

시공중 강사장교의 극한거동에 대한 해석적 연구

Analytical Study for Ultimate Behavior of Steel Cable-stayed Bridges under Construction Stage

이 주 탁¹⁾ · 김 승 준²⁾ · 김 종 민³⁾ · 최 준 호⁴⁾ · 강 영 종⁵⁾

Lee, Joo Tak · Kim, Seung Jun · Kim, Jong Min · Choi, Jun Ho · Kang, Young Jong

요약: 본 연구는 데릭크레인과 인양중인 새그먼트 자중에 의한 외력이 작용하는 시공중인 폐합 직전 사장교의 기하비선형성 및 재료 비선형성을 고려한 비선형 해석을 통해 극한 거동을 규명하였다. 시공중 사장교의 상태를 수치적으로 구현하기 위해 초기형상 해석과 역방향 시공단계 해석을 순차적으로 진행하였고, 이후에는 데릭크레인 및 인양중인 새그먼트 자중을 중앙경간 최 측단에 재하 하여 폐합 전 강사장교의 주요한 거동을 모사하였다. 또한 주요 매개변수에 따른 극한거동 및 극한하중계수의 변화를 정량적으로 분석하기 위한 방법으로 주탑-거더 간 강성비와 케이블 면적을 변화하면서 거동을 관찰하였고, 기하비선형성과 재료비선형성 모두를 고려한 극한해석 결과를 기하비선형성만을 고려한 기하비선형 해석과 비교하여 보다 구체적이고 정량적인 극한거동에 대해 분석하였다.

ABSTRACT: This paper presents an investigation on the ultimate behavior of steel cable-stayed bridges in the construction stage, considering various geometric nonlinearities and material nonlinearities. To numerically determine the state of cable-stayed bridges in the construction stage, initial shape analysis and construction stage analysis via backward process analysis were done sequentially. Then nonlinear analysis of the state under the construction load condition, considering the weight of the derrick crane and the key segment of the girder loaded onto the tip of the center span, was performed to investigate the ultimate behavior of the structure. The effects of the girder-mast stiffness ratio, the cable-arrangement types, and the area of the stay cables on the ultimate behavior were also extensively investigated. Moreover, the results of the ultimate analysis, considering both geometric nonlinearities and material nonlinearities, were compared with the results of the geometric nonlinear analysis, for a more meaningful investigation of the ultimate behavior of steel cable-stayed bridges in the construction stage.

핵심 용어: 사장교, 시공단계해석, 비선형해석, 극한해석, 극한거동

KEYWORDS: cable-stayed bridge, construction stage analysis, nonlinear analysis, ultimate analysis, ultimate behavior

1. 서론

주탑, 케이블, 거더를 주부재로 건설되는 사장교는 각부재의 종류와 단면형상 등을 자유롭게 변화하여 세계각지에서 다양한 형태로 건설되고 있다. 사장교는 기본적으로 주탑에 연결된 케이블에 의해 거더가 지지되는 구조적인 특징을 지니고 있다. 이러한 특징으로 다양한 환경에 건설이 용이하며, 구조적 효율성을 극대화하여 기존 교량에 비해 장기간화 할

수 있는 장점이 있는 반면, 각 부재들 간의 매우 복잡한 상호 작용에 의해 구조물의 실증적인 거동을 명확히 파악하는 것이 쉽지 않다.

이러한 사장교 거동의 분석은 다양한 비선형성을 나타내는 인자들을 고려한 합리적인 해석법을 통해 접근할 수 있는데, 이때는 주탑, 거더, 케이블의 소성화 등의 재료비선형성과 케이블이 자중으로 인해 처지는 새그(sag)효과, 압축력과 휨 모멘트가 동시에 작용하는 거더 및 주탑의 보-기둥 효과, 구

1) 에스코알티에스, 연구원, 공학석사(jtleee@enrtech.co.kr)
2) 고려대학교 초고층초장대기술연구소, 공학박사(rocksmell@korea.ac.kr)
3) 고려대학교 공학기술연구소, 공학박사(jongmin07@korea.ac.kr)
4) 고려대학교 건축사회환경공학과, 박사과정(bobosku@korea.ac.kr)
5) 교신저자, 고려대학교 건축사회환경공학과, 공학박사, 교수
(Tel: 02-927-7715, Fax: 02-921-5166, E-mail: yjkang@korea.ac.kr)

본 논문에 대한 토의를 2012년 6월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

조물의 대변위 효과 등의 다양한 기하비선형성을 모두 고려할 수 있어야 한다.

현재까지 사장교에 대한 연구는 설계 및 안정성 검토를 위한 정적거동 및 좌굴 안정성에 대한 연구가 주를 이루고 있으며 이들은 대부분 완성계사장교에 국한되어 있다.

그동안 사장교의 정적 거동에 대한 연구는 고정하중 상태에서 주탑 및 보강형의 변위가 최소가 되어 계획형상을 만족하고, 주탑 및 보강형에 발생하는 휨모멘트가 균등히 분포하는 형태를 취하도록 하는 초기형상 해석법에 대한 연구가 주를 이루었다. 많은 연구를 통해서 시산법(Trial & Error), 초기 부재력법, 목표형상 해석법(Target Configuration Under Dead Loads), 순차적 반복계산법(Successive Iteration Method), 오차 최소화기법 등이 제시되었다(Wang 등, 1993; 김문영 등, 2003; 윤근진 등, 2001; 송원근 등, 2005).

사장교의 좌굴 안정성에 대한 연구로는 고유치 해석법을 근간으로 한 해석연구가 주를 이루었다. 경용수 등(2005)은 고유치 해석법에 접선 탄성계수를 적용한 비탄성좌굴 고유치 해석법을 통해 완성계사장교를 구성하는 부재의 유효좌굴 길이 산정법에 대한 연구를 진행하였다. 하지만 기본적으로 고유치 해석을 근간으로 하였기 때문에 주요한 기하학적 비선형성이 합리적으로 고려되지 못하였다. Shu 등(2001)은 기하학적 매개변수에 대한 완성계 사장교의 좌굴거동에 대한 연구를 수행하였다. 매개변수 연구에 앞서 고정하중에 대한 합리적인 고려가 되지 않았으며, 탄성고유치 해석법에 의한 좌굴 해석이 수행되었기 때문에 주요한 기하학적 비선형성을 고려하지 못하였다.

김승준 등(2010)은 비선형 해석법을 통해 활하중에 대한 좌굴 안정성에 대한 연구를 수행하였는데 활하중 해석 전에 초기형상 해석을 수행함으로써 완성된 구조계의 고정하중에 의한 거더 및 주탑에 발생하는 최소의 휨모멘트와 변위 및 이때의 케이블 장력을 합리적으로 고려하였다. 하지만 이 연구에서도 완성계 사장교에 국한되어 있고 탄성범위의 좌굴거동에만 연구가 수행되었다.

이처럼 현재까지의 연구는 주로 완성계에 국한되어 있으며, 구조적으로 불안정성이 가장 큰 폐합 전 사장교의 안정성에 대한 연구는 국내 외 적으로 연구가 매우 미비한 것을 알 수 있다.

한편, 사장교를 시공하는데 가장 많이 쓰이는 FCM(Free Canilever Methed)공법으로 시공중인 사장교에는 데리크레인 및 새그먼트(Segment)의 자중으로 인한 힘이 경사진 케이블을 통해 주탑 및 거더에 큰 압축력으로 작용하며, 압축력이 최대가 되는 폐합 직전에 구조물의 안정성에 대한 위험이 가장 크다고 할 수 있다. 하지만 현재 사장교에 대한 설계지침에서는 시공 단계 중 사장교의 안정성 검토에 대한 명확한 기준을 제시하지 못하고 있으며(케이블강교량설계지침, 2006), 국내·외 적으로 완성계사장교에 대한 연구가 주를 이루고 있

어 폐합 전 사장교의 안정성에 대한 연구가 상대적으로 매우 부족한 현실이다. 따라서 본 연구에서는 강사장교의 주요한 기하학적 및 재료적 비선형성을 모두 고려한 비선형 해석을 통해 폐합 전 사장교의 주요한 극한거동에 대해 해석적으로 규명하였다. 또한 극한거동에 큰 영향을 미칠 수 있는 인자로서 케이블 배치 형식, 주탑과 거더간의 강성비, 케이블 면적 등을 매개변수로 설정하고 이에 대한 매개변수 연구를 수행하였다. 해석연구를 통해 도출된 다양한 정량적 지표를 통해 주요한 극한거동을 구분하고 각 인자의 변화에 따른 극한거동 및 구조물의 내하력 변화를 도출하였다.

2. 폐합 전 사장교의 극한해석

본 연구에서는 폐합 전 사장교의 극한거동을 해석하기 위해 비선형 유한요소해석 이론을 근간으로 한 해석절차를 따른다. 먼저 고정하중 상태 및 시공단계 구조물의 상태를 합리적으로 고려하기 위해서 초기형상해석 및 시공단계해석을 순차적으로 수행하고 그 후 데리크레인이 키 새그먼트를 인상할 때의 극한 해석을 수행하였다. 주요부재인 주탑, 거더, 케이블 각 요소는 Updated Lagrangian Formulation 에 의해 정식화된 비선형 요소들을 사용하였으며, 개선 소성 힌지법(Refined Plastic Hinge Method)을 통해서 강재의 재료비선형성을 고려하였다. 이러한 다양한 비선형성을 나타내는 문제를 해결하기 위해 뉴턴-랩슨 방법(Newton-Raphson method)과 일반화된 변위 제어 방법(Generalized Displacement Control Method)을 통한 증분-반복 해석을 통해 해를 찾았다.

