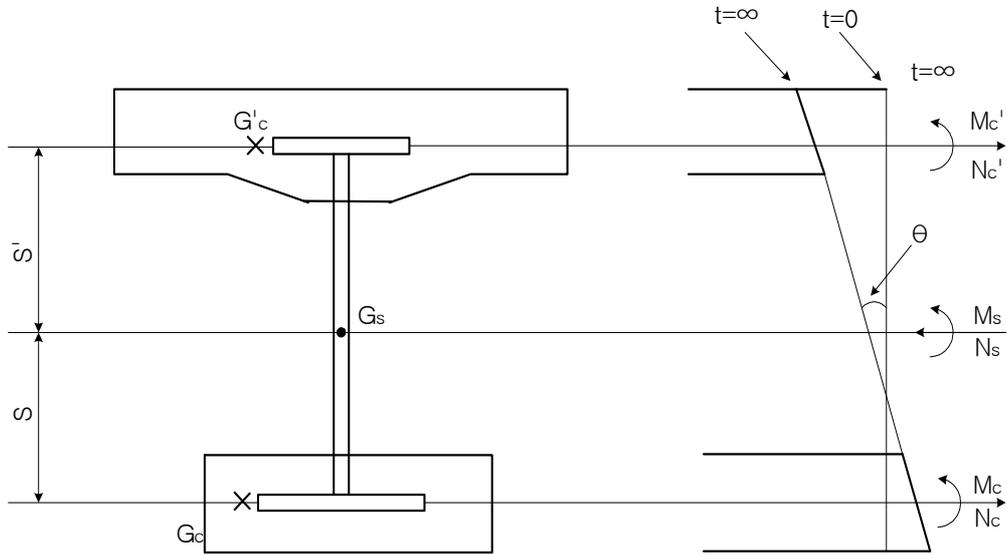


그림 3.6 바닥판 콘크리트 건조수축에 의한 단면력

$$N_s = N_c + N'_c \quad (3.6)$$

$$S \cdot N_c - S \cdot N'_c + M_c + M_s + M'_c = 0 \quad (3.7)$$

또, 각 단면의 회전각은 동일하여야 하므로

$$\begin{aligned} \frac{M_c}{E_\phi \cdot I_c} &= \frac{M_s}{E_s \cdot I_s} = \frac{M'_c}{E'_\phi \cdot I'_c} = \frac{M_c + M_s + M'_c}{E_\phi \cdot I_c + E_s \cdot I_s + E'_\phi \cdot I'_c} \\ &= \frac{M_o}{E_s \left(\frac{I_c}{n_\phi} + I_s + \frac{I'_c}{n_\phi} \right)} = \frac{M_o}{E_s \cdot I_t} \end{aligned} \quad (3.8)$$

여기서 $M_o = M_c + M_s + M'_c$

$$I_t = \frac{I_c}{n_\phi} + I_s + \frac{I'_c}{n_\phi}$$

로 놓으면 각 단면 중심 위치에서 축방향 변위와 회전변위의 관계로부터

$$\varepsilon'_s \frac{N'_c}{E'_\phi \cdot A_c} - \frac{N_s}{E_s \cdot A_s} = \frac{M_o}{E_s \cdot I_t} \cdot S' \quad (3.9)$$

$$\frac{N_s}{E_s \cdot A_s} + \frac{N_c}{E_\phi \cdot A_c} = \frac{M_o}{E_s I_t} \cdot S \quad (3.10)$$

(2-4) , (2-5) 식에 (2-1), (2-2)를 대입하여 N_s 를 소거하면

$$\begin{aligned} \varepsilon'_s \frac{N'_c}{E'_\phi A_c} - \frac{N_c + N'_c}{E_s \cdot A_s} &= \frac{S' N'_c - S N_c}{E_s I_t} \cdot S' \\ \cdot \left(\frac{S \cdot S' - 1}{I_t} - \frac{1}{A_s} \right) \cdot N_c &\left(-\frac{S^2}{I_t} + \frac{n_o}{A_c} + \frac{1}{A_s} \right) \cdot N'_c = -E_s \cdot \varepsilon'_s \end{aligned} \quad (3.11)$$

및

$$\begin{aligned} \frac{N_c}{E_\phi \cdot A_c} + \frac{N_c + N'_c}{E_s \cdot A_s} &= \frac{S' N'_c - S \cdot N_c}{E_s \cdot I_t} \cdot S \\ \cdot \left(-\frac{S^2}{I_t} + \frac{n_o}{A_c} + \frac{1}{A_s} \right) \cdot N_c &\left(\frac{S \cdot S' - 1}{I_t} - \frac{1}{A_s} \right) \cdot N'_c = 0 \end{aligned} \quad (3.12)$$

여기서 $\lambda = \frac{S \cdot S' - 1}{I_t} - \frac{1}{A_s}$

$$\mu = -\frac{S^2}{I_t} + \frac{n_o}{A_c} + \frac{1}{A_s}$$

$$\mu' = -\frac{S^2}{I_t} + \frac{n'_o}{A_c} + \frac{1}{A_s}$$

로 놓고, (2-6), (2-7)식의 연립방정식을 풀어서

$$N_c = \frac{\lambda \varepsilon'_s}{\mu \cdot \mu' - \lambda^2} \cdot E_s \quad (\text{하부플랜지 콘크리트 축력})$$

$$N'_c = \frac{\lambda \varepsilon'_s}{\mu \cdot \mu' - \lambda^2} \cdot E_s \quad (\text{바닥판 콘크리트 축력})$$

$$N_s = -(N_c + N'_c) \quad (\text{강재 거더 축력})$$

$$M_c = \frac{I_d n_0}{I_t} \cdot M_0 \quad (\text{하부플랜지 콘크리트 휨모멘트})$$

$$M_s = \frac{I_s}{I_t} \cdot M_0 \quad (\text{강재거더 휨모멘트})$$

$$M'_c = \frac{I'_d n'_0}{I_t} \cdot M_0 \quad (\text{바닥판 콘크리트 휨모멘트})$$

$$M_0 = -S \cdot N_c + S' \cdot N'_c$$

각 단면에 작용하는 단면력이 산출되었으므로 응력은 다음 식에 의해 구해진다.

$$\frac{\sigma_{st}}{\sigma_{st}} = \frac{N_s}{A_s} + \frac{M_s}{I_s} \cdot \frac{Y_{st}}{Y_{st}} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\frac{\sigma_{cd}}{\sigma_{cd}} = \frac{N_c}{A_c} + \frac{M_c}{I_c} \cdot \frac{Y_{cd}}{Y_{cd}} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

$$\frac{\sigma'_{cd}}{\sigma'_{cd}} = \frac{N'_c}{A'_c} + \frac{M'_c}{I'_c} \cdot \frac{Y'_{cd}}{Y'_{cd}} \quad (\text{바닥판 콘크리트})$$

(6) 크리프 종료에 의한 응력

바닥판 콘크리트가 합성되었으므로 하부플랜지 콘크리트 크리프가 종료될 때까지의 응력을 산출한다. 즉, 하부플랜지 콘크리트가 $\phi_{it} \sim \phi_{i\infty}$ 까지 크리프가 진행하면 ④에서의 식과 동일하게 다음 식으로 단면력이 구해진다.

$$N_{cd} = N_{c0} \cdot (1 - e^{-\alpha(\phi_{i\infty} - \phi_{it})})$$

$$M_{cd} = M_{c0} \cdot (1 - e^{-\alpha(\phi_{i\infty} - \phi_{it})}) - \frac{N_{c0} \cdot (3d_s + d) \cdot I_d n}{3I_v} \cdot \frac{\alpha}{1 - \alpha} \cdot (e^{-\alpha(\phi_{i\infty} - \phi_{it})} - e^{-\alpha(\phi_{i\infty} - \phi_{it})})$$

$$\text{여기서 } \alpha = \frac{3A_v 3I_v}{2A_v 2I_v}$$

또, N_{cd} , M_{co} 는 ϕ_t 에서 하부플랜지 콘크리트에 작용하고 있는 단면력으로 근사적으로 바닥판 콘크리트의 건조수축이 종료된 시점에서 하부플랜지 콘크리트에 작용하고 있는 단면력을 이용한다.

$$N_{co} = N_{co}^* - N_{cd}^* - N_c - N_c^* - \frac{A_d/n \cdot d_e}{I_v} \cdot M_2 - \frac{A_d/n \cdot d_e}{2I_v} \cdot M_3 - N_{st}^* \cdot \frac{A_d/n}{1A_v} - \frac{A_d/n \cdot d_e}{1I_v} \cdot M_{st}^*$$

$$M_{co} = M_{co}^* - M_{cd}^* - M_c - M_c^* - \frac{I_c/n}{1I_v} \cdot M_2 - \frac{I_c/n}{2I_v} \cdot M_3 - \frac{I_c/n}{1I_v} \cdot M_{st}^*$$

여기서

N_{co}^* , M_{co}^* , N_{cd}^* , M_{cd}^* 는 하부플랜지 콘크리트의 크리프에 의한 단면력
 N_c , M_c 는 하부플랜지 콘크리트의 건조수축에 의한 단면력
 N_c^* , M_c^* 는 바닥판 콘크리트의 건조수축에 의한 단면력
 N_{st}^* , M_{st}^* 는 바닥판 콘크리트의 크리프에 의한 단면력

N_{cd} , M_{cd} 가 구해지면

$$N_{st} = -N_{cd}$$

$$M_{st} = -\left\{ (3d_s + d) \cdot N_{cd} + M_{cd} \right\}$$

따라서, 크리프에 의한 응력은

$$\sigma_{st} = \frac{-N_{st}}{3A_v} + \frac{M_{st}}{3I_v} \cdot \frac{Y_{st}}{3Y_{st}} \quad (\text{강재 거더})$$

$$\sigma_{cd} = \frac{N_{cd}}{A_c} + \frac{M_{cd}}{I_c} \cdot \frac{Y_{cd}}{Y_d} \quad (\text{하부플랜지 콘크리트})$$

$$\sigma_{cd}' = \frac{N_{cd}}{3A_v \cdot n} + \frac{M_{cd}}{3I_v \cdot n} \cdot \frac{Y_{cd}'}{3Y_d'} \quad (\text{바닥판 콘크리트})$$

3.3 콘크리트 장기거동 시간해석 방법

3.3.1 시간해석 방법

시간 해석방법은 앞에서 기술한 것과 같이 미분방정식을 직접 푸는 방법과 대수방정식을 이용하는 방법이 있다. 미분방정식을 통한 방법의 경우 보다 정확한 해를 구할 수 있지만 고차부정정을 풀어야 하는 등의 설계자들이 직접 사용하기는 적합하지 않다. 그러므로 대수 방정식을 이용하는 방법으로 식을 간단화 하였으며 이를 수치해석에 이용하는 것이 가능하게 된다.

이러한 시간에 따른 응력의 변화를 고려한 해석 방법으로는 정밀해석과 유효탄성계수를 통한 방법이 있다. 정밀해석으로는 어떠한 시간 사이의 응력 이력을 모두 반영하여 단계별로 직접 계산하여 적분식을 수치적으로 구하는 방법인 **Step-by-Step Method**가 있다. 그러나 이 방법은 해석시 시간이 오래 걸리는 단점이 있다. 그래서 이러한 방법보다 실제 설계에 이용할 수 있도록 간편하게 계산하기 위하여 응력 이력을 가정하여 한번에 구하는 방법으로 유효탄성계수를 이용한 방법이 있다. 그림 3.7과 같이 **EM(Effective Modulus)**, **MS(Mean Stress)**, **AAEM (Age-adjusted Effective Modulus)** 등의 방법이 있다. 각각의 방법들의 응력 이력 가정은 아래의 그래프와 같다. 이러한 방법들은 모두 유효 탄성 계수 (**Effective Modulus**)를 다음 식과 같이 제안하고 있다. 아래의 응력은 외부응력의 변화일 수 있지만, 지속적인 일정한 외부하중이 가해질 때 크리프에 의한 응력 변화가 발생하게 된다. 일반적으로 이러한 응력 변화로 보는 경우가 많다.

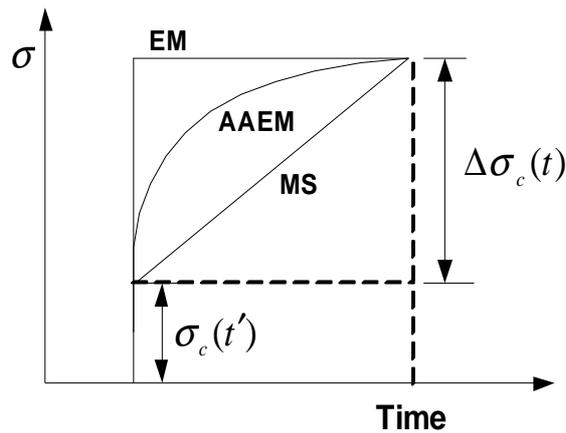


그림 3.7 One step method

위 방법들은 최종응력 변화 $\Delta\sigma_c(t)$ 를 실제 콘크리트 탄성 계수보다 작은 값인 유효탄성계수 E' 로 나누어 크리프에 의한 변형률 변화량을 포함한 변형률을 한번에 구한다. 즉, 식 3.13과 같다.

$$\int_t^t \frac{1+\phi(\lambda, \tau)}{E_c(\tau)} d\sigma_c(\tau) = \frac{\Delta\sigma_c(t)}{E'} \quad (3.13)$$

그런데 각 방법론 별로 유효탄성계수의 차이가 있는 이유는 각각의 응력 이력 가정이 다르기 때문이다. 먼저 EM방법은 응력 이력을 그림 3.7과 같이 가정하여 $\Delta\sigma_c(t)$ 값을 한번에 작용시킬 때 이므로 재령 차이에 의한 보정이 들어가 있지 않다. 따라서 이 방법은 재령차이가 거의 없는 재료나 재령차이가 무시할 만큼 작은 경우에만 사용해야 적합하다. MS방법은 시간에 따른 응력 변화를 선형으로 가정하여 크리프 계수를 0.5만큼 감소시킴 효과를 나타나게 된다. 이 방법은 주로 국내 및 일본의 실제 설계에서 이용되는 가정으로서 실제 응력 변화를 정확히 반영하는 방법으로서는 다소 비합리적인 가정이 포함되어 있다. AAEM방법은 실제 재령을 반영하여 그림에서 보듯이 실제 응력 변화 곡선을 3가지 방법중 가장 유사하게 묘사할 수 있는 방법이다. 이때 재령 보정 계수(Aging Coefficient) χ 는 0.5(MS방법)와 1.0(EM방법)사이의 값으로 재령차이가 커질수록 작아지며, 재령차이가 짧을수록 1.0에 가까워지는 값이다.

정효정(2003)에서는 정밀해석인 Step-by-Step 방법과 재령 보정 계수를 0.8이 적용된 AAEM방법을 비교하였을 때 거의 유사한 결과를 나타내는 것을 보였으므로 AAEM방법을 사용하여도 무방할 것으로 판단된다.

3.3.2 AAEM(Age-adjusted Effective Modulus) 방법

AAEM 방법은 Trost(1967)가 처음 제안한 방법을 Bazant(1972)가 발전시켜 명명한 방법론이다. 이 방법론의 개요는 다음 그림과 같다.

일시적으로 한꺼번에 작용하는 응력이 아니라 차츰차츰 시간에 따라 도입되는 응력을 초기재령에 일시적으로 작용하는 것으로 가정할 때 재령 보정 계수를 곱하여 다소 감소시켜 변형률을 구한다.

따라서 크리프 변형률은 AAEM에서 다음과 같은 식(2.7)으로 다시 쓸 수 있고 도식화 하면 그림 3.8과 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon_c(t) = \sigma(t) \frac{1 + \phi(t, t_0)}{E_c(t)} + \Delta\sigma_c(t) \frac{1 + \chi\phi(t, \tau)}{E_c(t)} \quad (3.14)$$

본 연구에서는 위의 식을 이용하여 콘크리트의 크리프 변형을 계산한다.

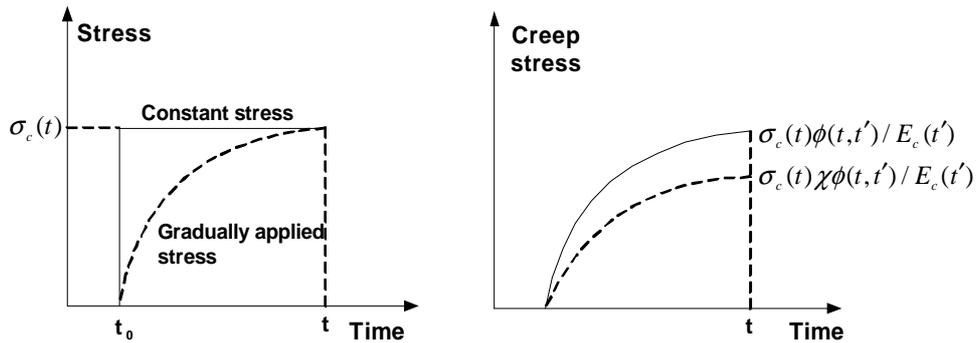


그림 3.8 재령보정 계수의 의미

본 연구에서 유한요소 해석시 사용한 AAEM방법의 경우 **Trost-Bazant**의 시간 해석 방법과 비교하였을 때 수계산은 콘크리트의 평균값에 대하여 계산하는 반면 유한요소 해석의 경우는 각 절점별 크리프에 의한 변위를 입력하여 구속에 의한 영향을 좀 더 정밀하게 고려하는 것이 가능하도록 하는데 의미를 두고 있다.

