

크기최적화 이후에 나타나는 공간구조물의 후좌굴 거동 변화에 대한 연구

Mechanical Characteristic Test of Architectural ETFE Film Membrane

이상진*
Lee, Sang-Jin

정지명**
Jung, Ji-Myoung

요약

본 연구에서는 선형이론을 바탕으로 한 이산계열 대공간구조물의 크기최적화에 따른 후좌굴 거동의 변화에 대하여 조사하고 그 결과를 기술하였다. 먼저 공간구조물의 최적의 부재크기 패턴을 조사하기 위하여 수학적 프로그래밍 기법을 도입하였다. 이때 최소화해야 하는 공간구조물의 전체 부재의 중량을 목적함수로 이용하고 절점에서 발생하는 변위 값과 각 부재에서 발생하는 응력 값을 허용치 이하로 제한하는 제약조건으로 사용하였다. 크기최적화를 통하여 도출된 최적 부재패턴을 가지는 공간구조물의 후좌굴 거동을 통합 비선형해석기법으로 해석하고 그 결과를 분석하였다. 수치해석을 통하여 크기최적화에 따른 공간구조물의 후좌굴 거동의 변화는 매우 큰 것으로 나타났으며 이러한 후좌굴 거동의 변화에 대한 예측과 분석결과가 공간 구조물의 설계에 고려되어야 할 것으로 판단된다. 또한 본 연구에서 제시한 수치해석 결과는 이산계열 대공간구조물의 설계에 기본 데이터로 제시하였다.

ABSTRACT

This paper investigates the variation of post-buckling behaviours of spatial structures after sizing optimization with linear assumptions. The mathematical programming technique is used to produce the optimum member size of spatial structures against external load. Total weight of structure is considered as the objective function to be minimized and the displacement occurred at loading point and member stresses of structures are used as the constraint functions. The finite difference method is used to calculate the design sensitivity of objective function with respect to design variables. The post-buckling analysis carried out by using the geometrically nonlinear finite element analysis code ISADO-GN. It is found to be that there is a huge difference between the post buckling behaviours of the initial and optimized structures. Therefore, the stability of optimized spatial structures with linear assumption should be thoroughly checked by appropriate nonlinear analysis techniques. Finally, the present numerical results are provided as benchmark test suite for future study of large spatial structures.

키워드: 크기최적화, 후좌굴거동, 아치트러스, 수학적프로그래밍, 설계민감도

Keywords: size optimization, post-buckling behaviour, arch truss, mathematical programming, design sensitivity

1. 서론

초대형 공간구조물을 실현하기 위해서는 과학적이고 정량적인 데이터를 바탕으로 구조시스템을 먼저 정확히 이해하고 분석하는 과정이 필요하다. 그리고 구조시스템을 해석하고 설계하는 원천기술을 개발하기 위해서는 이러한 이해와 분석이 꼭 선행되어야 한다.

특히 미래의 공간구조물과 관련한 해석 및 설계에 대한 원천기술의 개발과 이용은 공간구조의 건설단계에서 뿐만이 아니라 개념설계 단계에서도 다양한 형태로 이루어져야 하며 이러한 설계개념의 변화가 미래 거대구조물의 새로운 시스템 개발을 위해 반드시 필요하다.

최근 초대형공간구조의 건설을 위한 원천기술로 설계최적화기술이 대두되고 있으며 미래의 초대공간구조의 건설을 위해서 그 기술이 다각적으로 그리고 또 심층적으로 연구되고 개발되기 시작했다. 공간구

* 교신저자, 정회원 · 경상대학교 건축공학과 부교수, Ph.D
Tel : 055-751-6541
E-mail : lee@gnu.ac.kr

** 학생회원 · 경상대학교 건축공학과 석사과정

조에 적용되는 설계최적화기술은 부재의 크기를 조절하는 크기최적화와 형상을 조절하는 형상최적화 그리고 형상과 크기를 동시에 조절할 수 있는 위상최적화로 나눌 수 있다. 이러한 설계최적화 기법들은 이론적으로는 그 뿌리가 동일하나 적용되는 구조물의 종류에 따라서 그 개발과정이 다르며 요구되는 중요 요소 기술도 다르다.

본 연구의 목적은 공간구조물의 설계과정에 최적화 기술이 점차적으로 일반화되고 시스템화 되어 가는데 있어 반드시 필요한 주의와 관심을 불러일으키는데 있다. 특히 선형이론을 바탕으로 최적화된 공간구조물이 나타내는 좌굴거동의 변화에 대하여 케이스 구조물을 분석하고 그 결과를 정량적으로 제시하고자 한다. 본 연구에서는 이러한 목적을 성취하기 위해서 설계최적화기법을 이용하여 도출한 최적부재패턴을 가지는 얇은 아치형 2차원 트러스와 돔 구조물에서 나타나는 후좌굴 거동의 변화를 분석하고 이러한 현상과 관련한 잠재적 문제점이 최적설계과정에 고려되어야 함을 증명하려고 한다. 다시 말하면 본 연구에서는 설계최적화를 통하여 도출된 최적부재패턴을 가지는 공간구조물의 후좌굴 거동의 변화에 대한 검증절차의 중요성을 경험하고 향후 공간구조의 설계최적화에 이러한 검증과정이 반드시 고려되어야 함을 수치해석을 통해 정량적으로 제시한다.