2.1 기하비선형 요소

서론에서 언급했듯이 사장교는 주탑, 거더, 케이블을 주부재로 구성된다. 비선형 해석을 위해 주부재들을 모델링하기 위해서는 먼저 시공중인 사장교 구조계 내에서 각부재의 거동을 파악하고 그에 알맞은 요소들을 적용해야 복잡한 비선형성을 합리적으로 모사할 수 있다.

시공중인 사장교의 데리크레인 및 새그먼트 자중으로 인한 외력은 주탑과 거더에 큰 모멘트를 작용시키는 동시에 경사진 케이블에 발생한 수직, 수평 분력은 각각 주탑과 거더에 큰 압축력으로 작용한다. 또한 케이블에는 자중에 의한 새그효과와 더불어 인장력이 발생하게 되는데 거더의 보-기둥 효과에 의한 솟음과 같은 변형에 의해 이를 지지하던 케이블의 장력이 소실되는 경우도 발생하게 된다.

본 연구에서는 Kim(2009), 김승준 등(2010)의 연구에서와 같이 휨과 압축을 동시에 받는 주탑과 거더를 모사하기

위하여 6자유도 비선형 프레임요소를 적용하였으며, 축방향 인장력을 받으며 새그 효과를 보이는 케이블은 3자유도 비선형 등가트러스요소를 적용하였다. 두 요소는 모두 가상일의 법칙과 Updated Lagrangian Formulation에 의해 정식화하였고 변위 및 변형률의 비선형항까지 모두 고려한 매우 엄밀한 기하강성행렬을 적용하였다.

2.1.1 비선형 등가 트러스요소

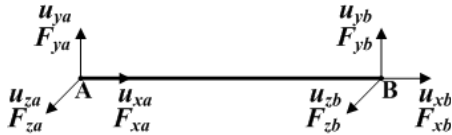


그림 1. 절점 당 3자유도 트러스요소의 절점변위 및 절점력

그림 1과 같이 각 절점당 3개의 자유도를 가지고 있는 3차원 트러스 요소의 절점력 및 절점 변위 벡터는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\{f\} = \{F_{xa} \ F_{ya} \ F_{za} \ F_{xb} \ F_{yb} \ F_{zb}\}^T \quad (1)$$

$$\{u\} = \{u_{xa} \ u_{ya} \ u_{za} \ u_{xb} \ u_{yb} \ u_{zb}\}^T \quad (2)$$

그리고 Updated Lagrangian Formulation에 의해 정식화된 비선형 트러스 요소의 탄성 및 기하학적 강성 행렬은 아래와 같다.(각 변수 왼쪽 상단의 첨자 t는 증분 해석 시 각 단계에서의 변수 값을 의미한다.)

$$[k_e] = \frac{{}^tE {}^tA}{{}^tL} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$[k_g] = \frac{{}^t\tau_{11} {}^tA}{{}^tL} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

여기서 $[k_e]$: 탄성 강성행렬

$[k_g]$: 기하 강성행렬

τ_{11} : 트러스요소의 축응력

E : 탄성계수, A : 요소 단면적, L : 요소 길이

본 연구에서는 새그 효과를 고려하기 위한 등가 탄성계수에 대해, 포물선 형상 함수를 직접 도입하여 유도된 접선탄성계

수식을 사용하였다(김선훈 등, 2005). 이를 통해 케이블의 장력이 작아짐에 따라 오차가 증가하는 기존의 등가 트러스 요소보다 정해에 더욱 가까운 해석 결과를 얻을 수 있다.

$$E_{sec} = \frac{E}{(1 + K_1 + K_2)/2\cosh(\frac{wc}{2T_1})} \quad (5)$$

여기서,

$$K_1 = \frac{1}{wc(T_1 - T_0)} \left[T_1^2 \sinh(\frac{wc}{T_1}) - T_0^2 \sinh(\frac{wc}{T_0}) \right]$$

$$K_2 = \frac{4EA}{wc(T_1 - T_0)} \left[T_0 \sinh(\frac{wc}{2T_0}) - T_1 \sinh(\frac{wc}{2T_1}) \right]$$

$$E_{tan} = \frac{E}{(1 + K_1 + K_2)/2\cosh(\frac{wc}{2T_0})} \quad (6)$$

여기서,

$$K_1 = \frac{1}{wc} \left[2T_0 \sinh(\frac{wc}{T_0}) - wc \sinh(\frac{wc}{T_0}) \right]$$

$$K_2 = \frac{-4EA}{wc} \times \left[T_0 \sinh(\frac{wc}{T_0}) - \frac{wc}{2T_0} \cosh(\frac{wc}{2T_0}) \right]$$

(김 등 2005)

E_{sec} : 활선 탄성계수 E_{tan} : 접선 탄성계수

T_0 : 하중 변화 전의 케이블 장력

T_1 : 하중 변화 후의 케이블 장력

w : 케이블의 단위 길이 당 자중

c : 케이블의 수평 투영 길이

따라서 비선형 등가트러스요소의 강성행렬은 다음과 같이 정의된다.

$$[k] = [k]_E + [k]_G = \frac{{}^tE {}^tA}{{}^tL} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$+ \frac{{}^t\tau_{11} {}^tA}{{}^tL} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (7)$$

여기서, $E_{eg} = E_{sec}$ or E_{tan}

2.1.2 비선형 프레임 요소

휨거동과 축방향 거동이 함께 나타나는 사장교의 거더 및 주탑을 모델링하기 위해 본 연구에서는 절점당 6자유도를 갖는 비선형 프레임 요소를 사용하였다. 본 연구에서는 선형 변형률항 뿐만 아니라 비선형 변형률항까지 모두 고려한 엄밀한 비선형 프레임요소의 강성행렬을 적용하였다.

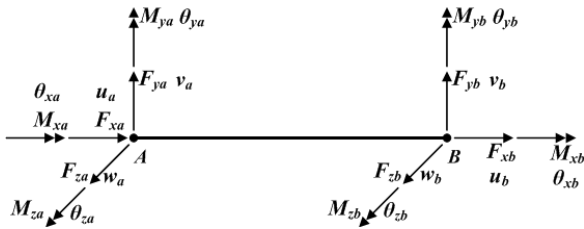


그림 2. 절점 당 6자유도 프레임요소의 절점변위 및 절점력 벡터

그림 2와 같이 정의된 프레임요소의 절점력 및 절점 변위 벡터는 아래와 같다.

$$\{u\}^T = \{u_a \ v_a \ w_a \ \theta_{xa} \ \theta_{ya} \ \theta_{za} \ u_b \ v_b \ w_b \ \theta_{xb} \ \theta_{yb} \ \theta_{zb}\}^T \quad (8)$$

$$\{f\}^T = \{F_{xa} \ F_{ya} \ F_{za} \ M_{xa} \ M_{ya} \ M_{za} \ F_{xb} \ F_{yb} \ F_{zb} \ M_{xb} \ M_{yb} \ M_{zb}\}^T \quad (9)$$

가상일의 법칙 및 Updated Lagrangian Formulation에 의해 엄밀히 유도된 프레임 요소는 일반적인 탄성 강성행렬에 더하여 기하학적 강성행렬 그리고 추가적으로 야기된 모멘트 행렬의 합으로 구성된다(Yang 등, 1994; Kim, 2009).

$$[k_g] = \begin{bmatrix} a & 0 & 0 & 0 & -d & -e & -a & 0 & 0 & 0 & -n & -o \\ b & 0 & d & g & k & 0 & -b & 0 & n & -g & k \\ c & e & -h & g & 0 & 0 & -c & o & -h & -g \\ f & i & l & 0 & -d & -e & -f & -i & -l \\ j & 0 & d & -g & h & -i & p & -q \\ m & e & -k & -g & -l & q & r \\ & a & 0 & 0 & 0 & n & o \\ & & b & 0 & -n & g & -k \\ & & & c & -o & h & g \\ & & & & f & i & l \\ & & & & & j & 0 \\ & & & & & & m \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$a = \frac{{}^tF_{xb}}{L}, \quad b = \frac{6{}^tF_{xb}}{5L} + \frac{12{}^tF_{xb}I_z}{AL^3}$$

$$c = \frac{6{}^tF_{xb}}{5L} + \frac{12{}^tF_{xb}I_y}{AL^3}, \quad d = \frac{{}^tM_{ya}}{L}, \quad e = \frac{{}^tM_{za}}{L}$$

$$f = \frac{{}^tF_{xb}J}{AL}, \quad g = \frac{{}^tM_{xb}}{L}, \quad h = \frac{{}^tF_{xb}}{10} + \frac{6{}^tF_{xb}I_y}{AL^2}$$

$$i = \frac{{}^tM_{za} + {}^tM_{zb}}{6}, \quad j = \frac{2{}^tF_{xb}L}{15} + \frac{4{}^tF_{xb}I_y}{AL}$$

$$k = \frac{{}^tF_{xb}}{10} + \frac{6{}^tF_{xb}I_z}{AL^2}, \quad l = -\frac{{}^tM_{ya} + {}^tM_{yb}}{6}$$

$$m = \frac{2{}^tF_{xb}L}{15} + \frac{4{}^tF_{xb}I_z}{AL}, \quad n = \frac{{}^tM_{yb}}{L}, \quad o = \frac{{}^tM_{zb}}{L}$$

$$p = -\frac{{}^tF_{xb}L}{30} + \frac{2{}^tF_{xb}I_y}{AL}, \quad q = -\frac{{}^tM_{xb}}{2}$$

$$r = -\frac{{}^tF_{xb}L}{30} + \frac{2{}^tF_{xb}I_z}{AL}$$

$$[k_i] = \begin{bmatrix} [0] & & & \\ & [k_i]_a & & \\ & & 0 & \\ & & & [k_i]_b \end{bmatrix} \quad (11)$$

여기서, $[k_g]$: 기하 강성행렬

$[k_i]$: 추가의 모멘트 행렬

$$[k_i]_a = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ {}^tM_{za} & 0 & -{}^tM_{xa}/2 \\ -{}^tM_{ya} & {}^tM_{xa}/2 & 0 \end{bmatrix}$$

$$[k_i]_b = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ {}^tM_{zb} & 0 & -{}^tM_{xb}/2 \\ -{}^tM_{yb} & {}^tM_{xb}/2 & 0 \end{bmatrix}$$

2.2 재료비선형 고려법

본 연구에서는 케이블, 거더, 주탑의 재료적 비선형성의 고려를 위해 개선소성힌지법(Refined Plastic Hinge Method)을 사용하여 프레임요소 및 등가 트러스요소를 사용한 비선형 해석에서 효율적이고 합리적으로 재료 비선형성을 고려하였다.

