

# 송전철탄의 극한하중 도출을 위한 비선형해석 기법

## Development of Nonlinear Analysis Technic to Determine the Ultimate Load in Electric Transmission Tower

김 우 범<sup>1)</sup> · 최 병 정<sup>2)</sup> · 안 진 규<sup>3)</sup>  
Kim, Woo Bum · Choi, Byong Jeong · Ahn, Jin Kyu

요 약 : 현행 송전철탄의 경우 허용응력 설계개념을 도입한 철탄설계기준을 적용하여 설계, 제작되고 있으나 탄성해석을 전제로 한 허용응력 설계기법으로는 송전철탄의 명확한 도괴 원인을 규명할 수가 없다. 철탄 도괴의 원인을 규명하기 위해서는 철탄 부재 및 집합부의 재료 및 기하학적 비선형성을 고려한 2차 변형효과를 고려하여야 한다. 2차 변형에 영향을 주는 요인으로는 부재의 잔류응력, 초기변형, 집합부의 단부구속도 등이 있으며 이는 비선형 대변형 해석을 통하여 거동 파악이 가능하다. 본 연구에서는 선형해석과 비선형해석의 비교를 통하여 비선형 해석의 필요성을 확인하고 비선형 유한요소해석에 따르는 해석상의 복잡함을 줄이기 위해서 등가비선형 해석기법을 개발하고 이로부터 도출된 철탄의 극한하중을 비선형 유한요소해석의 극한하중과 비교를 함으로써 개발기법의 신뢰성을 확인하였다. 개발된 해석기법을 바탕으로 사재의 축력 및 세장비가 주주재의 최대내력에 미치는 영향을 파악하고 실무적 편의성을 제공하기 위하여 이를 도표화 하였다.

ABSTRACT : The current design practice of electric transmission tower is based on the allowable stress design. However, it is difficult to find the cause behind a transmission tower's collapse by the above design approach as the collapse is caused by large secondary deformations based onand geometrical nonlinear behavior.influence factor for the nonlinear behavior is mainly residual stress, initial imperfection and end restraints on members. In this study, the necessity of the nonlinear analysis is examined through the comparison between elastic analysisinelastic analysis. To reduce the complexity caused by the nonlinear analysis, a new analytical method (equivalent nonlinear analysis technique) is proposed. To confirm the reliability of the proposed method, the computed ultimate load of the transmission tower using the method was compared with that of the nonlinear finite element analysis. Effects of parameters, such as compressive force and the slenderness ratio of the brace member on the main post member, were investigated. The effective member length according to influential parameters was formulated in table form for practical purposes.

핵심 용어 : 송전철탄, 비선형 유한해석, 극한하중

KEYWORDS : electric transmission tower, nonlinear analysis, ultimate load

### 1. 서 론

현재 국내의 철탄설계기준(한국전력공사, 2004)은 경제성이나 합리성보다는 안전성을 우선시하는 허용응력 설계법(ASD, Allowable Stress Design)에 의한 설계를 규정하고 있는 실정<sup>1)</sup>이므로, 안전성이 확보된 합리적이고 경제적인 설계법인 한계상태 설계법(Limit State Design)에 대한 연구의 필요성이 제기된다. 허용응력 설계법은 탄성해석을 전제로 하고 있으며

이는 구조물의 대변형, 즉 2차 변형 효과를 고려 할 수 없기 때문에 철탄의 궁극적인 파괴 거동은 고찰 할 수 없다는 단점이 있다. 다시 말하면 허용응력 설계법은 구조물의 안전성은 확보 할 수 있으나 파괴에 이르기 까지 안전의 여유도가 어느 정도인지를 판단하기란 곤란한 방법이다. 그러나 이러한 방법은 보수적 설계치를 제공하고 있음으로 인해 지금까지 현행 설계기준에서 채택하고 있는 방법이다. 그러나 철탄 도괴는 철탄 자체의 재료적, 기하학적 비선형 거동뿐만 아니라 인

1) 교신저자, 정회원, 공주대학교 건축공학과 교수, 공학박사  
(Tel. 041-850-8655, Fax. 041-854-8659, E-mail: wbk@kongju.ac.kr)

2) 정회원, 경기대학교 건축공학과 부교수(bjchoi@kyonggi.ac.kr)

3) 학생회원, 공주대학교 건축공학과 석사과정(airborne@hanmail.net)

본 논문에 대한 토의를 2008년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

접철탑과의 가접선 상호 인발에 의한 추가적인 대변형이 발생하므로 2차 변형효과를 고려하지 않는 현행 설계기법으로는 도괴 원인을 규명하기란 불가능하다. 도괴원인을 명확히 규명해야만 철탑의 피해를 줄일 수 있을 뿐만 아니라 현행 설계기준의 보완, 개선이 가능할 수 있음을 인지 할 때 철탑의 극한내력을 평가하는 기술의 중요성은 더욱 크다고 할 수 있다. 2차 변형에 영향을 주는 요인으로는 부재의 잔류응력, 초기변형, 접합부의 단부구속도 등이 있으며 이는 비선형 대변형 해석을 통하여 거동 파악이 가능하다. 따라서 본 연구에서는 선형해석과 비선형해석의 비교를 통하여 비선형 해석의 필요성을 확인하고 비선형 유한요소해석에 따르는 해석상의 복잡함을 줄이기 위해서 등가비선형 해석기법을 개발하고 이로부터 도출된 철탑의 극한하중을 비선형 유한요소해석 결과와의 비교를 통하여 개발기법의 신뢰성을 확인하였다.

## 2. 선형 및 비선형 해석

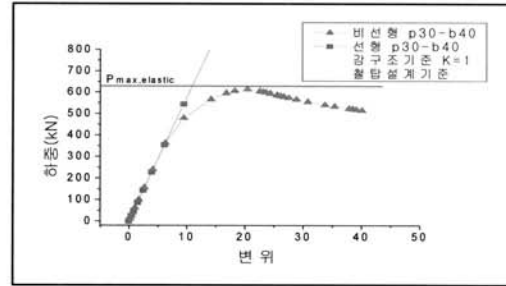
비선형해석과 선형해석의 비교를 통하여 비선형해석의 필요성을 확인하고 부분구조 모형개발을 통하여 실용적이며 단순화된 비선형해석기법 및 프로그램을 개발, 제시하였다. 부분구조는 부재의 최대내력산출을 위하여 모형을 작성하였다.

