

장지간 지중강판 박스컬버트의 휨모멘트 식

Moment Equations for Long-Span Soil-Steel Box Culverts

최동호* · 이승재** · 김남기***

Choi, Dong-Ho · Lee, Seung-Jae · Kim, Nam-Gi

Abstract

This paper studies the moment equations in the 2000 Canadian highway bridge code(CHBDC) for soil-steel box structures, which are applicable to the span less than 8m. Finite element analyses carried out for soil-steel box structures having spans of 3-12m using the deep corrugated steel plates under three construction stages; backfill up to the crown, backfill up to the cover depth, and live loading. The coefficients of moment equations are newly proposed based on the results of numerous finite element analyses considering various design variables, such as span length, soil depth, backfill conditions. The validity of the proposed coefficients in the moment equations of the 2000 CHBDC is investigated by the comparison with the existing coefficients and numerical results of finite element analyses. The comparisons show that the moments of the 2000 CHBDC give good predictions for the span less than 8m, but underestimate for the span greater than 8m, whereas the proposed moments give good estimates of numerical results for the spans of 3-12m.

Keywords : Soil-steel box culverts, Moment equations, CHBDC

요 지

본 논문은 CHBDC(2000)에서 적용중인 지간 8m까지 사용 가능한 지중강판 박스컬버트의 휨모멘트 설계식을 연구하였다. 3단계의 시공과정(최소 토피고까지의 뒷채움, 토피고까지의 뒷채움, 활하중 재하)을 고려하고 대골형 파형강판을 사용하여 지간 3m~12m에 해당하는 지중강판 박스컬버트의 수치해석을 수행하였다. 휨모멘트 계산식은 지간, 토피고 뒷채움 흙 같은 다양한 설계변수를 고려한 수치해석 결과를 토대로 새롭게 제안되었다. 또한, CHBDC(2000)의 휨모멘트식에서 새롭게 제안된 계산식의 타당성은 기존의 계산식과 수치해석결과와 비교하여 평가 되었다. 기존의 CHBDC(2000)의 식으로 구한 모멘트는 지간 8m이하에서 수치해석 결과와 잘 일치하지만, 지간 8m이상에서는 과소평가 되었다. 반면에, 제안된 식으로 산정한 모멘트는 지간 3~12m까지 수치해석 결과와 잘 일치하였다.

주요어 : 지중강판 박스컬버트, 모멘트 설계식, CHBDC

* 정회원 · 한양대학교 토목공학과 부교수·공학박사·E-mail : samga@hanyang.ac.kr

** 비회원 · 한양대학교 토목공학과 석사졸업·현대건설 기술개발원 사원·E-mail : sjlee@hdec.co.kr

*** 비회원 · 한양대학교 토목공학과 석사졸업·E-mail : kimnamgi@hotmail.com

1. 서론

지중강판 구조물은 2.7 ~ 7mm 두께의 파형강판 구조물과 뒷채움 흙으로 구성된 지반-구조물 합성 구조 시스템으로서 수로 및 통로용 암거, 생태계 통로, 단스팬 교량 등으로 널리 이용되고 있다. 이러한 지중강판 교량은 외부하중에 대해 뒷채움 흙과 구조물이 동시에 저항하는 지반-구조물 합성구조계의 특성으로 인해 구조물에 가해지는 하중을 경감할 수 있으며, 재료의 운반과 시공이 용이하여 기존의 콘크리트 암거에 비해 공기단축과 공사비 절감이 가능하고 신축이음이 없어 유지보수가 편리한 경제적인 구조물이다. 이러한 장점으로 1997년 국내에 도입되어 현재까지 많은 지중강판 구조물이 건설되었으나, 대부분이 원형 및 아치형상의 단지간 구조물에 국한되어 시공되어 왔다. 이에 비하여 지중강판 박스컬버트(이하, 박스컬버트)은 동일한 지간장의 아치형 지중강판 구조물(이하, 아치 구조물)보다 넓은 형상공간의 확보와 토공량의 감소가 가능하므로, 철근콘크리트 라멘교를 대체할 수 있는 효과적인 구조물로 평가되어, 국내의 경우 현재까지 대략 35개소가 공용중에 있으나 대부분이 지간 8m이하의 단지간 구조물에 국한되어 시공되어 왔다. 그리고 대골형 파형강판(381mm×140mm)을 사용한 박스컬버트가 많이 사용되고 있고, 보다 장지간의 박스컬버트에 대한 수요가 증대되고 있다.

국내의 경우 아치구조물에 대한 시방규정은 있으나 박스컬버트에 관해서는 전무한 실정이며 외국의 시방규정을 검증없이 따르고 있는 실정이다. 외국의 경우 1978년부터 설계법에 대한 연구가 시작되어 Duncan et al.(1985)은 유한요소법을 이용한 수치해석 결과와 현장재하실험 결과를 통해 지간이 2.7 ~ 7.7m 범위의 알루미늄 박스컬버트에 대한 설계식을 제안하였다. Duncan et al.(1985)은 연구에서 토피고가 1.5m 이하에서는 구조물에 작용하는 압축력이 휨모멘트에 비해서 현저하게 미소하므로 구조물의 설계시에 휨모멘트만 고려하도록 하고 있으며, 현재 설계에 적용되고 있는 CHBDC(2000)에 규정된 박스컬버트의 휨모멘트 계산식은 Duncan et al.(1985)의 연구에 기초하여 제정된 것으로 지간장을 8m로 제한하고 있다.

최근에는 강판을 사용한 최대 12m 내외의 지간을 가지는 박스컬버트가 시공되고 있으나, 전술한

바와 같은 CHBDC(2000) 설계식의 한계로 인해 수치해석을 이용한 휨모멘트 산정을 통해 설계를 수행해야 하므로 지반과 구조물을 모델링하여 수치해석을 수행해야 하는 번거로움이 있다. 기존 CHBDC의 휨모멘트 계산식을 8m 이상의 장지간 박스컬버트로 범위를 확대하여 수정, 보완함으로써 휨모멘트에 대한 간략한 계산식의 제안이 필요하게 되었다.

본 연구에서는 먼저 CHBDC의 계산식을 검토하고, 국내에서 시공되는 박스컬버트의 구조상세를 대상으로 지반-구조물 상호작용을 고려한 해석모델을 결정한 뒤, 주요 설계변수 도출을 위한 거동 분석과 다양한 시공조건을 고려한 수치해석의 결과를 근사화하여 박스컬버트의 휨모멘트 계산식을 제안하였다.

2. CHBDC(2000)의 지중강판 박스컬버트 모멘트 계산식

CHBDC에 규정된 지중강판 박스컬버트에 대한 모멘트 계산식은 Duncan et al.(1985)의 연구결과를 채택한 것으로서, 이는 알루미늄 박스컬버트에 대한 시공단계별 유한요소해석 및 현장계측을 통해 결정된 것이다. 그림 1과 표 1은 CHBDC의 지중강판 박스컬버트에 대한 기하상세 및 한계를 나타내고 있다. 즉, 박스컬버트는 3개의 구조요소(정점부, 헌치부, 측벽부)와 보강재로 구성되며, 컬버트의 지간(D_h)은 2.7 ~ 8.0m, 높이(R)는 0.8 ~ 3.2m, 토피고(H)는 0.3 ~ 1.5m로서 기하학적 한계가 규정되어 있다.

표 1. CHBDC 지중강판 박스컬버트의 기하한계

항 목	최소값	최대값
컬버트 높이 (R)	0.8m	3.2m
컬버트 지간 (D_h)	2.7m	8.0m
토피고 (H)	0.3m	1.5m

Type은 파형강판의 보강형식을 나타내는 기준으로 ASTM의 규정에 따르면 Type I, II, IV는 표준형 파형강판의 보강형식을, Type V는 대골형 파형강판의 보강형식을 나타낸다.