내력이 증가함에 따른 재료적 비선형성 및 비탄성을 프레임 요소 등의 선요소로서 고려하기 위한 방법으로는 소성영역법(Plastic Zone Method), 탄소성힌지법(Elastic-plastic Hinge Method) 그리고 개선소성힌지법(Refined-plastic Hinge Method)가 있다. 소성영역법은 선요소의 단면을 여러 요소로 분할하여 각 요소의 재료적 상태를 반영할 수 있는 방법이지만 기하 비선형까지 모두 고려한다면 매우 많은 계산량을 요구하는 단점을 갖고 있다. 탄소성힌지법은 재료의 완전탄소성 상태를 가정하는 매우 간략한 방법으로 계산량은

앞선 소성영역법에 비해 현격히 줄어들지만 재료의 점진적인 소성화를 고려할 수 없고 세장비가 상대적으로 작아 재료특성의 영향이 큰 경우 강도가 크게 계산되는 단점이 있다. 본 연구에서 적용한 개선소성힌지법은 요소의 단면력과 항복 축방향력, 소성모멘트 등과의 비의 함수로 재료의 점진적인 소성화를 고려할 수 있다. 이 개선소성힌지법을 통해 각 증분-반복해석단계마다 재료의 비탄성 효과를 효율적으로 고려할 수 있다. 먼저 축방향부재의 축력에 의한 재료의 비탄성을 고려하기 위한 접선탄성계수 E_t 는 CRC접선탄성계수식을 이용하여 아래 식 (12), (13)과 같이 요소에 작용하는 축력 P 와 항복응력과 단면적의 곱인 항복력 P_y 의 비를 통해 계산하게 된다(Liew 등, 1993; 최세휴 등, 2002; 김문영 등, 2003; Kim, 2009).

$$E_t = 1.0E \quad (P \leq 0.5P_y) \quad (12)$$

$$E_t = 4\frac{P}{P_y}E(1 - \frac{P}{P_y}) \quad (P > 0.5P_y) \quad (13)$$

축력과 함께 휨이 발생하는 프레임 부재의 경우는 축력과 휨모멘트가 작용하여 나타나는 단면의 점진적인 소성화를 다음과 같은 연화소성힌지 개념의 도입을 통해 고려할 수 있다. 즉 프레임 요소의 경우 위의 접선탄성계수와 아래의 연화소성파라미터를 탄성강성행렬에 함께 도입하여 강재의 재료적 비탄성화를 고려하게 된다.(최세휴 등, 2002; 김문영 등, 2003; Kim, 2009)

$$\eta = 1 \quad (\alpha \leq 0.5) \quad (14)$$

$$\eta = 4\alpha(1 - \alpha) \quad (\alpha > 0.5) \quad (15)$$

여기서 η 는 모멘트 증가에 의한 연화소성화를 고려하는 파라미터이고 α 는 아래와 같이 단면력과 축방향 항복강도 및 소성모멘트의 비로 이루어진 함수인데 AISC-LRFD(1994)의 규정식, Orbison의 제안식등이 있고, 본 연구에서는 AISC-LRFD(1994)의 규정식을 따랐다.

$$\frac{P}{P_y} \geq \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} \quad \text{일 때,}$$

$$\alpha = \frac{P}{P_y} + \frac{8}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{8}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} \quad (16)$$

$$\frac{P}{P_y} < \frac{2}{9} \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{2}{9} \frac{M_z}{M_{zp}} \quad \text{일 때,}$$

$$\alpha = \frac{P}{2P_y} + \frac{M_y}{M_{yp}} + \frac{M_z}{M_{zp}} \quad (17)$$

접선탄성계수 E_t 및 연화소성파라미터 η 가 도입된 수정된 프레임의 탄성강성행렬은 아래와 같다(Kim, 2009).

Bending in $\hat{x}-\hat{y}$ plane. $[k] = \frac{E_t I_z}{L} \times$

v_a	θ_{za}	v_b	θ_{zb}
$\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$-\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$
$\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$3\eta_A + \eta_A\eta_B$	$-\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$2\eta_A\eta_B$
$-\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$-\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$-\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$
$\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$2\eta_A\eta_B$	$-\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$3\eta_B + \eta_A\eta_B$

(18)

Bending in $\hat{x}-\hat{z}$ plane. $[k] = \frac{E_t I_y}{L} \times$

w_a	θ_{ya}	w_b	θ_{yb}
$\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$-\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$-\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$-\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$
$-\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$3\eta_A + \eta_A\eta_B$	$\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$2\eta_A\eta_B$
$-\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$\frac{3\eta_A + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$\frac{3\eta_A + 6\eta_A\eta_B + 3\eta_B}{L^2}$	$\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$
$-\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$2\eta_A\eta_B$	$\frac{3\eta_B + 3\eta_A\eta_B}{L}$	$3\eta_B + \eta_A\eta_B$

(19)

- 만약 1) $\eta_A = \eta_B$ 가 1이면 절점 A, B에서는 모두 탄성구간에 존재.
 2) $\eta_A = \eta_B$ 가 0이면 절점 A, B 모두 소성힌지화.
 3) $0 < \eta_A < 1, \eta_B = 1$ 가 1이면 절점 A는 비탄성구간에 존재, B는 탄성상태.

2.3 시공 중 사장교의 극한해석

시공중 사장교의 극한거동을 도출하기 위한 비선형 해석을 위해서는 먼저, 완성계 사장교에서 고정하중에 의해 거더 및 주탑에 최소의 휨모멘트를 발생시키고 목표형상을 만족시키는 내력상태를 찾는 초기형상해석을 수행해야 한다. 지금까지 연구된 초기형상 해석법으로는 시산법, 최적화법, 초기부재력법, 목표형상해석법(TCUD; Target Configuration Under Dead Loads) 등이 있다. 본 연구에서는 고정하중에 대해 거더의 특정 절점에서 발생한 변위가 목표치에 도달할 때까지 반복적인 해석을 수행하며 이전 해석 단계에서 발생한 주요부재의 내력을 초기력으로 간주하여 재해석을 진행하는 초기부재력법을 근간으로 하는 초기형상해석을 진행하였다. 본

연구에서 적용된 초기부재력법에서는 고정하중에 최대 처짐이 발생하는 중앙 거더의 중앙부에 발생하는 변위가 중앙지간장의 1/1000 값 이하가 될 때까지 반복해석을 수행하도록 하였고, 매 반복해석에서 고려된 초기부재력은 직전 해석에서 계산된 내력 성분 중 케이블, 거더 그리고 주탑의 축력성분으로 가정하여 초기형상해석을 수행하였다.

초기형상해석을 통해 고정하중에 의한 완성계사장교의 내력 상태를 합리적으로 고려한 후에는, 시공단계 구조물 상태 구현을 위한 시공단계 해석을 수행해야 한다. 시공단계 해석으로는 순방향 해석(Forward Analysis)과 역방향 해석(Backward Analysis)이 있다. 실제 시공순서대로 시공단계 해석을 수행하는 순방향 해석은 시공 중 케이블의 인장력을 알 수 없다는 문제점이 있다. 즉, 시공단계마다 변화하는 케이블의 장력을 최종 시공단계에서 설계상의 초기장력과 일치하도록 하려면 가설단계에서 얼마의 장력을 도입해야 하는지 알아내는 것이 매우 까다롭다. 반면 시공완료형상인 완성계로부터 가설되어 있는 부재와 작용하고 있는 하중들을 시공순서의 역순으로 제거해 나가는 역방향 해석의 경우 시공 중의 도입 장력을 구할 수 있는 장점이 있다. 즉, 초기형상해석을 통해 구조물의 처짐과 모멘트 분포를 만족시키는 초기형상을 얻은 후에 시공과정의 역순으로 해석을 수행하면 케이블을 제거하기 직전 단계에서 케이블에 도입해야 할 장력을 알 수 있다. 본 연구는 폐합 직전 모델의 거동 양상에 초점을 두기 때문에 상대적으로 매우 효율적인 역방향 해석법을 적용하여 시공단계 해석을 진행하였다.