위의 각 기준별로 사용된 시간해석 방법은 표 3.3에 나타낸 것과 같다.

표 3.3 설계기준에 사용된 시간해석 방법

장기거동 해석	크리프	건조수축
일본 프리플렉스 설계기준	<ul style="list-style-type: none"> · Sattler-Dischinger방법 = Sontag에 의한 방법 · 분담단면법 	<ul style="list-style-type: none"> · Whitney에 의한 방법 (크리프 기울기와 건조수축기울기가 동일하다고 가정함.)
한국 86년 프리플렉스 시방기준	<ul style="list-style-type: none"> · Voigt(점탄성거동) 모델 · 구속력을 따로 고려 · 전체단면법 	<ul style="list-style-type: none"> · 온도변화에 따른 변화식의 개념을 적용하여 계산 · 구속력을 따로 고려
FEM(본 연구)	<ul style="list-style-type: none"> · Trost에 의한 방법 사용 · 구속력 따로 고려 · 분담단면법 	86프리시방과 동일

4장. 수치해석 및 분석

4.1 개요

국내 설계기준과 일본 설계기준을 비교 분석하여 보다 합리적인 프리플렉스 합성거더 설계기준의 검토 및 제안을 하기위하여 콘크리트 설계기준을 적용하여 프리플렉스 합성거더의 크리프 및 건조수축의 영향을 유한요소해석의 장기거동 측면에서 검토하는 것과 함께 국내·외국 설계 기준식과 비교 검토하여 설계기준의 타당성을 검토하였다.

먼저 기 시공된 프리플렉스 합성거더 교량으로부터 단면 제원을 결정하였다. 그리고 수행된 전체적인 연구 절차는 다음과 같다. 온도 및 상대습도에 의한 영향을 많이 받는 크리프의 건조수축 특성을 고려하여 기상청의 데이터를 바탕으로 국내 평균 온도 및 상대습도를 결정하였고, 프리플렉스 합성거더교 건설현장의 시공기간을 조사하여 시공기간을 결정하는 등 유한요소해석에 필요한 영향계수를 결정하였다. 단면제원 및 영향계수를 변수로 유한요소해석을 시공단계별로 실시하였다. 마지막으로 콘크리트 설계기준을 적용한 유한요소해석 결과와 국내 및 일본 설계기준을 비교 / 분석하여 합리적인 설계기준에 대하여 검토하였다.

4.2 모델의 구성 및 입력조건

4.2.1 단면제원 및 설계 계수

국내 기준 및 기존 교량을 조사하여 본 연구에서 사용하는 대상 교량의 단면 제원 및 설계계수를 결정하였다. 연구에 사용되는 대상 교량의 단면 제원은 그림 4.1과 같다.

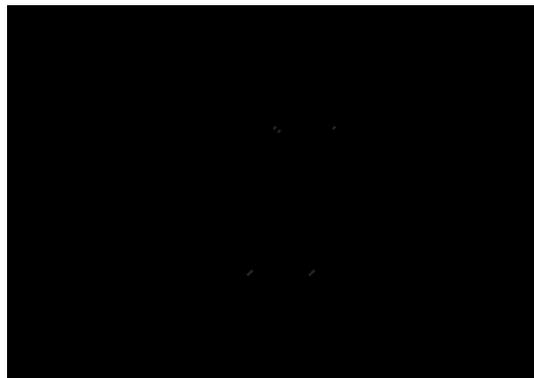


그림 4.1 대상교량의 단면 제원

대상교량에 사용된 재료 특성, 하중특성 및 단면특성 등은 표 4.1와 같다.

표 4.1 재료 및 하중 특성

구분	종 류	대상부재	사 양
재 료	강 재	주 형 보	SM570B ($f_{sy}=4400 \text{ kgf/cm}^2$)
	콘크리트	케이싱 콘크리트	$f_{ci}'=350 \text{ kgf/cm}^2$, $f_{ck} =400 \text{ kgf/cm}^2$
		바닥판 콘크리트	$f_{ck} =270 \text{ kgf/cm}^2$
하 중	활 하 중	DB-24	rear wheel load
	고정하중 (자 중)	Preflex거더 (Casing Con'c+ Steel)	$wd1=1.728 \text{ tf/m}$
		합성전 고정하중	$wd2=2.299 \text{ tf/m}$
		합성후 고정하중	$wd3=0.236 \text{ tf/m}$
단 면 치 수	지 간		$L = 43.1\text{m}$
	합성거더의 높이		$H = 1.3\text{m}$
	슬라브 유효폭		$B_{slab} = 2.19\text{m}$
	슬라브 두께		$T_{slab} = 0.25\text{m}$
	헌치 폭		$B_{haunch} = 0.35\text{m}$
	헌치 높이		$H_{haunch} = 0.2\text{m}$

4.2.2 영향계수분석

(1) 국내기상조건

건조수축과 크리프 특성은 외기조건인 기온과 상대습도의 영향을 받으므로 기상청의 1년간 기온과 상대습도 관측결과를 기초로 하여 본 연구에서 사용하고자 하는 기상조건 데이터를 표 4.2과 같이 서울, 부산, 대구, 광주, 대전 등의기온과

상대습도를 3개월로 나누어 평균값을 구하였다. 그 결과 서울을 기준으로 봄철인 3~6월에는 기온 15℃, 상대습도 63%, 여름철 6~9월은 기온 24℃, 상대습도 76%, 늦가을 10~12월은 기온 7℃, 상대습도 65% 정도를 나타내었다. 그외 지방의 계절별 기온과 상대습도의 크기는 10~12월의 습도만 5%정도 높을 뿐 기온은 비슷한 분포를 보이고 있다.

이러한 자료를 기초로 본 연구에서는 평균기온 20℃, 상대습도 70%를 사용하도록 하였다.

표 4.2 주요도시의 기온과 상대습도 (기온 : ℃, 상대습도 : %)

월	서울		부산		대구		광주		대전	
	기온	습도								
3 ~ 5	11.6	61.6	13.0	54.6	13.2	57.9	12.4	68.5	11.8	66.2
4 ~ 6	17.1	60.5	17.1	59.1	18.3	57.3	17.6	66.8	17.3	63.8
5 ~ 7	21.4	61.5	20.7	64.4	22.3	58.2	21.8	66.6	21.6	63.7
6 ~ 8	24.1	64.8	23.5	71.2	24.8	61.5	24.5	69.6	24.3	66.9
7 ~ 9	23.7	71.6	24.0	77.9	24.4	67.3	24.3	74.7	23.7	73.0
8 ~ 10	20.2	76.1	21.7	81.6	20.9	72.0	21.0	78.2	19.9	77.7
9 ~ 11	14.0	76.1	16.9	80.0	15.1	73.4	15.2	78.5	13.6	79.2
10 ~ 12	7.2	71.5	11.4	73.4	8.8	70.8	9.0	75.3	7.1	77.0
월	인천		포항		강화		수원		울산	
	기온	습도								
3 ~ 5	10.4	67.7	12.9	61.5	10.2	66.0	10.8	67.3	12.7	64.8
4 ~ 6	15.7	71.3	17.4	66.5	15.6	70.2	16.4	67.8	17.3	69.8
5 ~ 7	20.1	76.5	21.2	72.4	20.0	76.6	21.0	74.9	21.2	75.1
6 ~ 8	23.1	79.7	23.7	77.0	22.8	80.7	23.8	78.3	23.9	78.9
7 ~ 9	23.2	78.9	23.8	77.2	22.6	80.6	23.4	79.1	24.0	79.1
8 ~ 10	20.0	74.3	20.9	73.4	19.0	76.7	19.6	76.9	20.9	75.6
9 ~ 11	14.1	69.6	15.8	67.3	12.8	72.8	13.2	74.4	15.6	70.4
10 ~ 12	7.4	66.5	10.0	60.1	6.0	70.5	6.4	72.2	9.8	63.6

(2) 시공단계

표 4.3에 본 연구에 적용한 대표적인 시공단계별 소요일수를 나타내었다. 본 연구에서는 이 소요일수에 기초하여 크리프 및 건조수축 계수를 산정하여 유한 요소해석을 실시하였다.

표 4.3 시공단계

	0일	7일	50일	57일	150일	∞
① 프리플렉션	P.F.타설후 양생(7일)					
② 릴리즈		하부Con'c : 릴리즈에 의한 압축응력 발생				
③ P.F 거더자중		하부Con'c : [Steel+Con'c 자중]에 인장응력 발생				
④ 하부케이싱 Con'c 크리프		케이싱Con'c : ②, ③하중 → 초기크리프 [7일~50일]				
⑤ 하부케이싱 Con'c 건조수축		케이싱Con'c : ②, ③하중 → 초기 건조수축 [7일~50일]				
⑥ Slab Con'c 타설			케이싱Con'c : 바닥판 Con'c자중에 의한 인장응력 발생			
⑦ 합성후 사하중 재하			바닥판Con'c : 포장, 난간 등 하중에 의한 압축응력 발생			
⑧ 바닥판 Con'c 크리프			바닥판 Con'c : ⑦하중 → 크리프 [7일~365일]			
⑨ Slab Con'c 건조수축			바닥판 Con'c : → 건조수축[7일~100일]			
⑩ 하부 Con'c 크리프 종료	케이싱Con'c : ②,③~⑥하중 → 크리프종료, 건조수축종료 [7일~365일]					
⑪ 하부 Con'c 크리프 종료	케이싱Con'c : ②,③~⑥하중 → 크리프종료, 건조수축종료 [7일~365일]					
⑫ 활하중 재하					157일이후→	활하중 재하

“프리빔 합성거더교 설계, 제작, 시공 요령서(일본 프리빔진흥회)” 및 국내 설계기준 등의 자료조사에 의하면 프리플렉스 합성거더의 릴리즈 시기는 5일이상이며 일반적으로 재령 7일에 릴리즈를 실시하여 하부 플렌지 콘크리트 케이싱에 프리스트레스를 도입하므로 재령 7일에 릴리즈를 실시하는 것으로 하였다. 이 이후의 거동단계인 하부 콘크리트 케이싱 시공단계에서의 크리프 및 건조수축에 의한 거동 특성은 한국의 기준서에는 구체적인 재령이나와 있지 않았으며 프리빔 합성거더교 설계, 제작, 시공요령서에는 50일정도에 바닥판을 타설한다고 하였으며 이 때 초기 크리프 및 건조수축 변형에 의한 응력을 계산하도록 하였다.

바닥판 크리프 변형의 계산을 위한 난간, 포장등에 의한 2차사하중의 재하시기는 바닥판 타설후 7일로 정하였다. 이 이유는 일주일 이내에 콘크리트 강도의

70%가 발휘되고 항복응력에 가까운 하중이 재하되는 릴리즈 하중이 재령 7일에 재하되는 것으로 부터 재하량이 적은 2차사하중의 재하시기도 7일로 하여도 무방할 것으로 생각된다.

(3) 구조해석 상수

유한요소해석에 사용되는 상수 값을 표 4.4과 4.5에 나타내었다.

표 4.4 유한요소 해석시 사용재료의 물성치

구 분	탄성계수 (kgf/cm^2)	프아송비	자중 (t/m^2)
강 재	21,000,000	0.3	7.85
케이싱콘크리트	2,664,000	0.18	2.5
바닥판,복부 콘크리트	2,464,000	0.18	2.5

표 4.5 크리프, 건조수축 변형률 계산시 대상교량의 물성치

구 분	개념부재치수 ($h = \frac{2A_c}{u}$)	설계압축강도 (f_d)	상대습도 (RH)	온도(T)	시멘트종류에 따른상수(a)
케이싱 콘크리트	28.57 cm	400 kgf/cm^2	70 %	20 °C	0 (1종)
바닥판 콘크리트	25.93 cm	270 kgf/cm^2	70 %	20 °C	0 (1종)

(4) 크리프 및 건조수축 변형률 계수

국내 및 일본의 설계기준과 비교하기 위해 유한요소해석에 사용할 크리프 계수 및 건조수축 변형률을 계산하기 위하여 장기거동 예측식을 선정하였다.

국내의 콘크리트 설계기준 등을 비롯하여 여러나라의 국가별 기준에서 크리프와 건조수축에 대해 규정하고 있다. 국내에서는 콘크리트 크리프에 대하여 이전의 콘크리트 표준시방서 설계편에서는 ACI 기준과 유사하였으며, 철근 콘크리트

구조계산 기준에서는 이에 따른 규정이 없었다. 그러나 최근 통합된 콘크리트 구조설계기준(2000)에서는 CEB-FIP 1990 Model Code의 규정을 따르고 있다. 이것은 ACI Code에서는 콘크리트 재료실험에 의한 슬럼프 및 잔골재율, 공기량 등의 변수들을 고려하고 있으나, CEB-FIP 1990 Model Code에서는 구조물에서 설계자가 알고 있는 변수, 즉 설계기준강도 및 부재의 크기, 부재 노출면, 상대습도, 하중재하시의 재령, 재하기간, 시멘트 종류등의 복잡한 현장상황을 고려할 수 있는 변수를 사용하고 있으며 또 그 결과 많은 연구 등에서 CEB-FIP 1990 Model Code가 더 정확하다는 결과를 나타내고 있기 때문이다. 이로부터 본 연구에서는 콘크리트의 고유성질인 크리프 및 건조수축의 특성을 CEB-FIP Model Code(1990)에서 제시한 모델식을 사용한 콘크리트 설계기준으로부터 장기거동에 대한 특성을 예측하였다.

(가) 크리프 변형 예측

콘크리트의 크리프는 다음의 규정에 따라 예측할 수 있다. 시간 t' 에서 작용응력 $f_c(t)$ 에 의한 콘크리트의 순간변형 및 크리프 변형을 함께 고려한 전체 변형을 $\varepsilon_{\phi}(t, t_0)$ 는 1) 콘크리트의 압축강도 또는 설계기준 강도, 2) 부재의 크기, 3) 평균 상대습도, 4) 재하시의 재령, 5) 재하기간, 6) 시멘트 종류, 7) 양생온도, 8) 온도변화, 9) 작용응력의 크기 등에 따라 다음 식 (4.1)을 사용하여 구할 수 있다.

$$\varepsilon_{\phi}(t, t_0) = f_c(t) \left[\frac{1}{E_c(t)} + \frac{\Phi(t, t')}{E_{ci}} \right] \quad (4.1)$$

여기서 : $\varepsilon_{\phi}(t, t_0)$: 재령 t' 일에서 $f_c(t)$ 의 응력이가해졌을 때 시간 t 일에서의 탄성변형률과 크리프를 포함한 전체 변형률

$\Phi(t, t')$: 콘크리트의 크리프 계수

$f_c(t)$: 재령 t' 일에서 콘크리트의 압축응력, kgf/cm^2

E_{ci} : 재령 28일에서 콘크리트의 초기 접선 탄성계수, kgf/cm^2

$E_c(t)$: 재령 t' 일에서 콘크리트의 초기 접선탄성계수, kgf/cm^2

그림 4.2에 크리프 변형률 계산 순서도를 도식화하였다.