2. 공간구조물의 설계최적화

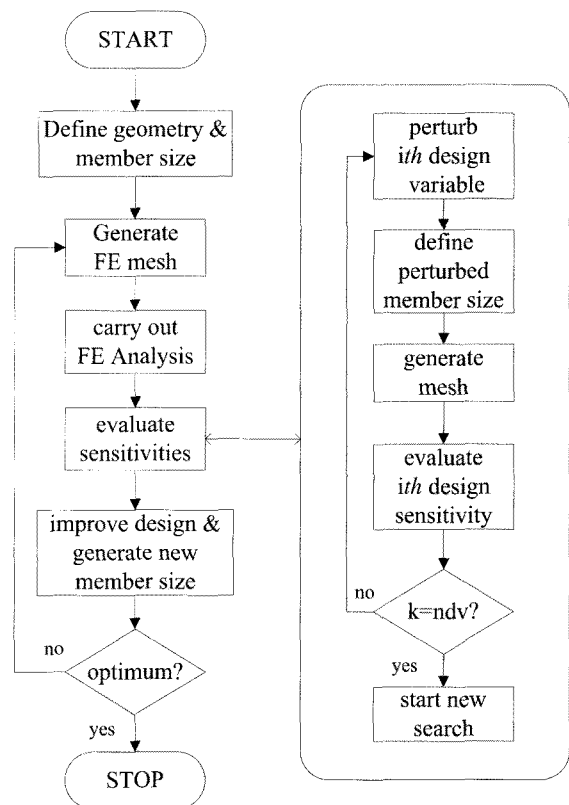
본 연구에서는 최적 설계된 공간구조물의 후좌굴 거동에 대한 분석을 위하여 먼저 공간구조물의 최적화를 수행하였다. 최적화를 위한 목적함수는 공간구조물의 건설에 사용된 부재의 전체중량을 사용하고 각 부재에서 발생하는 응력과 절점에서 발생하는 변위가 허용치를 초과하지 않는 제약조건을 채택하였다. 따라서 본 연구에서는 설계최적화문제를 다음과 같이 정의하였다.

$$\text{Minimize } \Psi(A_e) = \sum_{e=1}^{nel} W_e = \sum_{e=1}^{nel} P_e A_e l_e \quad (1)$$

$$\text{subjected to } \left| \frac{\sigma_e}{\sigma_{allow}} \right| - 1 \leq 0$$

$$\left| \frac{u_k}{u_{allow}} \right| - 1 \leq 0 \quad (2)$$

여기서 W_e , P_e , A_e , l_e 는 각각 유한요소 e 의 중량, 밀도, 단면적, 부재의 길이 그리고 nel 은 유한요소의 수이다. σ_e 는 요소 e 의 응력 값을 나타내고 σ_{allow} 는 부재의 허용 응력 값 그리고 u_k 는 절점 k 에서 발생하는 변위 값을 나타내며 u_{allow} 는 허용 변위 값을 나타낸다. 트러스의 설계최적화를 수행하기 위해서 본 연구에서는 <그림 1>에 도시된 바와 같은 과정을 거치게 된다.



<그림 1> 최적화 기본 알고리즘[1]

본 연구에서는 목적함수의 설계민감도를 계산하기 위해서 유한차분법을 이용하였다.²⁾

3. 기하학적인 비선형해석

본 연구에서는 2절점 트러스 요소를 정식화하기 위하여 갤러킨(Galerkin)의 가중잔차법[3]을 이용하였으며 아래의 세 가지 가정을 채택하였다:

- 트러스단면의 수직인 방향으로만 응력이 발생할 수 있다.

- 단면의 수직방향으로 발생하는 응력은 일정하다.
- 트러스의 변형시에 단면의 면적은 일정한 값을 유지한다.

이때 변형된 트러스의 입자를 표현하는 정적 지배 방정식과 경계조건은 다음과 같다.

$$(\sigma_{11}F_{j1})_{,1} + pb_j = 0 \quad (3)$$

$$n\sigma_{11}F_{j1} - T_j = 0 \quad (4)$$

여기서 p 는 물체의 밀도를 나타내고 b 는 물체력 그리고 σ_{11} 은 Piola-Kirchhoff 응력을 나타내고 F_{j1} 는 B_0 에서 B_t 로의 움직임을 나타내는 변형그래디언트를 나타낸다. 그리고 T_j 는 표면력을 나타내며 n 은 수직 벡터를 나타낸다.

$$F_{j1} = \frac{\partial x_j}{\partial X_1} \quad (5)$$

식(3)과 식(4)의 지배방정식과 경계조건을 이용하여 표준의 Canonical form으로 G^* 를 형성하면 다음과 같다.

$$G(u, \delta u) = \int_{B^e} \sigma_{11} F_{j1} \delta u_{j,1} AdS + \int_{B^e} pb_j \delta u_j AdS \quad (6)$$

$$+ \int_{\partial B^e} T_j \delta u_j dA +$$

여기서 는 트러스의 단면을 나타낸다.