### 2.1 선형 및 비선형 해석의 비교 고찰

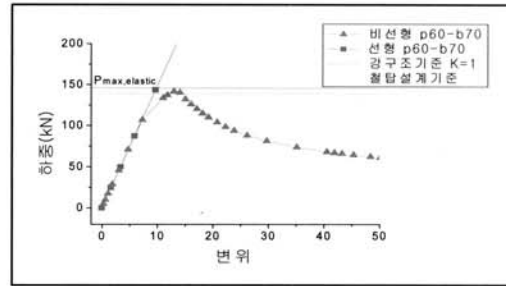
일반적으로 선형해석은 현행 송전철탑설계 수행 시에 사용되고 있는 해석기법으로 부재의 허용응력을 초과하지 않는 탄성범위 내에서의 부재거동을 전제로 한 해석기법이다. 그러나 표 1에서 보는 바와 같이 선형해석에서는 비선형해석에서 고려하고 있는 초기변형, 잔류응력, 좌굴시의 단부구속도의 변화 등을 반영하고 있지 못함으로써 부재의 최대내력과 궁극적으로 철탑의 극한내력을 추정할 수 없다. 상기 비선형해석의 주요인자들이 부재내력에 미치는 영향에 대해서는 다음 절에 기술하였다.

표 1. 선형해석 및 비선형해석의 비교

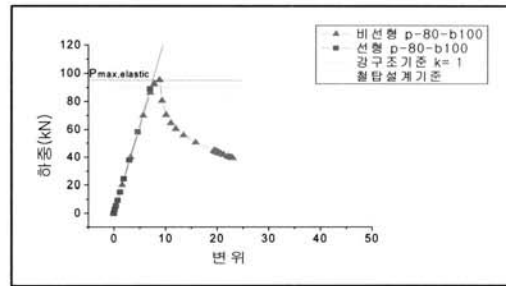
선형 해석 (현행설계)		비선형 해석
초기변형	초기변형에 의한 2차효과 비교려	해석 모델에 초기변형량 적용
잔류응력	H형강재 값을 적용	부재형상 및 용접상태에 따라 차별적으로 적용
단부구속도	일률적으로 주주재 0.9 사재 0.8 적용	주주재와 사재의 상대강성에 따라 변화



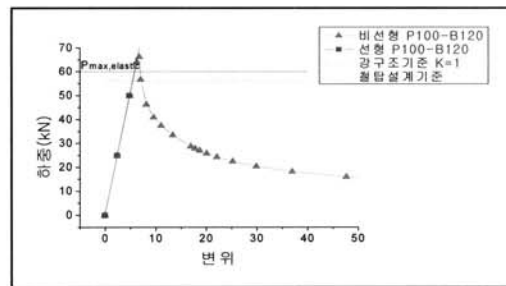
(a) 주주재=30 사재=40의 경우



(b) 주주재=60사재=70의 경우



(c) 주주재=80 사재=100의 경우



(d) 주주재=100 사재=120의 경우

그림 1. 선형해석 및 비선형해석의 극한내력 비교

상기의 영향인자들이 비선형해석에 영향을 미치는 인자라 할지라도 부재의 세장비가 낮아지게 되면 부재의 압축좌굴내력이 부재의 압축항복내력에 근접하게 되므로 재료 성질의 비선형성에 따른 영향이 적어지게 되나 세장비가 높아지게 되면 부재의 좌굴내력에 영향을 크게 미치게 된다. 따라서 주주재 및 사재의 세장비가 변화할 경우 부재의 범용프로그램 ABAQUS를 사용하여 철탄 전체 구조물에 대하여 선형해석 및 비선형해석을 수행하고 비교분석 하였다. 선형해석에서는 현행 강구조 설계기준 및 철탄설계기준의 좌굴압축강도 곡선을 사용하여 철탄의 극한하중을 산출하였다. 비선형해석은 강재의 재료적 비선형성과 기하학적 대변형을 고려하였으며 철탄 주주재 및 사재는 보요소로 모델링하였다. 따라서 부재좌굴시 절점부의 단부구속 효과가 반영되도록 하였다. 그림 1에서 나타난 바와 같이 주주재 세장비가 30인 경우에는 선형해석에서의 극한하중( $P_{max,elastic}$ )과 비선형해석에서의 극한하중의 차이가 나타나지 않았으며 이는 초기변형, 잔류응력, 단부구속도가 영향을 미치지 않음을 뜻한다. 그러나 주주재 및 사재의 세장비가 증가할수록 선형과 비선형의 차이는 크게 증가하여 주주재의 세장비가 100에 달할 경우 선형과 비선형해석에서의 극한하중 차이는 30%이상의 차이가 나는 것으로 나타났다. 따라서 실제 철탄에 있어 부재의 세장비가 20~80에 분포함을 감안할 때 엄밀한 극한하중을 추정하기 위해서는 비선형해석이 필요함을 알 수 있다.

## 2.2 비선형 해석의 영향인자

전절에서 언급한 바와 같이 부재의 초기변형 및 잔류응력은 재료의 비선형성을 유발하여 부재의 압축좌굴 내력에 지대한 영향을 미치게 되고 단부구속도는 부재의 유효세장비를 변화시킴으로써 부재의 좌굴내력에 영향을 미치게 된다. 현행 철탄설계에서는 철탄설계기준에 제시된 압축좌굴강도 곡선을 사용토록 되어 있으나 이는 부재의 초기변형을 일률적으로 0.2%, 잔류응력은 건축구조물에서 사용하는 H형강의 잔류응력 패턴을 사용하고 있으므로, 최근 대형송전 철탄에서 사용되고 있는 원형강관에 철탄설계기준의 압축좌굴강도 곡선을 적용하여 극한내력을 추정하게 되면 실제 극한내력과는 많은 차이가 발생할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 초기변형, 잔류응력과 좌굴내력의 관계를 그 크기에 따라 다음과 같이 데이터베이스화 하였다.