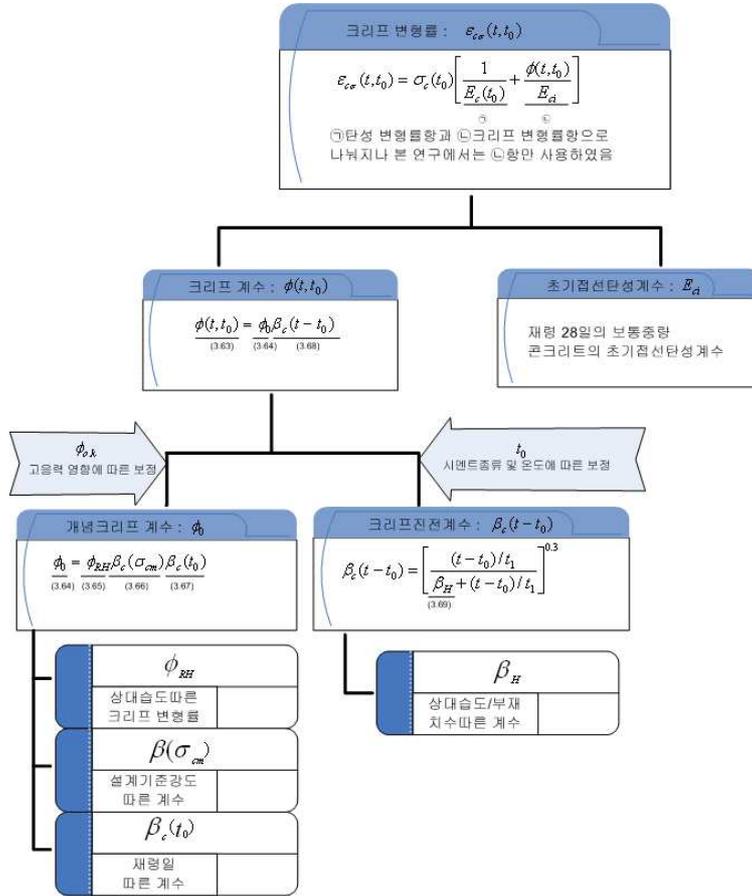


그림 4.2 콘크리트 설계기준 크리프 변형률 계산 알고리즘

(나) 건조수축 변형 예측

콘크리트의 건조수축 변형률은 대기의 평균상대 습도, 부재의 크기 등을 고려하여 다음 식(4.2)에 따라 구할 수 있다.

$$\varepsilon_{sH}(t, t_s) = \varepsilon_{sH} \beta_s(t - t_s) \tag{4.2}$$

여기서 : ε_{sH} : 개념적 건조수축 변형률

$\beta_s(t - t_s)$: 시간에 따른 건조수축 변형의 증가 계수

그림 4.3에 크리프 변형률 계산 순서도를 도식화하였다.

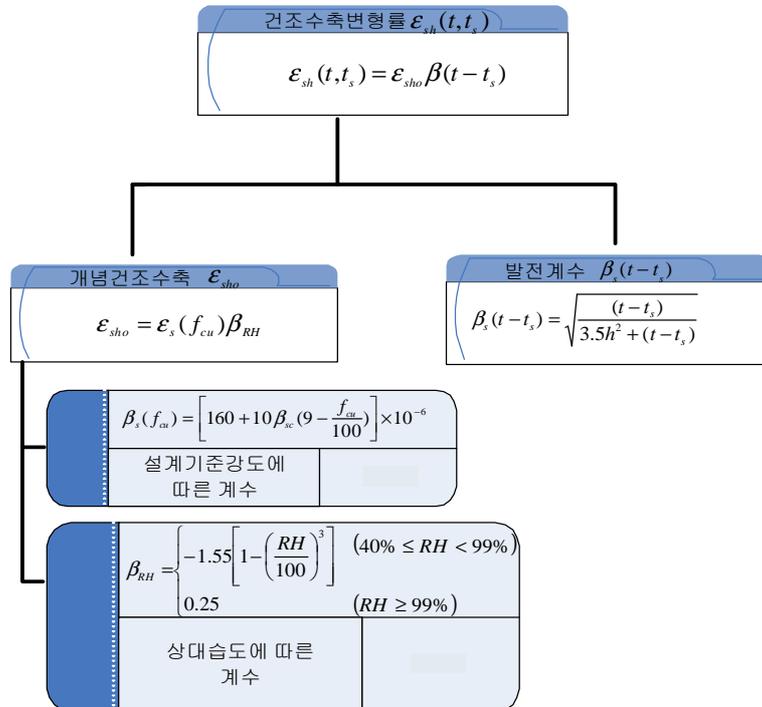


그림 4.3 콘크리트 설계기준 건조수축 변형률 계산 알고리즘

(다) 콘크리트 설계기준 계산

콘크리트 설계기준은 콘크리트의 설계기준 강도, 부재의 크기, 상대습도, 재하시의 재령, 재하기간, 시멘트 종류, 양생온도, 작용응력의 크기 등에 따라 영향을 받으며 탄성계수(E_c) 28일 활선탄성계수를 사용하는 것을 알 수 있었다.

그림 4.4 ~ 4.5의 그래프는 3장의 교량 단면치수 및 물성치를 콘크리트 설계기준에 맞게 입력하여 크리프 계수 및 건조수축변형률을 나타내었다. 그래프에서 보는 것과 같이 $t = \infty$ 일 때 하부케이싱 콘크리트 및 바닥판 콘크리트의 크리프 계수는 $\phi = 2.3$ 및 2.7 로 산정되었으며, 하부케이싱 콘크리트 및 바닥판 콘크리트의 건조수축 변형률은 381μ 와 446μ 로 산정되었다. 다음 장에서 이 값들을 이용하여 수행하는 유한요소해석에 필요한 크리프 및 건조수축 변형률을 구하여 해석을 실시하였다.

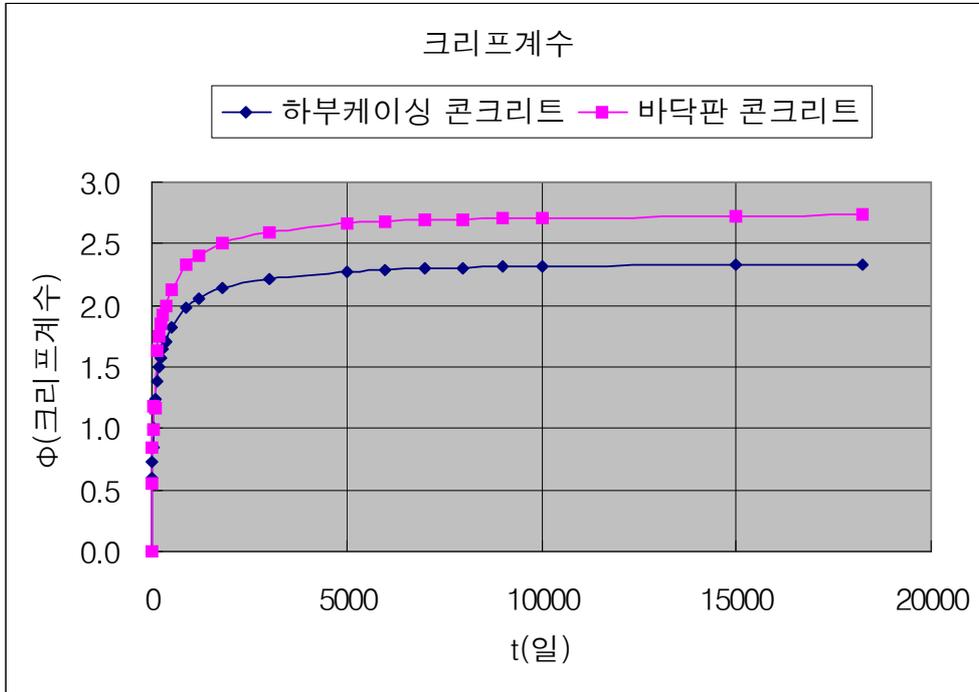


그림 4.4 콘크리트 크리프 계수

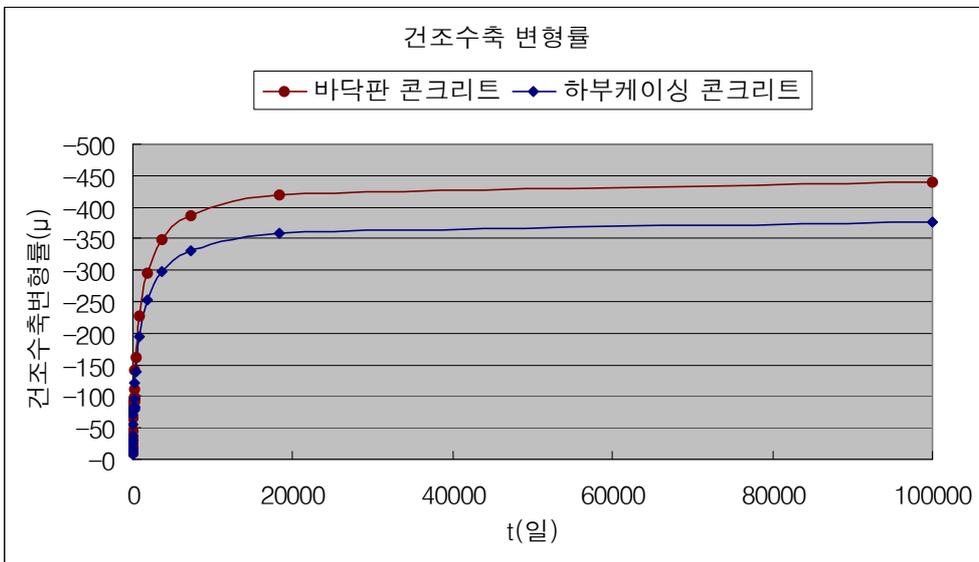


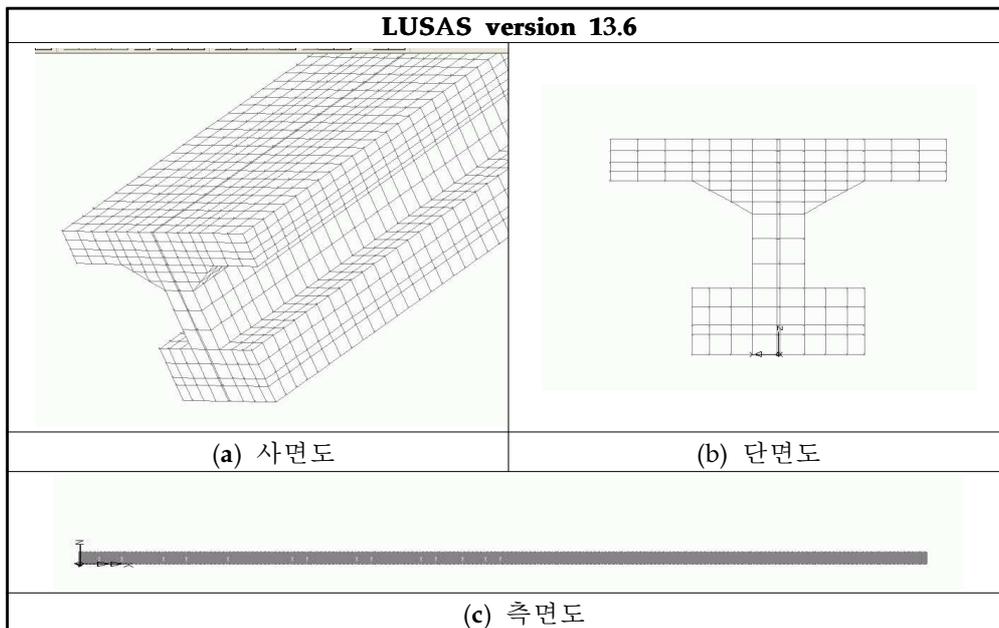
그림 4.5 콘크리트 건조수축 변형률

4.2.3 해석 모델링

프리플렉스 합성거더의 프리플렉션 후 릴리즈에 의한 하부 케이싱 콘크리트에 프리스트레싱이 작용하게 되므로 크리프 및 건조수축에 의한 프리스트레싱 손실이 발생하여 콘크리트에 균열 발생 위험성이 높아지게 된다. 이러한 크리프와 건조수축에 의한 프리플렉스 합성거더의 장기거동을 조사하기 위하여 유한요소 프로그램인 **Lusas v13.5**를 사용하여 유한요소 해석을 실시하였다.

그림 4.1의 대상 교량인 지간 43.9m인 단순지지 교량을 표 4.6과 같이 강재, 하부케이싱 콘크리트, 복부 콘크리트 및 바닥판 콘크리트는 8절점 요소인 HX8M 요소, 현치부는 6절점 삼각 요소인 PN6요소를 사용하였다. 각 모델 구조요소별 모델은 강재는 HX8M요소 9384개, 하부케이싱 콘크리트는 HX8M요소 11016개, 바닥판 콘크리트는 HX8M요소 26112개, PN6요소 2448개, 복부 콘크리트 HX8M요소 2448개를 사용하여 Mesh를 구성하였다.

표 4.6 해석단면 및 해석요소



4.2.4 해석 방법

동일 외부 조건에서 프리플렉스 부재의 단계별 작용응력 및 균열발생여부 등

을 판단하기 위하여 86년 프리플렉스 시방기준에 기초하여 각 시공단계별 선형 해석을 실시하였다. 표 4.4~5의 각 재료의 물성을 입력을 기준으로 유한요소해석을 수행하였다. 그리고, 온도 및 상대습도의 기준은 이 장의 4.2.2 영향계수분석에서 기술한 국내의 평균기온과 평균 상대습도보다 조금 높은 기온 20℃, 상대습도 70%를 해석기준으로 하여, 콘크리트 설계기준의 건조수축과 크리프의 변화영향을 조사할 수 있도록 하였다.

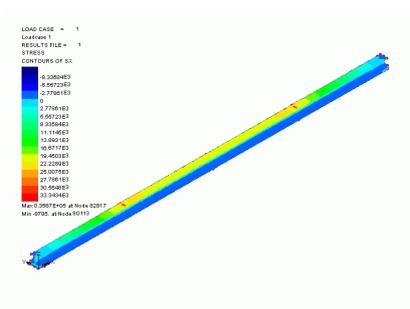
크리프 및 건조수축의 해석에 대한 방법은 다음 순서에 의해서 수행되었다.

(1) 크리프 해석

프리플렉스 합성거더의 시공단계에서 크리프 변형에 의한 응력값의 계산은 3가지 단계에서 실시하였다. 첫번째는 프리플렉스 합성거더의 릴리즈 후의 크리프 변형에 의한 손실이 크게 일어나므로 릴리즈에 의한 초기 크리프 변형에 의한 응력값을 계산하였다. 2번째는 바닥판 콘크리트 타설 후 포장 및 난간등의 2차하중에 의한 크리프 응력을 계산하였으며, 3번째에 프리플렉스 합성거더의 시공이 종료된 뒤 하부 케이싱 콘크리트의 크리프 종료에 대한 응력을 계산하였다.

본 연구에서 적용한 크리프에 대한 해석방법은 다음과 같다.

Step 1. 각 시공단계별 강성 및 하중을 계산하고, 이것을 각 요소에 부여하여 유한요소해석을 실시하여 그림 4.6에 나타낸 것과 같은 응력을 산출



(a) 응력값 Contour

DIRECT AND SHEAR STRESSES AND STRA							
ELT NO.	ELT TYPE	NODE OR GAUSS POINT NO	COMPONENT TYPE	COMPONENT X-DIRECTION	COMPONENT V-DIRECTION	COMPONENT Z-DIRECTION	XY-
				TF /SQ.H	TF /SQ.H	TF /SQ.H	
RELATIVE TO SYSTEM AXES							
10001	HXBH	32001	STRS	166.47	120.02	-12.336	!
		22001	STRS	-152.39	-99.275	27.816	-!
		22501	STRS	51.223	42.195	-31.138	-!
		32501	STRS	-25.599	-18.809	20.475	!
		32002	STRS	-27.591	-50.783	21.177	!
		22002	STRS	42.819	91.639	-21.922	-!
		22502	STRS	-102.38	-31.209	61.7288	-!
		32502	STRS	126.24	69.423	-46.233	!
				ELEMENT VOLUME = 0.6625E-03			
RELATIVE TO SYSTEM AXES							
10002	HXBH	32002	STRS	333.25	167.54	9.0268	!
		22002	STRS	-242.73	-83.649	25.726	-!
		22502	STRS	36.181	108.90	-9.1077	-!
		32502	STRS	109.21	-29.406	20.425	!
		32003	STRS	63.626	-125.87	-7.5713	!
		22003	STRS	24.079	116.00	-25.111	-!

(b) 응력값 Text

그림 4.6 릴리즈 및 자중에 의한 유한요소해석 결과 값

Step 2. 크리프 변형률의 경우 : **Step 1**에서 구한 응력값을 그림 4.7의 크리프 변형률 계산 프로그램을 이용하여 각 절점별 크리프 변형률 값을 계산



그림 4.7 크리프 변형률 계산

- Step 3.** Lusas 프로그램 input파일인 *.dat 파일에 크리프 변형률 값을 하중항(초기 변형률)으로 입력
- Step 4.** Step 3에서 계산되어진 크리프 변형률 및 건조수축 변형률 값을 하중항으로 입력한 입력파일(*.dat)을 유한요소해석 실시하여 크리프 및 건조수축에 의해서 발생하는 응력값 계산
- Step 5.** 추가 크리프 응력계산 : 시간이력에 따른 각 단계별 응력의 증가량을 고려하기 위하여 Step 1 ~ Step 4의 과정에서 계산되어진 응력으로부터 추가 크리프 변형을 계산한다. 이때 AAEM Method를 적용($x=0.8$ 적용)하여 추가 변형량이 과대평가되지 않도록 한다.
- Step 6.** 구속력에 의한 크리프 계산 : 합성거더교의 특성을 고려하여 Step 1 ~ Step 5에서 계산되어진 응력으로부터 크리프 변형률을 산정하고 그 값으로 발생하는 응력을 계산한다.
- Step 7.** Step 5까지의 응력과 Step 6의 응력값을 상쇄되는 방향으로 중첩하여 크리프에 의해 발생하는 최종응력을 계산한다.