갤러킨의 가중장(weight field)는 변위장의 형상 함수와 동일하므로 다음과 같다.

$$\delta u(\xi) = \sum_{b=1}^2 N_b \delta u^b \quad (7)$$

식(7)를 식(6)에 대입하면 다음과 같이 정리된다.

위식에서 δu^b 는 임의의 값을 가지므로 다음과 같이 정리될 수 있다

$$\sum_{b=1}^2 \delta u^b (K_b^* - R_b^*) = 0 \quad (8)$$

여기서 K_b^* 는 내력을 나타내고 R_b^* 는 외력을 나타낸다.

$$K_b^* - R_b^* = 0 \quad (9)$$

식(9)은 비선형방정식이므로 뉴턴-랩슨(Newton-Raphson)계열의 비선형해석법을 사용하기 위해서는 내력 항을 선형화하여야 한다. 따라서 비선형해석을 위한 접선강성행렬은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\partial K_{ji}^* = \frac{\partial}{\partial u_i^*} (K_j^*) \quad (10)$$

$$= \frac{\partial}{\partial u_i^*} \left[\int_{B^e} \sigma_{11} \frac{\partial x_l}{\partial X_1} \frac{\partial}{\partial X_1} \left(\frac{\partial x_l}{\partial u_i^*} \right) dV \right]$$

$$= \int_{B^e} \left[\frac{\sigma_{11}}{\partial u_i^*} \frac{\partial x_l}{\partial X_1} \frac{\partial}{\partial X_1} \left(\frac{\partial x_l}{\partial u_i^*} \right) \right] dV$$

$$= \int_{B^e} \left[\frac{\partial}{\partial u_i^*} \left(\frac{\partial x_l}{\partial X_1} \right) \sigma_{11} \frac{\partial}{\partial u_i^*} \left(\frac{\partial x_l}{\partial X_1} \right) \right] dV$$

이때 아래와 같은 연쇄법칙(chain rule)을 이용하면,

$$\frac{\sigma_{11}}{\partial u_i^*} = \frac{\sigma_{11}}{\partial \epsilon_{11}} \frac{\partial \epsilon_{11}}{\partial u_i^*} \quad (11)$$

접선탄성계수는 다음과 같이 정리될 수 된다.

$$\partial K_{ji}^* = \frac{\partial}{\partial u_i^*} \partial K_E + \partial K_G \quad (12)$$

$$= \int_{B^e} \left[\frac{\partial x_l}{\partial X_1} \frac{\partial}{\partial X_1} \left(\frac{\partial x_l}{\partial u_i^*} \right) E_{1111} \frac{\partial x_l}{\partial X_1} \frac{\partial}{\partial X_1} \left(\frac{\partial x_l}{\partial u_i^*} \right) \right] dV$$

$$= \int_{B^e} \left[\frac{\partial x_l}{\partial u_i^*} \left(\frac{\partial x_l}{\partial X_1} \right) \sigma_{11} \frac{\partial}{\partial u_i^*} \left(\frac{\partial x_l}{\partial X_1} \right) \right] dV$$

여기서 ∂K_E 는 탄성강성행렬을 나타내고 ∂K_G 은 기하학적 비선형해석을 위한 기하학적 강성행렬을 나타낸다.

4. 비선형 해석 알고리즘

본 연구에서는 공간구조물의 기하학적 비선형 해석을 수행하기 위하여 통합 비선형기법[4]을 이용하였다. 이 기법은 구조물의 시스템이 n 개의 미지수를 가지는 연립방정식으로 표현될 경우 하중세기 인자 λ 를 포함하여 $n+1$ 개의 미지수를 이용하여 비선형 방정식을 표현하게 된다. $n+1$ 개의 미지수를 가지는 평형방정식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$G(u, \lambda) = K(u) - \lambda f = 0 \quad (13)$$

여기서 $K(u)$ 는 변위 u 의 비선형 함수로 나타나는 내력벡터를 나타내고 f 는 하중벡터이다. 식(13)는 $n+1$ 개의 미지수를 가지는 n 개의 연립방정식이므로 구속조건을 추가적으로 도입하면 식(13)의 확대식은 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} G(u, \lambda) \\ f(u, \lambda) \end{bmatrix} = 0 \quad (14)$$

식(14)에서 추가된 구속방정식은 다음과 같다.

$$\sum_{k=1}^n \beta_k \Delta u_k^2 + \beta_{n+1} a^2 \Delta \lambda^2 = c^2 \quad (15)$$

$$\Delta u_k = u_k^n - u_k^{n-1}; \Delta \lambda_k = \lambda_k^n - \lambda_k^{n-1}$$

여기서 α 는 하중계수를 나타내고 c 는 지정된 해석 단계를 나타낸다.

