
송도 컨벤션 센터의 초기형상불완전 및 절점강성에 따른 좌굴하중 특성에 관한 연구

A Study on Buckling Load Characteristic of Songdo Convention Center with Initial Imperfection and Joint Rigidity

문혜수* 안상길* 손수덕** 이동우*** 김승덕****

Moon, Hye-Su An, Sang-Gil Shon, Su-Deok Lee, Dong-Woo Kim, Seung-Deog

ABSTRACT

This paper investigate the optimum thickness distribution of plate structure with different essential boundary conditions in the fundamental natural frequency maximization problem. In this study, the fundamental natural frequency is considered as the objective function to be maximized and the initial volume of structures is used as the constraint function. The computer-aided geometric design (CAGD) such as Coon's patch representation is used to represent the thickness distribution of plates. A reliable degenerated shell finite element is adopted calculate the accurate fundamental natural frequency of the plates. Robust optimization algorithms implemented in the optimizer DoT are adopted to search optimum thickness values during the optimization iteration. Finally, the optimum thickness distribution with respect to different boundary condition

Keywords: Space truss, Imperfection, Joint rigidity, Snap-through, Bifurcation, Geometric Nonlinear, Design load

1. 서론

21세기로의 도약을 향해 우리들은 첨단산업을 중심으로 하는 기술 집약 시대를 맞고 있으며, 여러 첨단산업들 중에서도 초대형 구조물 분야, 특히 대공간 구조물 분야의 기술력 확보는 최근 중요한 과제로 대두되고 있다. 이러한 대공간 구조물은 구조 거동 특성상 주로 구조안전(structural stability) 문제가 설계의 중요한 기술력의 핵심이 되며, 이를 어떻게 해결할 것인가 하는 문제는 아직도 많은 연구자들 사이에서 난제로 남아 있다.

공간 구조물은 인류가 태동한 후, 보다 넓고 풍요로운 공간 속에서의 삶을 추구하면서 지속적으로 요구되어 왔다. 시대의 변천에 따라 대공간 구조물은 경제적, 기술적 요인에 의해 계속적으로 변화 발전해 왔으나, 궁극적으로는 지구 중력에 의한 힘에

대한 인류의 도전이라 할 수 있다. 실외공간을 실내로 끌어 들여, 실내에서의 쾌적한 삶을 추구하고자 하는 인간의 지혜는 점차 새로운 재료와 신기술을 개발하여 보다 대규모의 공간을 실현 가능케 하였고, 이는 앞으로도 계속될 전망이다.

대공간 구조물의 실현 가능성을 가늠하는 최대의 관건인 지붕구조의 변화는 재료 및 기술의 변화와 함께 점차 경량화해 가고 있다. 1962년, 대공간 구조 관련 국제학술회의에서 Rene Sarger는 “지붕중량이 100kgf/cm²이하가 되는 시대에 구조혁명(Structural Revolution)이 일어날 것이다”라는 흥미로운 발언을 하였으며 이러한 언급은 중력의 지배로부터 해방되는 것을 의미하며, 현재는 혁명 분야에 있다고 볼 수 있다.

곡률을 가진 곡면 구조 형태인 셸 구조는 외부하중에 대하여 효과 높게 저항할 수 있는 형태저항형 구조물이며, 따라서 가볍고 얇게 대공간을 만들 수 있는 장점을 갖고 있다. 기본적인 구조저항 메커니즘은 구조물 자체의 곡률을 이용하여 면외방향으로 작용하는 외력을 주로 면내력으로 저항할 수 있게

* 정회원, CandP (주)플러스구조엔지니어링, 공학석사

** 정회원, 경북대학교 건축공학과, 공학박사

*** 정회원, CandP (주)플러스구조엔지니어링, 공학박사

**** 정회원, 세명대학교 건축공학과, 부교수

한 구조 시스템으로 매우 우수한 역학적 특성을 가지고 있으나, 어떤 하중 상태에서는 안정 상태에서 불안정 상태, 또는 불안정 상태에서 안정 상태로 변화함으로써 불안정 현상으로 인한 파괴 메커니즘을 파악하고 이를 설계에 반영하는 것은 매우 중요하다.

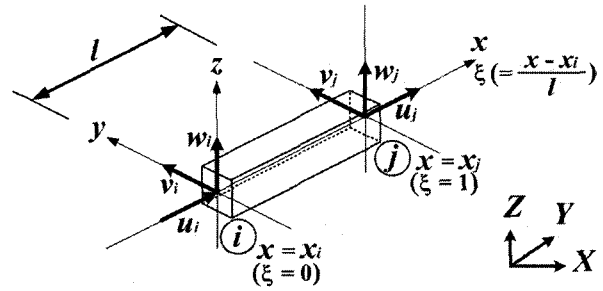
이러한 쉘 구조물 가운데서 강성 이산계 구조시스템인 공간 트러스 구조물은 하중이 어떤 임계값을 넘기면 안정 상태에서 불안정 현상, 즉 좌굴 현상을 나타내며 파괴된다. 이러한 파괴 메커니즘을 발생시키는 구조거동의 특성으로는 뿔좌굴(Snap-through) 현상과 분기좌굴(Bifurcation)현상을 대표로 들 수 있다. 이때 구조물의 rise-span 비, 각 부재의 강성비 및 하중모드 등에 따라 불안정 거동 특성은 크게 달라지며, 또한 초기 조건에 매우 민감하게 반응하고, 구조 형상 및 초기형상 불완전(Initial imperfection) 량에 따라 저항 내력이 급격히 떨어진다. 따라서 이로 인한 저항 내력의 변화를 정확히 파악하여 설계에 반드시 반영하여야 할 것으로 본다.

셸형 구조물의 구조 불안정 문제를 다루기 위해서는 대변형 또는 유한변형 이론에 의해 구조거동의 특성을 고려해야 하므로, 이는 비선형 문제에 귀착하게 된다. 따라서 이들 불안정 거동을 파악하기 위해 점선강성 방정식을 이용해 step by step으로 해석을 수행하여야 하며, 각 증분구간에서 강성을 체크하여 불안정 특성을 판정하여야 한다. 본 논문에서 다루어질 내용은 내용의 특성상 이론적 접근 방법으로 비선형거동 특성의 범위를 기하학적 비선형문제로 제한한다.

본 연구에서는 단순 예제 및 송도 컨벤션 센터를 통하여 초기형상불안정에 따른 좌굴내력의 저하를 살펴보고, 비대칭 하중모드에 따른 불안정 현상을 수치해석 기법을 이용하여 규명하고 절점강성에 따른 구조물의 완전형상 해석결과에 대하여 알아보도록 한다. 또한 NASS 프로그램을 이용하여 설계하중에 따른 변위 및 내력을 알아보고, 구조물의 설계하중에 따른 좌굴 내력비를 비교·고찰한다.

2. 점선 강성행렬

기하학적인 비선형을 고려하여 해를 구하기 위해서는 일반적으로 선형화된 비선형 방정식을 사용하



<그림 1> 요소의 절점변위 및 좌표계

여 해석하는 방법을 이용한다. 따라서 본 장에서는 불안정 거동을 알아보기 위해서 이용한 점선 강성행렬을 얻는 과정을 기술하도록 한다.

연구 대상 구조물의 해석을 위한 요소로서는 입체 트러스 요소를 이용하도록 하며, <그림 1>과 같이 절점변위 및 좌표계를 가정하도록 한다. 여기에서 변위는 Lagrangian 보간함수를 이용하여 나타낸다.

입체 트러스 요소의 기하학적 비선형항을 포함한 변형도-변위 관계식은 Bernoulli-Euler 가정에 근거하여 다음과 같이 나타낼 수 있으며, 일반적으로 하중 전달 능력에 대한 평가를 수행하는 선형 탄성 해석의 수행에서는 우변의 두 번째 항을 소거하기도 한다.

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right\} \quad (1)$$

위의 식을 절점변위로 표현된 행렬로 나타내면 다음과 같다.

$$\epsilon_x = A_1 d + \frac{1}{2} d^T B^T B d \quad (2)$$

여기서,

$$A_1 = [N_{i,x} \ 0 \ 0 \ N_{j,x} \ 0 \ 0]$$

$$d = [d_\xi \ d_{y_i} \ d_{z_i} \ d_{x_j} \ d_{y_j} \ d_{z_j}]^T$$

$$B = \begin{bmatrix} N_{i,x} & 0 & 0 & N_{j,x} & 0 & 0 \\ 0 & N_{i,x} & 0 & 0 & N_{j,x} & 0 \\ 0 & 0 & N_{i,x} & 0 & 0 & N_{j,x} \end{bmatrix}$$

$$N_i = 1 - \xi, \ N_j = \xi$$

외력과 체적력(body force)을 받는 구조가 평형상태에 있을 때 여기에 임의의 가상변위를 추가하여

가상변위에 의해 발생한 일의 총화와 가상변위로 인해 구조체 내에 저장된 내부변형에너지의 총화의 합이 0이 된다는 것이 가상일의 기본원리(principle of virtual work)이다. 이러한 가상일의 원리를 이용하여 현재의 상태를 초기상태로 가정한 뒤, 현 상태에서의 증분형 방정식을 구하면 식(3)과 같다.

$$\int_v [(\sigma_x^{(0)} + \sigma_x) \delta \epsilon_x] dV = (f^{(0)} + f)^T \delta d \quad (3)$$