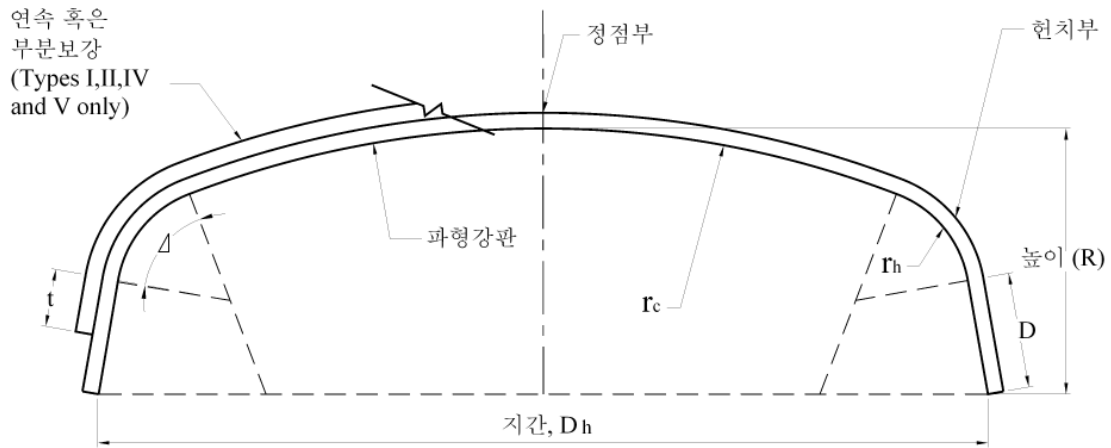


그림 1. CHBDC 지중강판 박스컬버트의 기하상세

Duncan et al.(1985)은 지반-구조물 상호작용을 고려한 2차원 유한요소해석을 통해 표 1의 기하학적 범위를 갖는 알루미늄 박스컬버트의 3단계 시공과정(최소 토피고까지의 뒷채움, 토피고까지의 뒷채움, 활하중 재하)에 따른 컬버트의 정점부 및 힌치부의 모멘트 계산식을 식(1)과 식(2)와 같이 제시하였다.

$$M_{cd} = \kappa M_D \quad (3)$$

$$M_{hd} = (1 - \kappa) M_D \quad (4)$$

$$M_{cl} = \kappa M_L \quad (5)$$

$$M_{hl} = (1 - \kappa) k_R M_L \quad (6)$$

여기서, κ 는 정점부 모멘트 분배계수 ($=0.70 - 0.0328D_h$), k_R 는 힌치부 모멘트 감소계수 ($=0.425H + 0.48 \leq 1.0$)를 각각 의미한다. 또한, M_D 는 정점부 및 힌치부에 발생하는 고정하중 모멘트 절대값의 합, M_L 은 정점부 및 힌치부에 발생하는 활하중 모멘트 절대값의 합을 의미하며, 식(7)과 식(8)에 의해 계산된다.

$$M_D = k_1 \gamma D_h^3 + k_2 \gamma (H - 0.30) D_h^2 \quad (7)$$

$$M_L = k_3 L_L D_h \quad (8)$$

여기서, γ 는 뒷채움 흙의 단위중량, L_L 은 활하중 크기, k_1 , k_2 , k_3 는 그림 2에 도시된 3가지 시공단계에 대한 모멘트 계수를 의미하며, 식(9)~식(11)에 의해 계산된다.

식(7)의 우변의 첫번째 항은 그림 2에 도시한 최소 토피고까지의 뒷채움에 의한 고정하중 모멘트, 두번째 항은 최소 토피고 상단으로부터 토피고 사이의 뒷채움에 의한 고정하중 모멘트를 각각 의미한다. 또한, 식(8)은 활하중 재하에 의한 모멘트 증분량을 의미한다.

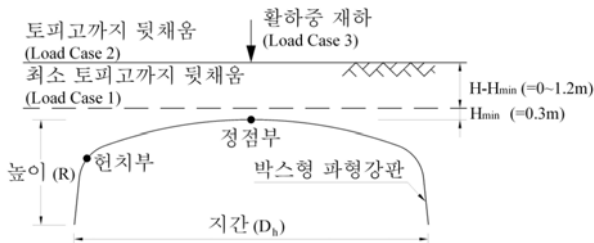


그림 2. 지중강판 박스컬버트의 3단계 시공과정

$$M_{cd} = \alpha_D M_{cd} + \alpha_L M_{cl} (1 + DLA) \quad (1)$$

$$M_{hd} = \alpha_D M_{hd} + \alpha_L M_{hl} (1 + DLA) \quad (2)$$

여기서, M_{cd} 는 정점부 모멘트, M_{hd} 는 힌치부 모멘트를 의미한다. α_D 는 고정하중 증가 계수($=1.25$), α_L 은 활하중 증가 계수($=1.75$), DLA 는 동적하중 계수로서 토피고가 2m이하의 경우 $DLA = -0.15H + 0.4$ 의 식으로부터 계산된다. 또한, M_{cd} , M_{hd} 는 정점부 및 힌치부의 고정하중 모멘트의 절대값, M_{cl} , M_{hl} 은 정점부 및 힌치부의 활하중 모멘트의 절대값을 각각 의미하며, 이러한 모멘트 값은 식(3)~식(11)에 의해 계산된다.

$$k_1 = 0.0053 - 0.00024(3.28D_h - 12) \quad (9)$$

$$k_2 = 0.053 \quad (10)$$

$$k_3 = \frac{0.08}{\left(\frac{H}{D_h}\right)^{0.2}} \quad (11-a)$$

여기서, $D_h \leq 6.0m$

$$k_3 = \frac{(0.08 - 0.002(3.28D_h - 20))}{\left(\frac{H}{D_h}\right)^{0.2}} \quad (11-b)$$

여기서, $6.0m \leq D_h \leq 8.0m$

CHBDC의 박스컬버트에 대한 모멘트 계산식은 대골형 과형강판을 적용한 장지간 지중강판 박스컬버트의 모멘트 계산에 적용시 다음과 같은 2가지 문제점을 내포하고 있다.

첫번째, 현재 건설되고 있는 박스컬버트에서는 주로 대골형 과형강판을 적용하고 있으나, CHBDC의 박스컬버트에 대한 모멘트 계산식은 알루미늄 박스컬버트에 대한 연구결과를 채택하였다는 점이다. 즉, 연성암거의 경우 구조적인 강성의 증대에 따라 컬버트의 모멘트 크기는 증가되기 때문에, 기존의 알루미늄 박스컬버트에 비해 재료 및 단면특성을 향상시킨 대골형 과형강판을 적용한 박스컬버트의 모멘트 계수는 수정되어야 할 것으로 판단된다.

두번째, CHBDC의 박스컬버트에 대한 모멘트 계산식을 적용할 수 있는 지간의 범위가 2.7~8.0m로 제한되어 있다는 점이다.

즉, 전술한 바와 같이 박스컬버트의 모멘트 계산식의 제안을 위한 Duncan et al.(1985)의 연구에서는 컬버트의 지간의 범위가 2.7~8.0m으로 한정되었으므로, 이러한 지간의 범위를 초과하는 컬버트에 대해서는 CHBDC에 규정된 모멘트 계수의 적용성을 검토해야 한다. 이러한 적용성 검토를 위한 일례로서, CHBDC에서 규정하고 있는 박스컬버트에 대한 뒷채움 모멘트 계수 k_1 을 지간 12m까지 확

장하면 모멘트 계수 k_1 은 약 10.5m 이상의 지간 범위에서는 부(-)의 값을 나타내게 된다. 이는 박스컬버트의 모멘트가 부(-)의 값을 갖도록 유도하게 된다. 그러나, 박스컬버트의 모멘트를 절대값으로서 산정하는 현행 CHBDC의 규정을 감안한다면, 모멘트가 부(-)의 값으로 산정되는 것은 불합리한 계산결과를 도출하는 것이다.

3. 수치해석 모델

지중강판 구조물은 얇은 강판으로 조립된 연성 구조물이므로 지반-구조물 상호작용에 의해 거동이 좌우된다. 따라서, 과거의 연구결과로부터 지중강판 구조물의 뒷채움 흙에 대하여, 뒷채움 흙의 비선형거동과 응력 의존적인 응력-변형을 관계(stress-dependent stress-strain relation)와 실제 뒷채움 시공과정이 반영된 전산구조 해석결과가 현장계측결과와 유사함이 입증된(Duncan, 1979; Duncan과 Chang, 1970) 암거구조물 전용해석 프로그램인 CANDE(1989)를 사용하여 지중강판 박스컬버트를 모델링하였다.