이때 식(14)를 u 와 λ 를 이용하여 이전단계에 대하여 선형화하면 평형방정식과 구속방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \partial K^{i,m} \Delta u^{i,m} - f \Delta \lambda^{i,m} &= R^{i,m} = \lambda^{i,m} f - K(u^{i,m}) \quad (16) \\ 2 \sum_{k=1}^n \beta_k (u_k^{i,m} - u_k^{m-1}) \Delta u^{i,m} &+ 2\beta_{n+1} \lambda^2 (\lambda^{i,m} - \lambda^{m-1}) \Delta \lambda^{i,m} \\ &= c^2 - \sum \beta_k (u_k^{i,m} - u_k^{m-1})^2 - \beta_{n+1} \alpha^2 (\lambda^{i,m} - \lambda^{m-1})^2 \end{aligned}$$

여기서 $R^{i,m}$ 은 외력과 내력의 차이로 불형평력을 나타내고, $\partial K^{i,m} [= \partial K(u^{i,m})]$ 는 접선강성행렬을 나타내며 윗첨자 (i, m) 은 m 번째의 하중단계에서 i 번째의 반복 계산일 때의 값을 나타낸다.

구속방정식으로 확대된 선형화된 비선형방정식은 행렬의 형식으로 다음과 같이 나타낸다.

$$\begin{bmatrix} \partial K^{i,m} f \\ C_1 \quad C_2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \Delta u^{i,m} \\ \Delta \lambda^{i,m} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R^{i,m} \\ r^{i,m} \end{pmatrix} \quad (17)$$

$$\Delta u_k = u_k^m - u_k^{m-1}; \Delta \lambda_k = \lambda_k^m - \lambda_k^{m-1}$$

여기서 상수 C_1 과 C_2 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} C_1 &= 2\beta_1 (u_1^{i,m} - u_1^{m-1}), \dots, 2\beta_n (u_n^{i,m} - u_n^{m-1}) \quad (18) \\ C_2 &= 2\beta_{n+1} \alpha^2 (\lambda^{i,m} - \lambda^{m-1}) \end{aligned}$$

여기서 $\partial K^{i,m}$ 는 변위벡터 $u^{i,m}$ 에 대한 접선강성행렬을 나타낸다. 이때 변위 u^m 은 하중단계 m 에서 수렴된 값을 뜻한다. 변위와 하중파라메타는 다음과 같은 증분의 관계를 가진다.

$$\begin{aligned} u^{i+1,m} &= u^{i,m} + \Delta u^{i,m} \quad (19) \\ \lambda^{i+1,m} &= \lambda^{i,m} + \Delta \lambda^{i,m} \end{aligned}$$

구속방정식의 매개변수를 조절함으로써 해석 알고리즘의 종류를 선택할 수 있다.³⁾

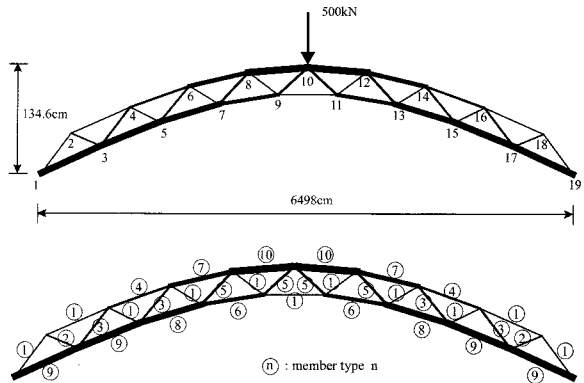
5. 수치예제

본 연구에서는 크기최적화 이후에 나타나는 공간 구조물의 후 좌골거동에 대한 변화를 조사하기 위해서 2차원 얇은 아치형 트러스와 3차원 단층 래티스돔을 수치예제에 이용하였다.

5.1 아치형 2차원 트러스

트러스의 양끝의 절점이 고정되어 있고 트러스의 중앙에 집중하중 $P=500kN$ 이 가해지는 상태이다. 트러스의 형상은 <그림 2>에 도시되어 있으며 트러스의

형상을 부각시키기 위해서 수직방향의 좌표값을 10배 확대하여 도시 하였다.



<그림 2> 2차원 아치 트러스 : (상) 집중하중의 가력위치와 치수 및 (하) 부재 종류

트러스구조물의 절점좌표값과 부재연결상태는 <표 1>에 기술한 바와 같고 트러스 구조물의 건설에 사용된 부재의 종류는 모두 10가지이며 자세한 내용은 <표 2>과 같다. 먼저 제 2절에서 기술한 최적화기법을 이용하여 아치형 트러스의 크기최적화를 수행하였다. 반응 해석에 사용된 탄성계수 $E=20340000N/cm^2$ 이고 질량은 $p=7.85t/m^2$ 그리고 하중은 절점 10번에 집중하중에 가하였다. 본 예제에서는 트러스의 중량을 목적함수로 채택하였고 부재의 응력은 인장영역은 $600N/cm^2$ 그리고 압축영역 $50N/cm^2$ 를 넘지 못하게 하였으며 트러스의 최상부의 절점 10번에서 발생하는 변위가 $\pm 2.8cm$ 를 넘지 못하게 하였다.