### 2.2.1 잔류응력

현행 철탄설계에서는 잔류응력 패턴을 H형강의 것을 사용하고 있으나 최근 대형 송전철탄에서 사용하고 있는 원형강관의 잔류응력 패턴은 그림 2에 보이는 바와 같이 H형강과는 많은 차이를 나타내고 있으며 그림 3에서는 용접강관과 비용접강관의 응력-변형률 관계곡선의 차이를 나타내고 있다. 이를 수학적 형상화하기 위해 그림 4와 같이 6개의 잔류응력 패턴에 대하여 압축좌굴강도곡선을 산정하였다.

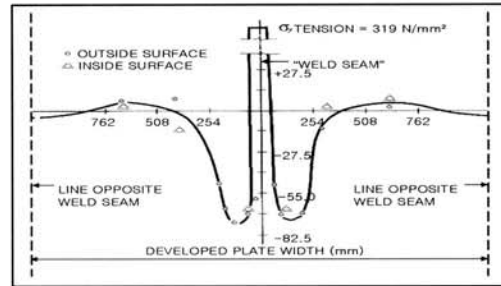


그림 2. 강관의 잔류응력 분포

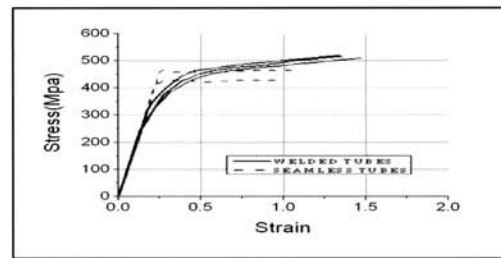


그림 3. 강관부재의 응력-변형률

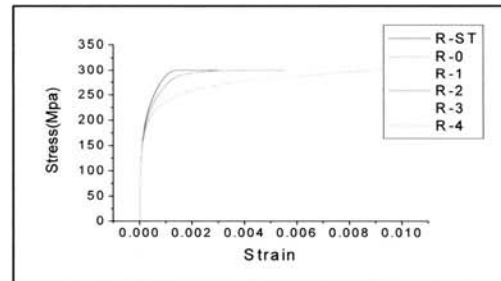
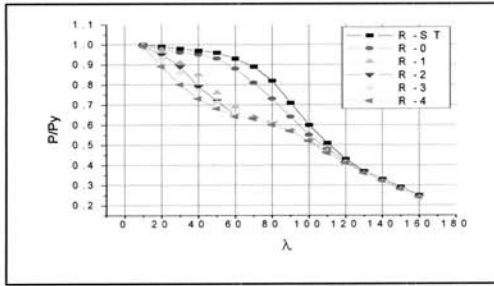
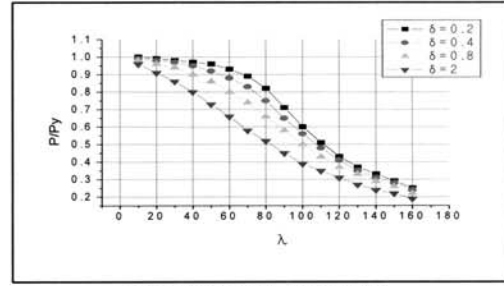


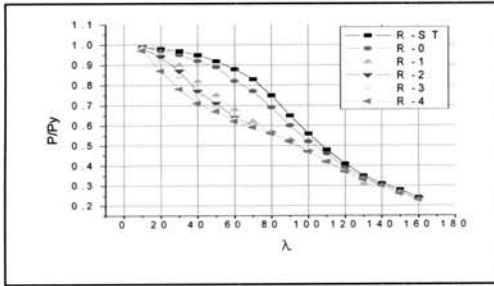
그림 4. 잔류응력 패턴



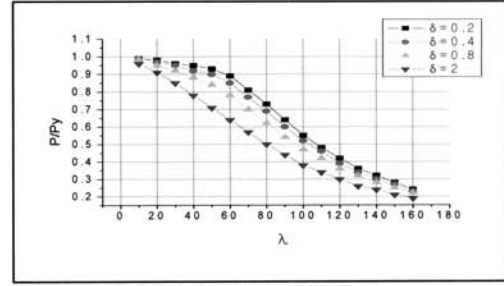
(a) 초기변형  $\delta=0.2$ 의 경우



(a) 잔류응력이 없는 경우 (R-ST)



(b) 초기변형  $\delta=0.8$ 의 경우



(b) 잔류응력이 있는 경우 (R-0)

그림 5. 잔류응력 변화에 따른 압축좌굴강도곡선

그림 6. 잔류응력과 초기변형에 대한 좌굴강도곡선

위 그래프는 잔류응력 패턴에 대하여 초기변형을 고정시키고 구한 압축좌굴강도곡선이다. 여기서 R-ST는 잔류응력이 없는 강재의 경우이며 R-0에서 R-4로 갈수록 잔류응력이 큰 강재이다. 특히 R-0는 일반적으로 사용되고 있는 SM490 원형강관의 대표적 잔류응력 패턴이다. 그림 5에서 나타난 바와 같이 R-0 잔류응력패턴을 갖는 강재의 경우 세장비가 30이하의 부재에서는 잔류응력이 없는 강재의 압축좌굴내력과 비교했을 때 3% 이하의 미미한 차이를 나타내어 잔류응력의 영향이 미미함을 확인 하였다.

### 2.2.2 초기변형

초기변형은 400cm의 길이를 갖는 양단 단순지지 기둥요소에 대하여 중앙부 처짐량  $\delta$ 로 규정하여  $\delta$ 를 0.2cm, 0.4cm, 0.8cm, 2cm에 대한 좌굴내력을 산정하였다. 그림 6.a는 잔류응력이 없는 부재에 대한 초기변형량의 변화에 따른 압축강도 곡선이고 그림 6.b는 잔류응력이 있는 부재에 대한 초기변형량의 변화에 따른 압축강도 곡선이다. 실제 제작 시 발생하는 초기변형량을 0.2에서 0.4정도로 가정한다면 초기변형의 영향은 크지 않음을 알 수 있다.