그림 3는 본 연구에서 적용한 지반-구조물 합성 구조계의 2차원 평면변형 조건을 고려한 유한요소 해석 모델이다. 뒷채움 흙은 Choi et al.(2004)의 수치해석 모델에서 적용한 비선형 거동과 응력의존적인 응력-변형을 관계를 갖는 Duncan과 Chang(1970)의 쌍곡선 모델(hyperbolic model)을 사용하였다. 이는 탄성계수와 체적계수로 표현되고 구속응력(confining stress)의 증가에 따라 커지는 특성을 갖고 있다. 시공과정은 13단계의 대칭적인 층요소(layer element)를 사용하여 유한요소해석 모델링에 반영하였다. 해석모델의 경계부는 컬버트의 거동에 영향을 미치지 않도록 충분히 떨어져 있어야 하므로, 과거의 연구결과(CANDE, 1989)를 참조하여 측면 경계조건은 컬버트의 지간만큼 떨어진 위치에서 롤러지점으로 모델링하고, 컬버트 하부의 경계조건은 컬버트에 보수적인 단면력을

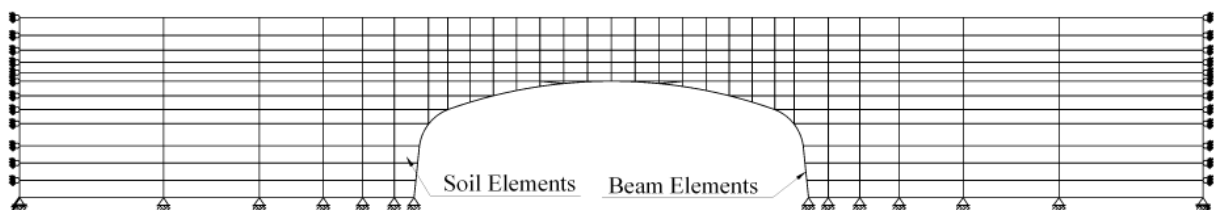


그림 3. 지반-구조물 합성구조계의 유한요소해석 모델링

유발하도록 힌지 지점으로 모델링하였다. 박스컬버트는 대골형(380×140mm) 파형강판을 사용하였으며, 2절점 보-기둥요소로 모델링하였다. 대골형 파형강판의 탄성계수 (E)는 $2 \times 10^5 MPa$, 포아송비 (ν)는 0.3, 단위중량은 $7850 kg/m^3$ 로 적용하였다. 또한, 대골형 파형강판인 경우에 정점부 및 힌치부의 보강형식은 ASTM Standard A964/A964M의 규정을 적용하였다. 즉, 그림 4에 도시한 바와 같이 정점부의 경우 컬버트의 종방향으로의 연속보강($s=762mm$), 힌치부의 경우 Class A 부분보강($s=1143mm$) 및 Class B 부분보강($s=1524mm$)을 채택 하였다. 표 2는 각각의 보강컬버트 단면에 등가의 누가단면(Cumulative section)을 적용한 단면특성을 나타낸 것이고 이러한 거동은 McCavour et al.(1998)의 현장계측으로부터 확인되었다. 활하중은 캐나다 트럭하중(HS-20)을 그림 5과 같이 2차선으로 채하된 4개의 후륜하중을 Boussinesq의 탄성이론을 적용하여 컬버트의 정점부에 동일한 응력을 유발하는 컬버트 종방향으로의 연속적인 등가 선하중으로 치환 하였으며, 이를 표 3에 토피고에 따라 나타내었다.

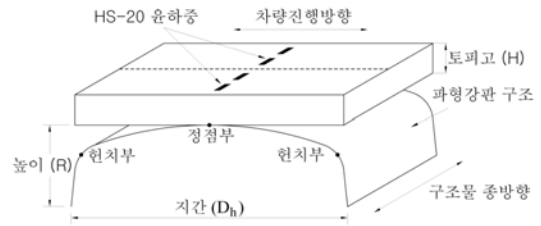


그림 5. HS-20 재하모델

표 3. HS-20에 대한 컬버트 정점부의 등가 선하중강도

토피고(m)	등가 선하중 강도(kN/m)
0.3	94.9
0.9	52.7
1.5	37.5

4. 휨거동 분석

지중강판 박스구조물은 곡률을 갖는 3개의 세그먼트로 구성되어 있는 일종의 아치구조물이다. 그러나, 아치구조물에 비해 박스구조물의 정점부는 상대적으로 큰 곡률반경을 갖고 있으므로, 압축력 보다는 휨모멘트가 주요한 설계 단면력으로 적용되고 있다. 또한, 지중강판 박스구조물은 얇은 두께의

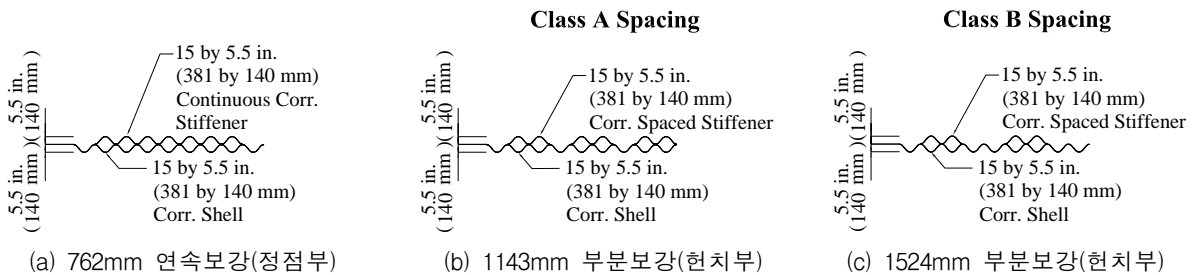


그림 4. 정점부 및 힌치부의 보강형식

표 2. 대골형(380×140mm) 지중강판의 단면제원

두께 (mm)	단면적 (mm ² /mm)			단면계수 (mm ³ /mm)			단면2차모멘트 (mm ⁴ /mm)		
	Crown	Haunch (Class A)	Haunch (Class B)	Crown	Haunch (Class A)	Haunch (Class B)	Crown	Haunch (Class A)	Haunch (Class B)
3.5	9.57	7.97	7.17	305.44	254.53	229.08	23 423.12	19 519.27	17 567.34
4.8	13.07	10.89	9.80	415.08	345.90	311.31	32 077.96	26 731.63	24 058.47
5.5	15.26	12.71	11.44	482.76	402.30	362.07	37.465.50	31 238.75	28 114.88
6.3	17.43	14.53	13.07	548.76	457.30	411.57	42 891.78	35 743.15	32 168.84
7.1	19.61	16.35	14.71	616.48	513.73	462.36	48 329.28	40 274.40	36 246.96

강판으로 조립된 연성 구조물이며, 낮은 토피고로 시공되므로 활하중 재하상태에서의 휨모멘트가 구조물의 거동을 좌우하게 된다. 따라서, 유한요소해석에 의한 지중강판 박스구조물의 휨거동의 분석을 통해 휨모멘트 산정에 있어서의 주요한 변수를 도출하고자 한다. 이 때, 장지간 지중강판 박스구조물에 대한 CHBDC의 휨모멘트 계산식의 타당성을 계산변수(calculation parameters)의 관점에서 검토하기 위해 해석대상 구조물의 지간의 범위는 5~12m로 확장하여 적용하였다.

본 절에서는 박스구조물의 휨모멘트가 구조물의 거동을 좌우하므로 구조물에 최대 휨모멘트를 유발시키는 조건에 대해 구조물의 기하형상, 구조물과 뒷채움 흙의 상대강성, 현치부 보강간격, 활하중의 재하 상태에 따른 영향에 대해서 살펴보고자 한다.