<표 1> 트러스 절점 좌표 및 요소연결상태

유한요소절점 및 좌표			유한요소			
no	x	y	no	연결상태	no	연결상태
1	-3429.0	0.0	1	1-2	20	13-12
2	-3048.0	50.65	2	19-18	21	9-10
3	-2667.0	34.75	3	2-4	22	11-10
4	-2286.0	83.82	4	18-16	23	7-9
5	-1905.0	65.30	5	4-5	24	13-11
6	-1524.0	110.85	6	16-15	25	6-8
7	-1143.0	87.99	7	6-7	26	14-12
8	-762.0	128.50	8	14-13	27	5-7
9	-381.0	100.05	9	8-9	28	15-13
10	0.0	134.60	10	12-11	29	1-3
11	381.0	100.05	11	2-3	30	19-17
12	762.0	128.50	12	18-17	31	3-5
13	1143.0	87.99	13	3-4	32	17-15
14	1524.0	110.85	14	17-16	33	8-10
15	1905.0	65.30	15	5-6	34	12-10
16	2286.0	83.82	16	15-14	35	9-11
17	2667.0	34.75	17	4-6		
18	3048.0	50.65	18	16-14		
19	3429.0	0.0	19	7-8		

〈표 2〉 트러스에 이용된 부재종류

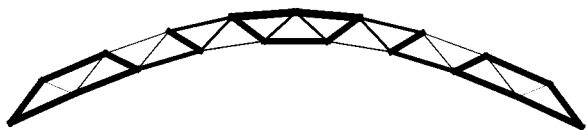
부재번호	단면적(cm ²)	요소번호
1	1.783767	1-10, 35
2	2.229969	11-12
3	2.898752	13-16
4	3.344607	17-18
5	3.567881	19-22
6	5.574576	23-24
7	6.689560	25-26
8	8.919183	27-28
9	10.03417	29-32
10	10.70330	33-34

최적화에는 모두 10개의 설계변수를 이용했으며 최적값을 검색하기 위하여 Sequential Quadratic Programming(SQP)기법[5,6]을 사용하였다. 최적화를 수행하기 위해서 이용한 설계변수의 하한치와 상한치 그리고 최적화를 수행하여 구한 최적부재의 크기는 〈표 3〉에 기술된 바와 같다. 참고로 트러스의 최적부재사이즈는 목적함수와 제약조건에 따라서 크게 달라질 수 있으며 이 예제는 이절에서 기술한 제약조건을 만족하는 경우에만 국한하여 최적화를 수행하였다.

〈표 3〉 초기 설계변수값과 및 정규화된 목적함수값

<i>i</i>	S_i^l	S_i^o	S_i^u	SQP
1	1.0E-10	0.178D+01	1.0E+10	0.398D+01
2	1.0E-10	0.223D+01	1.0E+10	0.182D+00
3	1.0E-10	0.290D+01	1.0E+10	0.154D+01
4	1.0E-10	0.335D+01	1.0E+10	0.136D+01
5	1.0E-10	0.357D+01	1.0E+10	0.362D+01
6	1.0E-10	0.558D+01	1.0E+10	0.192D+01
7	1.0E-10	0.669D+01	1.0E+10	0.462D+01
8	1.0E-10	0.892D+01	1.0E+10	0.650D+01
9	1.0E-10	0.100D+02	1.0E+10	0.919D+01
10	1.0E-10	0.107D+02	1.0E+10	0.112D+02
$\bar{\Psi}(s)$	-	-	-	9.64320E+04

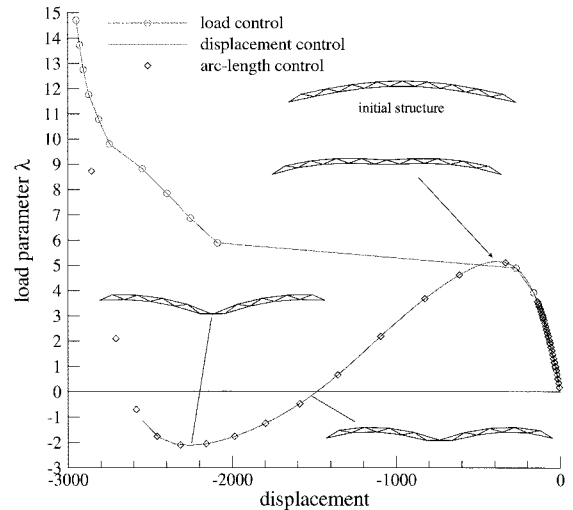
$$\Psi_0 = \rho \times 1.05366E+05, \quad \bar{\Psi}_0 = \Psi / \rho$$