### 2.2.3 단부 구속도

부재의 최대내력은 부재의 초기변형 및 잔류응력에 영향을 받을 뿐만 아니라 부재 단부의 구속도에 따라 결정되므로 부재의 내력을 산정하기 위해서는 엄밀한 단부구속도의 평가가 필요하다. 단부구속도는 주주재와 사재의 상대강성비와 축력비에 따라 달라지는데 이를 고려하기 위해서는 기하학적 비선형해석이 필요하다. 그러나 비선형해석은 해석상의 번거로움을 유발하기 때문에 이를 대체하기 위한 등가비선형 해석 기법을 다음 절에 제안하였다.

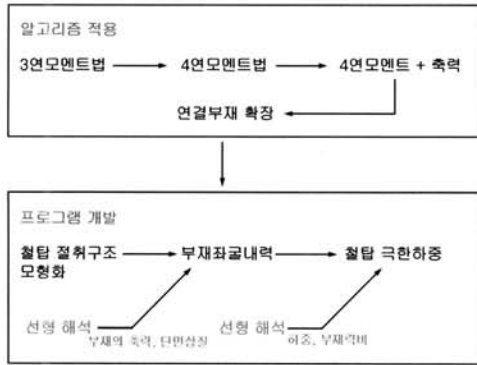
### 2.3 등가 비선형 해석기법 (ENAT)

(Equivalent Nonlinear Analysis Technic)

본 절에서는 표 2와 같이 좌굴내력을 산출하기 위하여 3연 모멘트법을 적용한 알고리즘과 이를 다절점 트러스구조에 적용하기 위하여 3연 모멘트법을 확장한 4연모멘트 알고리즘을 적용하고 이를 프로그램화 하였다. 프로그램의 구성은 대상부재 및 인접부재의 길이, 단면이차모멘트 등의 단면성질계수를 입력 자료로 하고 대상부재를 철담 구조에서 절취하고 대상부재에 연결된 인접부재를 지정하며 여기에 선형해석에서 산출된 부재력을 입력하여 단부구속도를 산출함으로써 부재의

비탄성 좌굴내력 산출하는 방식으로 구성되어있다. 여기에서 전절에서 제시한 초기변형 및 잔류응력에 대한 좌굴강도 곡선은 수학적 데이터베이스화하여 특정 단부구속도가 산출될 때마다 좌굴내력이 구해지도록 프로그램에 반영하였다. 궁극적으로는 산출된 부재의 최대 좌굴내력으로부터 선형해석에서 획득한 하중-부재력의 선형관계를 비선형해석에서의 극한하중-최대 부재좌굴내력관계에 적용함으로써 비선형 극한하중을 추정하였다.

표 2. 알고리즘 및 프로그램의 구성



2.3.1 3연 모멘트법을 적용한 좌굴내력의 산출

3연모멘트법의 기하학적 모형은 그림 7과 같이 3절점 2경간의 절곡된 부재로 구성되어 있으며 각 부재에는 축력  $P_k$ 가 작용할 때 다음과 같은 관계식이 성립한다. 각 절점은 강절로 되어있고 절점에는 좌굴 발생 시에  $M_k$ 가 유발된다고 가정한다.

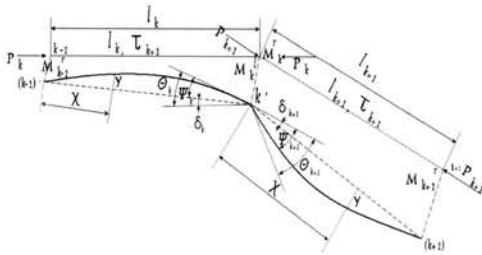


그림 7. 3연모멘트법 적용 모형

부재의 연속성으로 인하여

$\rho_k + \psi_k = \rho_{k+1} + \psi_{k+1}$  이 되며 여기서  $\rho$ 는 부재변형각이고  $\psi$ 는 절점 회전각이다.

$$\psi_k = \left[ \frac{dy_k}{dx} \right]_{x=l_k} \quad \text{and} \quad \psi_{k+1} = \left[ \frac{dy_{k+1}}{dx} \right]_{x=0}$$

이므로 다음의 모멘트-회전각 관계식이 구하여진다.

$$\psi_k = \frac{M_{k-1}^r}{P_k l_k} \left( -\frac{\phi_k}{\sin \phi_k} + 1 \right) + \frac{M_k^l}{P_k l_k} (\phi_k \cot \phi_k - 1) \quad (1)$$

$$\psi_{k+1} = \frac{M_k^r}{P_{k+1} l_{k+1}} (-\phi_{k+1} \cot \phi_{k+1} + 1) + \frac{M_{k+1}^l}{P_{k+1} l_{k+1}} \left( \frac{\phi_{k+1}}{\sin \phi_{k+1}} - 1 \right)$$

여기서 오일러방정식에서의 정의된  $\phi = \sqrt{P/EI}$ 를 적용하면

$$P_k l_k = \frac{EI_k \tau_k}{l_k} \phi_k^2, \quad P_{k+1} l_{k+1} = \frac{EI_{k+1} \tau_{k+1}}{l_{k+1}} \phi_{k+1}^2$$

식을 간략히 하기 위하여 수정길이  $l_k'$  적용하면

$$l_k' = \frac{I}{I_k \tau_k} l_k, \quad l_{k+1}' = \frac{I}{I_{k+1} \tau_{k+1}} l_{k+1}$$

$$P_k l_k = \frac{EI}{l_k'} \phi_k^2, \quad P_{k+1} l_{k+1} = \frac{EI}{l_{k+1}'} \phi_{k+1}^2$$

stability function의 정의된

$$s = \frac{1}{\phi^2} \left( \frac{\phi}{\sin \phi} - 1 \right), \quad c = \frac{1}{\phi^2} (1 - \phi \cot \phi)$$