식(2)로부터 $\delta \epsilon_x$ 를 구하여 식(3)에 대입하여 정리하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다. 여기서 A와 l은 각각 요소의 단면적과 길이이다.

$$Al[(\sigma_x^{(0)} + \sigma_x)(A_1 + d^T B^T B)] = (f^{(0)} + f)^T \quad (4)$$

탄성영역에서의 불안정 거동을 살펴보기 위하여 탄성계수 E를 이용하여 σ_x 를 치환하여 정리하면 다음과 같다.

$$f^{(0)} + f = Al(A_1^T \sigma_x^{(0)}) + Al(\sigma_x^{(0)} B^T B) d + AlE(A_1^T A_1) d + \text{고차항} \quad (5)$$

위 식에서 d에 관한 고차항의 소거로 인하여 생기는 불평형력(residual force)을 r이라 정의하면, 식(6)과 같은 요소의 점선강성행렬을 얻을 수 있다.

$$f - r = (k_E + k_G) d \quad (6)$$

여기서,

$$r = Al A_1^T \sigma_x^{(0)} - f^{(0)}$$

$$k_E = AlE(A_1^T A_1) : \text{탄성 강성행렬}$$

$$k_G = Al(\sigma_x^{(0)} B^T B) : \text{기하 강성행렬}$$

증분형 강성방정식을 절점하중벡터, 불평형력벡터, 절점변위벡터를 변환행렬을 이용하여 전체 좌표계에서 나타내면 다음과 같다.

$$F - R = (T^T k_E T + T^T k_G T) D = (K_E + K_G) D \quad (7)$$

이상에서의 증분형 강성방정식을 수치해석기법을

이용하여 공간구조물의 불안정거동을 살펴보기로 한다.

3. 수치해법과 불안정 특성

불안정 거동을 하는 경우의 평형경로는 형태에 따라 일반적으로 Hardening과 Softening으로 나누어지며, 전자의 경우에는 하중을 증분함으로써 그 경로를 추적할 수 있으나 후자의 경우는 하중증분으로는 그 메커니즘을 추적할 수 없다. 이러한 비선형해석을 수행하는 경우, 여러 가지 해석기법들이 제안되고 있으나, 어떤 해석법을 선택하느냐에 따라 기초방정식의 유도, 해석의 정확도, 계산시간 등의 면에서 각기 다른 장단점을 가지고 있으므로 문제의 목적에 부합되는 해법을 선택하여야 하며, 이는 사용자의 경험에 크게 의존한다.

본 논문에서 다루는 공간구조물의 경우는 위의 두 현상이 모두 나타나므로 변위 증분법을 이용하여 해석을 수행하도록 한다.

식(7)의 선형화된 비선형 증분방정식을 하중벡터와 불평형력 벡터를 하중모드라 정하고, 하중 파라메트로 표현된 다음식과 같이 변형시켜 일반적인 매트릭스 형태로 나타낸다.

$$\lambda F = K D \quad (8)$$

여기서,

$$K = [K_1 \ K_2 \ \dots \ K_n]$$

위 식은 증분구간에서 부분적으로 선형화한 것을 나타내고, 기하학적 비선형 해석에서 많이 이용되고 있는 증분방정식이다. 변위 증분을 하기 위한 증분 파라메터를 하중 성분과 바꾸어 표현하면 식(8)을 다음과 같이 변위증분의 기초방정식을 나타낼 수 있다.

$$d_1 (-K_1) = [-F \ K_2 \ \dots \ K_n] \begin{pmatrix} \lambda \\ d_2 \\ \vdots \\ d_n \end{pmatrix} \quad (9)$$

식(9)가 변위증분법의 기초방정식이 되고, 매 증분 구간마다 변위 증분 d_1 에 대응하는 하중 파라메

터의 증분 λ 와 d_1 이외의 변위 증분 d_2, d_3, \dots, d_n 을 구할 수 있다.

강성구조 시스템의 특징은 외력 레벨이 증가함에 따라 안정에서 불안정 영역으로 이행한다. 이때 구조거동의 특성으로는 뒹좌굴 현상과 분기좌굴 현상이 대표적으로 나타난다. 이들 불안정 거동을 파악하기 위해서는 접선강성 방정식을 이용하여 각 증분구간에서의 강성을 체크하여 불안정 거동특성을 판정하여야 한다.

위 식의 접선강성행렬 K 는 보존계(conservative system)에서는 대칭행렬이고, 서로 직교하는 직교변환행렬(orthogonal transformation matrix)이 존재하므로, 따라서 대각화가능(diagonalizable)행렬이 된다.

K 의 n 개의 고유치를 $c_i(i=1, 2, \dots, n)$, 이에 대응하는 정규화 고유벡터를 $t_i(i=1, 2, \dots, n)$ 라 하면, t_i 를 열벡터로 하는 변환행렬 T 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$T = [t_1, t_2, \dots, t_n] \tag{10}$$

여기서 T 는 직교행렬(orthogonal matrix)이므로 $T^T = T^{-1}$ 가 성립한다. 변환행렬 T 를 이용하여 변위 벡터 \dot{D} 를 다음과 같이 \dot{u} 로 나타낸다.

$$\dot{D} = \begin{pmatrix} \dot{d}_1 \\ \Delta \dot{d} \end{pmatrix} = T \begin{pmatrix} \dot{u}_1 \\ \Delta \dot{u} \end{pmatrix} = T \dot{u} \tag{11}$$

여기서 $\Delta \dot{d}$ 와 $\Delta \dot{u}$ 는 각각 \dot{D} 와 \dot{u} 에서 \dot{d}_1, \dot{u}_1 를 제외한 $(n-1)$ 차의 열벡터이다. 식(11)을 식(8)에 대입하고 양변에 T^T 를 곱하면 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$T^T K T \dot{u} + T^T f \lambda = 0 \tag{12}$$

위 식에서 다음의 계수행렬을 정의한다.

$$g = \begin{pmatrix} t_1 \cdot f \\ t_2 \cdot f \\ \vdots \\ t_n \cdot f \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} g_1 \\ g_2 \\ \vdots \\ g_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} g_1 \\ \Delta g \end{pmatrix} \tag{13}$$

$$C = \begin{bmatrix} c_1 & & zero \\ & c_2 & \\ & & \ddots \\ zero & & & c_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_1 & 0 \\ 0 & \Delta C \end{bmatrix} \tag{14}$$

여기서 C 는 고유치로 구성된 대각화 행렬이고, $t_i \cdot f$ 는 두 벡터의 내적을 의미하며 위의 식을 식(12)에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

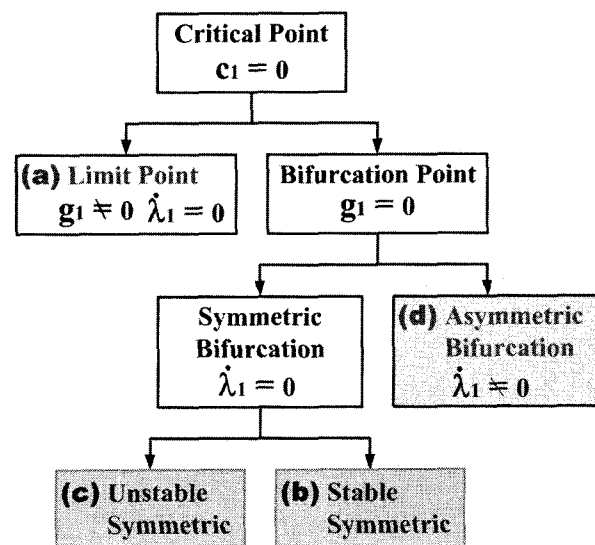
$$\begin{bmatrix} c_1 & 0 \\ 0 & \Delta C \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \dot{u}_1 \\ \Delta \dot{u} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} g_1 \\ \Delta g \end{pmatrix} \lambda = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \tag{15}$$

식(15)에서 최소 고유치를 c_1 이라 하면 특이점(singular point)에서는 접선강성행렬의 행렬식은 0이 되므로 따라서 대각화 한 행렬 C 또한 그 행렬식의 값이 0이 된다. 따라서 $c_1=0$ 이고, 식(15)의 첫 행 연산에 의해 다음의 관계가 성립한다.

$$g_1 \lambda = 0 \tag{16}$$

위 식의 λ 및 g_1 을 이용하면 좌굴점은 그림 2에서와 같이 분류할 수 있으며, g_1 의 의미를 생각해보면, $g_1 = t_1 \cdot f$ 이므로 c_1 에 대응하는 고유행렬 t_1 과 하중모드 f 가 직교함을 의미한다.

따라서 $g_1=0$ 또는 $g_1 \neq 0$ 에 따라 좌굴점(critical point)을 <그림 2>에서 나타낸 것과 같이 각각 분기점(bifurcation point)과 극한점(limit point)으로 분



<그림 2> 좌굴점의 분류

류할 수 있으며, $g_1 = 0$ 인 경우가 분기좌굴을 발생시킨다. 이때 $\lambda = 0$ 일 때가 대칭분기점, $\lambda \neq 0$ 일 때가 비대칭 분기점이 되며, 또 $g_1 \neq 0$ 인 경우에는 $\lambda = 0$ 일 때가 극한점이 되며 뒤틀좌굴을 발생시킨다.