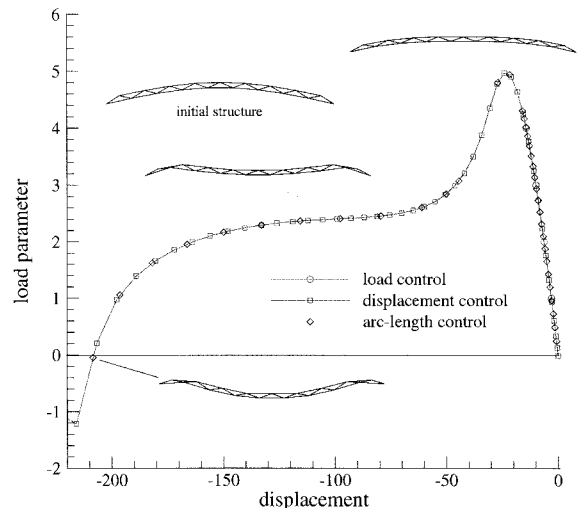
〈그림 3〉 2차원 아치 트러스 최적부재 패턴

초기 트러스구조물에서는 35번 요소에서 1333.7N/cm²의 최대응력이 발생하였으나 최적설계를 통하여 허용응력을 600N/cm²로 감소시켰다. 이 때 나타난 2차원 아치트러스의 최적부재패턴은 〈그림 3〉에 도시한 바와 같다.

본 연구에서는 최적화 전과 최적화 후에 나타나는 후 좌굴거동의 변화를 알아보기 위하여 제 4절에서 기술한 통합비선형해석기법을 이용하여 후 좌굴해석을 수행하고 그 결과를 〈그림 4〉와 〈그림 5〉에 각각 도시하였다. 최적화 전과 최적화 후에 나타나는 좌굴 이후의 거동은 최적화로 인해서 매우 달라졌음을 알 수 있었다. 특히 최적화 전과 최적화 후의 하중의 정점을 비교해보면 최적화로 인해서 하중의 정점값(P_{cr})이 다소 감소했으며 하중-변위 경로의 변화도 매우 큰 것으로 나타났다. 이러한 후 좌굴 거동의 급격한 변화는 트러스의 전체적인 붕괴 메카니즘의 변화를 나타내는 것으로 그 수치해석결과는 최적화문제에 주어지는 목적함수와 제약조건을 만족하는 공간구조물



〈그림 4〉 2차원 아치 트러스의 후좌굴거동 (초기형상)

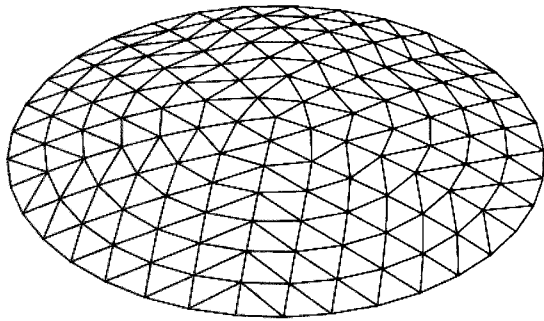


〈그림 5〉 2차원 아치 트러스의 후좌굴거동 (최적형상)

일 지라도 후좌굴 경로를 반드시 검증해야 하는 사실에 대한 정량적인 결과로 제시될 수 있다.

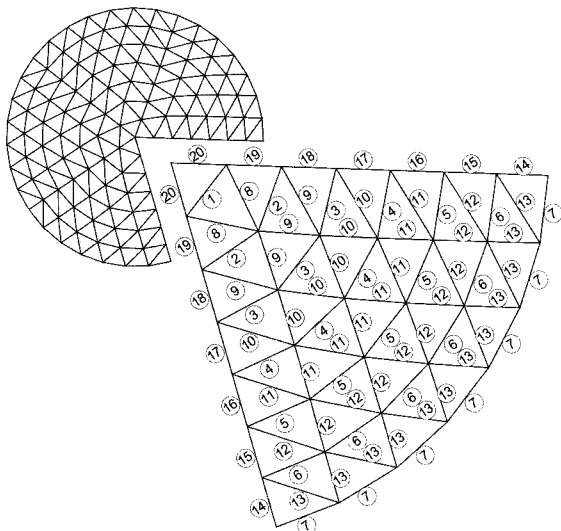
5.2 단층 래티스 돔

스팬이 20m이고 높이가 2m인 단층 래티스 돔을 크기 최적화하고 최적화된 단층 래티스 돔과 초기 돔의 정점하중과 기하학적 비선형 거동을 조사 분석하였다. 단층 래티스 돔의 형상은 <그림 6>에 도시된 바와 같다.



<그림 6> 단층 래티스 돔

재료의 탄성계수는 $E=205940000N/cm^2$, 프와송비는 $\nu=0.3$, 재료밀도는 $\rho=7.698 \times 10^{-5}kN/cm^2$ 그리고 부재의 단면적은 $A=50.26548245cm^2$ 인 동일한 부재를 사용하였다. 돔에 작용하는 하중은 두 가지이다: ① 돔의 중앙정점에 수직방향으로 가해지는 500 kN의 집중하중, ② 각 절점에 500 kN의 절점하중이 가해지는 등분포하중 (LC2). 해석과 최적화를 위하여 돔은 총 141개의 절점과 385개의 부재로 이산화하였



으며 돔의 가장자리의 절점들은 고정되어 있는 것으로 가정하였다.