(2) 건조수축 해석

앞의 건조수축 메커니즘에서 기술한 것과 같이 합성거더의 경우는 건조수축

변형에 의한 발생 응력뿐만 아니라 건조수축 변형 발생시 상호구속에 의한 응력 으로부터 크리프 변형이 발생하므로 건조크리프(drying creep)에 대한 발생응력 도 추가적으로 고려하여야 한다.

본 연구에서 적용한 건조수축 변형에 의한 해석방법은 다음과 같다.

Step 1. 2장 건조수축 메커니즘의 식 (4.3) 건조수축 변형률 산정

Step 2. Step 1에서 건조수축 변형률을 산정하였으며 대상 프리플렉스 합성거더 의 물성치를 입력하여 산출된 건조수축 변형률에 해당하는 재령일을 역 계산하여 초기 재령일 및 체크하고자하는 재령일을 산정

Step 3. 크리프에 의한 응력계산과정 Step 3 ~ Step 7까지의 과정과 동일하게 수 행한다.

위의 유한요소해석 단계로부터 각 시공단계에 대한 응력을 계산하는 경우, 각 단계별 시간 및 단면 치수등에 의한 요소가 상이하기 때문에 각 단계별 해석을 수행하였다.

4.3 해석 결과 및 분석

유한요소해석 결과의 측점점은 프리플렉스 하중에 의한 영향으로 프리플렉스 하중 도입부인 양쪽 지간 1/4지점이 응력이 가장 크게 발생되나 해석결과 지간 중앙부와 거의 차이가 없이 나타나므로 대상구간을 프리플렉스 합성거더의 지간 중앙으로 결정하였다.

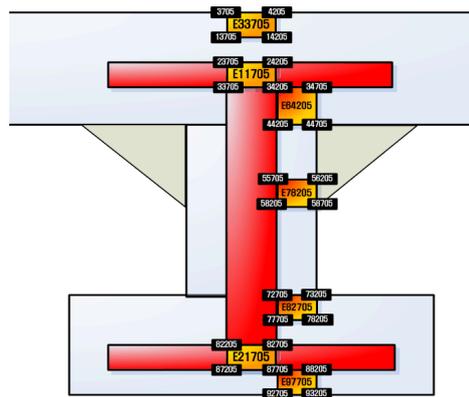


그림 4.8 대상 요소 및 절점 번호(지간 중앙 단면)

그림 4.8에 나타낸 것은 지간 중앙부의 요소번호와 절점번호를 나타낸 것이다. 응력 측정 위치로는 바닥판 상부(fcu slab': 절점번호 4205), 바닥판 하부(fclslab': 절점번호 44205), 현치하부(fclhunch': 절점번호 58205), 강제상부(fsu : 24205), 강제 하부(fsl : 87705), 하부 케이싱 콘크리트 상부(fcu : 절점번호 72705), 하부 케이싱 콘크리트 하부(fcl : 절점번호 92705)를 대상으로 하였다.

그림 4.1의 대상요소를 기준으로 국내 86프리플렉스 시방기준 및 일본 설계기준에서 제시하고 있는 12개 응력계산 단계에 대해서 유한요소 해석을 실시하였다. 국내 86프리플렉스 시방기준 및 일본 설계기준을 비교해본 결과 크리프 및 건조수축에 해당하는 단계를 제외한 정적해석 단계에서는 응력이 동일한 것을 확인할 수 있었으며, 유한요소해석을 실시한 결과도 같은 값을 가지는 것을 확인하였다. 그러나, 크리프 및 건조수축에 해당하는 단계에서는 3가지(일본/한국설계기준, 유한요소해석)의 응력해석값이 상이하게 나오는 것을 확인할 수 있었다. 그러므로 여기서는 하부 케이싱 콘크리트의 초기 크리프/건조수축 단계, 바닥판 크리프/건조수축 단계, 하부 케이싱 콘크리트의 크리프/건조수축 종료단계의 6개의 단계에 대해서 기술하고자 한다.

(1) 하부케이싱 콘크리트 크리프 단계 해석

첫번째로 초기 크리프 단계는 4.2.2의 시공단계에 기술되어있는 것과 같이 릴리즈 단계 초기재령 7일에 대해서 매개변수 해석을 실시하였으며 표 4.7에 해석 결과를 나타내었다.

표 4.7 하부케이싱 콘크리트 크리프 해석 (단위 kgf/cm^2)

LOAD	STEEL		CASING CON'C	
	fsu	fsl	fcu	fcl
7-14일 ($\phi=0.59$)	25.51	-218.66	-10.59	69.50
7-20일 ($\phi=0.84$)	21.30	-222.18	-2.02	62.99
7-50일 ($\phi=1.00$)	18.17	-274.15	12.31	64.19
7-100일 ($\phi=1.24$)	14.55	-298.86	22.83	60.96
7-365일 ($\phi=1.71$)	-6.78	-276.82	57.70	21.49
86프리스방 ($\phi=0.5$)	0.50	-120.10	2.10	36.60
일본설계기준 ($\phi=0.5$)	22.79	-213.10	-1.29	60.40

그림 4.9~4.10에 나타난 것과 같이 각 관심재령별 응력값은 국내 기준에 의한 값보다는 일본 설계기준의 값과 근사한 것을 확인 할 수 있었으며 국내 설계기준보다는 일본 설계기준이 프리플렉스 합성거더의 거동을 잘 나타내는 것으로 판단되며, 일본 설계기준의 7-20일인 경우와 유사한 것을 알 수 있었다. 그러나 본 연구에서 결정한 7-50일의 경우는 결과값이 설계기준에 의한 값보다 큰 것을 볼 수 있었다.

바닥판 타설시의 초기 크리프 응력을 관심재령일로 산정한 경우는 설계기준(크리프 계수 : $\phi=0.5$)으로 계산한 경우 과소평가되는 경향을 볼 수 있었다. 그러므로 설계기준에서 제시하고 있는 크리프 계수($\phi=0.5$) 보다 더 큰 값을 제안하는 것이 합리적일 것으로 판단된다.

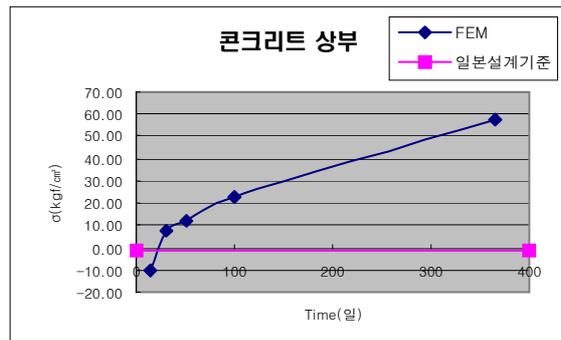


그림 4.9 하부 케이싱 콘크리트 상부의 크리프에 의한 응력

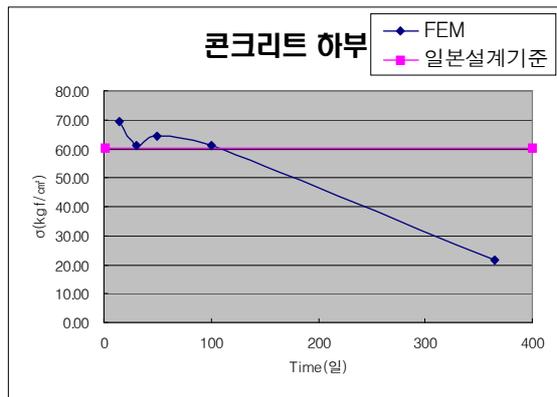


그림 4.10 하부 케이싱 콘크리트 하부의 크리프에 의한 응력

(2) 하부케이싱 콘크리트 초기 건조수축 단계 해석

순수한 건조수축의 경우는 응력의 영향을 받지 않으므로 릴리즈에 의한 프리스트레싱 도입여부를 고려하지 않아도 되나 합성거더의 경우는 강재와 콘크리트의 상호 구속에 의한 구속력 발생으로 인하여 릴리즈의 시공일이 고려되어야 한다. 그러므로 표 4.8에 나타낸 것과 같이 하부케이싱 콘크리트의 초기 건조수축 단계에서는 하부케이싱 콘크리트 타설 후 7일에 릴리즈 과정을 실시하므로 초기 재령 7일인 경우에 대해서만 해석을 실시하였다.

표 4.8 하부케이싱 콘크리트 건조수축 해석 (단위 kgf/cm^2)

LOAD	STEEL		CASING CON'C	
	fsu	fsl	fcu	fcl
7-14일 (95μ)	0.01	-91.04	15.02	12.33
7-30일 (135μ)	0.49	-119.94	18.66	16.91
7-50일 (162μ)	1.05	-134.48	19.72	19.67
7-100일 (200μ)	2.27	-147.31	18.91	23.13
7-365일 (275μ)	6.51	-140.79	7.66	28.21
86프리시방 (7.5 μ)	0.00	-5.70	1.00	0.80
일본설계기준 (200μ)	1.37	-96.37	14.95	13.36

우선 국내 기준과 일본 기준을 비교할 때 국내 기준의 경우는 콘크리트 타설 직후 건조수축 변형률을 계산하였으나 일본 기준의 경우 건조수축은 조기에 완료되는 것으로 고려하여 초기 건조수축 단계에서 건조수축이 종료하는 것으로 계산을 수행한다. 따라서, 국내 86시방기준의 경우는 초기 건조수축 변형률을 7.5 μ 로 사용하며, 일본 기준의 경우는 200 μ 를 사용하므로, 두 기준의 건조수축 변형률에 대한 입력상수의 차이가 큰 것을 볼 수 있다. 이러한 것을 고려하여 본 연구에서는 릴리즈에 의한 초기 재령 7일은 고정하고 관심재령을 변화시켜서 매개변수 해석을 실시하였다.

각 관심재령 별 응력값은 국내 기준에 의한 값보다는 일본 설계기준의 값과 근사한 것을 확인 할 수 있었으며 국내 설계기준보다는 일본 설계기준이 프리플렉스 합성거더의 거동을 잘 나타내는 것으로 판단되며, 일본 설계기준의 7-14일인 경우와 유사한 것을 알 수 있었다. 그러나 본 연구에서 결정한 7-50일의 경우

는 결과값이 설계기준에 의한 값보다 큰 것을 볼 수 있었다.

그림 4.11 ~ 12에 나타낸 것과 같이 설계기준에 건조수축 변형률을 200 μ 로 입력하여 계산하였을 때는 7-50일인 경우 하부콘크리트 케이싱의 응력값이 더 큰 것을 볼 수 있다. 그러므로 바닥판 타설시의 초기 건조수축 응력을 관심재령일로 산정한 경우는 설계기준(건조수축 변형률 : 200 μ)으로 계산한 경우 과소평가되는 경향을 볼 수 있었다. 그러므로 설계기준에서 제시하고 있는 크리프 계수(200 μ)보다 더 큰 값을 제안하는 것이 합리적일 것으로 판단된다. 이 결과는 최근 콘크리트 설계기준에서 건조수축 종료시 변형률을 270 μ 로 개정하는 등의 최근 타 연구결과를 적절히 반영하는 것으로 보여진다. 한편 국내 초기 건조수축 변형률 계산과정에서 제시한 값은 초기 재령일 7일로 기준을 설정하였을 때 계산하려는 재령일수(t)가 7.025일인 경우에 7.5 μ 가 계산되어 초기 건조수축 변형률에 적용하는데 부적합할 것으로 판단된다.

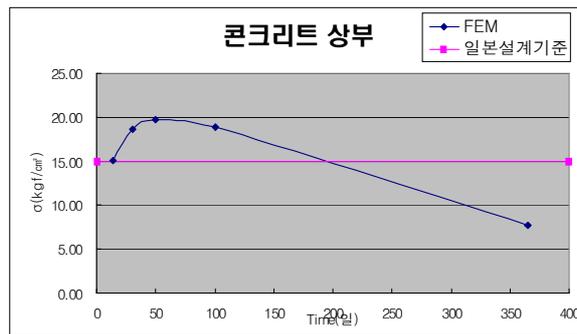


그림 4.11 하부 케이싱 콘크리트 상부의 건조수축에 의한 응력

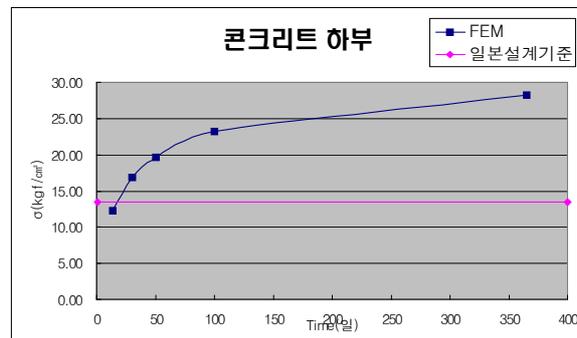


그림 4.12 하부 케이싱 콘크리트 하부의 건조수축에 의한 응력

(3) 바닥판 콘크리트 크리프 단계 매개변수 해석

바닥판 콘크리트 크리프 단계는 4.2.2의 시공단계에 기술되어있는 것과 같이 바닥판 타설후 일주일 뒤인 초기재령 7일에 대해서 매개변수 해석을 실시하였다.

표 4.9 바닥판 콘크리트 크리프 매개변수 해석 해석 (단위 kgf/cm^2)

LOAD	STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
	fsu	fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
7-38일 ($\phi=1.12$)	-25.00	1.92	-0.50	0.57	1.90	1.35
7-50일 ($\phi=1.21$)	-31.41	2.46	-0.54	0.84	2.36	1.69
7-100일 ($\phi=1.49$)	-40.12	3.07	-0.67	1.01	3.84	2.26
7-365일 ($\phi=2.04$)	-43.28	3.69	-1.05	1.10	4.46	2.77
86프리시방($\phi=2.0$)	-21.50	1.60	-0.60	2.43	2.70	1.30
일본설계기준($\phi=2.0$)	-36.58	5.54	-1.01	1.15	4.45	2.16

각 재령일별 응력값을 표 4.9에 나타내었다. 국내 86시방기준과 일본설계기준의 경우 바닥판 크리프 단계의 크리프 계수를 2.0으로 사용하고 있으나, 국내 86시방기준과 일본 설계기준에 의해서 계산된 응력이 상이한 이유는 국내의 경우 전체 합성단면에 대해서 응력을 계산하고 일본의 경우는 강재와 콘크리트 각각의 단면에 대해서 응력을 계산하기 때문으로 보여진다.

해석에서는 위의 4가지 경우에 대해서 예상 시공단계에 따른 재령일을 결정하고 각각의 경우에 대해서 크리프계수 값을 산정하고, 또 국내 86 시방기준과 일본기준과 비교하기 위해서 크리프 계수 2.0에 맞도록 예상 재령일을 결정하여 유한요소해석을 실시하였다. 그림 4.13 ~ 16에 초기재령 7일을 기준으로 재령일수 변화에 따른 바닥판 크리프에 의한 각 부분의 응력변화를 나타내었다. 상부 바닥판 크리프에 의한 변형의 영향에 의해 각 부분의 평형유지를 위해 인장응력을 나타내는 상부콘크리트 응력 및 압축응력을 나타내는 상부강재의 응력변화가 크게 나타나는 것을 알 수 있다.

위의 결과 값으로부터 CEB-FIP Model Code를 사용하고 있는 국내 콘크리트 설계기준의 예측식에 의해 크리프 계수(ϕ)가 2.0에 가깝게 나타난 7-365일(초기재령 7일, 응력검토시의 재령 365일)일 때의 하부 케이싱 콘크리트의 응력값과 동일한 크리프 계수 2.0을 일본 설계기준과 더 유사하게 나오는 것으로부터 일본

설계기준에 의한 계산방식이 바닥판 콘크리트의 크리프에 의한 응력을 더 합리적으로 계산할 수 있을 것으로 판단된다.