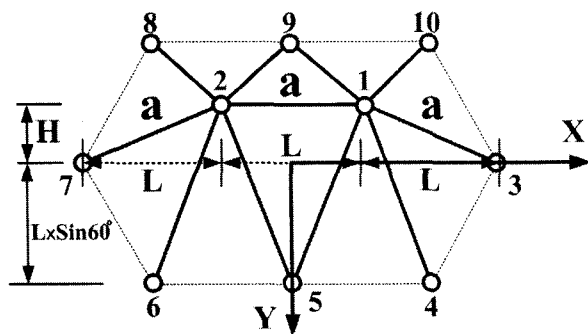
4. 2-자유절점 모델의 불안정 거동

본 장에서는 공간트러스 구조물의 일반적인 불안정 거동을 파악하기 위하여 <그림 3>에서 보는바와 같이 2개의 자유절점을 가지는 단위 공간트러스 모델을 채택하여 해석을 수행하고자 한다.

채택된 모델은 단위 공간트러스 구조물의 뒤틀좌굴 현상 및 분기좌굴 현상에 의한 구조물의 불안정 거동을 파악하기 위하여, 구조물의 형상은 동일하나 부재 재원을 각각 달리하는 2개의 모델로 구분하여 이에 따른 거동의 차이를 알아본다. 즉, Model-A는 부재 단면적이 전 부재에서 일정한 모델이며 Model-B는 그림에 나타난 a부재의 단면적은 Model-A의 부재 단면적과 동일하고 a부재를 제외한 나머지 부재의 단면적은 a부재의 단면적을 0.1배한 모델이다.

각 모델이 탄성계수 E는 두 모델에 동일한 $2.1 \times 10^6 \text{kgf/cm}^2$ 을 이용하며, 각 모델의 기하학적 제원은 <표 1>에 나타난 것과 같다.

채택된 해석모델은 대칭형상이며 대칭하중을 받는 모델이다. 그러므로 변형 상태를 나타내는 모드도 대칭모드가 주 모드가 된다. 여기서 모든 부재가 동일한 단면을 갖는 Model-A의 경우는 뒤틀좌굴 현



<그림 3> 2-자유절점 Model

<표 1> 2-자유절점 Model의 제원

Model	$\mu = H/2L$	L (cm)	H (cm)	Area (cm ²)	
				a 부재	그 외
A	0.1	500	100	11.2	11.2
B	0.1	500	100	11.2	1.12

상에 의한 거동이, 부재간의 단면적을 달리한 Model-B의 경우는 분기좌굴 현상에 의한 불안정 거동이 발생하게 모델을 구성하였다.

구조물의 경계조건은 절점 1과 2는 자유이고, 절점 1과 2를 제외한 주변의 전 절점은 고정이며, 구조물의 전체 자유도수는 6개가 된다. 하중조건은 절점1과 2에서 수직방향으로 동일 레벨의 하중모드가 작용한다.

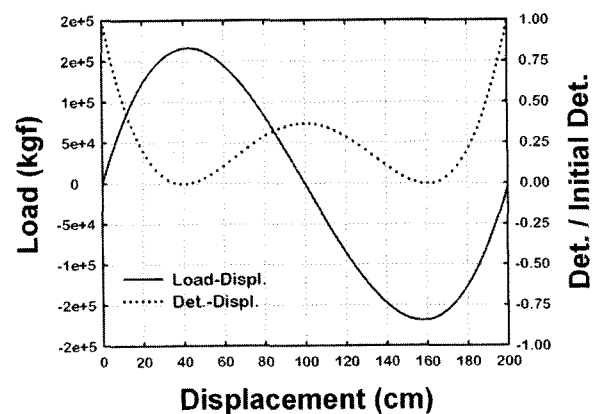
4.1 완전형상 해석 결과

<그림 4>는 초기형상불완전을 고려하지 않은 완전형상인 Model-A의 해석결과이고, 실선은 비선형 하중-변위 곡선이다. 점선은 매 증분에서 얻어지는 접선 강성 행렬의 행렬식을 초기 행렬식으로 나누어 일반화시킨 값(normalized value)과 변위와의 관계를 나타낸 곡선이다.

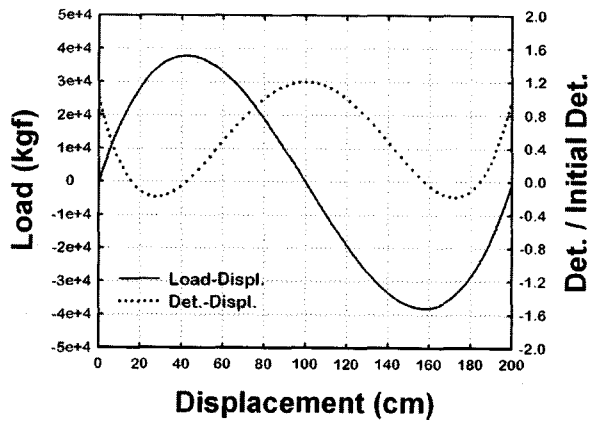
Model-A에서는 각 증분단계의 강성행렬 행렬식의 특이점(singular point)이 하중-변위 곡선 상의 첫 번째 극한점에서 0의 값을 나타낸다. 따라서 Model-A는 하중-변위 곡선의 극한점 부근에서 불안정 거동을 나타내며, 이는 뒤틀좌굴 현상에 의한 불안정 거동임을 알 수 있다. 즉, Model-A는 첫 번째 극한점이 임계점이 되며, 이때의 하중-변위 곡선상의 하중레벨이 임계값이 되었을 때가 구조물의 좌굴하중 레벨이 된다.

<그림 5>에서는 Model-B의 완전형상에 대한 해석 결과를 보여주고 있다. <그림 4>와 마찬가지로 실선은 비선형 하중-변위 곡선이며, 점선은 매 증분에서 얻어지는 행렬식과 변위와의 관계를 나타낸 곡선이다.

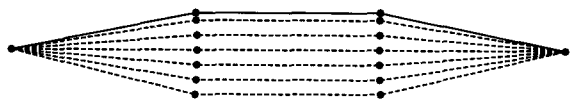
Model-B에서는 행렬식의 특이점이 하중-변위 곡



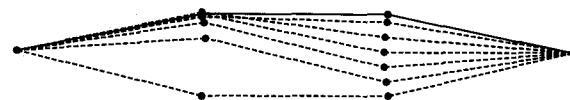
<그림 4> Model-A의 해석결과



<그림 5> Model-B의 해석결과



(a) 뿔좌굴에 의한 Snapping



(b) 분기좌굴에 의한 Snapping

<그림 6> 2-자유절점 모델의 Snapping 현상

선의 첫 번째 극한점 이전에 0값을 나타내고 있으며, 이는 뿔좌굴 현상이 일어나기 전에 분기 좌굴 현상에 의한 불안정 거동이 있음을 나타낸다.

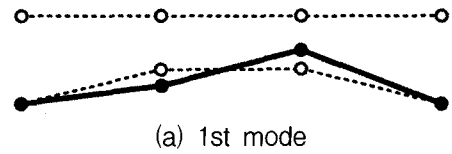
행렬식이 처음으로 x축과 교차하는 점이 첫 번째 분기점이 되며, 이때의 하중-변위 곡선상의 하중레벨이 좌굴하중 레벨이 된다. 또 행렬식이 0이 되는 점들을 차례로 분석하면 첫 번째 분기점, 첫 번째 극한점, 두 번째 극한점, 두 번째 분기점을 각각 나타낼 수 있다.

뿔좌굴 현상과 분기좌굴 현상을 보다 상세히 나타내기 위해 구조물 전체의 변형과정을 <그림 6>에 나타낸다. 그림 6-(a)는 뿔좌굴에 의한 Snapping이, (b)는 분기좌굴에 의한 Snapping이 선명히 나타나고 있다.

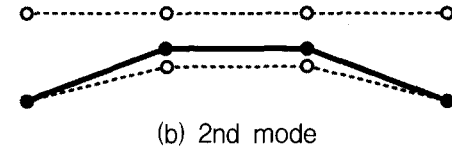
4.2 초기형상 불완전을 고려한 해석 결과

<그림 7>은 초기형상불완전을 고려하기 위해서 부재의 강성이 다른 Model-B에 대한 고유치 해석을 수행한 결과이다. 1st Mode가 역대칭 모드, 2nd Mode가 대칭 모드임을 나타낸다.