을 (1)식에 대입하면

$$\psi_k = -\frac{1}{EI} (M_{k-1}^r l_k' s_k + M_k^l l_k' c_k)$$

$$\psi_{k+1} = \frac{1}{EI} (M_k^r l_{k+1}' c_{k+1} + M_{k+1}^l l_{k+1}' s_{k+1})$$

위식 을 3연속 경간에 적용하면,

$$M_{k-1}^r l_k' s_k + M_k^l l_k' c_k + M_k^r l_{k+1}' c_{k+1} + M_{k+1}^l l_{k+1}' s_{k+1} - EI(\rho_k - \rho_{k+1}) = 0$$

$$M_{k-1}^l l_k' s_k + M_k^r l_k' c_k + l_{k+1}' c_{k+1} + M_{k+1}^l l_{k+1}' s_{k+1} - EI(\rho_k - \rho_{k+1}) = 0$$

여기서 부재가 인장력을 받을 경우에는

$$c = \frac{1}{\phi^2}(\phi \coth \phi - 1), \quad s = \frac{1}{\phi^2} \left( 1 - \frac{\phi}{\sin \phi} \right)$$

이 되며 축력이 0인 경우에는

$$s = 1/6, \quad c = 1/3 \text{ 이 된다.}$$

### 2.3.2 4연 모멘트법의 적용 및 확장

철담구조의 부재는 그림 8에 제시된 바와 같이 3연속 이상의 경간으로 구성되어 있으며 내려 산출 대상 부재인  $ij$ 부재의 경우 양단에 인접된 부재는 2개 이상의 경우가 대부분이다. 실제 철담은 3연속 이상의 다중 경간으로 구성되어 있으나 본 연구에서는 경간을 3연속으로 한정하고 그 이상의 연결된 부재는 없는 것으로 가정하였다. 3연속 이상의 연결부재의 영향으로 좌굴내력의 증감이 있으나 세장비 100이하의 부재에 있어서는 그 오차가 3%미만이며 세장비 40이하의 경우에는 0.5%로 그 영향은 무시될 정도로 적은 것으로 알려져 있다. (F. Bleich, 1952)

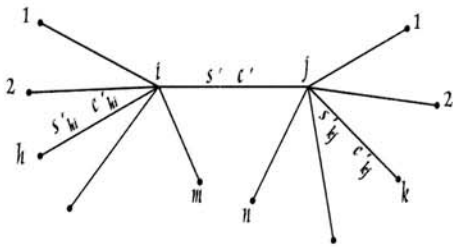


그림 8. 다절점 4경간 구조

그림 8에서 좌측 2경간에 3연모멘트법을 적용하면

$$M_{hi}c_{hi}' + M_i c' + M_j s' = 0 \quad (h = 1, 2, \dots, m)$$

그림 8에서 우측 2경간에 3연모멘트법을 적용하면

$$M_{kj}c_{kj}' + M_j c' + M_i s' = 0 \quad (k = 1, 2, \dots, n) \quad (2)$$

여기서

$$c_{hi}' = c_{hi} l_{hi}', \quad c_{kj}' = c_{kj} l_{kj}', \quad c' = cl', \quad s' = sl' \text{ 이다.}$$

절점  $i$ 와  $j$ 에서의 평형조건식을 적용하면

$$-M_i + \sum_{h=1}^m M_{hi} = 0 \quad (3)$$

$$-M_j + \sum_{k=1}^n M_{kj} = 0 \quad (4)$$

식 (3) 및 (4)를 (2)에 대입하면

$$\begin{aligned} c' M_{i1} + c' M_{i2} + \dots + (c' + c_{hi}') M_{hi} + \dots + c' M_{mi} \\ + s' M_{j1} + s' M_{j2} + \dots + s' M_{kj} + \dots + s' M_{nj} = 0 \\ s' M_{i1} + s' M_{i2} + \dots + s' M_{hi} + \dots + s' M_{mi} + c' M_{j1} \\ + c' M_{j2} + \dots + (c' + c_{ki}') M_{kj} + \dots + c' M_{nj} = 0 \end{aligned}$$

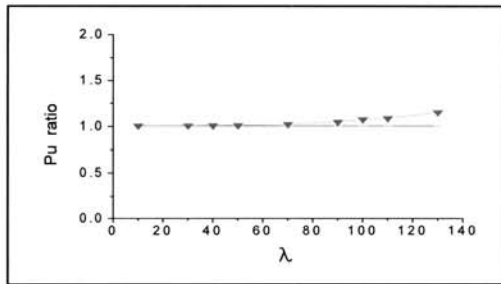
위식이 해를 갖기 위해서는 행렬식(Determinant)이 0이 되어야 하므로

$$\begin{aligned} \left( \frac{1}{c_{i1}'} + \frac{1}{c_{i2}'} + \dots + \frac{1}{c_{mi}'} \right) \left( \frac{1}{c_{j1}'} + \frac{1}{c_{j2}'} + \dots + \frac{1}{c_{nj}'} \right) (c'^2 - s'^2) \\ + \left( \frac{1}{c_{i1}'} + \frac{1}{c_{i2}'} + \dots + \frac{1}{c_{mi}'} + \frac{1}{c_{j1}'} + \frac{1}{c_{j2}'} + \dots + \frac{1}{c_{nj}'} \right) c' + 1 = 0 \end{aligned}$$

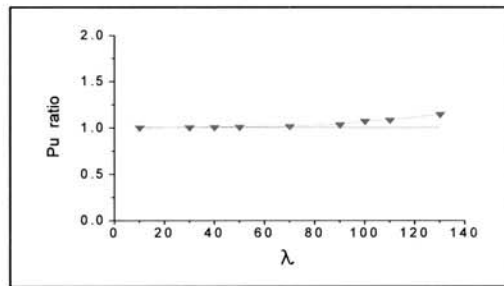
위식을 try & error에 의하여  $c$  및  $s$ 에서 정의된  $\phi$ 를 구한다.