4.1 구조물의 기하형상

박스구조물에 대한 CHBDC의 휨모멘트 계산식에서는 구조물에 기하형상 (Rise/Span, 이하 R/D_h)에 대한 영향이 고려되지 않고, 지간(D_h)에 대한 함수로만 구성되어 있다. 그러나 실제 시공되고 있는 박스의 기하형상에는 R/D_h 이 0.4에서 0.6 사이인 높은 박스구조물(high rise box)과 R/D_h 이 0.2에서 0.4사이인 낮은 박스구조물(low rise box)의 두 종류가 있다. 이러한 기하형상이 박스구조물의 휨모멘트에 어떤 영향을 미치는지 알아보기 위하여, 본 연구에서는 R/D_h 이 0.3인 낮은 박스구조물과 R/D_h 이 0.5인 높은 박스구조물을 채택하여, 동일한 해석조건인 아치구조물과 비교, 검토하여 그림 6에 지간에 대한 합모멘트(M_{High}/M_{Low})로 도시하였다. 해석결과 아치구조물은 지간이 증가함에 따라 모멘트가 높은 아치구조물이 낮은 아치구조물보다 최고 1.7배 큰 결과를 보이는 반면, 박스구조물의 경우에는 높은 박스구조물이 낮은 박스구조물보다 1.1배에서 0.9배로 모멘트 차이가 미소하여 CHBDC에서 이러한 기하형상의 영향을 모멘트 계산식에 반영하지 않은 것은 타당하다고 판단된다.

또한, 구조물의 기하형상에 대해 높은 박스구조물의 경우 초기 뒷채움 시공단계에서 정점부의 부모멘트가 크게 발생하고, 활하중 재하시 정모멘트가 발생하여, 최종 정모멘트는 작아진다. 하지만

낮은 박스구조물에서는 뒷채움 흙에 의해 정점부 정모멘트가 적게 발생하고, 활하중 재하시 정모멘트가 크게 발생하여, 최종 정모멘트는 높은 박스구조물에 비해 크게 발생하게 된다. 따라서, 본 연구에서는 보수적인 설계를 위해 낮은 박스구조물의 기하형상을 채택하였다.

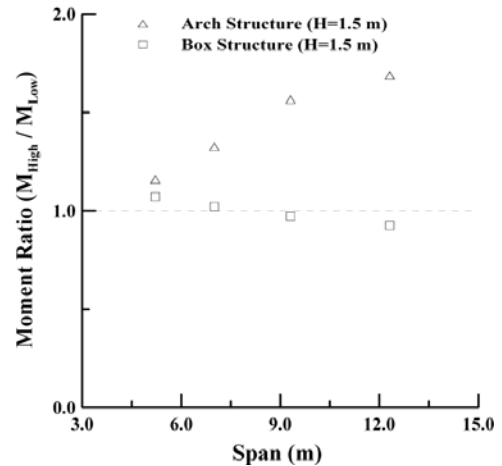


그림 6. 기하형상에 따른 합모멘트비 (M_{High}/M_{Low})

4.2 구조물과 뒷채움 흙의 상대강성

지중강판 아치구조물에서는 모멘트 계산시에 지반-구조물 상대강성비(N_f)를 고려하고 있는 반면, 지중강판 박스구조물에 대한 CHBDC의 모멘트 계산식에서는 이러한 영향을 고려하지 않고 있다. 그러나 본 연구에서는 박스구조물이 3세그먼트 아치라는 관점에서 박스구조물과 아치구조물에 있어서 이러한 상대강성비가 구조물의 모멘트에 미치는 영향을 검토하였다. 뒷채움 흙은 강성이 가장 작은 Silty Clay인 CL90과 강성이 가장 큰 Coarse Aggregate인 CA105에 대하여(Musser, 1989), 구조물강성 변화의 검토는 본구조물과 보강판 모두 강판 두께가 가장 얇은 3mm와 가장 두꺼운 7mm에 대하여 지간에 대한 합모멘트비(M_{CL90}/M_{CA105} , $M_{t=7mm}/M_{t=3mm}$)로 산정하여 비교하였다. 해석시 토피고는 대골형 파형강판을 적용한 아치구조물의 최소토피고가 1.5m이기 때문에 동일 조건에서 비교 검토하기 위해 박스구조물의 토피고를 1.5m로 적용하였다(Abdel-Sayed et al., 1994).

그림 7와 그림 8에 뒷채움 흙의 상대강성 변화와 구조물 강성변화에 따른 모멘트비를 박스구조물과 아치구조물을 비교하여 지간에 대한 모멘트비로 나타내었다.

그림 7의 결과에서 보듯 동일한 하중조건에서 CL90을 적용하였을 때의 모멘트가 CA105를 적용하였을 때의 모멘트보다 아치구조물은 1.8에서 최고 2.7배 더 크게 발생하였고, 박스구조물에서는 1.05에서 최대 1.25배 더 크게 발생하였다. 이는 박스구조물에서 뒷채움 흙의 상대강성 변화가 아치구조물에 비해 모멘트의 변화가 매우 작다는 것을 의미한다.

그림 8의 결과에서 보면 강판 두께가 두꺼울수록 모멘트값은 아치구조물에서는 1.3에서 최고 1.5배 증가하는 반면, 박스구조물에서는 두꺼운 강판을 사용한 구조물에서 최대 1.1배 더 큰 모멘트를 발생하고 있음을 보여주고 있다.

이상의 결과에서 박스구조물의 모멘트는 구조물 강성보다 흙의 종류에 좀 더 민감하게 반응하고 있고, 지간이 증가함에 따라서 그 차이가 증가하는 경향을 보이고 있으나, 아치구조물에 비해 그 값은 미소함을 알 수 있으며, CHBDC의 모멘트 계산식에서 지반-구조물 상대강성비를 설계변수로 고려하지 않은 것은 타당하다고 판단된다.

따라서, 본 연구에서는 구조물에 가장 큰 모멘트를 발생하도록 뒷채움 흙은 CL90을, 본 구조물과 보강구조물에 7mm두께의 강판을 적용하기로 한다.

4.3 현처부 보강간격

박스구조물에서는 ASTM Standard A964/964M의 규정에 따라 정점부는 연속적인 보강(762mm 보강)을, 현처부는 불연속적인 보강(1143mm 보강 또는 1524mm 보강)을 하고 있다. 이러한 경우에 현처부를 보강하는 방법에 따라서 단면계수(A, I)가 변화하기 때문에 현처부와 정점부의 상대강성에 영향을 미치게 되므로, 본 절에서는 현처부 보강간격에 따른 정점부와 현처부의 모멘트 경향에 대해 검토해 보고자 한다. 해석시 구조물에 최대 휨모멘트를 유발시키기 위해 강판 두께는 7mm, 정점부는 762mm 보강간격을, 뒷채움 흙은 CL90, 그리고 활하중은 HS-20 활하중의 등가 선하중 강도(표 3)를 적용하였다.

그림 9에 토피고 0.3m와 1.5m에 대한 정점부와 현처부 모멘트의 절대값을 도시하였다. 그림에서

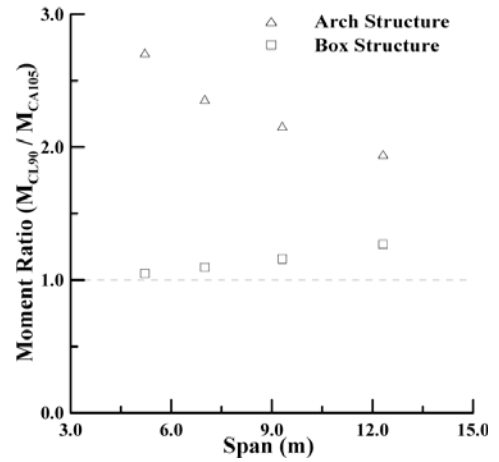


그림 7. 뒷채움 흙의 강성에 대한 모멘트비 (M_{CL90} / M_{CA105})

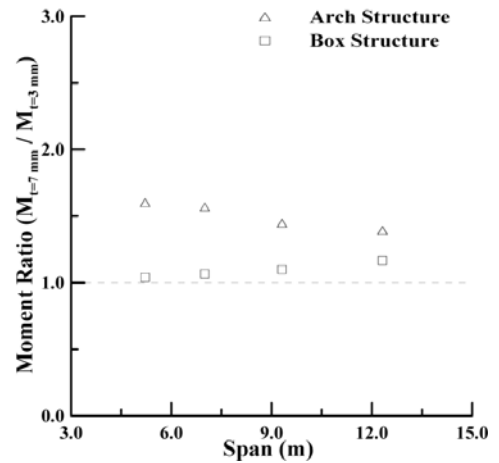


그림 8. 구조물강성에 대한 모멘트비 ($M_{t=7mm} / M_{t=3mm}$)

토피고에 관계없이 정점부 휨모멘트는 1524mm 보강을 한 경우가 더 크고, 현처부 휨모멘트는 1143mm 보강을 한 경우가 더 크게 나타나고 있으나 그 값은 5kN 내외의 미소한 차이를 보이고 있다. 그림 10에 각 지간별로 현처부 보강간격에 따른 합모멘트비($M_{s=1143mm} / M_{s=1524mm}$)를 나타내고 있다. 해석 결과 두가지 보강간격에 따른 합모멘트비의 분포가 1에 근접하여 차이가 거의 없음을 알 수 있어 보강형식을 어느 것을 사용해도 그 결과 값의 차이는 미소하므로 본 연구에서는 모멘트 계수를 산정하는데 있어서 현처부에 1524mm 보강간격을 적용하기로 한다.