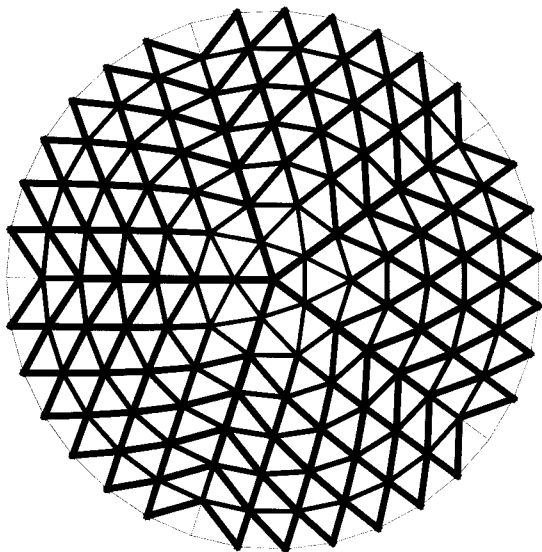
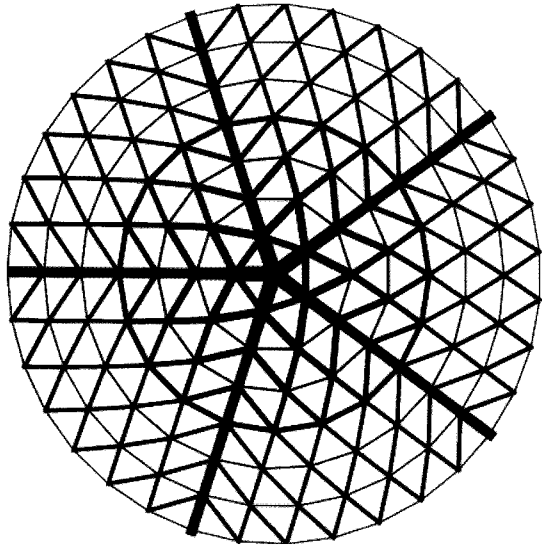
단층 래티스 돔의 전체 중량을 목적함수로 채택하였고 부재의 응력은 인장영역은 $600N/cm^2$ 그리고 압축영역 $50N/cm^2$ 를 넘지 못하게 하였으며 트러스의 최상부의 절점 10에서 발생하는 변위가 $\pm 6.6cm$ 를 넘지 못하게 하였다. 단층 래티스 돔의 최적설계를 위해서 부재의 그룹을 <그림 7>과 같이 20개로 분류하여 최적설계를 수행하였다.

돔의 중량을 최소화하고 최적의 부재패턴을 검색하기 위하여 Sequential Quadratic Programming (SQP) 기법 [5, 6]을 사용하였다. 최적화를 수행하기 위해서 이용한 설계변수의 하한치와 상한치 그리고 최적화를 수행하여 구한 최적부재의 크기는 <표 4>에 기술된 바와 같다. 또한 최적화과정을 통해서 구해진 최적의 설계변수분포는 <그림 8>에 도시하였다. 단, 돔의 최적부재사이즈는 목적함수와 제약조건에 따라서 크게 달라질 수 있으며 이 예제에서는 이절에서 기술한 제약조건을 만족하는 경우에만 국한된다.

<표 4> 초기 설계변수값과 및 정규화된 목적함수값

i	S_i^0	S_i^1	S_i^2	LC1	LC2
1	0.1	50.265	100	3.62200E+00	2.88472E+01
2	0.1	50.265	100	8.42868E-01	3.17970E+01
3	0.1	50.265	100	8.21705E-01	3.59769E+01
4	0.1	50.265	100	2.49843E+00	3.79726E+01
5	0.1	50.265	100	4.10945E-01	3.78413E+01
6	0.1	50.265	100	3.07269E-01	3.25364E+01
7	0.1	50.265	100	1.00000E-01	1.00000E-01
8	0.1	50.265	100	6.57254E+00	2.87621E+01
9	0.1	50.265	100	3.34241E+00	4.31595E+01
10	0.1	50.265	100	2.16451E+00	4.80419E+01
11	0.1	50.265	100	1.65502E+00	4.89048E+01
12	0.1	50.265	100	1.51084E+00	4.75009E+01
13	0.1	50.265	100	1.50097E+00	4.82161E+01
14	0.1	50.265	100	8.00497E+00	1.00000E-01
15	0.1	50.265	100	7.92539E+00	3.83309E+01
16	0.1	50.265	100	7.99401E+00	5.06751E+01
17	0.1	50.265	100	8.02650E+00	5.52742E+01
18	0.1	50.265	100	8.04585E+00	5.72378E+01
19	0.1	50.265	100	1.37669E+01	5.81059E+01
20	0.1	50.265	100	7.09330E+01	5.06664E+01
$\Psi(s)$	-	-	-	1.46871E+01	2.06799E+02