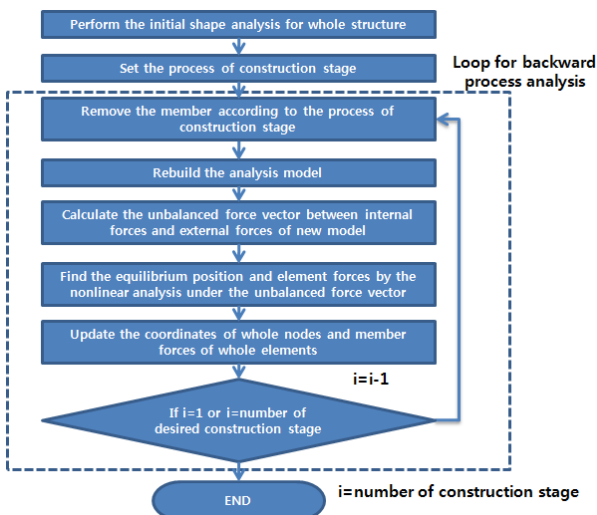


그림 3. 시공단계해석(역해석)의 절차

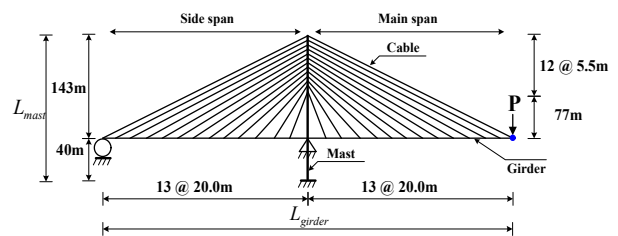
초기형상해석과 시공단계해석을 거쳐 폐합 직전상태의 구조물을 모사한 후에는 데릭크레인과 인양중인 새그먼트의 자중에 의한 힘을 외력으로 간주하고 특정 절점에 집중하중을

재하 하였다. 하중은 폐합 전 사장교가 임계하중 및 극한하중에 대해 저항할 때와 그 이후 사장교가 파괴상태에 달할 때까지 증분하중을 재하 하여 기하비선형성 및 재료비선형성을 고려한 극한 해석을 진행하였다.

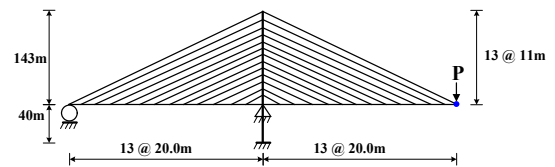
본 해석연구에서 따른 해석 기법은 위와 같다. 각 비선형 요소의 개별적 검증과 비선형해석을 위한 증분-반복해석기법 및 초기형상해석과 시공단계해석 기법의 수치적 타당성은 Kim(2009), 김승준 등(2010)의 연구에서 언급된 바 본 논문의 본문에서는 생략한다.

3. 시공중 강사장교의 극한거동 분석

시공중 사장교의 합리적인 거동을 검토하기 위해서 그림 4와 같이 FCM 공법으로 시공중인 팬형 및 하프형 사장교의 폐합직전 형상을 기본 모델로 선정하였다. 두 형태 모두 주탑을 중심으로 측경간 및 중앙경간이 260m, 주탑의 높이는 거더로부터 143m, 주탑지점에서 거더의 주탑부지점의 길이는 40m이다. 팬형의 경우 주탑 최상단으로 부터 5.5m 간격으로 케이블 정착부를 배치하였고 하프형의 경우 주탑 최상단으로부터 11m 간격으로 케이블 정착부를 배치하였다.



(a) 팬형 케이블 배치모델



(b) 하프형 케이블 배치모델

그림 4. 해석 대상 사장교 모델

수치해석에 사용된 주요부재의 물성과 매개변수는 Kim (2009)을 참고 하였으며 표 1과 같다. 또한 주탑과 거더간 강성비를 정량적으로 분석하기 위해 주탑의 단면적 및 단면 2차 휨모멘트를 표 1에 나타난 범위로 적용하였으며 해석연구를 위한 주요 매개변수와 범위는 표 2와 같다.

본 연구에서는 먼저, 팬형 및 하프형 사장교 기본모델에 대

하여 주탑/거더 강성비를 매개변수로 하여 강성비 변화에 따른 극한거동을 규명하였다. 이때, 기하비선형성과 재료비선형성 모두 고려한 극한해석 결과와 기하비선형성만을 고려한 기하비선형해석 결과를 비교 하여 구조물의 극한거동을 보다 명확히 규명하였다. 이후, 앞서 구분한 파괴모드에 대해 케이블의 면적을 매개변수로 하여 그에 따른 거동을 분석하였으며, 본 논문에서 선정한 사장교 모델의 최대 내하력을 갖는 최소의 주탑-거더 강성비와 케이블 면적을 제시하였다.

표 1. 수치해석에 사용된 물성

	거더	주탑	케이블
탄성계수 E (kN/m ²)	2.1×10^8	2.1×10^8	2.1×10^8
단면적 A (m ²)	0.484	0.214~1.006	0.01~0.1
단면 2차 모멘트 I (m ⁴)	0.305	0.214~21.508	-
단위중량 γ (kN/m ³)	157.740	78.000	78.000
항복응력 F_y (MN/m ²)	300.000	(탄성상태)	1,800.000

표 2. 매개변수와 해석범위

매개변수 종류	매개변수 범위
케이블 배치형식	팬형, 하프형
비선형 해석종류	기하비선형해석, 극한해석
주탑과 거더간 강성비	1~100
케이블 단면적(m ²)	0.01~0.15

주요한 매개변수인 무차원화된 주탑과 거더간 강성비는 다음과 같다.

$$\text{무차원화된 주탑과 거더간 강성비} : \frac{E_m I_m / L_m}{E_g I_g / L_g}$$

- E_m : 주탑의 탄성계수
- E_g : 거더의 탄성계수
- L_m : 주탑의 길이 (지점부터 최상단)
- L_g : 거더의 길이 (측경간지점부터 하중재하점)
- I_m : 주탑의 단면 2차 휨모멘트
- I_g : 거더의 단면 2차 휨모멘트

3.1 폐합 전 사장교의 구조상태

본 연구에서는 폐합 전 사장교의 극한 해석을 위해 먼저

초기형상해석 및 역해석법을 통한 시공단계해석을 수행하여 고정하중에 대한 평형상태를 먼저 구하였다. 본 절에서는 몇 가지 해석 모델의 폐합 전 주탑 및 거더의 단면력 및 케이블 장력을 기술하였다.

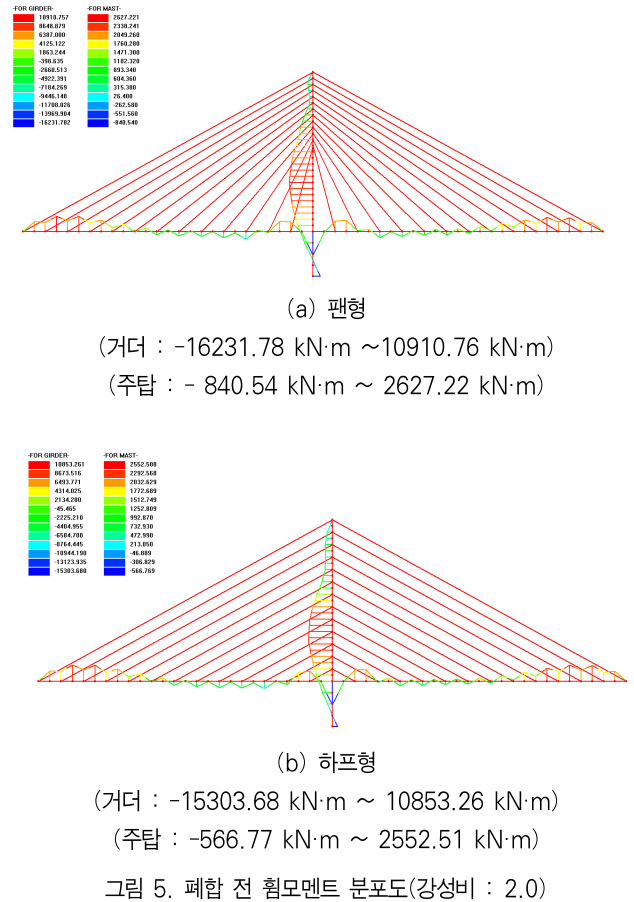
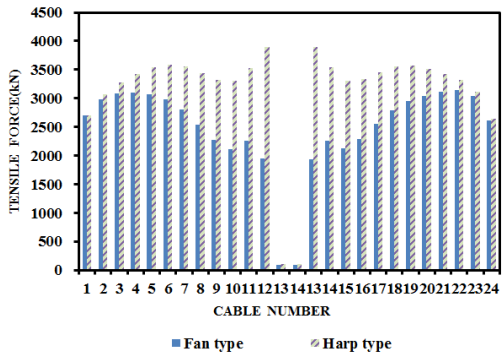


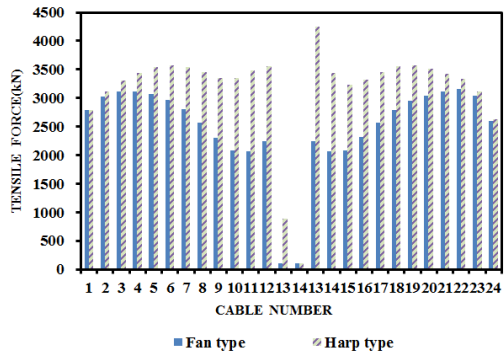
그림 5. 폐합 전 휨모멘트 분포도(강성비 : 2.0)

그림 5는 시공단계해석 후 거더 및 주탑의 휨모멘트 분포도를 나타낸다. 위 그림과 같이 모멘트 분포형상은 케이블 배치형식의 차이에 상관없이 두 모델 모두 비슷하게 나타났다.

그림 6은 시공단계해석 후 케이블 장력 분포를 나타낸다. 위 그림과 같이 케이블 장력은 두 모델에서 큰 차이를 보이는데 이는 케이블 배치 각도의 차이에서 비롯된다. 케이블이 지지해야하는 구조물의 고정하중은 거의 비슷하므로 이를 지지하기 위해 필요한 케이블 장력의 수직 성분은 케이블 배치형식에 상관없이 비슷하다. 그러나, 케이블 배치각도가 다르므로, 결과적으로 요구 수직 분력을 위한 케이블 장력이 달라지게 된다. 케이블 배치 각도가 낮을수록 더 큰 케이블 장력이 나타나게 되는데, 그림, 와 같이 하프형 사장교의 케이블 장력이 더 크게 발생함을 알 수 있다. 이는 결과적으로 표, 와 같이 고정하중 상태에서 거더에 작용되는 압축력이 하프형 모델에서 더욱 크게 나타나는 주요한 요인이 된다.