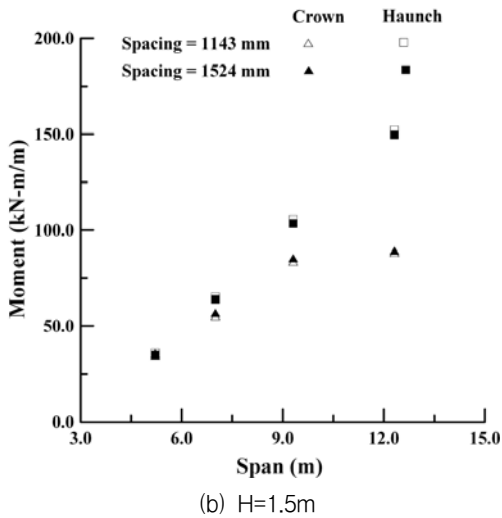
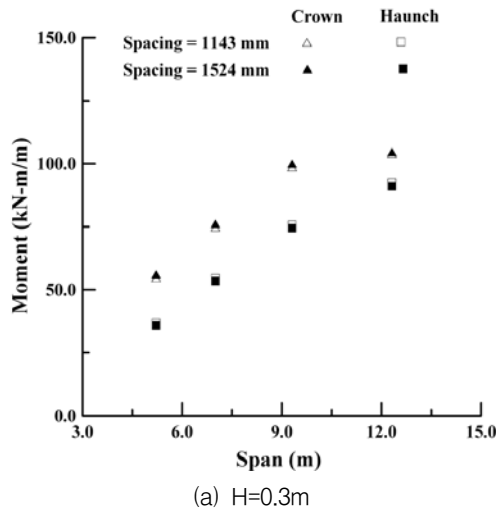


그림 9. 현치부 보강간격에 따른 정점부와 현치부의 모멘트 분포

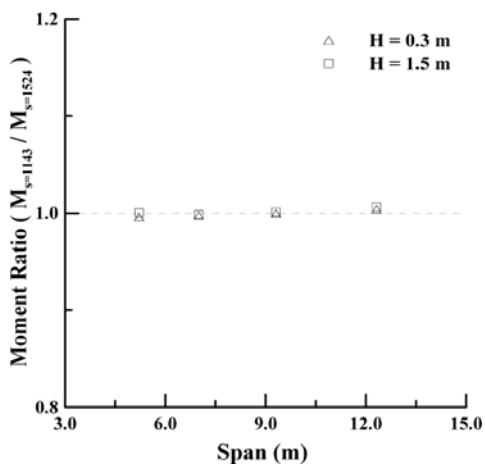
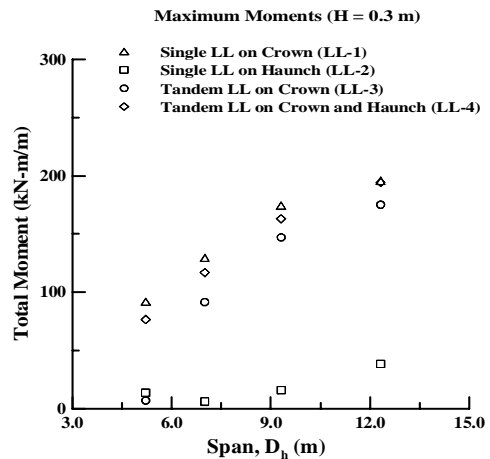


그림 10. 현치부 보강간격에 따른 합모멘트 비 ($M_{s=1143mm} / M_{s=1524mm}$)

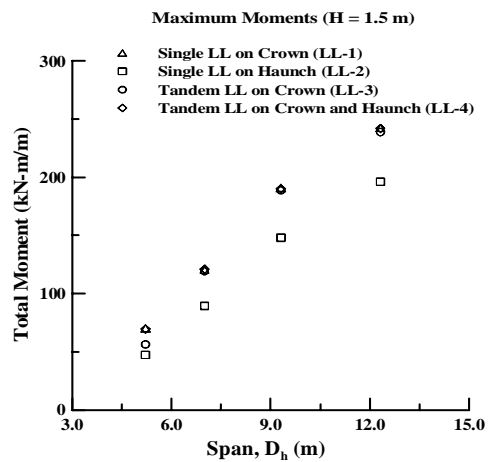
4.4 활하중 재하

구조물의 활하중(HS-20)에 대해서는 최대 휨모멘트가 발생할 수 있는 하중 재하 조건인 정점부 1축 재하(LL-1), 현치부 1축 재하(LL-2), 정점부 2축 재하(LL-3), 정점부와 현치부에 2축 재하(LL-4)의 네가지 경우에 대하여 토피고가 0.3m와 1.5m인 경우에 대하여 검토해보고, 그 결과를 시간에 따라 정점부와 현치부의 모멘트 절대값인 합모멘트로 그림 11에 도시하였다.

해석 결과 시간이 길어짐에 따라 합모멘트가 증가하는 경향을 보이고 있으며, 토피고와는 관계없이 항상 정점부 1축 재하(LL-1)시에 구조물에 최대 휨모멘트가 발생하고 있으므로, 본 연구에서는 보수적인 설계를 위해 가장 큰 휨모멘트를 유발하는 정점부 1축 재하(LL-1)를 적용하기로 하였다.



(a) H=0.3m



(b) H=1.5m

그림 11. HS-20 활하중 재하조건에 따른 합모멘트 분포

5. CHBDC(2000) 휨모멘트 계산식에서의 계수 제안

본 연구에서는 국내 및 북미지역에서 시공되는 박스컬버트의 구조상세를 대상으로 최근에 주로 시공되고 있는 대골형 강관을 사용하고 적용지간을 약 12m까지 적용하여 수치해석을 수행하였다. 주요 설계변수를 도출하기 위해 3단계의 시공단계를 고려하여 거동분석을 수행하였으며, 박스컬버트를 3개의 세그먼트로 구성된 일종의 아치구조물이라 고려하여 아치구조물에서 휨모멘트 계산식에 고려되었던 구조물의 기하형상, 구조물과 뒷채움 흙의 상대강성, 현치부 보강간격, 활하중에 대한 영향을 평가하였다.

해석결과 아치구조물과는 달리 박스구조물의 휨모멘트는 기하형상과 상대강성에 대한 영향이 미비하였고, 현치부 보강형식에 따른 휨모멘트의 차이가 거의 없음을 알 수 있었다.

본 연구에서는 이러한 수치해석 결과를 고려하여 가장 보수적인 설계를 위해 박스구조물의 휨모멘트를 최대로 일으키는 강관두께 7mm, 뒷채움 흙은 강성이 가장 작은 Silty Clay인 CL90(Musser, 1989), 현치부 보강간격은 1524mm, 낮은 박스구조물, 활하중은 정점부 1축 재하를 대상으로 최대 휨모멘트를 일으키는 하중조건에서 기존 설계식의 계수를 새롭게 제안한다.