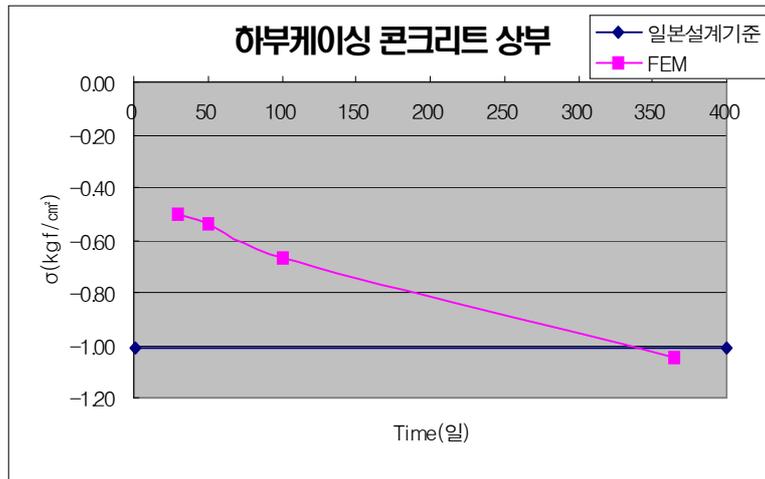


그림 4.13 바닥판 크리프에 의한 하부케이싱 콘크리트의 상부의 응력

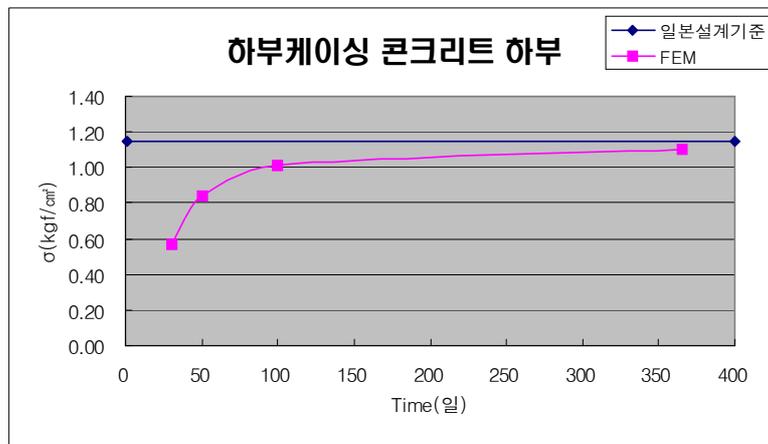


그림 4.14 바닥판 크리프에 의한 하부케이싱 콘크리트 하부의 응력

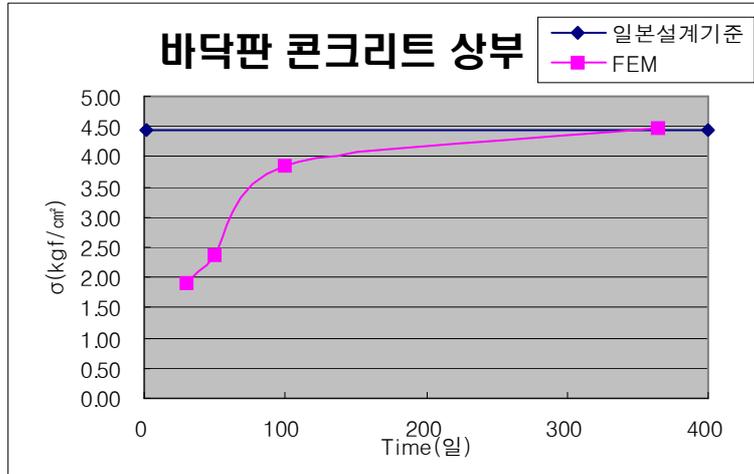


그림 4.15 바닥판 크리프에 의한 바닥판 콘크리트 상부의 응력

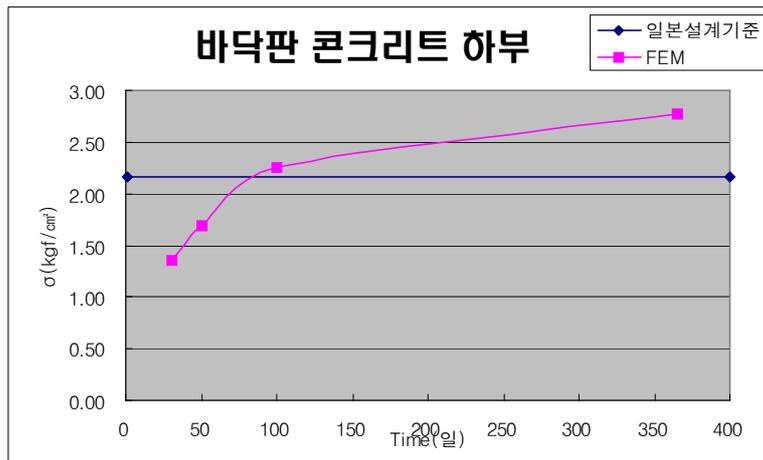


그림 4.16 바닥판 크리프에 의한 바닥판 콘크리트 하부의 응력

(4) 바닥판 콘크리트 건조수축 단계 매개변수 연구

표 4.10에 나타나 있는 것과 같이 초기재령 7일인 경우 4가지 재령일에 대하여 유한요소해석을 실시하였다.

표 4.10 바닥판 콘크리트 건조수축 매개변수 해석

(단위 kgf/cm^2)

LOAD	STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
	fsu	fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
7-14일 (113 μ)	-134.52	9.03	-3.50	3.10	-3.50	3.10
7-50일 (193 μ)	-230.60	16.05	-5.95	5.39	-5.95	5.39
7-100일 (240 μ)	-155.11	16.76	-3.46	4.44	19.34	2.54
7-365일 (326 μ)	-306.63	26.03	-7.49	7.81	29.56	17.53
86프리시방 (180 μ)	-124.40	9.30	-3.60	3.30	9.20	10.50
일본설계기준 (200 μ)	-139.20	10.51	-1.26	1.17	10.22	11.63

국내 86시방기준에서는 건조수축 변형률을 180 μ , 일본 설계기준에서는 200 μ 를 채택하여 사용하고 있다. 본 연구에 사용하고자한 대상교량의 단면제원을 입력상으로 콘크리트 설계기준에서 제시한 최종 건조수축 변형률에 대한 예측값은 446 μ 이다. 그러나 앞에서 기술한 것과 같이 합성거더교에서는 구속력에 의해서 발생하는 구속응력에 의한 영향도 고려되어야 한다. 아래 그림 4.17~4.20에 보는 바와 같이 초기재령이 7일일 경우는 100일 때까지는 하부 케이싱 콘크리트의 응력값이 증가하나, 그 이후로는 건조수축 변형률에 의한 응력의 증가량이 구속력의 크립 변형에 의한 응력 증가량보다 작아지게 되어 전체응력은 감소하게 된다. 재령 100일에서의 건조수축 변형률은 약 240 μ 정도로서 건조수축 변형률에 대한 최근 연구결과에서 최종 건조수축 변형률이 현재 설계기준인 180 μ 보다 더 큰 값을 갖는다는 연구와 비교하여 볼때 국내 및 일본 설계기준에서 제시하고 있는 180 μ 및 200 μ 보다 큰 건조수축 변형률을 적용하여야 할 것이다.

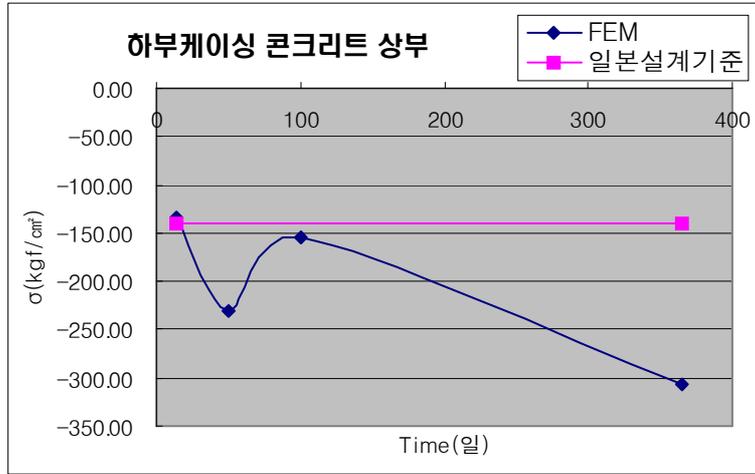


그림 4.17 바닥판 건조수축에 의한 하부케이싱 콘크리트의 상부의 응력

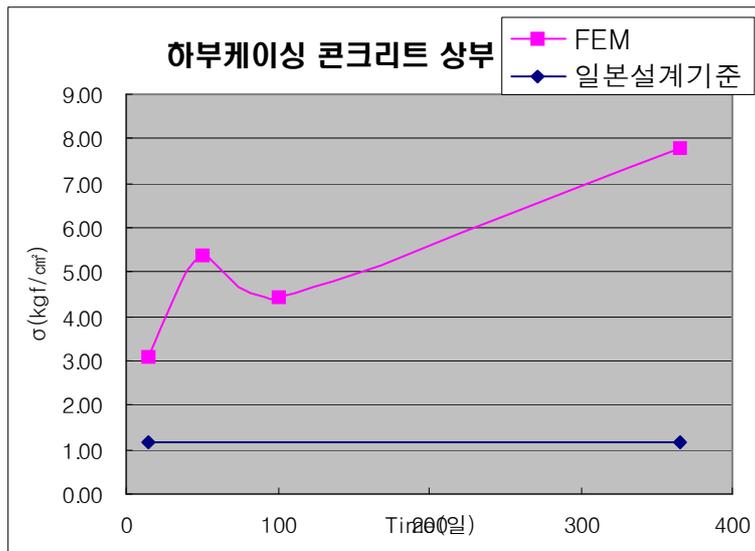


그림 4.18 바닥판 건조수축에 의한 하부케이싱 콘크리트의 상부의 응력

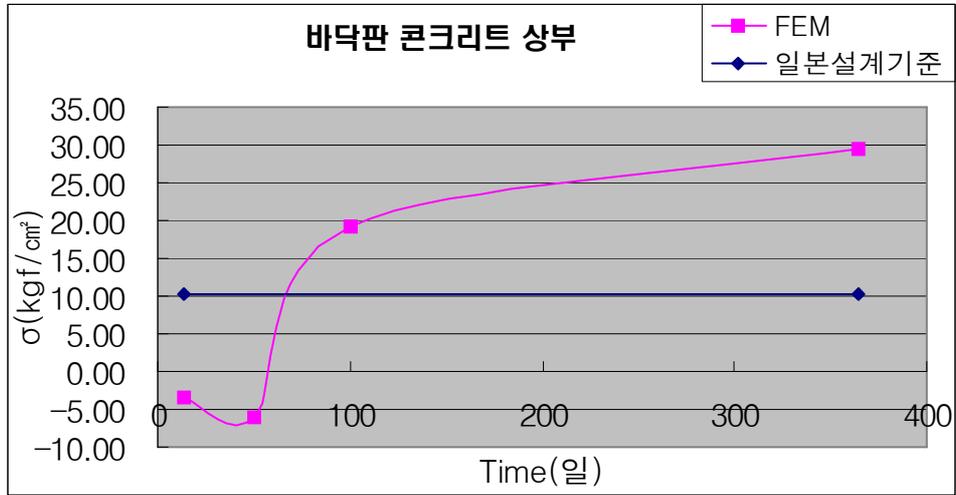


그림 4.19 바닥판 건조수축에 의한 바닥판 콘크리트의 상부응력

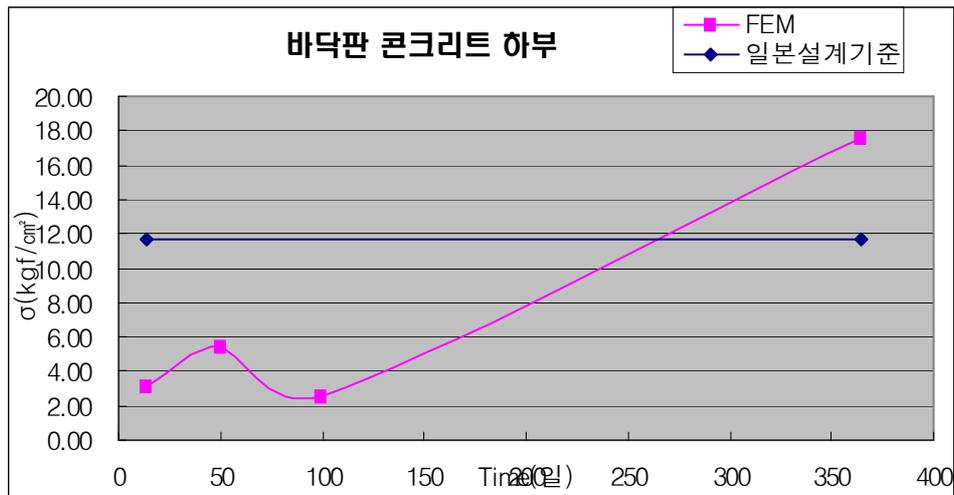


그림 4.20 바닥판 건조수축에 의한 바닥판 콘크리트의 하부응력

(5) 하부케이싱 콘크리트 크리프 종료단계 매개변수 연구

앞에서 기술한 것과 같이 하부케이싱 콘크리트의 초기재령은 릴리즈 시기와 동일하므로 7일인 경우의 9가지 재령일에 대한 유한요소해석을 실시하였다.

표 4.11 크리프 종료단계 적용하중

설계기준	적용하중
86프리시방	① 릴리즈 하중, ② 프리플렉스 거더 자중, ③ 바닥판 콘크리트 자중
일본 설계기준	①, ②, ③(86프리시방과 동일) ④ 릴리즈단계의 크리프 / 건조수축 변형률 하중 ⑤ P.F.거더 자중재하 단계의 크리프/건조수축 변형률 하중 ⑥ 바닥판 콘크리트 자중재하 단계의 크리프/건조수축 변형률 하중

표 4.12 하부케이싱 콘크리트 크리프 종료단계 매개변수 해석 (단위 kgf/cm^2)

LOAD		STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
		fsu	Fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
크리프 종료단계	7-30일($\Phi=0.845$)	1.25	53.08	15.98	0.26	0.63	0.75
	7-50일($\Phi=1.011$)	1.50	63.51	19.12	0.32	0.76	0.90
	7-80일($\Phi=1.170$)	1.73	73.50	22.12	0.37	0.88	1.04
	7-100일($\Phi=1.250$)	1.84	77.89	23.45	0.39	0.93	1.10
	7-120일($\Phi=1.314$)	1.95	82.54	24.85	0.41	0.99	1.17
	7-150일($\Phi=1.359$)	2.01	85.37	25.70	0.43	1.02	1.21
	7-200일($\Phi=1.500$)	2.22	94.23	28.37	0.47	1.13	1.34
	7-365일($\Phi=1.710$)	2.53	107.42	32.34	0.54	1.29	1.52
	7-1000일($\Phi=2.010$)	2.97	125.8	37.87	0.63	1.51	1.78
	86프리시방 (180 μ)	1.3	147.7	3.3	43.6	2.5	1.7
일본설계기준 (200 μ)	0.18	0.62	1	0.67	0.01	0.03	

하부 케이싱 콘크리트 크리프 종료단계에 대한 매개변수 해석은 86프리시방과 일본설계기준에 적용되는 하중이 상이하어 두가지 방법에 대한 해석을 실시하였다. 86프리시방 및 일본 설계기준의 하부케이싱 콘크리트 크리프 종료단계 계산 시 사용되는 식을 분석하면 표 4.11에 나타난 것과 같은 하중이 적용되는 것을 알 수 있다. 두 가지 식에 적용되는 식을 비교하였을 때 일본 설계기준이 86프리시방보다 더 상세히 하중을 적용하는 것을 볼 수 있다. 그래서 일본 설계기준에 사용되는 하중을 유한요소해석을 실시하여 응력을 계산하였고 각각의 응력을 중

첩한 뒤 콘크리트 설계기준에 의해 크리프 변형률을 산정하였다. 변형률 하중에 의한 유한요소해석 결과로부터 그림 4.21~22에 나타난 하부케이싱 콘크리트 하부응력은 크리프 계수 $\phi=2.0$ 일 때인 7-1000일에서 일본설계기준에 의해 계산된 식과 유사한 값을 나타내었다. 그러나 표 4.12에 나타난 것과 같이 다른 응력검토 지점에서는 값이 정확하지 않게 나타나는 것을 볼 수 있었으며, 이 이유는 유한요소해석으로 인한 응력 산정시 국부적인 응력집중 현상으로 인해 발생한 높은 응력들이 중첩되어 결과값에 영향을 미치므로써 응력값의 차이가 나타나는 것을 볼 수 있다. 그러므로 하부케이싱 콘크리트 크리프 종료단계에 대해서는 향후 국부적인 해석이 필요할 것으로 고려된다.