(a) 강성비 : 2.0



(b) 강성비 : 30.0

그림 6. 폐합 전 케이블 장력 분포

표 3. 폐합 전 주탑 교차부 거더의 압축력

강성비	주탑 교차부 거더 압축력(kN)	
	팬형	하프형
2.0	24,408	-24,585
30.0	35,688	-36,214

3.2 강성비 변화에 따른 주요 극한거동

3.2.1 변형형상

그림 7~8에는 팬형 및 하프형 사장교의 극한해석 및 기하비선형 해석결과에 따른 구조물의 파괴형상이 나타나 있다.

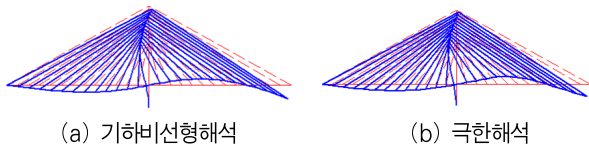


그림 7. 상호좌굴시 주요변형형상 - 팬형(강성비 : 2.0)

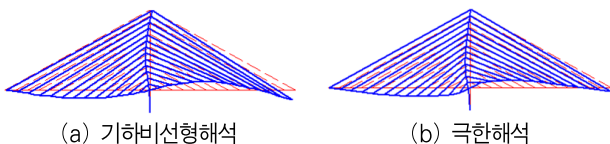


그림 8. 상호좌굴시 주요변형형상 - 하프형(강성비 : 2.0)

휨 모멘트와 축력을 동시에 받는 주탑과 거더는 외력이 증가함에 따라 변형이 증가되고, 그로 인해 보-기둥 효과와 대변위 효과 같은 기하비선형적 요인에 의해 좌굴이 발생한다. 그림 7~8과 같이 주탑이 충분한 강성을 확보하지 못한 경우에는 주탑과 거더에 모두 좌굴이 발생하는 상호좌굴 형태를 보이게 된다. 이러한 경향은 팬형 및 하프형 사장교 모두에서 나타났으며 동일한 케이블 배치형식을 갖는 사장교 간에는 기하비선형 해석과 극한해석 결과에서 동일한 변형형상이 나타나는 것을 알 수 있다.

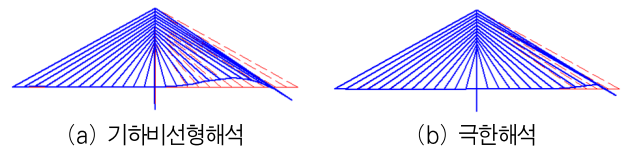


그림 9. 거더 좌굴 및 소성화 모드의 주요변형형상 - 팬형 (강성비 : 30.0)

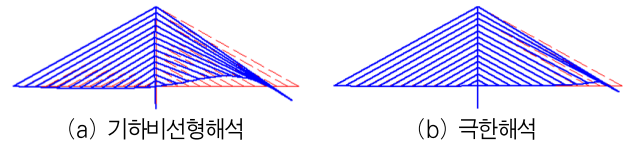


그림 10. 거더 좌굴 및 소성화 모드의 주요변형형상 - 하프형 (강성비 : 30.0)

그림 9~10에는 주탑의 강성이 충분히 확보된 경우 팬형 및 하프형 사장교의 해석 종류에 따른 주요 변형형상이 나타나 있다. 기하비선형해석의 경우 중앙경간 거더의 단독 좌굴이 발생하면서 거더의 상향 솟음이 나타났지만, 극한해석의 경우 중앙경간 거더의 소성화에 의한 소성힌지가 발생하였고, 소성힌지 부근에서 상향변위가 나타났다. 이러한 경향은 상호좌굴모드에서는 동일한 케이블 형식을 갖는 사장교는 해석종류에 상관없이 동일한 변형형상을 보였던 점과 비교했을 때 가장 큰 차이점이라 할 수 있다.

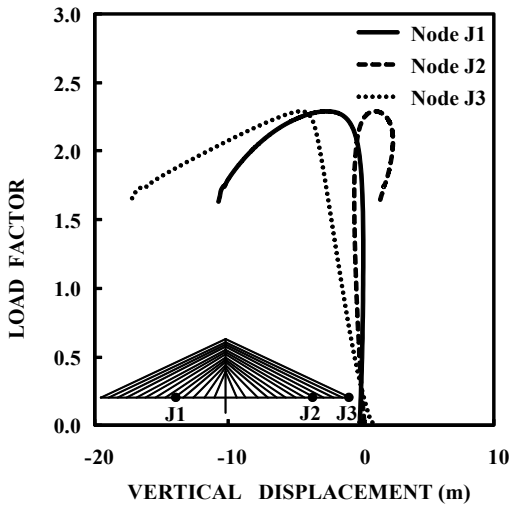
변형형상 검토를 통해서 확인한 주탑-거더의 상호좌굴 및 거더소성화가 나타나는 강성비의 범위와, 그에 따른 정량적인 검토에 관해서는 이후 절에서 논하도록 하겠다.

3.2.2 주요 극한거동 분석

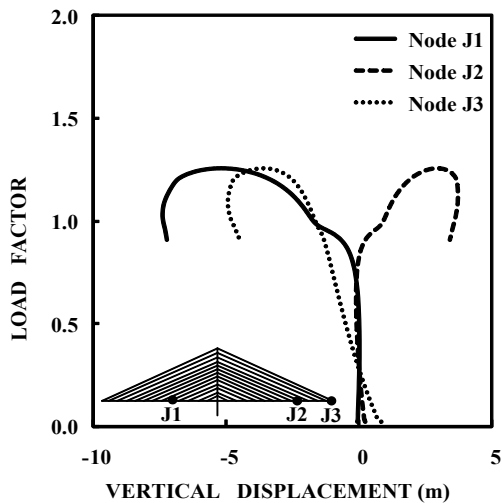
그림 11은 상호좌굴이 나타나는 강성비 2 일 때 팬형 및 하프형 사장교 거더 주요지점에서의 하중-변위 곡선이다. 두 케이블 형태 모두 임계하중계수 이후 하중계수가 작아짐에도 불구하고 중앙경간과 측경간 거더의 변위가 증가하는 것을 알 수 있다. 이는 상호좌굴로 인해서 측경간 거더와 중앙경간 거더가 불건전 상태에 있다는 것을 나타낸다. 한편, 케이블 배치형식에 따라 상호좌굴모드를 보이는 동일 강성비에 대해

서 팬형 사장교의 경우 약 2.3, 하프형 사장교의 경우 약 1.3의 극한하중계수를 갖는다. 이처럼 동일한 강성비에서 팬형 사장교가 하프형 사장교 보다 큰 극한하중계수를 갖는 것은 케이블이 배치된 수평각도에서 원인을 찾을 수 있는데, 이에 대한 내용은 이절 후반부에서 논하도록 하겠다.

발생하지 않았기 때문이며, 둘째, 중앙경간에 작용한 외력에 의한 케이블장력의 수평력 성분에 대해 충분한 강성을 확보한 주탑이 작은 변위로 저항하여 케이블에 연결된 측경간 거더에 미치는 영향이 매우 작기 때문이다.



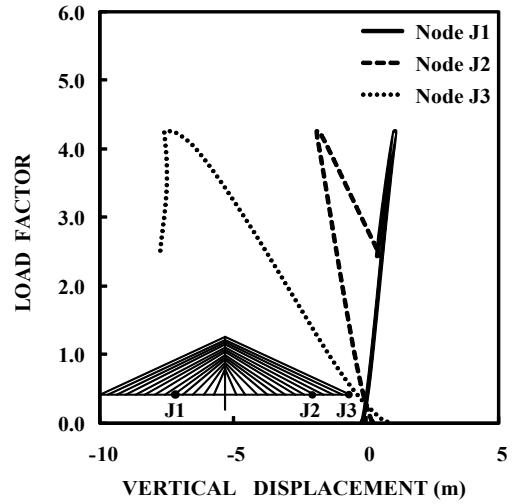
(a) 팬형



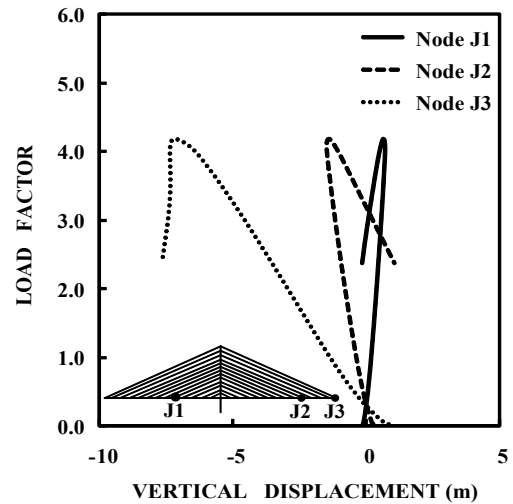
(b) 하프형

그림 11. 상호좌굴시 하중-변위곡선, 강성비 2

그림 12에는 주탑이 충분한 강성을 확보한 강성비 30 일 경우 하중 증가에 따라 발생하는 거더 소성화에 의한 파괴모드에 대해 팬형 및 하프형 사장교 거더 주요 지점에서의 하중-변위 곡선이 나타나 있다. 팬형 및 하프형 사장교 모두 측경간 거더에 위치하는 절점 J1은 다른 절점에 비해서 상대적으로 작은 변위가 발생하는 것을 알 수 있다. 이는 첫째, 충분한 강성이 확보되어 작용하는 하중에 대해 주탑에 좌굴이



(a) 팬형



(b) 하프형

그림 12. 거더 소성화 발생시 하중-변위곡선, 강성비 30

한편, 극한하중계수 도달 이후에 절점 J2는 인접한 거더에서 발생한 소성현지로 인해 상향으로 솟음이 발생하는 반면, 외력이 작용하는 절점 J3는 극한하중계수 이후 하중계수는 줄어들지만 동일한 변위를 유지한다.