### 2.4 제안기법 ENAT의 검증

제안기법 ENAT의 검증을 위하여 제안기법에 의해 산출된 부재의 최대내력과 유한요소 비선형해석에 의하여 산출된 부재의 최대내력을 비교하였다.



(a) 주주재의 경우



(b) 사재의 경우

그림 9. ENAT에 의한 주주재 및 사재의 최대내력의 검증

그림 9에서 도표의 가로축은 부재의 세장비이고 세로축은 제안기법의 극한내력과 유한요소해석의 극한내력의 비를 표시하고 있다. 세장비 80이상의 경우에서 ENAT에 의한 값의 오차가 발생하고 있음을 알 수 있으며, 주주재와 사재의 경우 세장비 80에서는 2~3%의 오차가 발생되고, 세장비 140에서는 최대 20%의 오차가 발생하고 있음을 알 수 있다. 따라서 세장비가 80이 넘는 부재에 ENAT를 사용할 때에는 보장이 필요할 것으로 판단된다. 그러나 실제 철탄 대부분의 경우 80 이하의 세장비를 갖는 부재를 사용하고 있음을 감안한다면 ENAT를 적용하여 현행 철탄부재의 좌굴내력 산출이 가능함을 확인하였다.

2.5 ENAT의 적용

본 절에서는 ENAT를 철탄에 적용하여 부재의 최대내력을 산출하고 이로부터 철탄의 극한하중을 도출한 결과와 철탄의 비선형 유한요소해석을 사용하여 구한 부재의 최대내력 및 극한하중을 비교 검토함으로써 ENAT의 적용성을 확인하였다.

2.5.1 철탄의 극한하중 도출

그림 10은 비선형해석의 결과로 여기서는 부재의 파괴위치 및 파괴모드가 도출될 수 있음을 알 수 있으나 선형해석에서는 이를 확인하기가 곤란하다. 그림 11과 같이 선형해석을 통하여 도출된 가장 취약한 부재의 부분을 절취하여 ENAT를 적용하게 되면 부재의 초기변형, 잔류응력 및 단부구속도의 영향이 고려된 부재의 최대내력을 산출할 수 있다. 그림 11에서 대상 부재의 상부에는 3개의 부재가, 하부에는 3개의 부재가 연결되어 있음을 알 수 있으며, ENAT의 입력자료로 사용되는 대상부재와 연결부재의 물성치 및 축력을 나타내었다. 여기서  $l$ 은 부재길이를,  $P$ 는 부재의 축력을,  $I$ 는 부재의 단면이차모멘트를 나타낸다. ENAT의 해석결과는 표 3과 같으며 세장비 50인 주주재인 경우와 세장비 80인 주주재의 경우, ENAT와 비선형 유한요소 해석 결과와의 차이는 각각 0.2%, 0.4%로 나타나 제안기법의 신뢰성이 높은 것으로 확인되었다.



그림 10. 비선형해석의 파괴형상

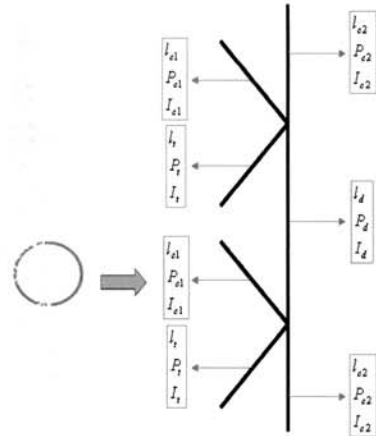


그림 11. 트러스 절취구조의 선정

표 3. ENAT와 해석치의 부재내력(kN) 및 극한하중(kN)의 비교

주주재	$\lambda$	K	P/Py	부재내력 (Proposed)	부재내력 (Analysis)	극한하중 (Proposed)	극한하중 (Analysis)
23.8×1.2	50	0.73	0.975	2486	2498	624	620
15.3×1.2	80	0.76	0.93	1480	1540	367	382

2.5.2 상대세장비 및 부재력이 단부 구속에 미치는 영향  
 전 절에서 기술한 바와 같이 단부구속도는 대상부재의 세장비와 인접부재와의 상대 세장비, 그리고 부재에 가해지는 축력에 따라 달라지게 된다. 표 4에는 ENAT에 입력되는 대상 부재( $l_d$ )에 대한 인접부재의 상대 세장비와 부재에 가해지는 축력을 무차원화하여 정리하였다.  $\alpha$ 는 주주재와 사재의 상대 세장비, 축력비에 의해 결정되는 변수,  $\beta$ 는 주주재와 사재의 강비에 의해서 결정되는 변수,  $\gamma$ 는 주주재와 사재의 상대 세장비, 인장력에 의해서 결정되는 변수이다.

표 4. 대상부재와 인접부재와의 관계

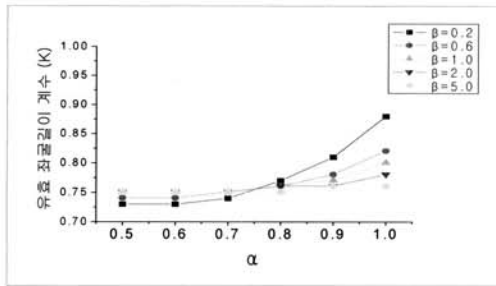
$$\alpha_1 = \frac{\theta_{c1}}{\theta_d} = \frac{l_{c1}}{l_d} \sqrt{\frac{P_{c1} I_d \tau_d}{P_d I_{c1} \tau_{c1}}} \quad \alpha_2 = \frac{\theta_{c2}}{\theta_d} = \frac{l_{c2}}{l_d} \sqrt{\frac{P_{c2} I_d \tau_d}{P_d I_{c2} \tau_{c2}}}$$

$$\beta_1 = \frac{l_{c1}'}{l_d'} = \frac{l_{c1} I_d \tau_d}{l_d I_{c1} \tau_{c1}} \quad \beta_2 = \frac{l_{c2}'}{l_d'} = \frac{l_{c2} I_d \tau_d}{l_d I_{c2} \tau_{c2}}$$