5.1 고정하중 모멘트 계수 k_1 , k_2 의 제안

뒷채움 흙의 고정하중에 의한 컬버트의 모멘트 계산식은 다음과 같다.

$$M_D = k_1 \kappa D_h^3 + k_2 \gamma (H - H_{\min}) D_h^2 \quad (12)$$

여기서, γ 는 뒷채움 흙의 단위중량, D_h 는 컬버트의 지간, H 는 토피고, H_{\min} 은 컬버트의 최소토피고인 0.3m를 나타낸다. 식(12)의 우변에서 첫번째항은 최소토피고 H_{\min} 까지의 뒷채움에 의한 모멘트를, 두번째항은 H_{\min} 에서 토피고까지 뒷채움에 의한 모멘트를 의미한다. 좌변의 M_D 는 정점부와 현치부의 모멘트 절대값의 합인 휨모멘트를 나타내고 있다. 식(12)를 $(H - H_{\min})$ 의 함수로 가정할 때 M_D 에 대하여, $k_1 \gamma D_h^3$ 은 y 절편이고, $k_2 \gamma D_h^2$ 은 기울기가 됨을 알 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 8가지

의 지간($D_h = 3.865\text{m}, 5.215\text{m}, 6.165\text{m}, 7\text{m}, 7.945\text{m}, 9.31\text{m}, 10.515\text{m}, 12.315\text{m}$)에 대하여, H 를 0.3m, 0.9m, 그리고 1.5m(즉, $H - H_{\min}$ 이 0m, 0.6m, 그리고 1.2m)에 대한 모멘트 값을 수치해석을 통해 구하여 각 지간에 대한 해석 결과를 절편과 기울기로 분리하여 최소자승법을 이용, 보간하여 직선의 방정식을 구하였으며, 모든 지간에서 보간 다항식의 신뢰도는 98%이상이었다.

그림 12는 8가지 지간에 대하여 $k_1 \gamma D_h^3$ 과 y 절편 값을 같게 하여 구한 k_1 값을 나타내었고 CHBDC에서 사용하는 k_1 과 제안된 k_1 에 대한 공식을 비교하여 도시하였다. 그림에서 CHBDC에서 제안한 값은 지간의 증가에 따라 계속 감소하여, 지간이 10m를 초과할 경우에 음의 부호를 갖는 불합리한 결과를 초래하게 된다. 본 연구에서는 계수 k_1 을 최소자승법을 이용, 지간 (D_h)에 대한 함수로 보간하여 다음과 같이 제안하였다.

$$k_1 = 0.005 - 0.0003 D_h \quad (13)$$

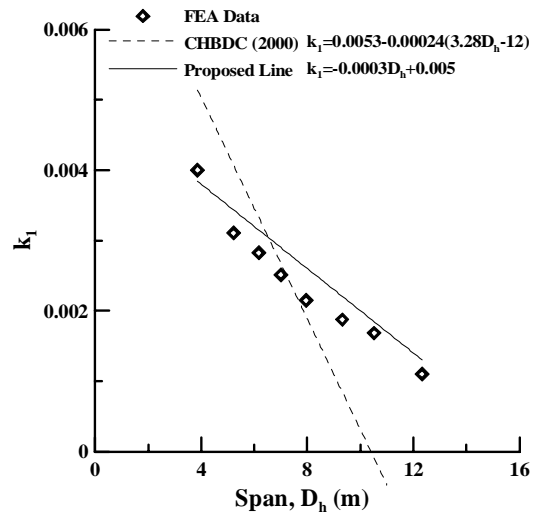


그림 12. 모멘트 계수 k_1 의 제안

또한, 그림 13은 8가지 지간에 대하여 $k_2 \gamma D_h^2$ 과 M_D 의 기울기를 같게 하여 구한 k_2 값을 나타내었고 CHBDC에서 사용하는 k_2 와 제안된 k_2 에 대한 공식을 비교하여 도시하였다. CHBDC에서는 k_2 를 0.053의 상수로 제안하였으나, 그림에서와 같이 지간에 따라 k_2 가 감소하는 경향이 명확하게 나타나고 있다. 따라서, 본 연구에서는 계수 k_2 를 최소자승법을 이용, 지간 (D_h)에 대한 함수로 보간하여 다

음식과 같이 제안하였다.

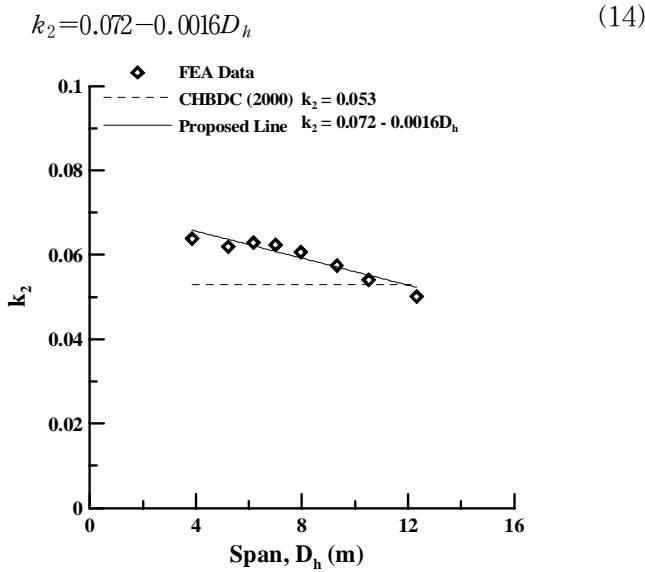


그림 13. 모멘트 계수 k_2 의 제안

본 연구에서 제안된 계수식 k_1 , k_2 를 적용하여 구한 토피고별 지간에 따른 고정하중에 대한 합모멘트를 CHBDC의 모멘트 계산식과 함께 그림 14에 도시하였다.

그림 14에서 알 수 있듯이 지간 8m부근까지는 유사한 경향을 보이다가 지간이 증대됨에 따라서 크게 차이가 생기고, 특히 토피고가 0.3m인 컬버트의 경우에는 10m를 상회하는 지간에서는 부(-)의 모멘트값을 산정하게 되므로, 합모멘트가 정점부와 헌치부의 모멘트 절대값의 합이라는 기본 가정에 위배되게 된다. 반면 본 연구에서 제안한 휨모멘트 계산식은 지간 8m 이하뿐만 아니라, 그 이상의 지간에서도 수치해석 결과와 거의 일치하는 경향을 보여주고 있다.

5.2 활하중 모멘트 계수 k_3 의 제안

활하중에 의하여 컬버트에 발생하는 모멘트는 식(15)로 계산한다.

$$M_L = k_3 L_L D_h \quad (15)$$

여기서, L_L 은 활하중 크기, D_h 는 지간을 나타낸다. 계수 k_3 는 CHBDC에서 (11-a), (11-b)로 계산되어 진다.

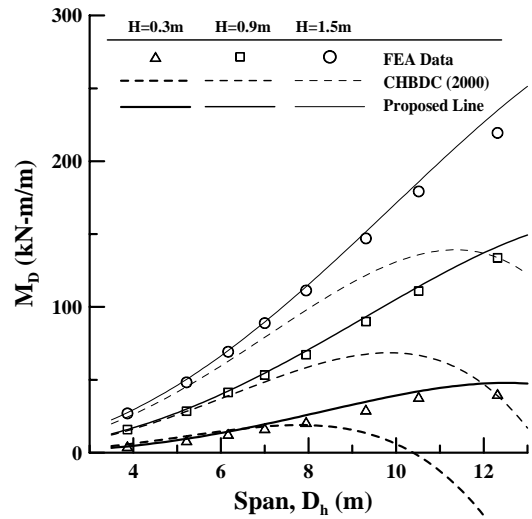


그림 14. 토피고별 지간에 따른 고정하중 모멘트

본 연구에서는 모멘트 계수 k_3 에 대하여 다음과 같이 두 가지의 방법으로 제안하고자 한다.