이러한 절점 J1, J2, J3의 경향으로 볼 때 소성현지 발생에 의한 파괴모드를 보이는 강성비 30의 경우 작용하는 극한하중에 대해 측경간 거더는 건전상태를 유지하며, 중앙경간 거더는 불건전 상태를 보이며 거동하는 것을 알 수 있다.

그림 13~14에는 하중 증가에 따라 중앙경간 소성화가 나타나는 강성비 30의 경우에 대해 극한점까지의 변형 형상과 그 이후 하중감소에 따른 구조계의 변형형상이 단계별로 나타나 있다.

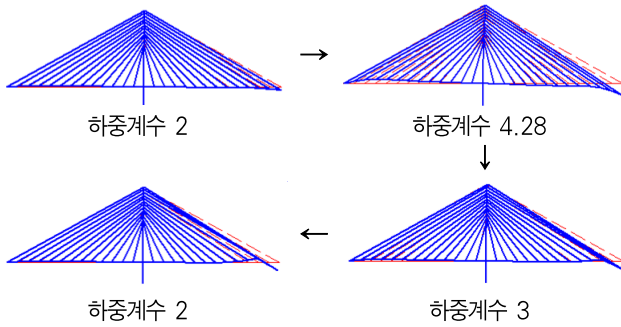


그림 13. 하중계수에 따른 변형형상 (팬형, 극한해석)

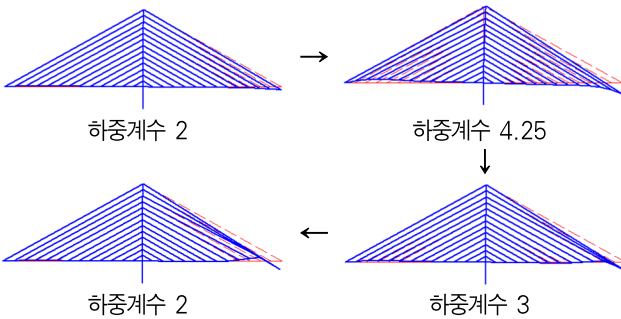
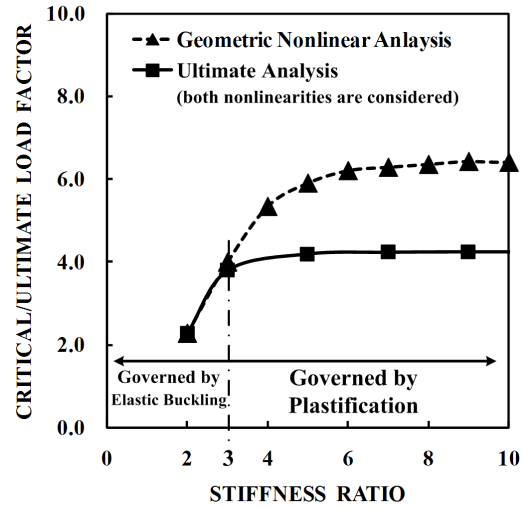


그림 14. 하중계수에 따른 변형형상 (하프형, 극한해석)

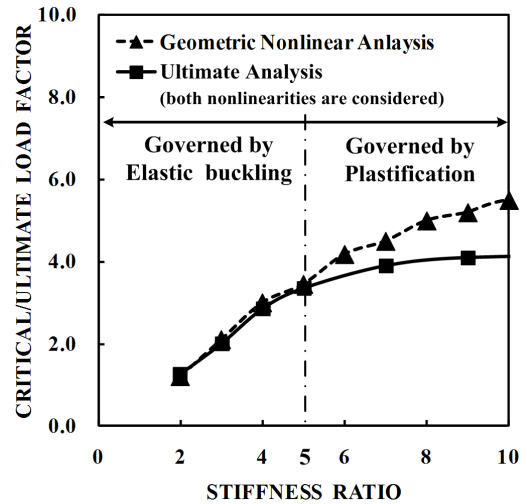
하중이 재하 되면 하중 재하점에 하향변위가 발생하는 동시에 주탑은 중앙경간 쪽으로 기울고, 주탑에 연결된 측경간 거더를 지지하는 케이블에 의해 측경간 거더는 상향으로 들리게 된다. 이후 하중계수가 커짐에 따라 주탑과 거더에 작용하는 휨모멘트와 압축력이 커지게 되며 거더의 보-기둥 효과가 증폭된다. 이로 인해 거더의 특정 절점에 작용하는 압축력과 휨모멘트에 의해 재료적 소성화가 나타나 결국 하중 재하점 부근에 소성힌지가 발생하며 이로 인한 파괴모드가 나타난다.

그림 15는 기하비선형해석과 극한해석에 의한 임계하중계수 및 극한하중계수를 강성비에 따라 도시한 결과이다. 그림 15(a) 팬형 사장교의 경우 강성비 2~3 범위에서 기하비선형형성만을 고려한 기하비선형해석을 통해 도출한 임계하중계수와 기하 및 재료 비선형성을 모두 고려한 극한해석을 통해 도출한 극한하중계수가 동일하게 나타났지만, 강성비 3 이후 구간에서는 극한해석에 의한 극한하중계수가 보다 작은 것을 알 수 있다. 이를 통해 강성비 2~3 범위에서 기하비선형형성이 파괴의 주요인자로 작용하였으며 강성비 3 이후에는 재료

의 소성화가 파괴의 주요인자로 작용한 것을 알 수 있다. 또한 그림 15(b) 하프형 사장교의 경우, 강성비 2~5 범위에서 기하비선형형성이 파괴의 주요인자로 작용하였고, 강성비 5 이후에는 재료의 소성화가 파괴의 주요인자로 작용한 것을 알 수 있다.



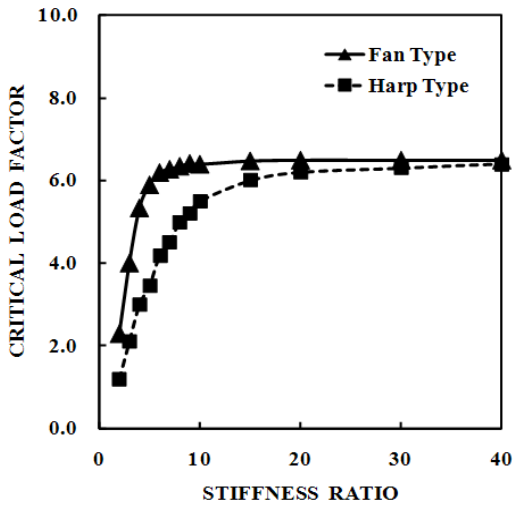
(a) 팬형 사장교



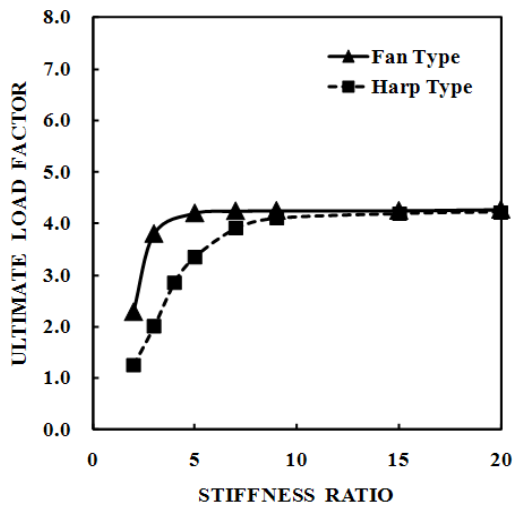
(b) 하프형 사장교

그림 15. 강성비에 따른 임계/극한 하중계수

그림 16은 케이블 배치형식별 강성비에 따른 임계하중계수 그림 16(a)와 극한하중계수 그림 16(b)를 도시하고 있다. 두 케이블 배치형식 모두 강성비 증가에 따라 초기 임계하중계수 및 극한하중계수가 증가하지만, 일정 강성비를 넘어서면 기하비선형해석과 극한해석 모두 각각 일정한 임계하중계수 및 극한하중계수로 수렴하는 경향을 나타낸다.