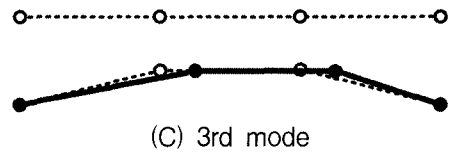
Model-B의 초기형상 불완전량은 첫 번째 Mode를



(a) 1st mode

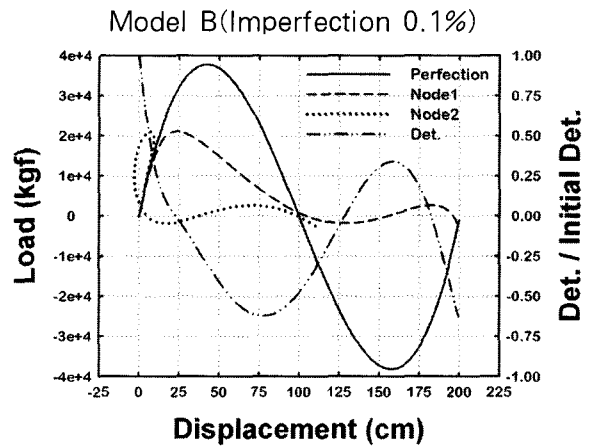


(b) 2nd mode



(c) 3rd mode

<그림 7> 2-자유절점 모델의 좌굴모드

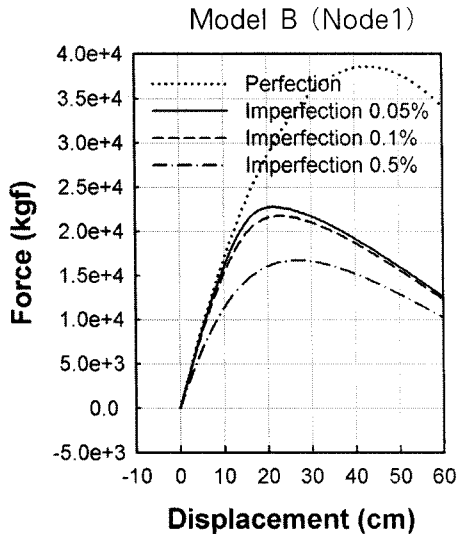


<그림 8> 초기형상불완전 Model-B의 해석결과

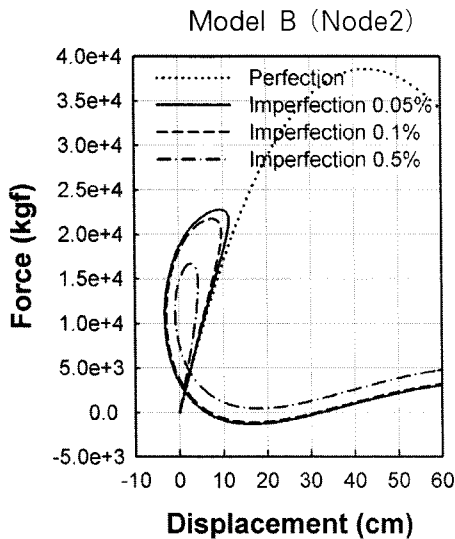
이용하여 span의 0.1%로 정하였고, 이를 해석하면 <그림 8>에서와 같은 하중-변위 곡선을 얻을 수 있다.

여기서 점선은 완전형상일 경우의 결과이고, 실선과 파선은 각각 초기형상불완전을 고려한 해석결과이다. 완전계 모델의 분기점 근방에서 Snapping이 발생하며, 이때 절점 1과 2는 각각 다른 평형 궤도를 따라 움직이고 있음을 알 수 있다. 즉 비대칭 변형모드에 의한 분기좌굴 현상이 일어난다.

초기형상 불완전량의 크기에 따른 비선형 거동의 변화를 알아보기 위해 불완전량을 0.05%, 0.1%, 0.5% 등으로 변화시켜 그 결과를 <그림 9>에 나타낸다. 그림에서 보는바와 같이 공간 트러스 구조물은 초기형상 불완전량에 따라 매우 민감히 반응하며, 이에 따른 임계하중도 크게 저하함을 알 수 있다.



(a) Node-1



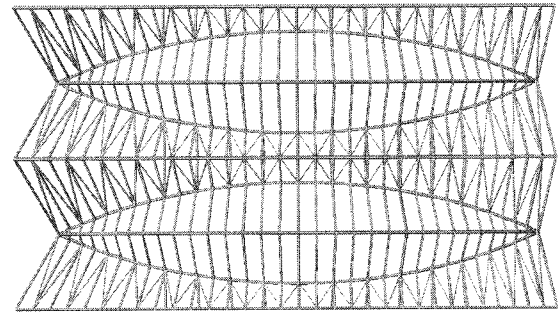
(a) Node-2

<그림 9> 초기형상불완전에 의한 민감도 비교

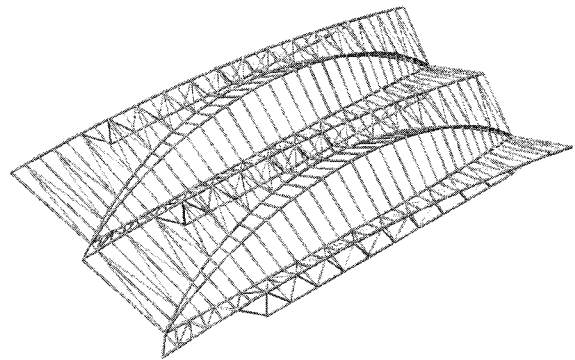
5. 송도 컨벤션 센터 해석

본 장에서 다루게 될 송도 컨벤션 센터는 Boat Truss 와 Gable Truss로 구성된 공간트러스 구조물이다.

형상은 <그림 10>에서 보는 바와 같고 절점은 모두 325개, 그리고 요소는 모두 817개로 구성하여 해석을 수행하였다. 전체적인 구조물의 크기는 밀변의 최장 길이가 약 160m이고 단변으로는 90m이며, 장축방향으로 32m의 고저차를 두었으며 검토하고자 하는 절점의 좌표값은 <표 2>에 기록하였으며 나머지 절점의 좌표값들은 동일 곡률 형태로 계산하여 구할 수 있다.



(a) 평면도



(b) 입체도

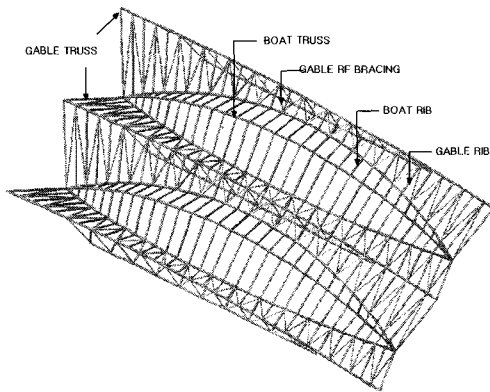
<그림 10> 공간트러스 모델의 형상

<표 2> 공간 트러스 모델의 좌표값

Node		Coordinate (cm)		
		X	Y	Z
X1	55	4630.6	-1334.1	1770.4
	119	4630.6	1334.1	1770.4
	194	4630.6	3165.9	1770.4
	258	4630.6	5834.1	1770.4
X2	60	7200.0	-1507.5	2000.5
	124	7200.0	1507.5	2000.5
	199	7200.0	2992.5	2000.5
	263	7200.0	6007.5	2000.5
X3	65	9769.4	-1334.1	1770.4
	129	9769.4	1334.1	1770.4
	204	9769.4	3165.9	1770.4
	268	9769.4	5834.1	1770.4
Y1	221	2074.0	4500.0	1734.9
	226	4444.7	4500.0	2800.5
	231	7200.0	4500.0	3200.0
	236	9955.3	4500.0	2800.5
Y2	241	12326.0	4500.0	1734.9
	146	1790.1	2250.0	2521.7
	151	4492.6	2250.0	2535.3
	156	7200.0	2250.0	2383.0
Y3	161	9824.4	2250.0	2075.1
	166	12291.4	2250.0	1638.8
	82	2074.0	0.0	1734.9
	87	4444.7	0.0	2800.5
Y3	92	7200.0	0.0	3200.0
	97	9955.3	0.0	2800.5
	102	12326.0	0.0	1734.9

<표 3> 공간 트러스 모델의 재질

부재	재질
Rolled Shape Column	SM490TMC, SM490
Built-up Column	SM490TMC, SM490
Rolled Beam Floor Framing	SM490
Built-up Beams&Girders(t≤40mm)	SM490
Built-up Beams&Girders(t>40mm)	SM490TMC
All the Members of Roof Trusses	SM490TMC
Pipes of Facade Truss(CLADDING)	KDS 3566 SPS 400
Tubes of Facade Truss(CLADDING)	KDS 3568 SPSR 400



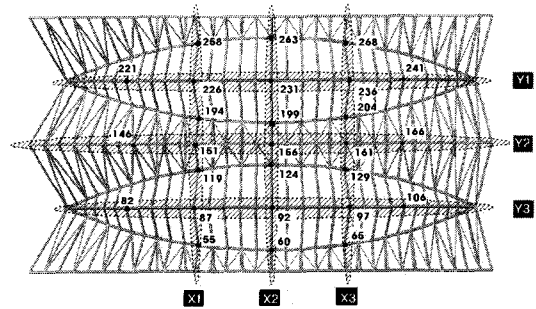
<그림 11> 공간트러스 모델의 부분 명칭

송도 컨벤션 센터는 <그림 11>에서 보는 것과 같이 Boat Truss, Gable Truss, Boat Rib, Gable Rib, Gable RF Bracing 부분으로 나누어서 구성되었고, 부재의 물성치로는 탄성계수가 $2.1 \times 10^6 \text{kgf/cm}^2$, 포와송비는 0.3, 그리고 질량은 0.00785kgf/cm^3 이며 각 부재는 원형형상을 사용하였다.

구조물의 불안정 현상을 알아보기 위해서 <그림 12>와 같이 검토할 절점을 구획하였으며 모두 27개의 절점의 변화를 알아보기로 한다.