(1) 계수 k_3 제안식 1

본 연구에서 k_3 는 CHBDC 계산식과 같이 계수 분모의 H/D_h 의 지수를 0.2인 상수로 보고, 식(16)과 같이 가정하여 계산하고자 한다.

$$k_3 = \frac{aD_h + b}{(H/D_h)^{0.2}} \quad (16)$$

여기서, a , b 는 다음과 같은 과정으로 구할 수 있다. 식(16)를 식(15)에 대입하여 양변을 $L_L D_h (H/D_h)^{0.2}$ 로 나누고, 이것을 지간 6m를 기준으로 나누어 최소자승법으로 보간하여 지간 (D_h)의 함수로 식(17-a)와 (17-b)와 같이 제안한다.

$$k_3 = \frac{0.0952}{(H/D_h)^{0.2}} \quad \text{여기서, } D_h \leq 6.0m \quad (17-a)$$

$$k_3 = \frac{(-0.0033D_h + 0.115)}{(H/D_h)^{0.2}} \quad \text{여기서, } 6.0m \leq D_h \leq 12.0m \quad (17-b)$$

(2) 계수 k_3 제안식 2

CHBDC 계산식에서 계수 k_3 의 분자는 지간 (D_h)

의 함수이고, 분모는 토피고와 지간의 비 (H/D_h)의 함수가 된다. 따라서, 본 연구에서는 계수 k_3 를 식 (18)과 같이 가정하여 계산하고자 한다.

$$k_3 = \frac{aD_h + b}{(H/D_h)^\alpha} \quad (18)$$

여기서, a , b , α 는 다음과 같은 과정으로 구할 수 있다. 식(18)를 식(15)에 대입하고 양변에 $L_1 D_h$ 를 나누고 \log 를 취하면 식(19)과 같이 된다. 식(19)를 1차 함수라 하면 기울기를 α , y절편을 $aD_h + b$ 로 고려하고 이것을 최소자승법으로 보간하여, k_3 계산식의 분자를 상수로 제안하고 분모의 H/D_h 의 지수를 보간 다항식을 적용하여 지간 (D_h)의 함수로 식 (20)과 같이 제안한다.

$$\log\left(\frac{M_L}{L_1 D_h}\right) = \log(aD_h + b) - \alpha \log(H/D_h) \quad (19)$$

$$k_3 = \frac{0.0875}{(H/D_h)^\alpha} \quad D_h \leq 12.0m \quad (20)$$

여기서, $\alpha = 0.303 - 0.012D_h$ 이다.

그림 15에는 수치해석을 통해 구간 값, CHBDC에서 제안한 값, 두가지 방법으로 제안된 k_3 를 토피고별 지간에 따라 도시하였다. CHBDC식은 토피고와 지간에 따라 수치해석 결과와 상당히 다른 반면 2가지 방법으로 제안된 식은 수치해석 결과와 최대 10%미만의 차이를 발생하였다.

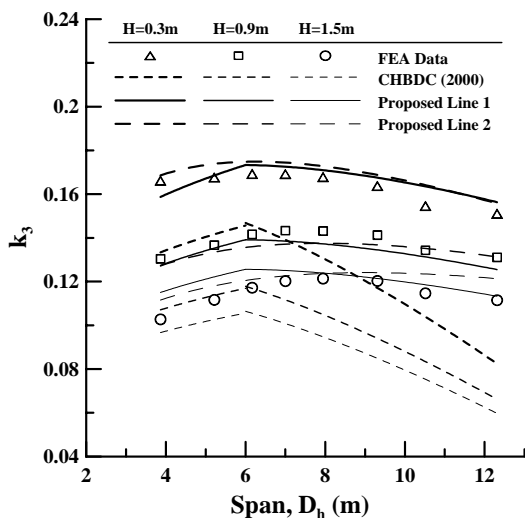


그림 15. 토피고별 지간에 따른 모멘트 계수 k_3

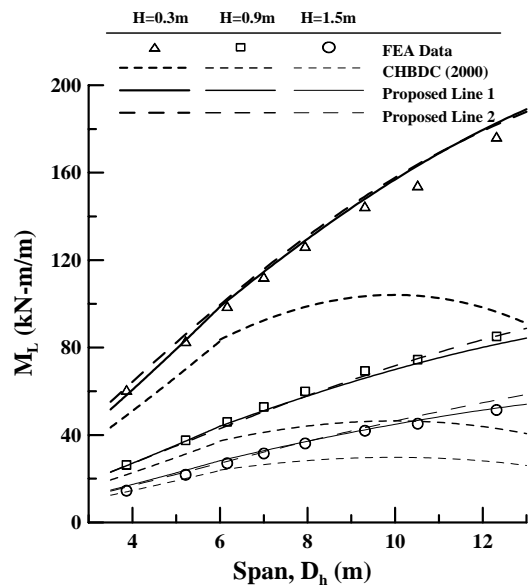


그림 16. 토피고별 지간에 따른 활하중 모멘트

그림 16은 지간에 따른 활하중에 의한 모멘트 M_L 을 토피고 0.3m, 0.9m, 1.5m로 구분하여 도시하였다. 점선은 CHBDC에서 제안하고 있는 모멘트 값을 실선은 새롭게 제안된 식을 적용한 모멘트 값을 나타낸다.

그림 16에서 제안된 식을 적용한 모멘트 값은 수치해석 결과와 잘 일치하고 있는 반면, CHBDC의 모멘트 계산식은 컬버트에서 발생하는 모멘트를 과소평가하고 있으며, 지간이 8m를 넘어가는 경우에는 그 차이가 2배 이상 나는 경우도 발생하였다. 제안된 식을 적용한 모멘트 값은 수치해석 결과와 최대 5%정도의 차이만 발생하고 있으므로, 두 방법 모두 활하중에 의해 컬버트에 발생하는 모멘트를 계산하는데 적합하다고 판단된다.

5.3 정점부 모멘트 분배 계수 k 의 제안

2장에서 언급한 바와 같이 지중강관 박스컬버트의 설계시에는 정점부와 현치부에 대하여 각각 작용하는 휨모멘트에 대하여 단면의 안정성을 검토하고 있다. 그러나, 모멘트 계산식에서 구해진 모멘트 값은 정점부 및 현치부 모멘트의 절대값의 합인 합모멘트이므로, 정점부 모멘트 분배계수 (k)에 의해서 정점부와 현치부의 모멘트 절대값으로 분배된다. k 는 지간 (D_h)의 함수로서 CHBDC에서는 식(21)과 같이 제안하고 있다.

$$\kappa = \frac{M_{crum}}{M_{total}} = 0.70 - 0.0328D_h \quad (21)$$

그림 17에 본 연구의 수치해석을 통해 모멘트 분배계수를 계산하여 컬버트의 지간 (D_h)과 토피고 (H)에 따른 분포를 도시하였다. 그림에서 점선은 CHBDC에서 제안한 식(21)을 나타내고 있다.

그림 17에서 토피고와 지간이 증가함에 따라서 κ 가 감소하는 경향을 보이고 있다. 여기서 CHBDC의 계산식은 지간이 8m 이상으로 증가하게 되면 현저하게 낮은 값이 산출되므로, 지간에 대한 함수만으로 계산식이 구성되는 것은 불합리하다고 판단된다. 따라서, 본 연구에서는 컬버트의 지간 (D_h) 뿐만 아니라 토피고(H)까지 고려할 수 있도록 다음과 같은 식(22)을 제안하였다.

$$\kappa = (0.648 - 0.0094D_h)(1.0412 - 0.183H) \quad (22)$$

5.4 현처부 모멘트 감소계수 k_R

2장의 식(6)에서와 같이 CHBDC에서는 현처부에 발생하는 활하중 모멘트를 계산할 때 현처부에 모멘트 감소계수 (k_R)를 적용하고 있다. k_R 은 2차원 수치해석에서 종방향의 활하중 분포를 고려하지

못하고 있기 때문에, 낮은 토피고에서 현처부의 모멘트가 과대평가되고 있는 것을 보정하기 위하여 사용한다. k_R 은 토피고에 대한 함수로서 실구조물의 현장 재하시험으로부터 얻어진 결과이며 식(23)와 같이 제안되었다(Duncan et al., 1985).