(a) 기하비선형 해석

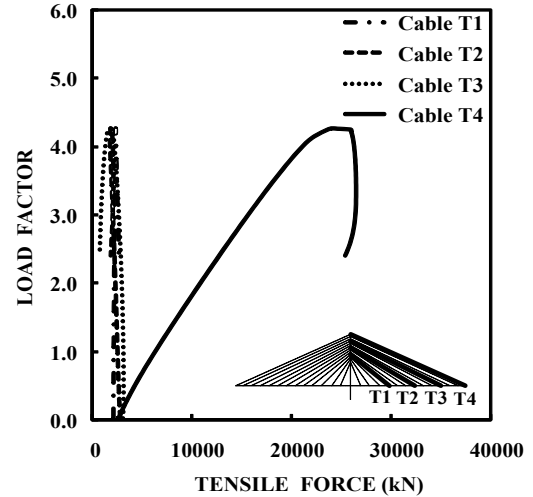


(b) 극한 해석

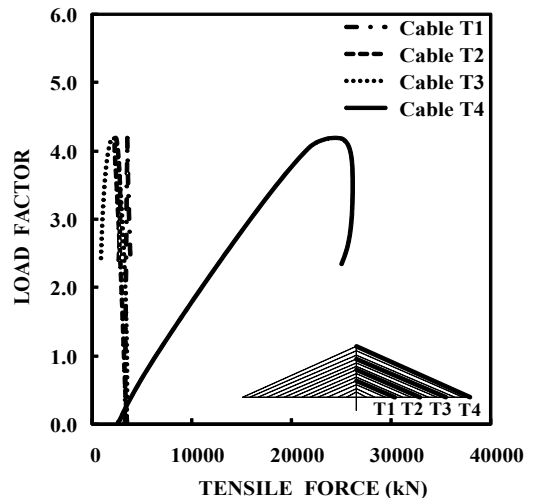
그림 16. 강성비에 따른 케이블형식별 임계/극한 하중계수

임계하중계수 및 극한하중계수가 증가하는 강성비 범위에서 동일한 강성비에 대해 팬형 사장교의 임계하중계수 및 극한하중계수가 하프형 사장교의 임계하중계수 및 극한하중계수보다 큰 값을 갖는다. 이는 이절 앞부분에서 언급한대로 케이블이 배치된 수평각도에서 원인을 찾을 수 있다. 팬형 사장교의 경우 하프형 사장교보다 큰 수평 각도로 케이블이 배치되어있다. 이로 인해 동일한 장력에 대해서 팬형 사장교 케이블에는 하프형 사장교 케이블보다 작은 수평분력이 작용하며 이는 곧 거더에 작용하는 압축력이 작아지는 것을 의미한다. 따라서 팬형 사장교 구조계의 안정성이 높아지게 되어 하프형 사장교보다 큰 극한하중계수를 갖는 것이다. 하지만 주탑-거더 강성비가 증가함에 따라 파괴모드 양상이 상호좌굴에 의한 파괴모드에서 점차 중앙경간 거더 소성화로 인한 파괴모드로 변화하며, 중앙경간 거더 소성화에 의한 파괴모드를

보이는 팬형 및 하프형 사장교는 동일한 강성비에서 비슷한 값의 임계하중계수 및 극한하중계수를 갖게 된다. 이러한 원인은 그림 17을 통해 알 수 있다.



(a) 팬형



(b) 하프형

그림 17. 케이블장력-변위곡선, 강성비 30

주탑이 충분한 강성을 확보하게 되면 보-기둥 효과에 의해 중앙경간 거더는 상향으로 변위가 발생하게 되고 그 부분을 지지하고 있던 케이블은 장력을 잃게 된다. 결국 그림 17과 같이 시공 중에 작용한 외력에 의한 하중 대부분은 최 외측 케이블을 통해 주탑과 거더로 전해진다. 본 연구에서 선정한 기본모델인 팬형과 하프형 사장교 최 외측 케이블의 수평각은 동일하므로 결국 주탑과 거더에 압축력으로 작용하는 케이블장력의 수직, 수평 분력은 두 케이블 배치형식에서 근사한 값을 갖게 된다. 그러므로 구조계가 갖는 극한하중계수 또한 동일하게 되는 것이다.

위의 결과를 통해 폐합 전 사장교가 보다 큰 하중에 대해서

저항하기 위해서는 거더 소성화에 의한 파괴모드를 보이도록 설계해야 하는 것을 알 수 있다. 또한 팬형 사장교의 경우 주탑/거더 강성비가 5 이상 일 때, 하프형 사장교의 경우 주탑/거더 강성비가 10 이상일 때, 극한하중계수 약 4.3으로 수렴하였으며 이때 각각의 강성비는 본 연구에서 기본모델로 선정한 사장교의 최대 내하력을 갖는 최소의 주탑-거더간 강성비이다.

3.3 케이블면적에 따른 주요거동분석

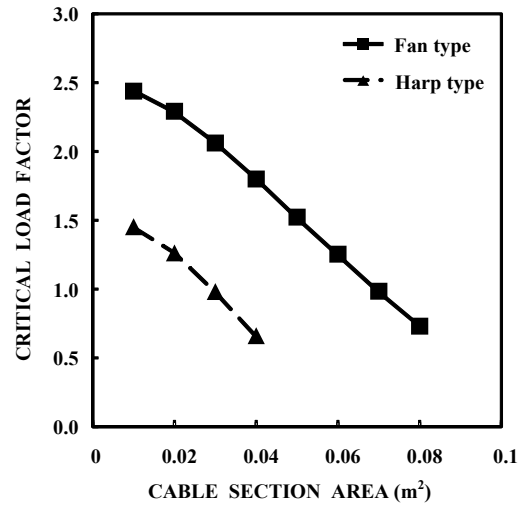
케이블은 주탑과 거더에 정착되어 일반 교량의 교각과 같이 거더를 지지하는 기능을 수행하는 중요한 부재이다. 하지만 케이블은 새그 효과와 같은 기하비선형성을 지니며 또한 გადა 설계로 인해 필요 이상으로 추가된 케이블의 자중은 주탑에 하중으로 작용하며 큰 압축력을 발생시켜 안정성을 저감시키는 요인으로 작용하기도 한다. 케이블의 배치형식과 함께 중요한 매개변수인 케이블 면적은 케이블의 강성을 변화시키고 다른 부재와 결합되어 사장교 구조물의 내하력을 결정짓는 중요한 설계인자이다.

케이블 면적 변화에 따른 구조물의 극한거동을 관찰하기 위해서 상호좌굴 모드(강성비 2)와 거더단독 소성화 모드(강성비 30)를 보이는 각각의 강성비를 선정하여 케이블 면적과 케이블 배치형식을 주요매개변수로 하여 연구를 진행하였으며 앞 절에서와 마찬가지로 극한해석 결과를 기하비선형 해석결과와 비교하는 방법을 통해서 극한거동에 대해 보다 명확히 규명하였다.

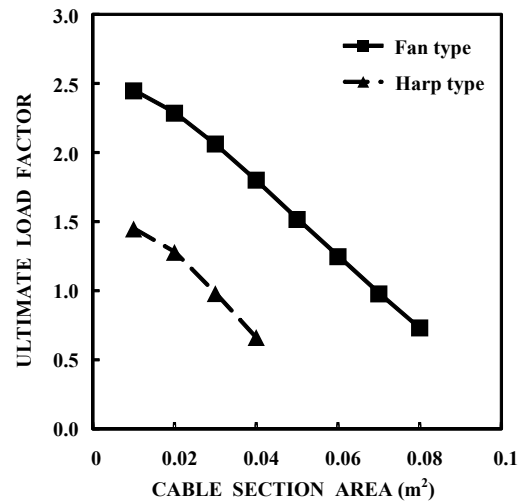
3.3.1 상호좌굴모드시 주요거동

그림 16에는 상호좌굴이 나타나는 강성비 2 일 때 케이블 면적에 따른 임계하중계수 및 극한하중계수 변화가 도시되어 있다.

사장교에 작용하는 모든 하중은 결국 주탑에 의해 지지된다. 그런데 상호좌굴모드가 발생하는 강성비 2의 경우, 케이블의 단면적이 커지면, 주탑에 작용하는 축력 또한 증가하고 결국 주탑의 좌굴발생을 촉진 시키게 된다. 그러므로 그림 18과 같이 케이블의 단면적 증가로 인해 구조물의 임계하중계수 및 극한하중계수는 줄어들게 된다. 이 경우 면적이 증가하면서 자중이 커진 케이블은 구조물의 강성을 증가시키기도 하지만 구조물 전체 무게 및 케이블의 새그 효과를 증가시키는데 보다 더 기여한 것이다. 그리고 본 상호좌굴모드에서는 주탑과 거더의 탄성 좌굴이 극한거동에 지배적인 인자이므로 기하비선형 해석결과와 극한 해석결과가 동일하게 나타났다.



(a) 기하비선형해석



(b) 극한해석

그림 18. 케이블 면적에 따른 케이블 형식별 임계하중계수

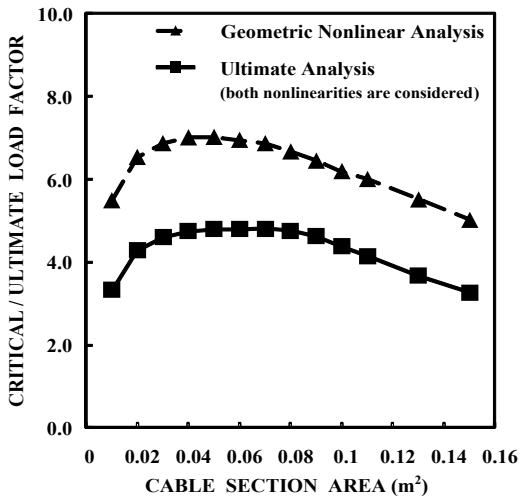
3.3.2 거더 소성화 모드의 주요거동

그림 19~20에는 거더의 단독좌굴 및 소성힌지가 발생하는 주탑의 강성이 충분히 확보된 강성비 30일 경우에 대해 케이블 면적변화에 따른 임계하중계수 및 극한하중계수 변화가 도시되어 있다.

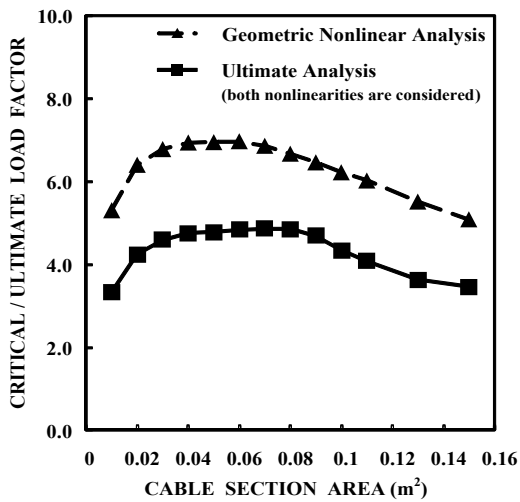
주탑에 충분한 강성이 확보된 경우 케이블 배치형식에 관계 없이 동일한 임계하중계수 및 극한하중계수를 갖으며 증폭된 보-기둥효과 또는 거더의 소성화에 의한 극한상태를 보이는 경향을 확인할 수 있다.