일반적으로 구조물의 지붕에서 고려하는 설계하중은 고정하중(DL), 적재하중(LL), 적설하중(SL) 그리고 풍하중(WL)인데 본 구조물의 경우 적설하중과 풍하중에 대해서는 하중값이 실험을 통하여 얻어진 값이므로 하중모드가 특정한 방향성을 갖지 않는다. 따라서 완전형상의 비선형 거동에 대해서는 Z방향의 총합이 큰 순으로 40개를 선정하고 불완전 형상과 절점강성에 대한 비선형 거동에 대해서는 완전형상의 비선형 해석을 통해 하중비가 큰 5개의 하중조합을 선정하도록 한다.

여기서 고정하중은 자중 및 마감하중(자중의 약 15%+마감 125kgf/m^2)를 고려한 하중으로 정하고, 적재하중은 간막이 벽체하중으로 하여 해석하기로 한다.



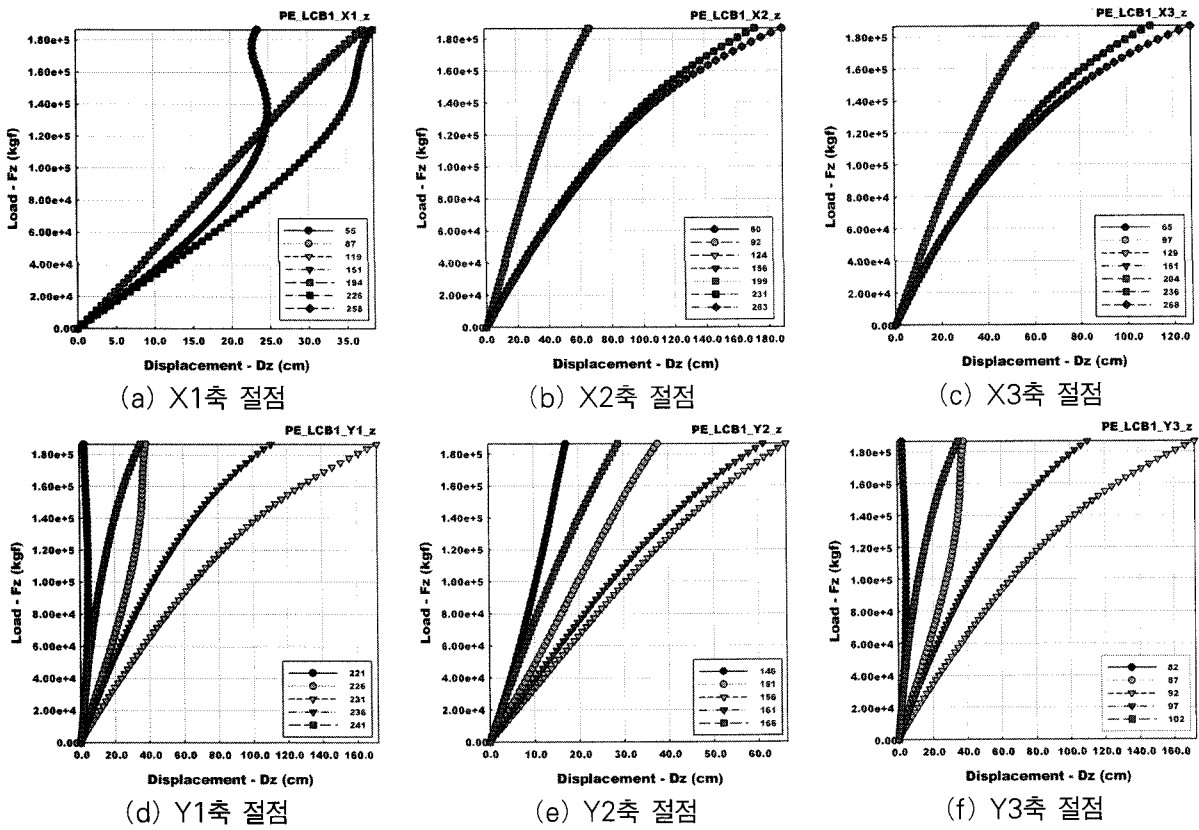
<그림 12> 해석 모델의 절점 Layout

5.1 완전형상 해석 결과

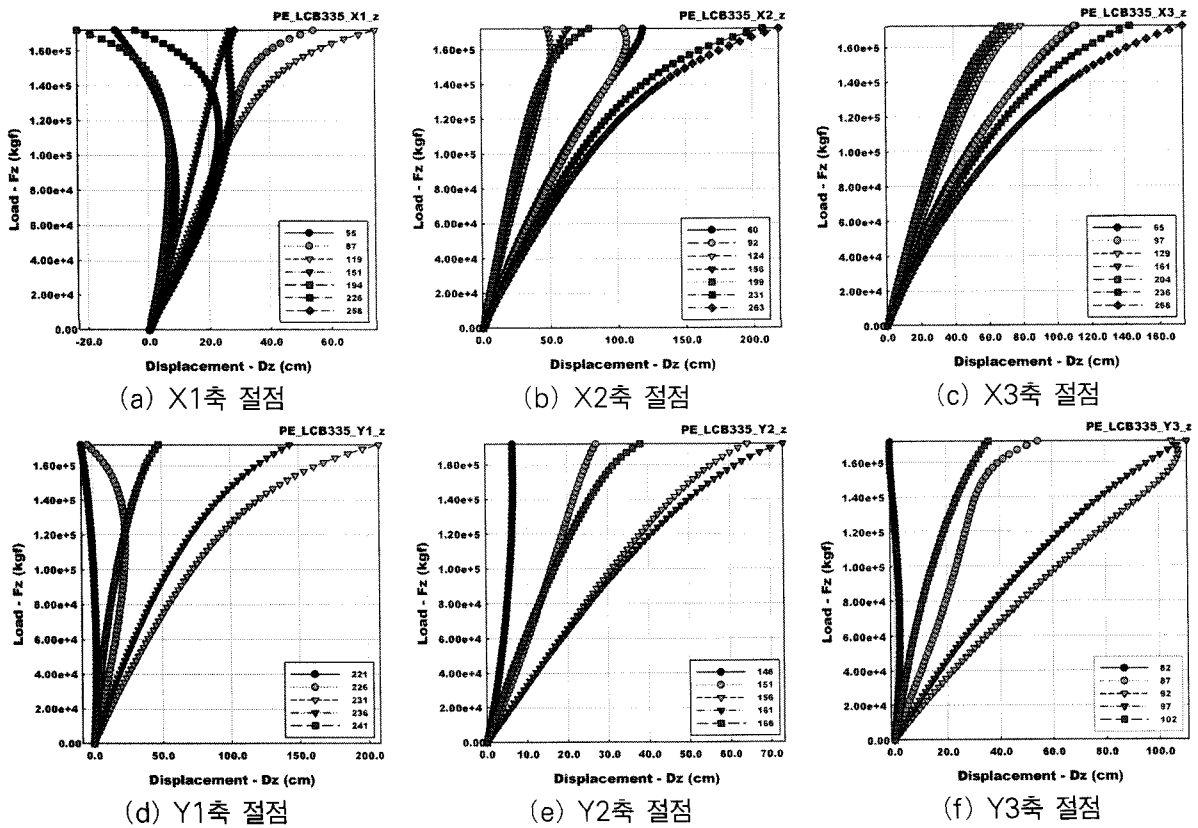
공간트러스 모델의 완전형상일 때 Z방향 하중의 총합 순으로 40개의 하중조합은 선정하여 불안정 해석을 수행하였다. <표 4>는 하중조합 40개에 대

<표 4> 송도 컨벤션 센터의 좌굴하중비

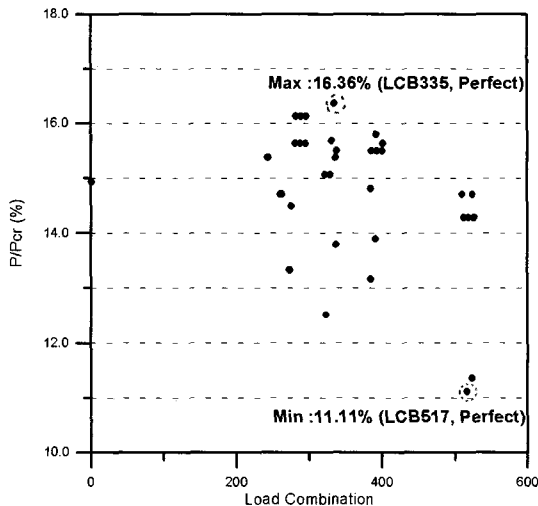
Model Name	좌굴하중 (kgf)	변위 (mm)	설계하중 (kgf)	좌굴하중비
LCB519	58,944.02	78.61	8423.10	14.29
LCB512	58,944.16	81.20	8423.12	14.29
LCB513	58,944.23	81.20	8423.13	14.29
LCB526	58,944.02	75.87	8423.10	14.29
LCB527	58,944.09	75.87	8423.11	14.29
LCB393	58,280.06	74.68	9033.41	15.50
LCB386	58,280.19	77.27	9033.43	15.50
LCB400	58,280.06	71.94	9033.41	15.50
LCB401	57,795.39	71.95	9033.42	15.63
LCB511	61,325.42	80.06	9020.97	14.71
LCB331	58,343.21	77.37	9154.05	15.69
LCB323	73,115.50	79.95	9154.06	12.52
LCB525	61,325.36	74.73	9020.96	14.71
LCB337	66,381.73	74.63	9154.04	13.79
LCB338	59,058.39	74.63	9154.05	15.50
LCB392	60,957.41	73.54	9631.27	15.80
LCB385	65,032.28	76.13	9631.28	14.81
LCB329	64,710.68	76.22	9751.90	15.07
LCB322	64,710.75	78.81	9751.97	15.07
LCB1	61,634.16	113.20	9201.98	14.93
LCB336	63,406.37	73.49	9751.90	15.38
LCB274	60,997.75	80.16	8131.00	13.33
LCB273	60,997.70	82.75	8131.02	13.33
LCB275	56,114.63	77.43	8131.01	14.49
LCB517	73,426.91	80.50	8157.73	11.11
LCB524	71,811.09	77.76	8157.74	11.36
LCB288	55,220.28	83.15	8630.93	15.63
LCB289	53,508.62	83.15	8630.94	16.13
LCB262	54,638.00	82.66	8037.25	14.71
LCB261	54,638.14	85.25	8037.27	14.71
LCB391	63,124.84	76.57	8768.04	13.89
LCB281	55,220.35	85.73	8630.94	15.63
LCB282	53,508.68	85.74	8630.95	16.13
LCB384	66,626.60	79.16	8768.06	13.16
LCB263	54,638.07	79.93	8037.26	14.71
LCB295	55,220.28	80.41	8630.93	15.63
LCB296	53,508.62	80.41	8630.94	16.13
LCB244	56,226.01	78.73	8647.56	15.38
LCB243	56,226.14	81.32	8647.58	15.38
LCB335	54,331.78	76.52	8888.68	16.36