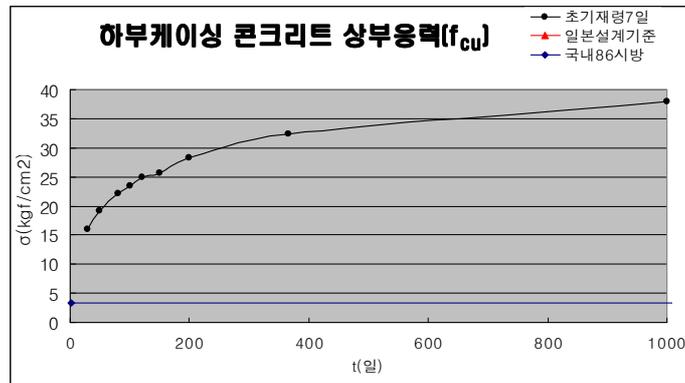


그림 4.21 크리프 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트의 상부응력

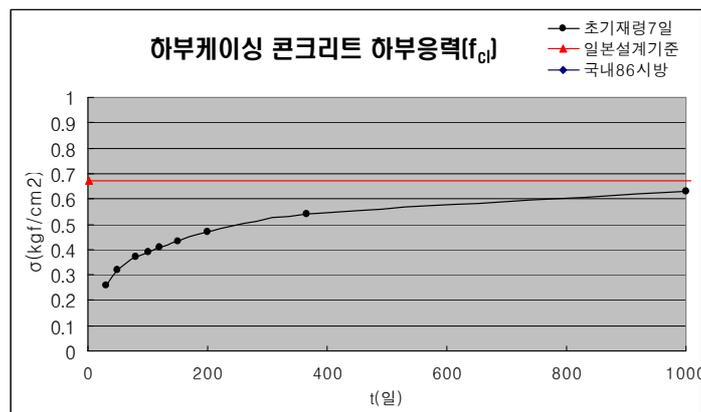


그림 4.22 크리프 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트의 하부응력

(6) 하부케이싱 콘크리트 건조수축 종료단계 매개변수 연구

표 4.13에 기술한 것과 같이 초기재령 7일인 경우 8가지 재령일에 대하여 유한 요소해석을 실시하였다.

표 4.13 하부케이싱 콘크리트 건조수축 종료단계 매개변수 해석 (단위 kgf/cm^2)

LOAD		STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
		Fsu	fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
건조 수축 종료 단계	7-14일(95.5 μ)	0.7	84.15	14.12	11.57	1.33	0.91
	7-30일(135.65 μ)	1.04	93.23	14.09	13.75	1.51	0.98
	7-50일(162.27 μ)	1.27	100.15	14.27	15.28	1.65	1.04
	7-80일(188 μ)	1.5	103.28	13.65	16.4	1.72	1.05
	7-100일(200 μ)	1.2	102.95	12.98	16.72	1.73	1.03
	7-120일(210.95 μ)	1.72	203.05	12.41	17.09	1.75	1.02
	7-150일(224 μ)	1.84	101.74	11.43	17.36	1.74	0.99
	7-365일(275 μ)	2.34	87.79	5.61	17.53	1.6	0.78
	국내 86시방기준	0.88	131.07	23.19	17.29	2.06	1.43
	일본 설계기준	-	-	-	-	-	-

건조수축 종료단계에 대해서는 일본설계기준의 경우 초기에 건조수축이 완료된다는 가정하에 일본설계 기준에 의한 응력값은 표기하지 않았다. 종료단계의 경우는 그림 4.23 ~ 4.24에 나타난 것과 같이 이 절의 (2)초기 건조수축 단계에서 매개변수 해석을 실시한 결과와 유사하게 7-50일 일 때 최대값 및 응력의 증가량이 감소하는 것을 볼 수 있다.

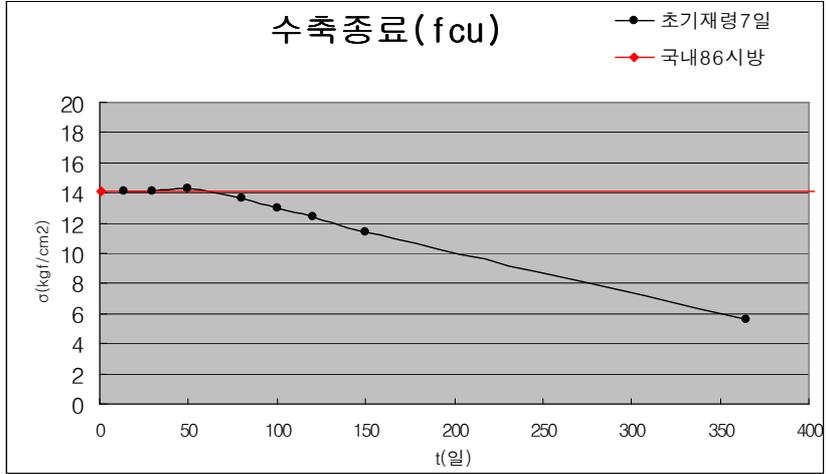


그림 4.23 건조수축 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트 상부응력

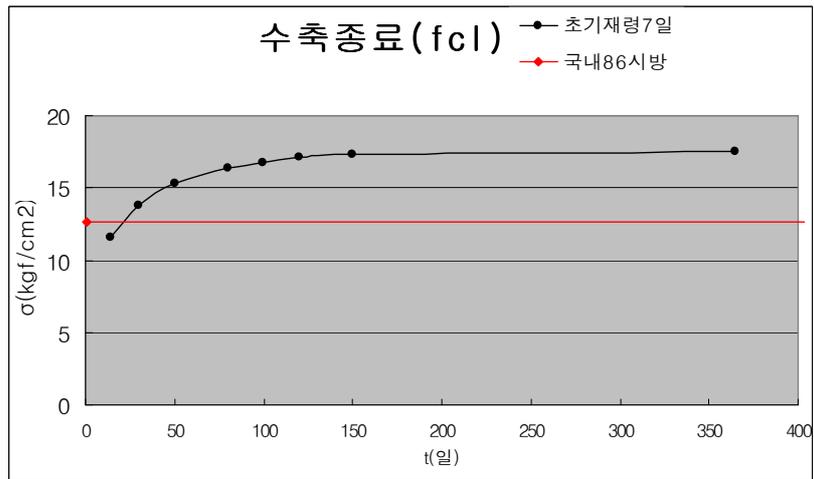


그림 4.24 건조수축 종료단계에 의한 하부케이싱 콘크리트의 하부응력

(7) 시공단계별 응력계산

표 4.14에 위의 가 ~ 마에서 매개변수해석에 의해서 계산된 응력 중 가장 합리적인 재령일에 대해 정리하여 국내 86 지방기준과 일본 설계기준을 비교하였다.

표 4.14 각 단계별 응력 계산 (단위 kgf/cm^2)

LOAD		STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
		Fsu	fsl	fcu	fcI	fcu'	fcI'
프리 플렉션	86시방	-2991.6	2948	-	-	-	-
	일본	-2991.6	2948	-	-	-	-
	FEM	-3124.8	2957.3	-	-	-	-
릴리즈	86시방	2910.6	-1762.3	-63.8	-291.3	-	-
	일본	2910.6	-1762.3	-63.8	-291.3	-	-
	FEM	3039	-1760	-54.8	-285.2	-	-
프리플렉스 자중	86시방	-857.2	519	18.8	85.8	-	-
	일본	-857.2	519	18.8	85.8	-	-
	FEM	-904.61	525.39	16.09	85.47	-	-
초기크리프 (7-50일)	86시방	0.5	-120.1	2.1	36.6	-	-
	일본	22.79	-213.10	-1.29	60.40	-	-
	FEM	18.17	-274.2	12.31	64.19	-	-
초기건조수축 (7-50일)	86시방	0	-5.7	1	0.8	-	-
	일본	0.92	-91.00	14.90	13.41	-	-
	FEM	1.05	-134.5	19.72	19.67	-	-
바닥판 타설	86시방	-1140.4	690.5	25	114.1	-	-
	일본	-1140.4	690.5	25	114.1	-	-
	FEM	-1132.4	658.09	20.11	107.16	-	-
합성후 고정 하중응력	86시방	-48.1	63.1	4.4	10.1	-7.4	-4.3
	일본	-48.1	63.1	4.4	10.1	-7.4	-4.3
	FEM	-53.09	64.88	4.08	9.66	-7.92	-4.57
바닥판콘크리트 크리프 (7-365일)	86시방	-21.5	1.6	-0.6	2.43	2.7	1.3
	일본	-36.58	5.54	-1.01	1.15	4.45	2.16
	FEM	-43.28	3.7	-1.05	1.1	4.46	2.76
바닥판콘크리트 (7-100일)	86시방	-124.4	9.3	-3.6	3.3	9.2	10.5
	일본	-139.22	10.51	-1.26	1.17	10.22	11.63
	FEM	-155.11	16.76	-3.46	4.44	19.34	2.54
하부플랜지 콘크리트 크리프 종료($\Phi=2.01$)	86시방	1.3	-147.7	3.3	43.6	2.5	-1.7
	일본	0.18	0.62	-1	0.67	0.01	0.03
	FEM	3.29	-107.6	7.29	23.9	2	-0.91
하부플랜지 콘크리트건조수축 종료(200 μ)	86시방	0.8	-84.3	14.1	12.6	1.4	-1
	FEM	0.88	-131.1	23.19	17.29	2.06	-1.43
활하중에 의한 응력	86시방	-218.8	286.7	20.1	46	-33.7	-19.5
	일본	-218.8	286.7	20.1	46	-33.7	-19.5
	FEM	-207.68	253.75	16.05	37.73	-30.7	-17.93
활하중에 의한 응력	86시방	0	0	0	0	0	0
	일본	-6.8	205.39	0	0	-4.16	1.84
	FEM	-6.58	203.22	0	0	-4.1	1.79

첫번째로 초기 크리프 단계에서는 7-50일인 경우의 응력은 설계기준에 의한 값보다 크게 나타나는 것을 볼 수 있으며 이로 인하여 초기크리프에 의한 프리플렉stus의 손실이 현재설계기준에서 고려하고 있는 값보다 더 클 것으로 예상된다. 그러므로 크리프 계수를 $\phi=0.5$ 이상의 값을 제안하는 것이 장기거동을 적절히 표현할 것으로 생각된다.

두번째로 초기 건조수축 단계에서는 한국과 일본의 초기 건조수축 변형률의 값의 차이가 매우 컸으며 한국 설계기준에서 제시하고 있는 7.5μ 는 비합리적인 수치로 판단되었으며 건조수축 변형에 대해 매개변수 해석을 실시한 결과 7-50일인 경우에는 설계기준에 의한 응력값 보다 더 큰 것을 볼 수 있으며 건조수축에 의한 프리플렉션의 손실이 클 것으로 예상되며 건조수축 변형률 200μ 이상의 값을 제안하는 것이 장기거동을 적절히 표현할 것을 생각된다.

세번째로 바닥판 크리프 단계에서는 앞서 기술한 바와 같이 크리프 계수 Φ 가 2.0 과 유사한 값을 갖는 7-365일인 경우의 값을 사용하였다.

네번째로 바닥판 건조수축 단계에서는 7-100일 경우에 대해서 해석을 실시하였으며 이때의 건조수축 변형률은 232μ 로서 국내 및 일본 설계기준에서 제시하고 있는 최종 건조수축 변형률 보다 큰 값을 갖는 것을 볼 수 있으며 유한요소해석에 의한 응력값도 크게 나타나는 것을 볼 수 있다.

다섯번째로 하부케이싱 콘크리트의 크리프 종료단계에 대해서는 하부케이싱 콘크리트의 크리프 계수 $\Phi=2.0$ 에 해당하는 7-1000일인 경우의 값을 사용하였다.

여섯번째로 하부케이싱 콘크리트의 건조수축 종료단계에 대해서는 초기 건조수축 단계에서 계속되어 크리프가 종료되는 단계를 나타낸것이므로 초기 건조수축 단계에서 계산한 최대응력값일 때(7-50일)인 경우의 값을 사용하였다.

(8) FEM해석의 누계응력 계산

(가) 86프리시방 누계응력

FEM해석에 의해 계산된 응력을 데이터로 86프리시방에 따른 단계별 누계응력의 결과를 표 4.15에 나타내었다. 그리고 아래 표에 사용된 응력은 유한요소해석으로 계산된 값이다.

각 시공단계를 크게 프리플렉션 단계, 프리플렉스 거더 단계(하부케이싱 콘크리트 타설 후), 프리플렉스 합성거더(바닥판 콘크리트 타설 후)에 대해서 분류하여 이 누계응력이 허용응력을 만족하는 지에 대해서 검토하였다.

표 4.15 86프리시방에 따른 누계응력 계산

(단위 kgf/cm^2)

SECTION	LOAD COMBINATION	STEEL		CASING CON'C		DECK	SLAB
		fsu	fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
PREFLEXION	가	-3124.8	2957.3	-	-	-	-
	허용응력	-3960.00	3520.00	-	-	-	-
PREFLEX -GIRDER	가+나+다	-990.41	1723.19	-38.71	-199.77	-	-
	가+나+다+라+마	-971.19	1314.56	-6.68	-115.91	-	-
	가+나+다+라+마+바	-2103.59	1972.65	13.43	-8.75	-	-
	허용응력	-3080.00	3080.00	-210.00	-210.00	-	-
PREFLEX -COMPOSITE -GIRDER	가+나+다+바+사+~+카	-2370.12	2228.00	11.45	-36.22	19.94	-1.61
	가+나+다+~+차+카	-2350.90	1819.37	43.48	47.64	19.94	-1.61
	가+나+다+바+~+카+타	-2577.80	2481.75	27.50	1.51	-10.76	-19.54
	가+나+~+카+타	-2558.58	2073.12	59.53	85.37	-10.76	-19.54
	허용응력	-3080.00	3080.00	30.00	30.00	-81.00	-81.00
	가+나+1.3*(다+바+사)+2.15*타+아+~카	-3443.66	3148.07				
	항복응력	-4400.00	4400.00				

여기서, 가 : 프리플렉션

나 : 릴리즈

다 : 프리플렉션 자중 재하

라 : 초기크리프(하부플랜지 콘크리트)

마 : 초기건조수축(하부플랜지 콘크리트)

바 : 바닥판 콘크리트 재하

사 : 합성후 고정하중 재하

아 : 바닥판 콘크리트 크리프

자 : 바닥판 콘크리트 건조수축

차 : 하부플랜지 콘크리트의 크리프 종료

카 : 하부플랜지 콘크리트의 건조수축 종료

타 : 활하중에 의한 응력

현재 86프리시방의 누계응력에 대한 단계에서 허용응력계산에서는 초기 크리프 및 건조수축 단계를 고려하고 있지 않다. 하지만 철도교설계기준 등의 장기거동 관련 설계식에서는 초기단계의 장기거동 응력을 고려하고 있으며 표 4.14의 FEM결과를 볼 때 초기 단계의 응력값이 크므로 초기단계를 고려하지 않는 것은

적절치 않을 것으로 판단된다.

표 4.15의 시공단계별 누계응력의 검토결과에서 **Preflex-Composite Girder** 단계의 초기단계를 고려한 조합(라, 마 단계 고려)은 허용응력을 초과하는 것을 볼 수 있다. 그러므로 프리플렉스 합성거더교의 균열에 대한 유지보수대책이 필요할 것이며 설계기준의 조정이 필요할 것으로 판단된다.

(나) 일본설계기준 누계응력

일본설계기준에 따른 단계별 누계응력의 결과를 표 4.16에 나타내었다. 그리고 아래 표에 사용된 응력은 유한요소해석으로 계산된 값이다.

각 시공단계를 크게 프리플렉션 단계, 프리플렉스 거더 단계(하부케이싱 콘크리트 타설 후), 프리플렉스 합성거더(바닥판 콘크리트 타설 후)에 대해서 분류하여 이 누계응력이 허용응력을 만족하는 지에 대해서 검토하였다.

표 4.16 일본 설계기준에 따른 누계응력 계산 (단위 kgf/cm^2)

SECTION	LOAD COMBINATION	STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
		fsu	fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
프리플렉션	1	-3124.8	2957.3	-	-	-	-
		(-3375.0)	(3375.0)				
릴리즈	1+2	-85.8	1197.8	-54.8	-285.24	-	-
		(-3375.00)	(3375.0)	(25.0)	(-400.0)		
바닥판 타설시	1+2+3+4+5	-971.19	1314.56	-6.68	-115.91	-	-
		(2600.0)	(2600.0)	(25.0)	(-400.0)		
바닥판 타설직후	1+2+3+4+5+6	-2103.59	1972.65	13.43	-8.75	-	-
		(-2600.0)	(2600.0)	(25.0)	(-400.0)		
합성후	1+2+~+7+8+9+10	-2351.78	1950.44	20.29	30.35	17.88	-0.18
		(-2600.0)	(2600.0)	0	0	(18.0)	(18.0)
활하중 재하 (하부플랜지 콘크리트 유효)	1+2+~+8+9+10+11	-2559.46	2204.19	36.34	68.08	-12.82	-18.11
		(-2600.0)	(2600.0)	(60.0)	(60.0)	(-77.14)	(-77.14)
주하중 재하	1+2+~+10+11+12	-2566.04	2407.41	36.34	68.08	-16.92	-16.32
		(-3000.0)	(2600.0)	-	-	(-77.14)	(-77.14)
주하중 재하 (바닥판의크리프,수축 제외)	1+~+7+10+11+12	-2367.65	2386.95	40.85	62.54	-40.72	-21.62
		-	-	-	-	(-77.14)	(-77.14)

() 안은 허용응력을 나타낸다.