주탑의 강성이 충분히 확보된 경우에는 케이블 면적이 증가함에 따라 임계하중계수 및 극한하중계수 또한 증가하지만, 케이블 면적이 일정 값 보다 커지면 오히려 임계하중계수 및 극한하중계수가 감소하는 경향을 볼 수 있다. 케이블 면적이 증가하면서 구조물의 내하력이 커진 것은, 면적이 커지면서

증가한 케이블의 강성이 전체 구조물의 내하력을 크게 하는 요인으로 작용했기 때문이다. 하지만 일정 케이블 면적을 초과하면 구조물의 강성을 증가시키는데 기여하는 부분보다 구조물 전체의 무게증가와 그로 인한 구조물의 비선형적 거동을 증대시키는데 기여한 부분이 크기 때문에 오히려 구조물의 내하력이 작아지게 되는 것이다.



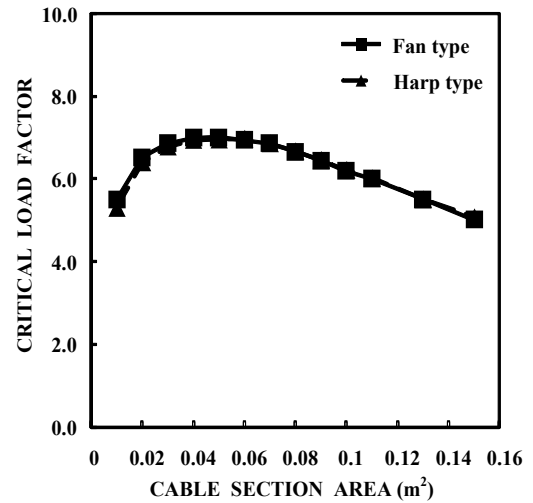
(a) 팬형



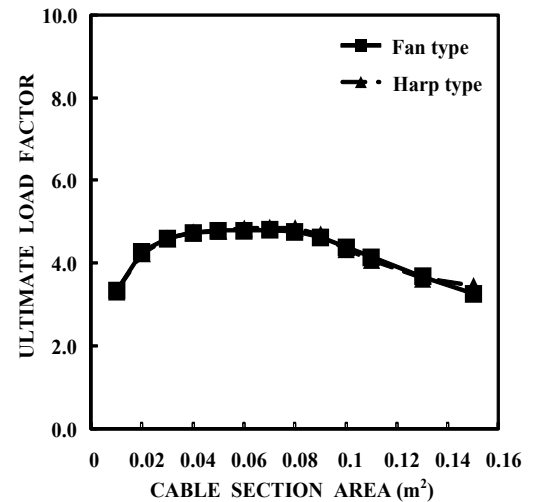
(b) 하프형

그림 19. 케이블 면적에 따른 해석종류별 임계하중계수

이처럼 거더 소성화가 지배적인 모델의 경우, 케이블 면적이 증가함에 따라 극한하중계수는 증가하다 감소하는 경향이 나타났고 본 연구에서 다른 모델의 경우 최대 내하력을 갖기 위한 최소 케이블 면적은 0.03m² 인 것으로 나타났다.



(a) 기하비선형해석



(b) 극한해석

그림 20. 케이블 면적에 따른 케이블형식별 임계하중계수

4. 결론

본 연구는 폐합 직전 사장교의 극한 거동을 해석적으로 분석하였다. 시공중 사장교의 상태를 합리적으로 구현하기 위해 초기형상 해석과 역방향 시공단계 해석을 순차적으로 진행하였고, 이후 데릭크레인 및 인양중인 새그먼트 자중을 중앙경간 최 측단에 재하하여 폐합 전 강사장교의 주요한 거동을 분석하였다. 주요 매개변수에 따른 극한거동 및 극한하중계수의 변화를 정량적으로 분석하기 위한 방법으로 주탑-거더간 강성비와 케이블 면적을 변화하면서 거동을 관찰하였고, 기하비선형성과 재료비선형성 모두를 고려한 극한해석 결과를 기하비선형성만을 고려한 기하비선형 해석과 비교하여 보다 구체적이고 정량적인 극한거동에 대해 분석하였다.

- (1) 데릭크레인과 인양중인 새그먼트의 자중으로 인한 외력이 작용하는 시공중 사장교에는 주탑-거더간 강성비 변화에 따라서 두 가지의 주요한 극한거동양상을 보인다. 첫째, 주탑의 강성이 충분하지 못한 경우에는 주탑 및 거더의 상호좌굴모드가 나타나고, 둘째, 주탑의 강성이 충분히 확보된 경우에는 중앙경간 거더의 단독 소성화에 의한 파괴모드가 나타난다.
- (2) 극한해석과 기하비선형해석 결과를 비교하여 기하비선형성 또는 재료비선형성이 지배적으로 작용하는 탄성좌굴과 비탄성좌굴의 강성비 범위 경계를 도출하였다.
- (3) 주탑과 거더에 좌굴이 발생하는 상호좌굴 모드에서는 케이블 수평 배치각이 큰 팬형 사장교가 하프형 사장교 보다 동일 강성비에서 큰 극한하중계수를 갖는다. 또한 상호좌굴이 발생하는 강성비에서는 케이블 면적이 증가하면서 주탑에 작용하는 하중이 증가하여 극한하중계수는 점차 감소하였다.
- (4) 중앙경간 거더의 소성화에 의한 파괴모드에서는 보-기둥 효과로 인해 중앙경간 거더에 소성힌지가 발생한다. 이 경우 소성힌지 주변을 지지하던 케이블의 장력이 소실되면서 결국 최외측 케이블만이 외력에 지지하게 되는데 최외측 케이블의 수평각은 두 형태의 사장교가 모두 동일하므로, 주탑-거더간 강성비가 증가하면서 팬형 및 하프형 사장교의 극한하중계수는 결국 같은 값으로 수렴하게 된다.
- (5) 거더의 단독 소성화 모드에서 케이블면적 증가에 따라 극한하중계수는 점차적으로 증가하다 일정 케이블 면적 값을 초과하면서 감소하는 경향을 보였다. 이는 케이블 단면이 과도할 경우, 단면증가에 따른 강성 상승효과보다 새그 효과 증가에 따른 강성 하락 및 주탑에 전달하는 압축력 증가 효과가 보다 크므로 구조물 내하력을 저하시키게 된다.

참고문헌

- 경용수, 김문영, 장승필(2005) 비탄성좌굴 고유치해석법을 이용한 케이블 지지교량의 유효좌굴길이 산정, *대한토목학회논문집*, 한국강구조학회, 제25권, 제4A호, pp.627-636.
- 김문영, 경용수, 이준석(2003) 사장교의 개선된 초기형상 해석법, *한국강구조학회논문집*, 한국강구조학회, 제15권, 제2호, pp.175-185.
- 김선훈, 송명관, 김경호(2005) 사장교의 구조해석을 위한 개선된 3차원 유한요소해석모델, *대한토목학회 논문집*, 대한토목학회, 제25권, 제1A호, pp.241-252.
- 김승억, 마상수(2003) 유전자 알고리즘을 이용한 비선형 비탄성 최적설계, *대한토목학회논문집*, 대한토목학회, 제23권, 제5A호, pp.841-850.
- 김승준, 이기세, 김경식, 강영종(2010) 사장교의 기하학적 비선형 거동의 해석적 연구, *대한토목학회논문집*, 대한토목학회, 제30권, 제1A호, pp.1-12.
- 송원근, 김승억, 마상수(2005) 비선형 해석을 이용한 강사장교의 초기형상 결정, *대한토목학회논문집*, 대한토목학회, 제25권, 제1A호, pp.1-7.
- 윤군진, 이원수(2001) 사장교의 정적 비선형 해석과 초기형상결정 해석, *대한토목학회논문집*, 대한토목학회, 제21권, 제1A호, pp.165-177.
- 장승필 등(2006) 케이블 강교량 설계지침, 사단법인 대한토목학회.
- 최세휴, 김승억(2002) 비선형 비탄성 해석을 이용한 강뼈대 구조물의 자동화설계, *대한토목학회논문집*, 대한토목학회, 제22권, 제2A호, pp.263-272.
- AISC (1994) *Load and Resistance Factor Design*, Manual of Steel Construction, Vol. 1 and 2, 2nd ed., American Institute of Steel Construction, Chicago, II.
- Kim, S (2009) *Ultimate Analysis of Steel Cable-Stayed Bridges*, Ph.D. Dissertation, Korea University.
- Liew, J.Y.R., White, D.W., and Chen, W.F. (1993) Second-Order Refined Plastic-Hinge Analysis for Frame Design. Part I, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 119, No. 9, pp.3196-3216.
- Shu, H.S., and Wang, Y.C. (2001) Stability Analysis of Box-Girder Cable-Stayed Bridges, *Journal of Bridge Engineering*, Vol. 6, No. 1, pp.63-68.
- Wang, P.H., Tseng, T.C., and Yang, C.G. (1993) Initial Shape of Cable Stayed Bridge, *Computers & Structures*, Vol. 47, No. 1, pp.111-123.
- Yang, Y.B. and Kuo, S.R. (1994) *Theory and Analysis of Nonlinear Framed Structures*, Prentice-Hall, Inc, Singapore.

감사의 글

본 해석연구는 폐합 전 사장교에서 발생할 수 있는 주요한 극한거동에 대한 이해에 큰 도움이 될 것이라 판단된다. 본 연구에 더하여 비틀림 거동을 포함한 3차원적 거동에 대한 확장된 해석 연구 수행이 필요할 것이라 판단된다.

본 연구는 국토해양부 건설기술혁신 연구개발사업의 연구비 지원(과제번호 10기술혁신E05)에 의해 수행되었습니다.

(접수일자 : 2011. 2. 21 / 심사일 2011. 2. 24 /
심사완료일 2011. 12. 1)