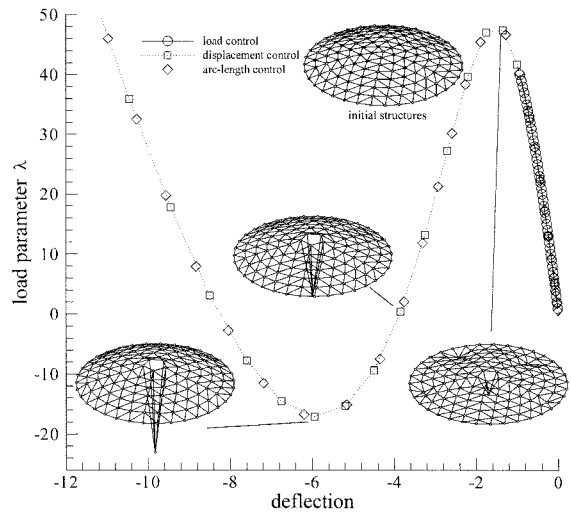
$$\Psi_0 = \rho \times 1.05366E+05, \quad \bar{\Psi} = \Psi / \rho$$



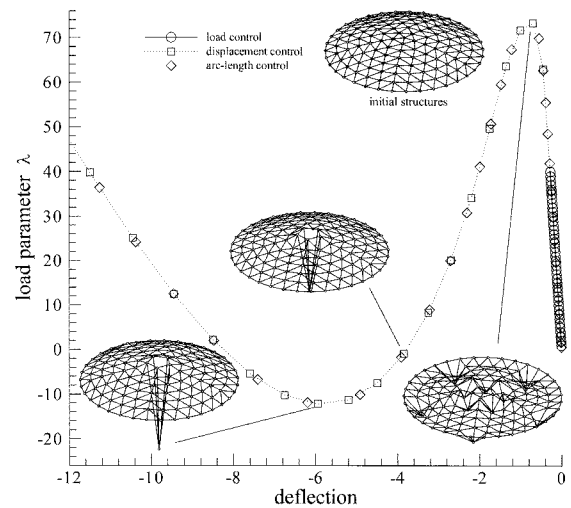
〈그림 8〉 단층 래티스 돔의 최적부재 패턴:
(상) 집중하중(LC1), (하) 등분포하중(LC2)

설계최적화 전과 후에 나타나는 후 좌굴거동의 변화를 알아보기 위하여 제 4절에서 기술한 통합비선형 해석기법을 이용하여 LC2에 대한 후좌굴해석을 수행하고 그 결과를 〈그림 9〉에 도시하였다. 설계 최적화 전과 후에 나타나는 좌굴이후의 거동은 최적화로 인해서 크게 달라졌음을 알 수 있었다. 특히 최적화 전과 최적화 후의 하중의 정점에서 나타나는 비선형 좌굴 변형의 형상은 크게 변화하였으며 하중-변위 경로의 변화 또한 정점하중이후에 큰 변화를 나타내었다. 이러한 변화는 돔의 전체적인 붕괴 메커니즘의 변화로 이어 질 수 있을 것으로 판단된다. 따라서 선형의 가정을 통해서 정의된 최적화문제는 주어진 제약조건을 만족하는 공간 구조물은 최적화를 통하여 도출하

지만 그 후좌굴 경로를 반드시 검증해야 하는 교훈을 준다.



〈그림 9〉 단층래티스 돔의 후좌굴거동 (초기형상)



〈그림 10〉 단층래티스 돔의 후좌굴거동 (최적형상)

6. 결론

본 연구에서는 선형이론을 바탕으로 한 설계최적화 이후에 나타나는 공간구조물의 후좌굴 거동 변화에 대하여 조사하고 그 결과를 기술하였다. 최적화 문제 정의에 따른 공간구조물의 성능개선은 사용자가 원하는 목적함수와 제약조건을 충분히 만족하게 되지만 본 연구를 통하여 도출한 정량적인 수치해석 결과를 보면 최적화 전과 최적화 후에 나타나는 후·좌굴 거동은 크게 상이한 것으로 나타났다. 따라서 최적설계단계 또는 최적설계 이후에 공간구조의 안전성을 위해 비선형 좌굴에 대한 충분히 검토가 이루어져야

하는 것으로 증명되었다. 또한 마지막으로 이 논문에 제시된 수치해석결과는 이산화계열 대공간구조물에 대한 해석과 설계의 벤치마크테스트로 제시하였다.

감사의 글

본 연구는 국토해양부 첨단도시개발사업의 연구비 지원(과제번호: #06 R&D B03)에 의해 수행되었음.

참고문헌

1. S.J. Lee and E. Hinton, "Dangers inherited in shells optimized with linear assumptions," *Computers and Structures*, Vol. 78, 2000, pp. 478-486
2. R.T. Haftka and H.M. Adelman, "Recent developments in sensitivity analysis," *Structural Optimization*, Vol. 1, 1989, pp137-151
3. S.J. Lee and W. Kanok-Nuchulchai, "A nine-node assumed strain finite element for large deformation analysis," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 42, 1998, pp. 777-798
4. T. Chaiomphob, W. Kanok - Nuckuchai and F. Nishino, "Automatic arc-length control algorithm for tracing equilibrium paths of nonlinear structures", *JSCE*, 5, 1998, 205-208
5. G.N. Vanderplaats, *Numerical Optimization Techniques for Engineering Design*, McGraw-Hill, 1984
6. DoT manual VMA Engineering, 1996

접수일자 : 2009년 6월 30일

심사완료일자 : 2009년 8월 18일

게재확정일자 : 2009년 8월 28일