$$k_R = 0.425H + 0.48 \leq 1.0 \quad (23)$$

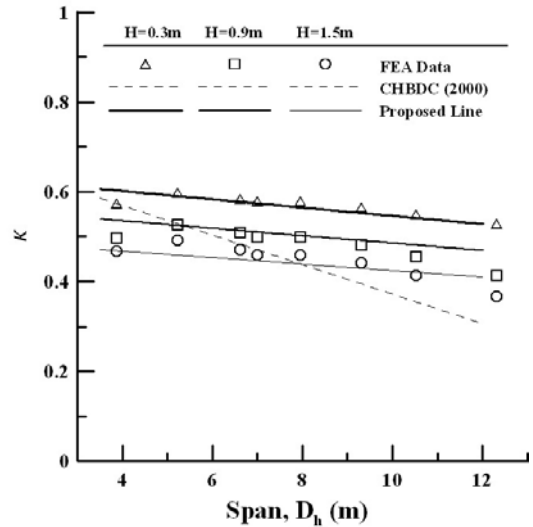


그림 17. 지간과 토피고에 따른 모멘트 분배계수 분포

표 4. CHBDC(2000)와 제안식의 비교

항 목	CHBDC(2000)	제안식 1	제안식 2
M_D	$M_D = k_1 \gamma D_h^3 + k_2 \gamma (H - 0.30) D_h^2$		
	$k_1 = 0.0053 - 0.00024(3.28D_h - 12)$ $k_2 = 0.053$	$k_1 = -0.0003D_h + 0.005$ $k_2 = -0.0016D_h + 0.072$	
M_L	$M_L = k_3 L_1 D_h$		
	$k_3 = \frac{0.08}{\left(\frac{H}{D_h}\right)^{0.2}}$ $D_h \leq 6.0m$	$k_3 = \frac{0.0952}{\left(\frac{H}{D_h}\right)^{0.2}}$ $D_h \leq 6.0m$	$k_3 = \frac{0.0875}{\left(\frac{H}{D_h}\right)^{\alpha}}$ $\alpha = 0.303 - 0.012D_h$ $D_h \leq 12.0m$
$k_3 = \frac{(0.08 - 0.002(3.28D_h - 20))}{\left(\frac{H}{D_h}\right)^{0.2}}$ $6.0m \leq D_h \leq 8.0m$	$k_3 = \frac{(-0.0033D_h + 0.115)}{\left(\frac{H}{D_h}\right)^{0.2}}$ $6.0m \leq D_h \leq 12.0m$		
정점부 모멘트 분배계수	$\kappa = 0.70 - 0.0328D_h$	$\kappa = (0.648 - 0.0094D_h)(1.0412 - 0.183H)$	
현처부 모멘트 감소계수	$k_R = 0.425H + 0.48 \leq 1.0$		

5.5 CHBDC(2000)과 제안식 비교

지중강관 박스컬버트의 휨모멘트 계산식 중 본 논문에서 제안한 계수식 k_1, k_2, k_3, κ 를 CHBDC(2000)과 비교하면 표 4와 같다. 활하중 모멘트계수 k_3 에 대해서는 CHBDC와 같이 지간을 구분하여 제안한 제안식 1과 전지간에 대한 제안식 2로 구분하였다. 한편, 활하중 모멘트 계산시 적용되는 현치부 모멘트 감소계수(k_R)은 실구조물의 현장 재하시험으로부터 얻어진 식이기 때문에 본 논문에서는 다루지 않았다.

6. 결론

본 연구에서는 CHBDC(2000)에서 적용중인 지중강관 박스컬버트의 휨모멘트 설계식을 검토하였다. 국내 및 북미지역에서 시공되는 박스컬버트의 구조상세를 대상으로 최근에 주로 시공되고 있는 대골형 강관을 사용하고 적용지간을 약 12m까지 적용하여 수치해석을 수행하였다. 주요 설계변수를 도출하기 위해 3단계의 시공단계를 고려하여 거동 분석을 수행하였으며, 박스컬버트를 3개의 세그먼트로 구성된 일종의 아치구조물이라 고려하여 아치구조물에서 휨모멘트 계산식에 고려되었던 구조물의 기하형상, 구조물과 뒷채움 흙의 상대강성에 대한 영향을 평가했다. 또한 박스컬버트에서 적용중인 ASTM의 보강형식 중 현치부의 1143mm보강형식과 1524mm보강형식의 영향을 평가했다. 해석결과 아치구조물과는 달리 박스컬버트의 휨모멘트는 기하형상과 상대강성에 대한 영향이 미비하였고, 현치부 보강형식에 따른 정점부와 현치부의 절대값의 합인 합모멘트의 차이가 거의 없음을 알 수 있었다. 또한 박스컬버트에서 적용중인 ASTM의 보강형식 중 현치부의 1143mm보강형식과 1524mm보강형식의 영향을 평가했다. 해석결과 아치구조물과는 달리 박스컬버트의 휨모멘트는 기하형상과 상대강성에 대한 영향이 미비하였고, 현치부 보강

형식에 따른 정점부와 현치부의 절대값의 합인 합모멘트의 차이가 거의 없음을 알 수 있었다.

본 연구에서는 이러한 결과를 고려하여 가장 보수적인 설계를 위해 박스컬버트의 휨모멘트를 최대로 일으키는 강관두께 7mm, 뒷채움 흙은 강성이 가장 작은 Silty Clay인 CL90, 현치부 보강 1524mm, 낮은 박스컬버트를 대상으로 최대 휨모멘트를 일으키는 하중조건에서 기존 설계식의 계수 k_1, k_2, k_3, κ 를 새롭게 제안하였다. 특히 활하중 모멘트를 산정하는 k_3 에 대해서는 CHBDC와 같이 계수 분모의 H/D_h 의 지수를 상수로 보고 계산하여 지간 6m를 기준으로 구분하여 지간의 함수로 제안한 제안식 1과, 제안식 1과 달리 계수 분모의 H/D_h 의 지수를 미지수로 하여 전지간에 대해 제안한 제안식 2로 제안하였다.

해석 결과 CHBDC에서 제안하고 있는 모멘트는 지간이 8m를 넘을 경우 수치해석 값보다 2배 이상 작게 계산되는 반면, 새롭게 제안된 모멘트 계수식을 적용한 박스컬버트의 휨모멘트는 지간 약 12m까지 수치해석 결과와 비교해서 5%미만의 거의 일치하는 값을 보여주어 제안식 1, 2 모두 모멘트를 계산하는데 적합하다고 판단된다.

이렇게 기존의 CHBDC의 식이 향상된 재료적 성능을 반영하지 못하고 지간이 8m로 제한된 것에 반해, 새롭게 제안된 모멘트 계수식을 적용한 지중강관 박스컬버트의 휨모멘트 설계식은 대골형 파형강관의 향상된 성능을 반영하여 지간 약 12m까지 적용할 수 있었으며 추후 휨강도에 대한 안전율까지 확보할 수 있다면 보다 안전한 장지간 지중강관 박스컬버트의 건설에 기여할 수 있을 것으로 사료된다.

또한, 본 논문은 현재 지방 규정에 따른 설계방법에 대한 것에 국한하고 있으므로 향후 좌굴이나 다른 설계인자에 대한 추가적인 연구가 필요할 것으로 사료된다.

(접수일 : 2006. 1. 19. 심사완료일 : 2006. 2. 21.)

참 고 문 헌

1. Abdel-Sayed, G., Bakht, B., Jaeger, L.G.(1994), Soil-Steel Bridge: Design and Construction. McGraw-Hill, Inc.
2. American Association of State Highway and Transportation Officials(AASHTO, 1996), Standard Specification for Highway Bridges, Washington, D.C.
3. Canadian Standards Association(2000), Canadian Highway Bridge Design Code, Ministry of Transportation of Canada, Canada.

4. Choi, Dong-Ho, Kim, Gi-Nam, Byrne, Peter M.(2004), Evaluation of moment equation in the 2000 Canadian highway bridge design code for soil-metal arch structures. Canadian Journal of Civil Engineering, 31/2, pp. 281~291.
5. Duncan, J.M., Seed, R.B., and Drawsky, R.H.(1985), Design of Corrugated Metal Box Culverts. Transportation Research Record 1008, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, DC, pp. 33~41.
6. Duncan, J.M.(1979), Behavior and Design of Long-Span Metal Culverts. Journal of the Geotechnical Engineering Division, Vol. 105, No. 3, pp. 399~418.
7. Duncan, J.M. and Chang, C.Y.(1970), Nonlinear Analysis of Stress and Strain in Soils. ASCE Journal of Geotechnical Division, 95(GM5), pp. 1629~1653.
8. Katona, M.G., Smith, J.M., Odello, R.S., and Allgoog, J.R.(1976), CANDE-A Modern Approach for Structural Design and Analysis of Buried Culverts. FHWA-RD-77-5.
9. McCavour, T.C., Byrne P.M., and Morrison, T.D.(1998), Long-Span Reinforced Steel Box Culverts. Transportation Research Record 1624, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, DC, pp. 184~195.
10. Musser, S.C.(1989), CANDE-89 - Culvert analysis and design computer program. User manual. FHWA-RD-89-169, Federal Highway Administration, Washington, D.C.
11. Standard Specification for Transportation Materials and Methods of Sampling and Testing(ASTM, 1998), American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, D.C. 11.