〈그림 13〉 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선(LCB1, Perfection PE_LCB1)



〈그림 14〉 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선 (LCB335, Perfection PE_LCB335)



<그림 15> 하중조합에 따른 좌굴하중비

한 질점 156에 대한 좌굴하중, 변위, 설계하중 및 좌굴하중과 설계하중의 비를 나타내었다.

<그림 15>는 완전형상 일 때 좌굴하중과 설계하중의 비를 하중조합별로 나타낸 것이다. 여기서 하중비가 LCB517에서 11.11%로 가장 작고 LCB335에서 16.36%로 가장 크다는 것을 알 수 있다. Snapping에 관한 전체 좌굴하중은 설계하중을 크게 상회하므로 본 구조물은 전체좌굴에 관해 안정적인임을 나타낸다.

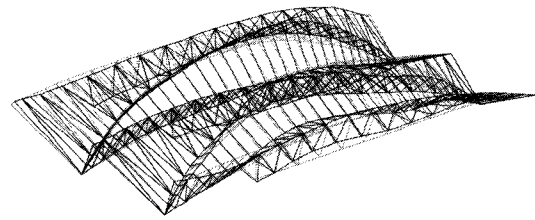
5.2 초기형상불완전을 고려한 해석 결과

송도 컨벤션 센터 지붕의 형상불완전을 고려하기 위하여 초기접선강성행렬의 고유치 해석을 수행하고, 불완전 형상을 구조물에 적용하고자 한다. 고유치 해석결과 1차 모드에서 4차 모드까지의 형상은 <그림 16>과 같다.

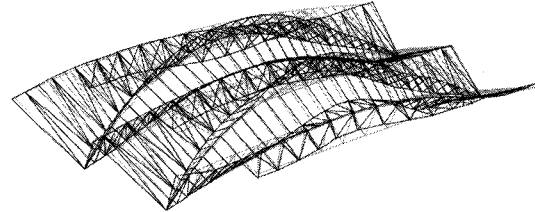
불완전량에 대해서는 구조물의 최장 저면 직경에 대한 값에 각각 0.05%, 0.1%, 0.2%, 0.3%를 적용하여 각각의 경우에 대하여 해석하고자 한다.

구조물의 하중조합은 완전형상 해석에서 고려한 40개의 하중조합 중 좌굴하중에 대한 설계하중의 비가 높은 5개의 하중조합을 아래 <표 5>와 같이 선택하여 적용하였다.

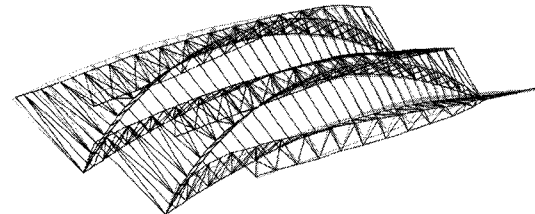
<표 6>은 초기형상불완전을 고려하여 해석한 결과를 불완전량, 하중조합, mode별로 좌굴하중비를 나타낸 것이다. <그림 19>에서 보는 바와 같이 초기형상불완전을 고려할 경우 불완전량 0.1%, Mode 4에서 좌굴하중비가 19.38%로 가장 크게 나타났다.



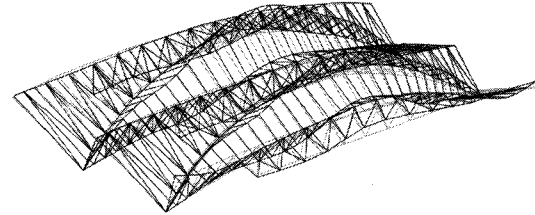
(a) 고유좌굴모드 (1차 모드)



(b) 고유좌굴모드 (2차 모드)



(c) 고유좌굴모드 (3차 모드)



(d) 고유좌굴모드 (4차 모드)