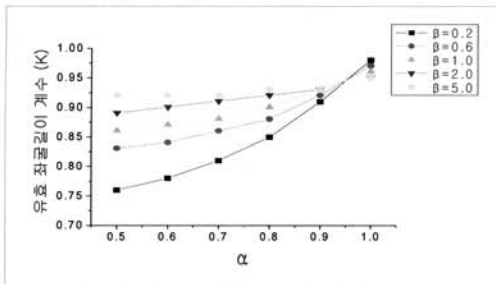
$$\gamma = \alpha \frac{l_t'}{l_d'} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{P_d I_d \tau_d}{P_t I_t \tau_t}}$$

실제 사용되고 있는 철탄의 형상을 고려하여  $\alpha_2, \beta_2$ 를 1.0으로 고정하고  $\alpha_1, \beta_1, \gamma$ 를 변수로 두어 ENAT를 적용하여 세장

비와 부재력이 단부구속에 미치는 영향을 확인하였다.



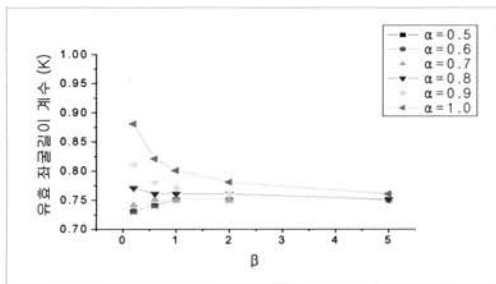
(a)  $\alpha$ 의 영향 ( $\gamma=0.1$ 인 경우)



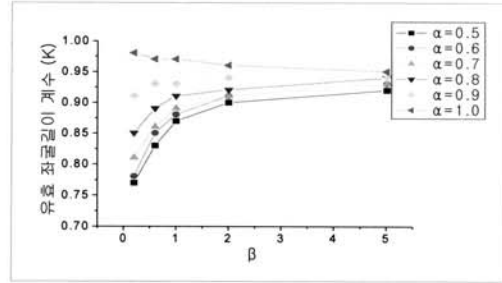
(b)  $\alpha$ 의 영향 ( $\gamma=2.0$ 인 경우)

그림 12.  $\alpha$ 의 영향에 의한 단부구속의 변화

그림 12는  $\alpha$ 의 영향에 관한 그래프로써 가로축은  $\alpha$ 의 값이고 세로축은 유효좌굴길이 계수로  $\alpha$ 의 영향에 따른 단부구속의 변화를 나타내며  $\gamma$ 의 값은 고정하였다.  $\alpha$ 의 범위는 0.5보다 낮으면 단부구속은 일정한 값으로 수렴하기 때문에 0.5부터 범위를 정하였다. 사재의 상대 세장비가 주주재보다 크고 사재의 축력이 주주재의 축력보다 작을 때 단부구속이 작으며, 사재의 축력이 주주재의 축력보다 클 때 단부구속이 큰 것을 확인하였다.



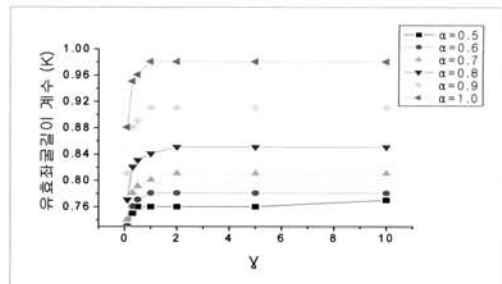
(a)  $\beta$ 의 영향 ( $\gamma=0.1$ 인 경우)



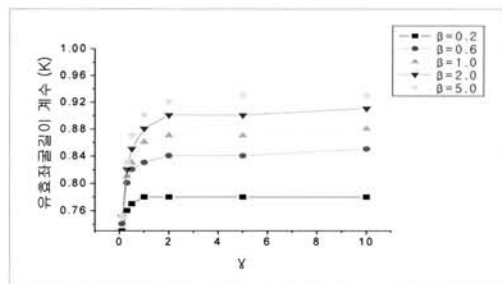
(b)  $\beta$ 의 영향 ( $\gamma=2.0$ 인 경우)

그림 13.  $\beta$ 의 영향에 의한 단부구속의 변화

그림 13은  $\beta$ 에 영향에 관한 그래프로써 가로축은  $\beta$ 의 값이고 세로축은 유효좌굴길이 계수로  $\beta$ 의 영향에 따른 단부구속의 변화를 나타내며  $\gamma$ 의 값은 고정하였다.  $\beta$ 가 2.0 이상이 되면 단부구속에 변화가 크게 나타나지 않으며  $\beta$ 가 2.0이하로는  $\beta$ 의 변화에 따라 단부구속에 미치는 영향이 큰 것으로 나타난다. 현재 사용하는 철탑의 경우  $\alpha$ 의 값이 0.5에서 0.7,  $\beta$ 의 값은 2.0이상,  $\gamma$ 의 값은 2.0이상으로 유효좌굴길이 계수는 0.87에서 0.95의 범위에 있는 것을 확인하였다.



(a)  $\gamma$ 의 영향 ( $\beta=0.2$ 인 경우)



(b)  $\gamma$ 의 영향 ( $\alpha=0.5$ 인 경우)

그림 14.  $\gamma$ 의 영향에 의한 단부구속의 변화

그림 14는  $\gamma$ 에 영향에 관한 그래프로써 가로축은  $\gamma$ 의 값이고 세로축은 유효좌굴길이 계수로  $\gamma$ 의 영향에 따른 단부구속의



변화를 나타내며  $\alpha$ 와  $\beta$ 의 값은 고정하였다.  $\gamma$ 의 값이 2.0이상이 되면 단부구속에 변화가 크게 나타나지 않으며  $\gamma$ 의 값이 2.0이하로는 주주재와 사재의 상대 세장비와 인장력의 변화에 따라 단부구속의 변화가 큰 것으로 나타난다.