여기서, 1 : 프리플렉션

2 : 릴리즈

3 : 프리플렉스 자중재하

4 : 하부플랜지 콘크리트 바닥판 타설시 크리프

5 : 하부플랜지 콘크리트 건조수축

6 : 바닥판 타설에 의한 응력

7 : 합성후 고정하중 응력

8 : 바닥판 콘크리트 건조수축

9 : 바닥판 콘크리트 크리프

10 : 크리프 종료에 의한 응력

11 : 활하중에 의한 응력

12 : 활하중에 의한 응력

표 4.16의 시공단계별 누계응력의 검토결과는 활하중 재하(하부플랜지 콘크리트 유효) 단계의 초기 크리프 및 건조수축을 고려한 조합에서 허용응력을 초과하는 것을 볼 수 있다. 그러나 초과 응력의 크기가 적으며 이 이유는 근사해석과 조합시 잔차의 누적으로 인한 오차인 것으로 판단된다.

5장 고성능강 적용 프리플렉스 합성거더교

5.1 고강도 강재의 프리플렉스 적용 및 교량 현황

5.1.1 고강도강재의 적용 현황

현재 국내의 프리플렉스 합성거더는 거의 대부분이 SM520 강재로 제작되고 있다. 고강도 강재인 SM570 강재의 적용 실적이 없는 것으로 보고되고 있으나, 최근 1개 교량에 시험적으로 적용되어 시공 중에 있는 것으로 조사되었다. 그러나 일본의 경우는 비교적 건설 초기 단계부터 고강도강재의 적용이 검토되어 현재에는 지간 30m 이상의 교량에서는 경제성을 고려하여 모든 프리플렉스 거더에 SM570 강재를 적용하고 있다. 또, 적용에 있어서도 설계단계에서 극후판 강재 사용에 따른 항복응력 저감을 고려하여 일정항복응력강재인 SM570-H 강재(국내의 TMC강재)를 사용하여 두께 증가에 의한 항복응력 저감을 고려하지 않도록 하고 있다.

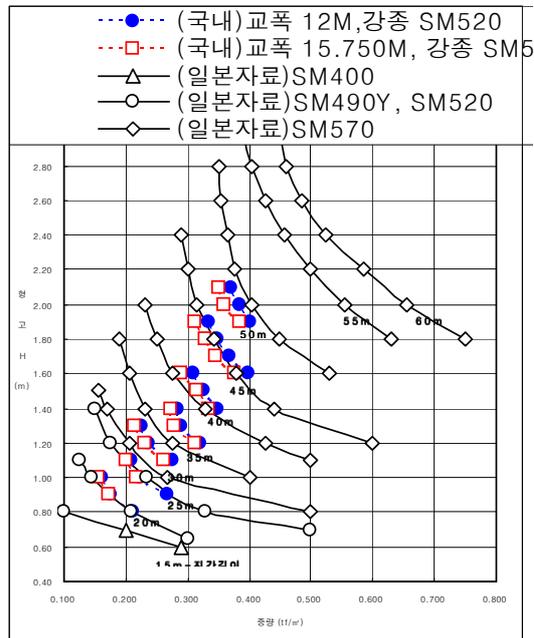


그림 5.1 강재 중량과 형고에 따른 프리플렉스 합성거더의 지간별 강재 종류별 적용사례

그림 5.1에는 일본의 지간별 강재 적용사례에 국내의 예를 SM520 강재를 대상으로 비교한 자료를 제시하였다. 지간이 30m 이하인 경우는 일본과 국내에 있어서 일반적으로 SM520 강재 등급을 적용하므로 그 차이가 나타나지 않으나 30m 이상에 있어서는 일본의 경우는 SM570-H 강재를 사용하므로 국내에 비해 강재량이 감소하여 고강도 강재의 효율성을 잘 나타내고 있는 것을 알 수 있다. 다만 45m 이상에 있어서 이러한 경향이 나타나지 않는 것은 일본과 달리 국내의 경우 45m 이상이 되면 DB하중이 아닌 DL하중이 설계하중을 지배하는 요소가 되기 때문인 것으로 판단된다.

한편 고강도강재의 적용에 의해 프리플렉스 거더의 단면이 작아져서 콘크리트에 의한 크리프 및 건조수축에 의한 영향이 감소되므로 추가적인 효율성을 증대시킬 수 있다.

5.2 매개변수 해석

재료의 강도는 콘크리트의 장기거동의 대부분을 차지하는 크리프 및 건조수축 변형의 중요한 변수중 하나이다. 앞장에서 기술된 바와 같이 합성거더의 경우 서로 다른 이종 재료의 구속조건에 의해서 크리프 및 건조수축에 의한 구속력이 발생하게 되고 이러한 현상이 장기거동에 주요한 요소가 된다.

프리플렉스 합성거더교의 경우에는 하부 케이싱 콘크리트의 크리프 및 건조수축에 의한 수축변형과 강재의 구속력에 의하여 콘크리트에 인장력이 발생하게 된다. 이러한 현상에서 재료의 강도변화를 parameter로 선정하여 콘크리트에 발생하는 인장력을 줄이는데 초점을 두어 변수 해석의 Case를 고려하였다.

우선 고강도 강재 및 콘크리트 매개변수 해석은 4장에서 각 단계별 재령에 대한 매개변수 해석 결과로부터 가장 합리적인 재령에 대해서만 해석을 실시하였다. 두번째로 재료의 단면크기 변화를 변수로 고려하였으며 동일한 전체강성을 대상으로 재료 강재 강도의 증가에 대하여 강도증가와 함께 단면을 축소시키는 경우를 고려하였다. 세번째로 콘크리트의 강도 및 단면 치수를 변화시켜 크리프 및 건조수축 변형을 적게 하기 위하여 단면 특성을 변화시켰다.

5.2.1 강제강도에 대한 변수 해석

위에 기술한 것과 같이 전체강성을 유지하면서 강제단면 크기를 변화시키기 위해서 다음과 같은 과정을 수행하였다.

표 5.1에 나타나있는 강제종류별 허용응력으로부터 각각 강제 종류의 비를 구하여 단면의 크기를 변화시킨다. 4장에서 유한요소해석에서 대상으로 한 강제 종류는 SM570강재이므로 SM570을 기준으로 SM520과 SM570-TMCP에 대한 단면의 크기변화를 결정하였다. 우선 전체강성을 유지하면서 단면크기를 변화시키기 위하여 항복응력의 증감을 고려하여 단면크기의 비를 결정하였다.

(1) 단면크기 결정

허용응력의 비에 반비례하는 강재의 단면 변화는 그림 5.2와 5.3에 나타낸 것과 같다.

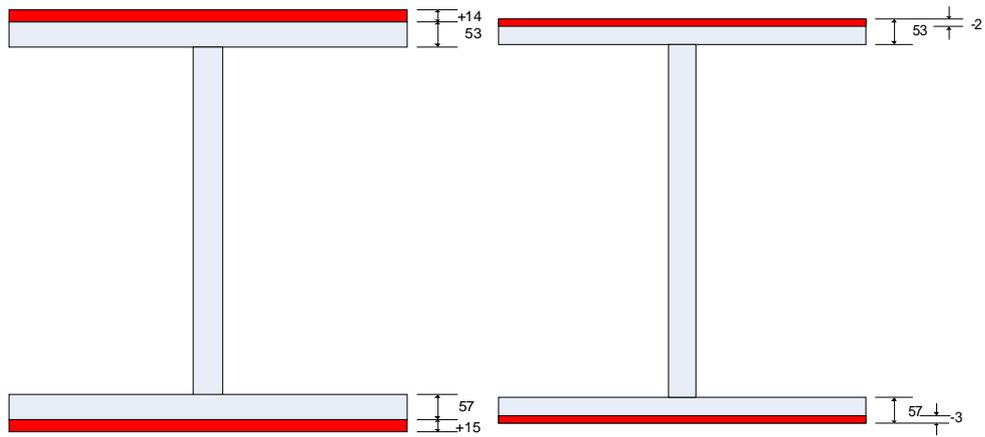


그림 5.2 SM520강재의 단면변화 그림 5.3 SM570TMCP 강재의 단면변화

강재의 단면은 교량 시공시에 다른 거더의 시공에 영향을 미치지 않도록 플랜지 두께만의 변화를 고려하였다. SM520강재의 경우는 그림 5.2에 나타낸 것과 같이 상부 플랜지 두께를 14mm, 하부플랜지 두께를 15mm 증가시켰으며 SM570-TMCP강재의 경우는 그림 5.3에 나타낸 것과 같이 상부플랜지를 2mm 감소시켰고 하부플랜지를 3mm 감소시켰다.

5.2.2 콘크리트 강도에 대한 변수해석

콘크리트의 강도는 크리프 및 건조수축 변형에 큰 영향을 미치는 중요한 요인 중의 하나이다. 콘크리트의 강도가 증가됨으로서 크리프 및 건조수축의 변형량을 감소시키고자 연구를 실시하였다.

이 절에서는 콘크리트의 강도에 따른 응력의 변화량을 알아보기 위하여 강재와 콘크리트의 단면크기 등의 변수는 고정하였고, 콘크리트의 강도만 변수로 사용하여 강도 증가시 응력의 경향을 조사하였다. 앞의 4장에서 해석한 프리플렉스 합성거더교의 재료상수는 SM570의 강재를 사용하였으며 C400의 콘크리트를 사용하였다. 그러므로 이 절의 2에서는 그림 5.4에 나타난 것과 같이 C450과 C500의 콘크리트에 대해서 유한요소해석을 실시하였다.

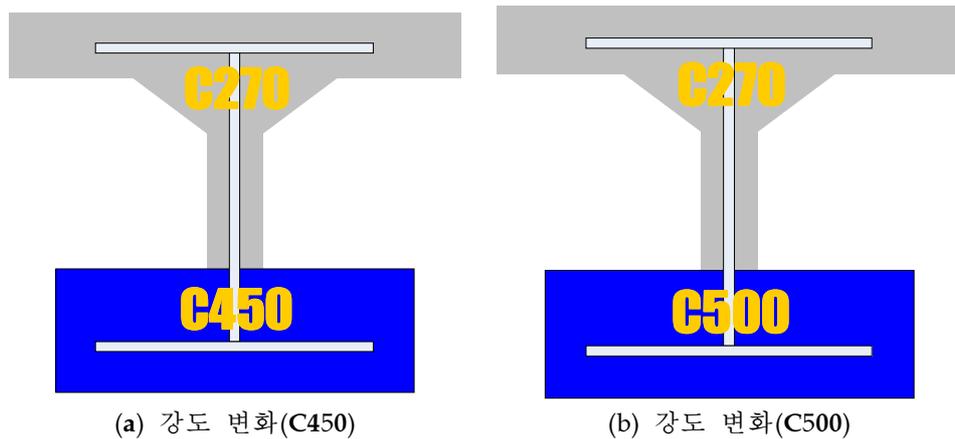


그림 5.4 하부케이싱 콘크리트 강도 변화

5.3 해석 결과 및 분석

5.3.1 강재 강도 및 단면변화

표 5.1에 강재의 강도 및 단면변화에 따른 응력을 나타내었다. 전체적인 단계에서 고강도강재로 갈수록 응력의 값이 커지는 것을 볼 수 있다. 이 이유는 강재의 단면 축소로 인하여 강재에서 받아주지 못하는 단면력을 콘크리트에서 부담함으로써 강재에도 응력값이 상승하게 되며 콘크리트의 응력값도 상승하게 되는 것은 자명한 사실로서 고강도 강재사용시 강재단면의 축소에 의한 사용은 비합리적인 방법으로 사려된다.

표 5.1 강제강도변화에 따른 응력

LOAD	강제강도	STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
		fsu	fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
프리 플렉션	SM520	-2464.40	2385.00	-	-	-	-
	SM570	-3124.80	2957.30	-	-	-	-
	SM570-TMCP	-3246.80	3109.50	-	-	-	-
릴리즈	SM520	2420.10	-1567.10	-56.26	-242.04	-	-
	SM570	3039.00	-1759.50	-54.80	-285.24	-	-
	SM570-TMCP	3148.70	-1800.90	-55.63	-294.80	-	-
프리플렉스 자중	SM520	-786.96	511.23	18.27	79.25	-	-
	SM570	-904.61	525.39	16.09	85.47	-	-
	SM570-TMCP	-923.01	529.57	16.09	87.02	-	-
초기크리프 (Φ=0.51)	SM520	11.45	-168.67	4.27	56.31	-	-
	SM570	18.99	-205.73	-0.46	57.50	-	-
	SM570-TMCP	21.42	221.62	-1.28	59.06	-	-
초기건조수축 (200μ)	SM520	1.23	-102.22	12.84	13.29	-	-
	SM570	1.59	-113.48	15.02	17.57	-	-
	SM570-TMCP	1.63	-118.81	15.15	17.74	-	-
바닥판 타설	SM520	-962.98	625.82	22.02	97.01	-	-
	SM570	-1132.40	658.09	20.11	107.16	-	-
	SM570-TMCP	-1160.00	665.94	20.19	109.43	-	-
합성후 고정 하중응력	SM520	-49.07	59.94	3.62	8.73	-7.13	-4.07
	SM570	-53.09	64.88	4.08	9.66	-7.92	-4.57
	SM570-TMCP	-53.55	67.37	4.22	10.08	-8.08	-4.59
바닥판콘크리트 크리프 (Φ=2.044)	SM520	-39.95	4.17	-0.52	1.03	5.84	2.02
	SM570	-44.90	4.39	-1.04	1.22	6.02	2.38
	SM570-TMCP	-45.00	4.46	-1.15	1.28	6.17	2.48
바닥판콘크리트 건조수축(200μ)	SM520	-164.80	13.44	-4.74	4.57	15.21	10.51
	SM570	-164.80	13.44	-4.74	4.57	15.21	10.51
	SM570-TMCP	-164.80	13.44	-4.74	4.57	15.21	10.51
하부플래지 콘크리트 종료(Φ=2.01)	SM520	-0.25	-3.84	3.46	1.18	0.15	-0.15
	SM570	-0.42	-3.92	4.62	1.39	0.02	-0.30
	SM570-TMCP	-0.67	-4.51	4.84	1.94	0.18	-0.84
하부플래지 콘크리트 건조수축(200μ)	SM520	0.68	-112.88	21.40	15.66	1.59	-1.36
	SM570	0.88	-131.07	23.19	17.29	2.06	-1.43
	SM570-TMCP	0.98	-138.84	24.19	17.47	2.76	-1.49
활하중에 의한 응력	SM520	-200.17	235.16	14.01	35.75	-29.87	-15.36
	SM570	-207.68	253.75	16.05	37.73	-30.70	-17.93
	SM570-TMCP	-208.67	260.81	16.74	38.43	-31.27	-17.99
활하중에 의한 응력	SM520	-5.98	195.42	-	-	-3.90	1.49
	SM570	-6.58	203.22	-	-	-4.10	1.79

	SM570-TMCP	-6.84	204.28	-	-	-4.19	1.93
--	------------	-------	--------	---	---	-------	------

5.3.2 하부케이싱 콘크리트 강도 및 단면변화

표 5.2에 콘크리트의 강도 및 단면변화에 따른 응력을 나타내었다. 응력값을 비교 해볼 때 단면의 크기가 변하지 않았으므로 정적하중에 의한 해석단계는 콘크리트의 강도가 변하여도 응력이 동일하게 나오는 것을 볼 수 있다. 그러나, 콘크리트의 강도에 영향을 받는 크리프 및 건조수축 단계에서는 콘크리트의 강도증가로 인한 크리프 및 건조수축 변형률이 감소하는 경향을 볼 수 있다. 본 연구에서 실시한 프리플렉스 하중 및 단면재원 등은 SM570 강재와 C400의 콘크리트를 사용한 프리플렉스 교량에 대한 설계단면으로서 강중 및 콘크리트의 종류가 다른 프리플렉스 합성거더교의 단면으로서는 적절하지 않다. 그러므로 고강도 강재를 사용하였을 경우 프리플렉스 하중을 도입할 수 있는 한계치를 높일 수 있으므로 하부 케이싱 콘크리트에 더 큰 프리스트레싱을 도입되어 콘크리트 품의 절약이 가능하다. 그리고 하부케이싱 콘크리트 압축력의 증가로 인하여 콘크리트 단면을 감소시킬 뿐만 아니라 장기거동에 의해 발생할 수 있는 2차하중의 영향을 감소시킬 수 있는 이점을 가져올 수 있을 것이다.