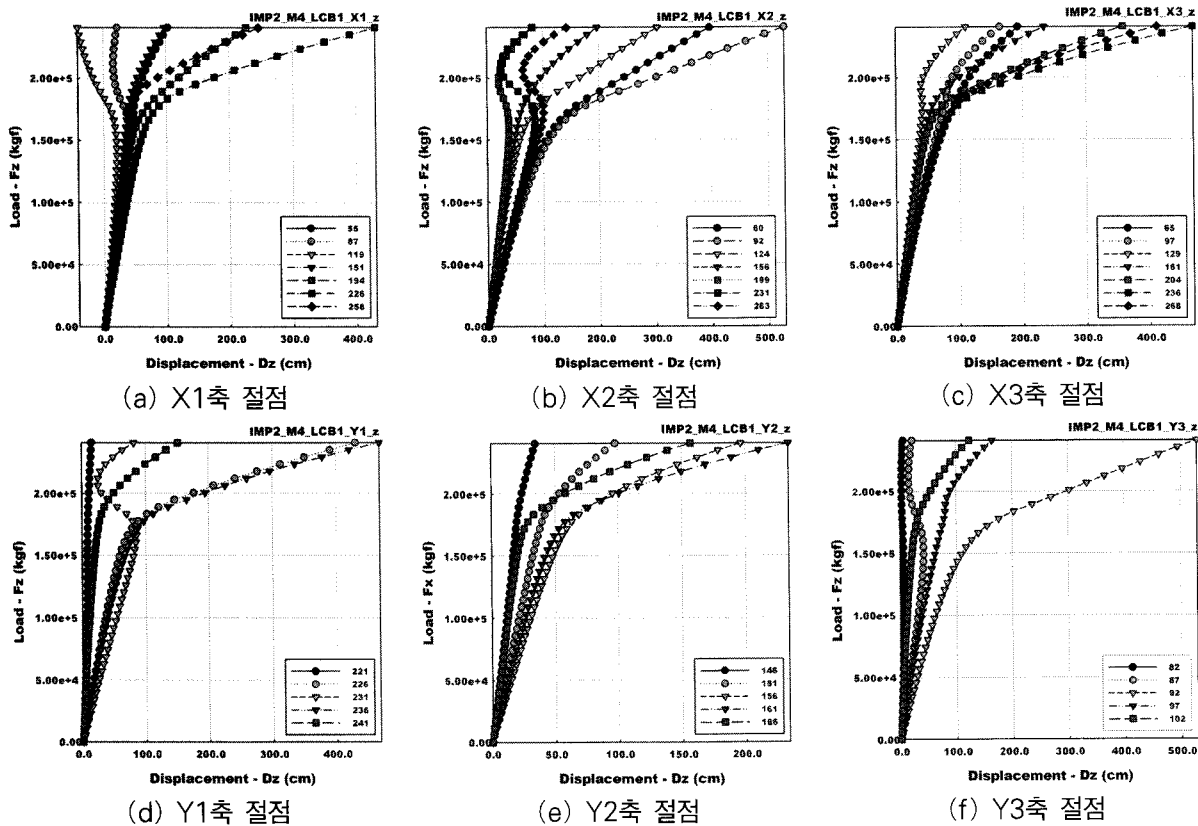
<그림 16> 송도 컨벤션 센터모델의 고유좌굴모드

<표 5> 초기형상불완전을 고려한 경우 하중조합

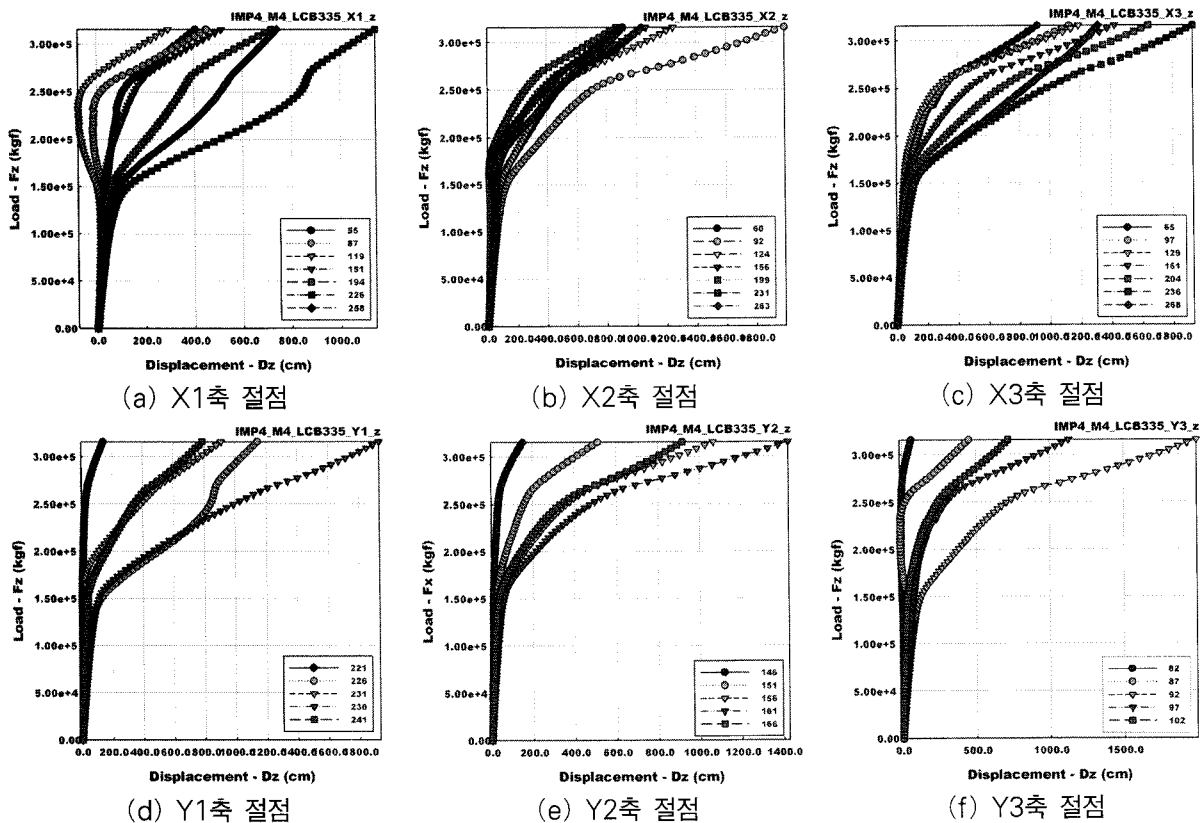
구분	하중조합
LCB1	1.4(D+SD)
LCB282	1.2(D+SD)+1.6W1a+0.5L_bal+0.5S_partial_y2
LCB289	1.2(D+SD)+1.6W1a+0.5L_unbal1+0.5S_partial_y2
LCB296	1.2(D+SD)+1.6W1a+0.5L_unbal2+0.5S_partial_y2
LCB335	1.2(D+SD)+1.6W2a+0.5L_unbal2+0.5S_partial_X1

<표 6> 초기형상불완전을 고려한 경우 좌굴하중비

불완전량	하중조합	하중비 (P/Pcr, %)			
		Mode1	Mode2	Mode3	Mode4
0.05%	LCB1	11.63	11.26	14.93	11.26
	LCB282	12.82	12.63	16.39	15.72
	LCB289	10.00	17.73	16.39	15.72
	LCB296	13.33	12.44	16.39	15.72
	LCB335	11.24	17.36	16.39	13.23
0.10%	LCB1	11.90	11.11	12.50	19.38
	LCB282	14.08	14.49	10.20	15.43
	LCB289	10.53	13.51	16.39	13.23



〈그림 17〉 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선 (LCB1, 불완전량0.1%, mode4 ,IMP2_M4_LCB1)



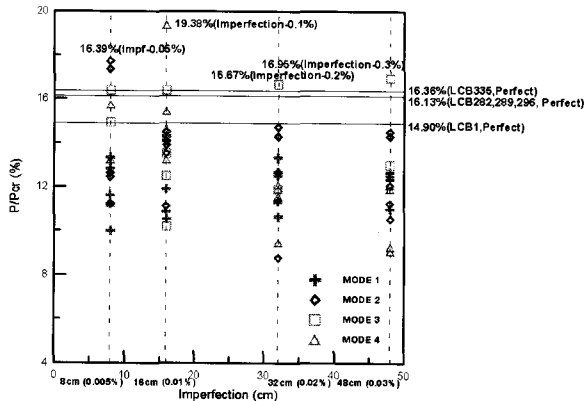
〈그림 18〉 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선 (LCB335, 불완전량0.3%,mode4,IMP4_M4_LCB335)

<표 6> 초기형상불완전을 고려한 경우 좌굴하중비(계속)

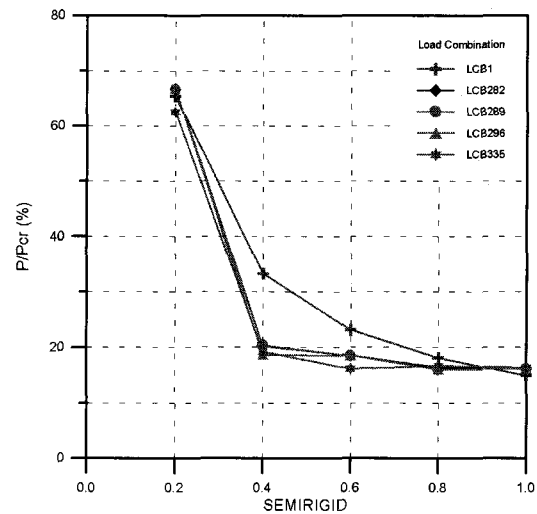
불완전량	하중조합	하중비 (P/Pcr, %)			
		Mode1	Mode2	Mode3	Mode4
0.10%	LCB296	14.29	14.08	13.51	13.23
	LCB335	10.87	13.89	16.39	14.62
0.20%	LCB1	11.36	8.77	11.90	11.42
	LCB282	10.64	14.29	16.67	11.90
	LCB289	12.50	14.71	16.67	9.47
	LCB296	13.33	14.71	16.67	11.57
	LCB335	12.66	12.66	16.67	12.08
0.30%	LCB1	10.99	10.53	12.99	11.90
	LCB282	12.66	14.49	16.95	12.08
	LCB289	12.35	12.05	16.95	12.08
	LCB296	12.66	11.24	16.95	9.26
	LCB335	12.50	14.29	16.95	9.06

<표 7> 절점강성을 고려한 경우 좌굴하중비

절점강성	하중조합	하중비 (P/Pcr, %)	절점강성	하중조합	하중비 (P/Pcr, %)
LCB282	66.67	LCB282	18.52		
LCB289	66.67	LCB289	18.52		
LCB296	66.67	LCB296	18.52		
LCB335	62.50	LCB335	16.13		
0.4	LCB1	33.33	0.8	LCB1	18.12
	LCB282	20.27		LCB282	16.34
	LCB289	20.41		LCB289	16.03
	LCB296	18.63		LCB296	16.03
	LCB335	19.23		LCB335	16.67



<그림 19> 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선



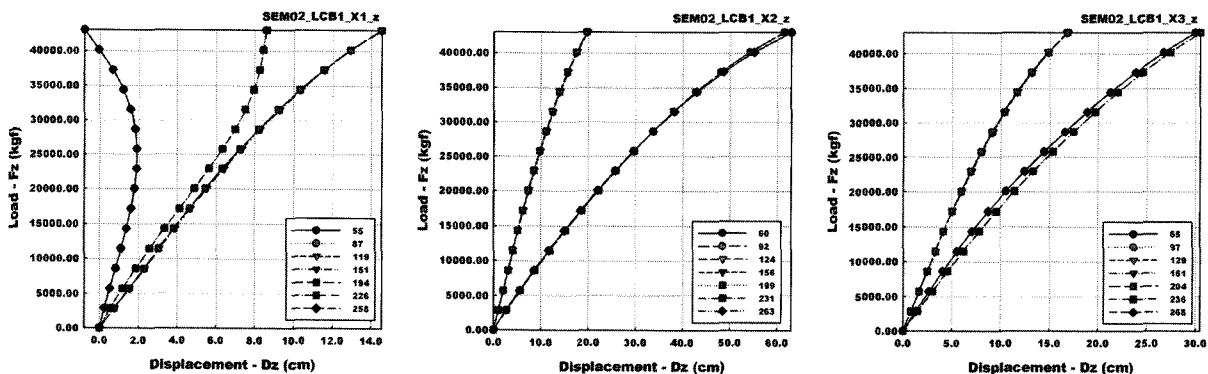
<그림 20> 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선

5.3 절점강성을 고려한 해석 결과

송도 컨벤션 센터 지붕의 절점강성을 고려하기 위하여 각각 절점강성을 0.2, 0.4, 0.6, 0.8을 적용하여 해석하도록 하며 각각의 경우에 대하여 해석된 결과를 비교하고자 한다. 이 경우 하중조합은 초기 불완전 형상을 고려할 때와 동일하게 적용하고 완

전형상에 대하여 해석을 수행하도록 한다.