표 5.  $\alpha, \beta, \gamma$ 에 의한 유효좌굴길이 계수(K)

Length Factor K for Web Members in trusses								
	$\beta$	$g$						
		0.1	0.3	0.5	1.0	2.0	5.0	10.0
$\alpha=0.5$	0.2	0.73	0.75	0.76	0.76	0.76	0.76	0.77
	0.6	0.74	0.79	0.81	0.82	0.83	0.83	0.83
	1.0	0.75	0.80	0.83	0.85	0.86	0.86	0.87
	2.0	0.75	0.82	0.85	0.88	0.89	0.90	0.90
	5.0	0.75	0.83	0.87	0.90	0.92	0.92	0.92
$\alpha=0.6$	0.2	0.73	0.76	0.77	0.78	0.78	0.78	0.78
	0.6	0.74	0.80	0.82	0.83	0.84	0.84	0.85
	1.0	0.75	0.81	0.83	0.86	0.87	0.87	0.88
	2.0	0.75	0.82	0.85	0.88	0.90	0.90	0.91
	5.0	0.75	0.83	0.87	0.90	0.92	0.93	0.93
$\alpha=0.7$	0.2	0.74	0.78	0.79	0.80	0.81	0.81	0.81
	0.6	0.75	0.81	0.83	0.85	0.86	0.86	0.86
	1.0	0.75	0.82	0.84	0.87	0.88	0.89	0.89
	2.0	0.75	0.83	0.86	0.89	0.91	0.91	0.91
	5.0	0.75	0.83	0.87	0.91	0.92	0.93	0.93
$\alpha=0.8$	0.2	0.77	0.82	0.83	0.84	0.85	0.85	0.85
	0.6	0.76	0.83	0.85	0.88	0.88	0.89	0.89
	1.0	0.76	0.83	0.86	0.89	0.90	0.91	0.91
	2.0	0.76	0.83	0.87	0.90	0.92	0.92	0.92
	5.0	0.75	0.84	0.88	0.91	0.93	0.93	0.94
$\alpha=0.9$	0.2	0.81	0.88	0.89	0.91	0.91	0.91	0.91
	0.6	0.78	0.86	0.89	0.91	0.92	0.92	0.93
	1.0	0.77	0.85	0.88	0.91	0.93	0.93	0.93
	2.0	0.76	0.85	0.88	0.92	0.93	0.94	0.94
	5.0	0.76	0.84	0.88	0.92	0.93	0.94	0.94
$\alpha=1.0$	0.2	0.88	0.95	0.96	0.98	0.98	0.98	0.98
	0.6	0.82	0.91	0.93	0.96	0.97	0.97	0.97
	1.0	0.80	0.89	0.92	0.95	0.96	0.97	0.97
	2.0	0.78	0.87	0.90	0.94	0.95	0.96	0.96
	5.0	0.76	0.85	0.89	0.93	0.95	0.95	0.95

( $\alpha_2=1.0, \beta_2=1.0$  고정)

### 3. 결 론

본 논문에서는 선형해석과 비선형해석의 비교를 통하여 비선형 해석의 필요성을 확인하고 비선형 유한요소해석에 따르는 해석상의 복잡함을 줄이기 위해서 등가비선형 해석기법 개발하고 이로부터 도출된 철탄의 극한하중을 비선형 유한요소해석의 극한하중과 비교함으로써 개발기법의 신뢰성을 확인하였다.

- (1) 부재의 세장비를 달리하여 철탄에 대한 선형해석과 비선형해석을 수행한 결과 세장비가 증가할수록 선형해석과 비선형해석의 최대하중의 차이는 증가하므로 세장비가 30이상의 부재를 갖는 철탄구조물의 엄밀한 극한하중을 산정하기 위해서는 비선형해석이 필요함을 확인하였다. 이 경우 비선형해석 세장비 100인 경우 최대 40%의 차이가 있음을 확인하였다.
- (2) 비선형해석에 영향을 미치는 주요인자인 초기변형, 잔류응력이 압축좌굴강도곡선에 미치는 영향을 파악하였으며 이들 인자에 대하여 압축좌굴강도곡선을 데이터베이스화 하였다.
- (3) 비선형해석시에 발생하는 단부구속도의 변화와 이에 따른 부재좌굴내력을 추정하기 위하여 3연 모멘트법 기본이론을 바탕으로 이를 다중 절점에 적용키 위한 알고리즘을 개발하였다.
- (4) 비선형해석을 대체할 수 있는 등가 비선형해석 프로그램 ENAT를 개발하였으며 세장비 80이하 부재를 갖는 철탄에서는 비선형해석 결과와의 오차가 무시할 정도로 적음에 따라 사용 가능성을 확인하였다.

### 감사의 글

본 연구는 2007년도 산업자원부 전력산업연구개발사업 전력선행기술에 의하여 이루어진 연구로서, 관계부처에 감사드립니다.

### 참 고 문 헌

F.G.A. Al-Bermani and S. Kitipornchai, 1992, *Nonlinear analysis of transmission towers*, Eng. Struct., vol. 14, No. 3, pp.139-151  
 Siu Lai Chan and Sritawat Kitipornchai, 1998, *Inelastic Post-Buckling Behavior of Tubular Struts*, ASCE, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 114, No. 5, pp.1091-1104

- S. Roy, 1984, Secondary Stresses on Transmission Tower Structures, ASCE, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 110, No. 2, pp.157-172
- ABAQUS User's Manual Version 6.5, Hibbit Karlsson, and Sorensen, Inc., Pawtucket, R.I.
- (사)한국강구조학회, 2004, 강구조의 설계, pp.318-382
- 한국전력공사, 1997, 가공송전용 철탁설계기준, 송전편, 설계기준-1111
- A.C. Walker, 1984, *Buckling of offshore Structures*.
- F. Bleich, McGraw-Hill, *Buckling Strength of Metal Structures*, 1952, pp.20-30
- 김우범, 2005, 송전철탁 가섬선의 대변형을 고려한 비선형 광역 모델링 개발, 전력선행기술 논문집
- (접수일자 : 2008. 1. 4 / 심사일 2008. 1. 29 / 게재확정일 2008. 5. 7)