표 5.2 콘크리트 강도변화에 따른 응력

LOAD	콘크리트 강도	STEEL		CASING CON'C		DECK SLAB	
		fsu	fsl	fcu	fcl	fcu'	fcl'
프리 플렉스	C400	-3124.80	2957.30	-	-	-	-
	C450	-3124.80	2957.30	-	-	-	-
	C500	-3124.80	2957.30	-	-	-	-
릴리즈	C400	3039.00	-1759.50	-54.80	-285.24	-	-
	C450	3039.00	-1759.50	-54.80	-285.24	-	-
	C500	3039.00	-1759.50	-54.80	-285.24	-	-
프리플렉스 자중	C400	-904.61	525.39	16.09	85.47	-	-
	C450	-904.61	525.39	16.09	85.47	-	-
	C500	-904.61	525.39	16.09	85.47	-	-
초기크리프 ($\Phi=0.51$)	C400	18.99	-205.73	-0.46	57.50	-	-
	C450	17.58	-190.53	-0.43	53.19	-	-
	C500	16.31	-176.75	-0.40	49.34	-	-
초기건조수축 (200 μ)	C400	1.59	-113.48	15.02	17.57	-	-
	C450	1.49	-106.67	14.12	16.51	-	-

	C500	1.24	-60.25	14.49	15.96	-	-
바닥판 타설	C400	-1132.40	658.09	20.11	107.16	-	-
	C450	-1132.40	658.09	20.11	107.16	-	-
	C500	-1132.40	658.09	20.11	107.16	-	-
	C500	-1132.40	658.09	20.11	107.16	-	-
합성후 고정 하중응력	C400	-53.09	64.88	4.08	9.66	-7.92	-4.57
	C450	-53.09	64.88	4.08	9.66	-7.92	-4.57
	C500	-53.09	64.88	4.08	9.66	-7.92	-4.57
바닥판콘크리트 크리프 ($\Phi=2.044$)	C400	-44.90	4.39	-1.04	1.22	6.02	2.38
	C450	-42.21	4.13	-0.98	1.15	5.66	2.24
	C500	-38.17	3.73	-0.88	1.04	5.12	2.02
바닥판콘크리트 건조수축(200 μ)	C400	-164.80	13.44	-4.74	4.57	15.21	10.51
	C450	-154.91	12.63	-4.46	4.30	14.30	9.88
	C500	-128.54	10.48	-3.70	3.56	11.86	8.20
하부플랜지 콘크리트 크리프 종료($\Phi=2.04$)	C400	-0.42	-3.92	4.62	1.39	0.02	-0.30
	C450	-0.39	-3.68	4.34	1.31	0.02	-0.28
	C500	-0.36	-3.33	3.88	1.03	0.01	-0.24
하부플랜지 콘크리트건조수 축 종료(200 μ)	C400	0.88	-131.07	23.19	17.29	2.06	-1.43
	C450	0.83	-123.21	21.80	16.25	1.94	-1.34
	C500	0.69	-102.23	17.39	11.93	1.73	-1.02
활하중에 의한 응력	C400	-207.68	253.75	16.05	37.73	-30.70	-17.93
	C450	-207.68	253.75	16.05	37.73	-30.70	-17.93
	C500	-207.68	253.75	16.05	37.73	-30.70	-17.93
활하중에 의한 응력	C400	-6.58	203.22	-	-	-4.10	1.79
	C450	-6.58	203.22	-	-	-4.10	1.79
	C500	-6.58	203.22	-	-	-4.10	1.79

현재 고강도 강재를 활용한 프리플렉스 합성거더교의 제작이 증가되고 있는 추세이다. 본 연구의 결과로부터 볼 때 고강도 강재를 사용하여 프리플렉스 합성거더교를 제작하였을 때 고강도 강재의 사용만 가지고는 하부케이싱 콘크리트의 균열발생 감소를 기대하기는 어려울 것이다. 만약 구성재료의 변경만으로 프리플렉스 합성거더교의 효율성을 높이기 위해서는 고강도 콘크리트의 사용이 더 효과적일 것이다. 그러나 고강도 강재를 사용했을 때 프리플렉스 하중 도입량을 증가시킬 수 있으므로 하부케이싱 콘크리트 프리스트레싱의 증가로 콘크리트의 단면을 감소시키는 등 상호 보완적인 효과를 가져 올 수 있으므로 향후 SM570-TMCP강재에 대한 적정 프리플렉스 하중 및 하부케이싱 콘크리트 단면 치수에 대한 연구가 수행되어져야 할 것이다.

5.3.3 고강도 적용 프리플렉스 합성거더교 누계응력

(1) 고강도 강재 매개변수 누계응력

강재의 강도를 매개변수로 하여 86프리시방의 조합으로 계산한 누계응력을 표 5.3에 나타내었다.

시공단계를 크게 프리플렉션, 프리플렉스 거더(하부케이싱 콘크리트 타설 후), 프리플렉스 합성거더(바닥판 콘크리트 타설 후) 단계에 대한 누계응력을 비교하였을 때 SM 520에서 SM 570-TMCP로 고강도 강재를 사용할 수 록 허용응력에 대한 발생응력의 비가 증가하는 것을 볼 수 있었다. 이 결과로부터 고강도 강재의 사용은 크리프 및 건조수축으로 인한 프리스트레스력이 감소되는 것을 도와주는 역할을 하는 것으로 판단된다.

표 5.3 고강도 강재적용 프리플렉스 합성거더교 누계응력

SECTION	LOAD COMBINATION	SM 520		SM 570		SM 570 - TMCP	
		케이싱(上)	케이싱(下)	케이싱(上)	케이싱(下)	케이싱(上)	케이싱(下)
PREFLEXION	가	-2464.6	2385.0	-3124.8	2957.3	-3246.0	3109.0
	허용응력	3240	2880	-3960	3520	-4140.0	3680.0
	비율(=발생응력 / 허용응력)	76%	82%	78%	84%	76%	84%
PREFLEX-	가+나+다	-37.99	-162.79	-38.71	-199.77	-39.54	-207.78
GIRDER	가+나+다+라+마	-0.99	-95.36	-6.68	-115.91	-3.43	-120.84
	가+나+다+라+마+바	21.03	1.65	13.43	-8.75	11.76	-11.41
	허용응력	-210.0	-210.0	-210.0	-210.0	-210.0	-210.0
	비율(=발생응력 / 허용응력)	10%	0.7%	6.1%	4.16%	5.6%	5.5%
PREFLEX-	가+나+다+마+사+~+카	10.27	-42.05	11.45	-36.22	10.27	-42.05
COMPOSITE-	가+나+다+~+차+카	50.22	55.59	43.48	47.64	46.38	44.89
	가+나+다+마+~+카+타	29.27	10.89	27.5	1.51	27.01	-3.62
GIRDER	가+나+~+카+타	64.23	91.34	59.53	85.37	63.12	83.32
	허용응력	30.00	30.00	30.00	30.00	30.00	30.00
	비율(=발생응력 / 허용응력)	97%	36%	91%	5%	90%	-3%

(2) 고강도 콘크리트 매개변수 누계응력

콘크리트의 강도를 매개변수로 하여 86프리시방의 조합으로 계산한 누계응력을 표 5.4에 나타내었다.

시공단계를 크게 프리플렉션, 프리플렉스 거더(하부케이싱 콘크리트 타설 후), 프리플렉스 합성거더(바닥판 콘크리트 타설 후) 단계에 대한 누계응력을 비교하

였을 때 C400에서 C500으로 고강도 콘크리트를 사용할수록 허용응력에 대한 발생응력의 비가 감소하는 것을 볼 수 있었다. 이 결과로부터 고강도 강재의 사용은 크리프 및 건조수축으로 인한 프리스트레스력이 감소되는 것을 막아주는 역할을 하는 것으로 판단된다.

표 5.4 고강도 콘크리트 적용 프리플렉스 합성거더교 누계응력

SECTION	LOAD COMBINATION	C 400		C 450		C 500	
		케이싱(上)	케이싱(下)	케이싱(上)	케이싱(下)	케이싱(上)	케이싱(下)
PREFLEXION	가	-3124.8	2957.3	-3124.8	2957.3	-3124.8	2957.3
허용응력		-3960.00	3520.00	-3960.00	3520.00	-3960.00	3520.00
비율(=발생응력 / 허용응력)		78%	84%	78%	84%	78%	84%
PREFLEX-GIRDER	가+나+다	-38.71	-199.77	-38.71	-199.77	-38.71	-199.77
	가+나+다+라+마	-6.68	-115.91	-9.43	-117.97	-11.83	-120.7
	가+나+다+라+마+바	13.43	-8.75	10.68	-10.81	8.28	-13.54
허용응력		-210	-210	-250	-250	-270	-270
비율(=발생응력 / 허용응력)		6.4%	4.2%	4.3%	4.3%	3.1%	4.4%
COMPOSITE-GIRDER	가+나+다+마+사+~+카	11.45	-36.22	11.45	-36.22	11.45	-36.22
	가+나+다+~+차+카	43.48	47.64	40.73	45.58	38.33	42.85
	가+나+다+마+~+카+타	27.5	1.51	24.10	1.01	19.4	0.7
	가+나+~+카+타	59.53	85.37	56.78	83.31	54.38	80.58
허용응력		30.00	30.00	32.00	32.00	34.00	34.00
비율(=발생응력 / 허용응력)		91%	5%	75%	3%	57%	2%

6장. 결론

본 연구는 보다 효율적이고 기능이 우수한 프리플렉스 합성거더를 건설하기 위해 국내외의 기준을 조사하여 설계 및 제작 방법에 대해 검토하여 프리플렉스 합성거더교의 설계기준에서 이론 및 근거에 대한 기준을 정립하고 프리플렉스 합성거더 장기거동에의 설계 및 제작에 대한 정확성 및 신뢰성을 확보하고자 본 연구를 수행하였다.

- (1) 국내·외의 설계기준에서 중요한 차이를 크리프 및 건조수축에 대한 설계개념에서도 차이를 나타내고 있다. 또, 하부플랜지 콘크리트 및 바닥판 콘크리트에 의한 크리프 및 건조수축에 의한 단면력 계산에서 국내 시방기준은 간략식을 사용하고, 일본의 경우는 엄밀식을 사용하여 보다 정확하게 계산하고 있다. 이들 계산 개념에 의한 차이에 의해 콘크리트에 발생하는 인장응력에 차이를 나타내 콘크리트에 대한 품질관리에 영향을 미칠 것으로 판단되는데 향후 이 부분에 대한 보다 체계적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.
- (2) 프리플렉스 합성거더교의 구조해석에 의한 전체적인 응력해석결과 대부분 일본 설계기준의 결과 값과 유사하게 나오는 것을 볼 수 있었다. 이 이유로는 일본식의 경우 엄밀식을 사용하여 보다 정확하게 크리프 및 건조수축의 거동을 표현하기 때문인 것으로 판단된다.
- (3) 장기거동과 관련하여 설계기준에서 제시한 크리프 계수 및 건조수축 변형률을 분석하였다. 먼저 크리프 계수는 한국과 일본 설계기준에서 초기단계에서 $\phi=0.5$, 종료단계의 $\phi=2.0$ 의 값을 동일한 값을 사용하고 있으나 각각 사용하고 있는 설계기준의 계산식이 상이하여 응력 차이가 발생하여, 계산식의 타당성 검토를 위하여 콘크리트 설계기준에서 제시한 식으로부터 예측한 크리프 계수를 $\phi=0.5$ 및 $\phi=2.0$ 으로 선택하여 유한요소해석을 실시한 결과 일본 설계기준에 의한 계산결과가 보다 타당한 것을 알 수 있었다. 두번째로 건조수축 변형률은 한국 설계기준에서는 초기 건조수축 변형률을 7.5μ , 최종 건조수축 변형률을 180μ 로 사용하며, 일본 설계기준에서는 건조수축 변형률은 초기에 완료되는 것으로 고려하여 최종 건조수축 변형률을 200μ 로 사용하고 있다. 한편 실제 콘크리트 설계기준에서 제시한 예측식으로 건조수축 변형률

을 계산하면 건조수축 변형률이 240 μ 정도까지는 응력값이 상승하나 그 이상에서는 구속력에 의한 크리프의 영향이 기본건조수축에 의한 응력값 보다 커지게 되므로 응력값이 감소하는 경향을 나타낸다. 이것을 고려하여 유한요소해석을 실시한 결과 건조수축 단계에서의 계산결과는 일본 설계기준과 유사하거나 좀 더 크게 나오는 경향을 볼 수 있었으며, 또한 해석 결과로부터 건조수축 변형률의 값은 설계기준에서 제시하고 있는 값보다 더 큰 240 μ 이상의 값으로 제안하는 것이 타당할 것으로 판단되었다.

- (4) 고강도 강재를 사용하여 프리플렉스 합성거더교를 제작하였을 때 고강도 강재의 사용만 가지고는 하부케이싱 콘크리트의 균열발생 감소를 기대하기는 어렵다. 그리고 만약 구성재료의 변경만으로 프리플렉스 합성거더교의 효율성을 높이기 위해서는 고강도 콘크리트의 사용이 더 효과적이다. 그러나 고강도 강재를 사용했을 때 프리플렉스 하중 도입량을 증가시킬 수 있으므로 하부케이싱 콘크리트 프리스트레싱의 증가로 콘크리트의 단면을 감소시키는 등 상호보완적인 효과를 가져올 수 있을 것이다. 그러므로 향후 SM 570 - TMCP강재에 대한 적정 프리플렉스 하중 및 하부케이싱 콘크리트 단면 치수에 대한 연구가 수행되어져야 할 것이다.
- (5) 고강도강재를 적용한 경우의 누계응력은 고강도 강재로 갈수록 허용응력에 대한 발생응력의 비가 증가하는 것을 볼 수 있었다. 이 결과로부터 고강도 강재의 사용은 크리프 및 건조수축으로 인한 프리스트레스트력이 감소되는 것을 도와주는 역할을 하는 것으로 판단된다. 반면에 고강도 콘크리트를 사용할수록 허용응력에 대한 발생응력의 비가 감소하는 것을 볼 수 있었다. 이 결과로부터 고강도 강재의 사용은 크리프 및 건조수축으로 인한 프리스트레스트력이 감소되는 것을 막아주는 역할을 하는 것으로 판단된다.

참고문헌

- 대한토목학회, 1986., 프리플렉스 합성형 표준시방서 및 동해설(안), 사단법인 대한토목 학회
- 대한토목학회, 1986., 프리플렉스 합성형교의 설계제작 및 시공지도서, 사단법인 대한 토목학회
- 대한토목학회, 1996., 도로교 표준시방서
- 배두병 외, 1996. 12., 프리플렉스 빔의 제작 단계별 거동 측정 연구, 국민대학교 구조안전 연구소
- 배두병 외, 1998. 12., 프리플렉스 빔 교량의 균열 발생기구 모형화에 관한 연구, 국민대학교 구조안전연구소
- 삼표산업주식회사, 2002. 4., 프리플렉스 합성형 공법(도로교)
- 삼표 프리플렉스, 2003.2, 00대학 횡단교 실시설계
- 이상규 외, 2005. 6., 프리플렉스빔의 장기거동 영향평가, 한국강구조학회
- 장승필 외, 2000. 3., 프리플렉스 보의 연속화 방안연구 및 개발, 서울대학교 공학 연구소
- 정효정, 2003. 8., PS강선을 곡선 배치한 연속프리플렉스 합성교량의 구조거동 해석 및 실험 연구
- 한국도로교통협회, 2005., 도로교 설계기준, 사단법인 한국도로교통협회
- 한국도로교통협회, 2003., 도로교 설계기준 · 해설, 사단법인 한국도로교통협회
- 한국도로공사, 1996. 8., 도로설계 실무편람 I
- (재)建設物價調査會, 2001., 國土交通省土木工事積算基準-プレビ-ム
- (사)한국콘크리트학회, 2000. 9., 콘크리트구조설계기준 · 해설
- CEB-FIP MODEL CODE, 1991., Comité Euro-International du Béton as **Bulletins d'Information**
- Dobruszkes, , **Manual For Elastic Design of the Preflex Beam**
- Hubert Rüsche, Dieter Jungwirth, Hubert K. Hilsdorf, 1993., **Creep and Shrinkage(Their Effect on the Behavior of Concrete Structures)**
- Mchenry, D., 1943., **A New Aspect of Creep in Concrete and its Application to Design**
- R, I, Gilbert, 1988., **Time Effects in Concrete Structures(Developments in Civil**

Engineering, Vol 23), 1988

中井博,北田俊行, 1992., 鋼橋設計の基礎, 建設圖書

土木工事積算研究会, 1997., : 鋼道路橋數量設計 **Manual**(案), 財団法人 建設物價
調査會,

日本道路協會, 2002. 3., 道路橋示方書・同解説

プレビ-ム振興會, 1997., プレビ-ム合成げた 道路橋標準設計集

(財)国土開発技術研究センタ, 1997. 7., プレビ-ム合成げた橋設計施工指針-第3版

プレビ-ム振興會, 1999. 3., プレビ-ム合成げた橋設計・製作・施工要領書

プレビ-ム振興會, 2001. 1., **Prebeam Q&A**