<표 7>과 <그림 20>에서 보듯이 절점강성이 증가할 수록 구조물은 힌지상태로 되기 때문에 좌굴하중비도 점점 증가되며 절점강성이 0.4에서 0.2로 감소되는 경우 좌굴하중비는 급격히 증가된다. 절점강성이

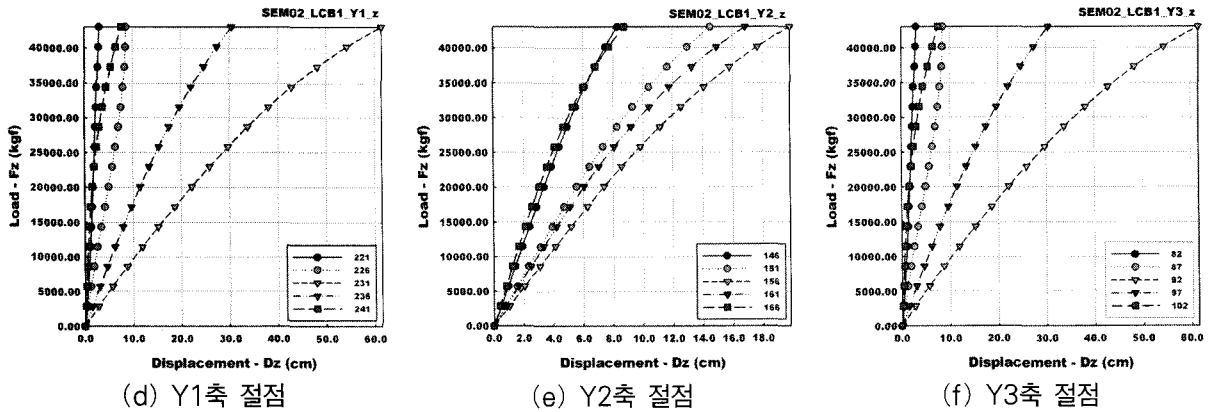


(a) X1축 절점

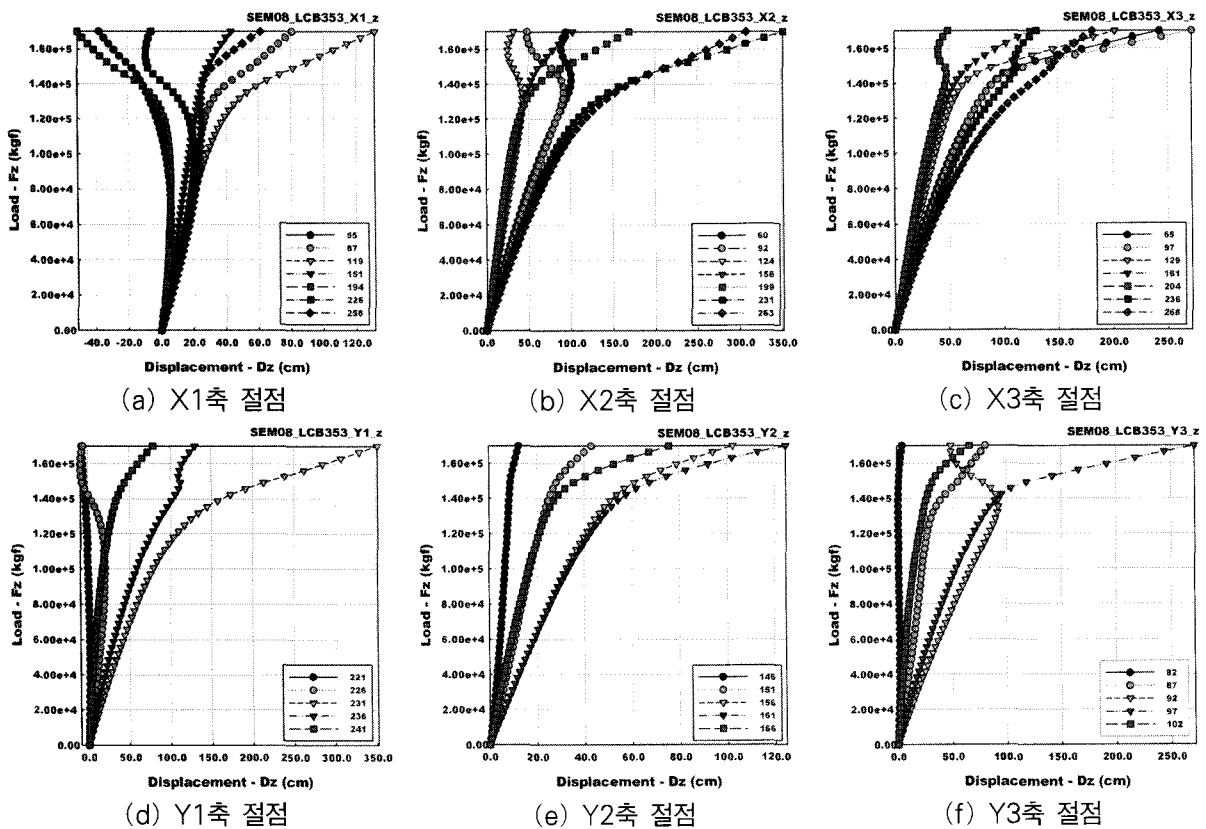
(b) X2축 절점

(c) X3축 절점

<그림 21> 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선 (LCB1, 절점강성0.2, SEM02_LCB1)



<그림 21> 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선 (LCB1, 절점강성0.2, SEM02_LCB1)(계속)



<그림 22> 송도 컨벤션 센터의 하중-변위곡선 (LCB335, 절점강성0.2, SEM02_LCB335)

0.2인 경우는 좌굴하중비가 60%보다 크므로 구조물이 좌굴에 대하여 안정하지 못함을 알 수 있다.

6. 결 론

본 연구에서는 인천 컨벤션 센터의 설계하중과 초기형상불완전성 및 절점강성을 고려하여 비선형 해석을 수행하고, 불안정 거동과 좌굴하중의 특성을 고찰하였으며, 결론은 다음과 같다.

1. 설계하중에 대한 구조물의 좌굴하중 비는 고유 좌굴모드형상과 불완전성에 따라 결정되며, 인천 컨벤션 센터의 경우, 최대 좌굴하중 비(설계하중×100/좌굴하중)는 두 번째 좌굴모드형상에서 19.38%로 나타났다.
2. 절점강성이 적을수록 설계하중에 대한 좌굴하중 비는 증가한다. 인천 컨벤션 센터의 비선형 해석결과 절점강성이 힌지에 가까운 0.2일 때 66.67%로 가장 크게 나타났다.

참고문헌

1. Recommendations for Reinforced Concrete Shell and Folded Plates, IASS, Madrid, 1979
2. Analysis, Design and Realization of Space Frames, IASS, Madrid, 1984
3. Analysis, Design and Construction of Braced Domes, Edited by Z.S. Makowski, Nichols Publishing Company, New York, 1984
4. L. Kollar and E. Dulacska, Buckling of Shells for Engineers, John wiley & Sons, Budapest, 1984
5. Kollar, Lajos and Hegedus, Istvan, Analysis and Design of Space Frames by the Continuum Method, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, Netherlands, 1985
6. M. Wakabayashi, Design of Earthquake- Resistant Buildings, McGraw-Hill, Tokyo, 1986
7. 日本建築學會 シェル空間構造運營委員會 스페스 프레임小委員會, 單層라치스도-ムの安定解析, 日本建築學會, 1989
8. Jozef Sumec, Regular Lattice Plates and Shells, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1990.
9. 金勝德, 偏平構造物の動的安定に関する研究, 東京大學 博士學位論文, 1990
10. 石川浩一郎, 스페스프레-ムの耐荷力に関する解析的研究, 豊橋技術科學大學 博士學位論文, 1990
11. 日本建築學會 シェル空間構造運營委員會 空間骨組小委員會, 二層立體라치스構造の解析設計施工, 日本建築學會, 1992
12. 日本建築學會 シェル空間構造運營委員會 連續體構造小委員會, シェル單層라치스構造の振動解析, 日本建築學會, (株)丸善, 東京, 1993
13. 권택진, 김승덕, 최현식, 정명채, Shell構造의 理論 및 應用, 전산구조공학회 기술강습회 교재9-1, 한국전산구조공학회, 1994
14. 日本建築學會 構造委員會本委員會 應力小委員會, 構造物の不安定現象と限界状態, 日本建築學會, (株)丸善, 東京, 1994
15. 五十嵐定義, 井上一郎, 木林長仁, 淺野美次, “筋かい付き架構の復元力特性(その1)”, 日本建築學會論文報告集, 第196號, 1971. 6., pp.47-54.
16. 波部, “設計模擬地震動に関する研究,” 日本建築學會論文報告集, 1981. 10
17. 加藤史郎, 石川浩一郎, “ピン接合單層라치스도-ムの彈性座屈性狀の分析と座屈荷重の推定,” 日本建築學會構造系論文報告集, 第393號, 1988. 11., pp.118-127
18. 加藤史郎, 石川浩一郎, “ピン接合單層라치스도-ムの彈塑性座屈荷重について,” 日本建築學會構造系論文報告集, 第404號, 1989. 10., pp.105-114