

사각형네트워크 단층래티스돔의 좌굴특성 -실험과 이론과의 비교-

Buckling Characteristics of Rigidly-jointed Single-Layer Latticed Domes with Square Network -Comparison between Experiment and Analysis-

정 환 목¹⁾

Jung, Hwan Mok

요 약 : 본 논문의 목적은 4각형네트워크 패턴을 가지는 단층래티스돔의 좌굴특성을 실험과 이론을 통하여 검토하고, 나아가 4각형 네트워크 단층돔에 대한 신뢰할 수 있는 이론해석법을 개발하기 위한 기초연구를 하는데 그 목적이 있다. 이론해석은 야마다의 연속체치환법과 유한요소법에 의한 프레임해석법으로 한다. 원주방향에 대한 불균일한 강성과 지붕재료의 강성이 돔전체 좌굴특성에 미치는 영향을 검토한다. 이론과 실험에 의한 결과는 불균일한 강성을 가지거나 또는 강성을 갖는 지붕재료를 사용하는 다양한 종류의 단층래티스돔에 대한 일반적인 이론해석법을 개발하기 위한 기초자료로 활용될 것이다.

ABSTRACT : The purpose of this paper is to analyze the buckling characteristics of rigidly-jointed single-layer latticed domes with square network by using the experimental and the theoretical techniques in order to develop a reasonable method of theoretical analysis for these domes. Two methods of theoretical analysis are applied; one is based on the Yamada's method of shell analogy and the other is based on the frame analysis method using the finite element method. The effects of the nonuniformity of rigidity-distribution in the circumferential direction and the rigidity of the covering material on both the prebuckling and the buckling characteristics are examined. The results indicate that these effects should be considered reasonably in the theoretical analyses.

핵심용어 : 4각형격자패턴, 단층돔, 강성의 주기성, 지붕재료 강성, 좌굴특성

KEYWORDS : Square network, single-layer latticed dome, nonuniformity of rigidity-distribution, rigidity of the covering material, buckling characteristics.

1) 정회원, (주)대산건축 구조연구소장,
서울산업대학교 겸임교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 1999년 3월 31일까지 학회로 보내
주시면 토의 회담을 게재하겠습니다.

1. 서 론

최근 대공간 단층래티스돔이 세계의 많은 설계자 및 연구자들에게 주목되고 있다.⁽¹⁾ 국내에서는 88올림픽과 93대전 엑스포를 통하여 다양한 종류의 대공간 구조물이 일반인들에게 소개된 바 있으며, 2002년 월드컵을 계기로 대공간 구조물의 필요성이 더욱더 절실히 요구되고 있다.

한편 선재로 뼈대를 구성하고 있는 3차원 대공간 구조물의 경우 접합부에 모이는 부재수가 많으면 가공 및 시공상 많은 어려움이 따른다. 그러므로 본 연구에서는 접합부에 모이는 부재수가 4본이므로, 현재 단층래티스돔의 격자형식으로 가장 선호되고 있는 삼각형 래티스돔⁽¹⁾의 6본보다 적어서 가공 및 시공상 유리한 장점을 가지고 있고 또한 직경 100m 전후의 중규모 공간구조물의 용도로 활용될 수 있는 4각형네트워크를 갖는 단층래티스돔을 연구대상으로 한다.

역학적 관점에서 보면 사각형네트워크는 원주방향으로 불균일한 강성분포를 가진다. 즉, 부재축 방향으로 등가강성을 평가했을 때 면내 등가전단강성은 부재의 면내휨강성에만 의존하고 면내등가인장강성의 값과 비교해서 대단히 작다.(약 0.1~1.0%) 등가포와송비는 거의 0이다.

한편 부재축의 45° 방향으로 등가강성을 평가하면 면내의 등가전단강성은 면내인장강성값과 거의 일치하고 면내등가포와송비는 거의 1이다. 이와같이, 사각형네트워크는 원주방향으로 볼 때 현저한 강성의 주기성을 갖고 있다. 그러나, 강성의 주기성이 좌굴특성에 미치는 영향에 대해서는 지금까지 밝혀져 있지 않다. 또한, 래티스돔 구조물 해석방법의 하나로서 유효하게 사용되고 있는 연속체치환법에 있어서도 강성의 주기성을 고려한 연구는 아직 없다.

지붕재료는 그 강성, 내력이나 공법에 의해서는 프레임인장강성과 휨강성을 증가시키는 외에 면내전단강성의 확보에도 유용하다. 그러나, 사각형네트워크에 대한 이들 지붕재료의 강성평가법은

아직 확립되어 있지 않다. 이상의 관점으로부터 본 연구에서는 유한요소법에 의한 프레임해석과 연속체치환해석에 의해 좌굴특성의 합리적인 해석방법을 발견하기 위한 전단계로서, 구심외압을 받는 사각형네트워크를 갖는 단층강접합래티스돔의 이론과 실험과의 대응관계로부터 강성평가방법과 그 문제점을 검토하는 것을 목적으로 한다.

본 연구는 다음의 2점에 중점을 둔다.

- (1) 원주방향 강성의 주기성 평가.
- (2) 지붕재료의 강성평가.

실험은 사각형네트워크의 좌굴특성을 밝히는데 있어서 이론의 타당성을 검증하는데 그 목적이 있다. 시험체는 경질염화비닐을 사용하여 직접 제작했으며, 매우 정밀하게 제작되어진 것을 사용한다.

이론해석은 Yamada가 제안한 연속체치환법⁽¹⁻⁴⁾과 프레임해석법에 의한 독립적인 2방법을 병행한다. Yamada의 연속체치환법은 4각형네트워크 돔이 가지는 강성의 주기성을 정확하게 평가할 수는 없다. 그러나 프레임 전단강성 및 지붕재료인 막 강성평가는 용이하게 할 수 있다.

한편, 프레임해석에서는 지붕재료로 사용되는 막 자체의 전단강성평가는 돔의 전체좌굴 발생전에 막의 국부좌굴이 생기는 등의 원인에 의해서 현 상태에서는 적절한 모델화가 어렵다. 그러나, 강성의 주기성효과에 대해서는 대단히 정밀도 높은 평가가 가능하다. 또한 좌굴특성에 관한 이론과 실험의 결과를 비교함으로써 강성의 주기성과 지붕재료의 강성효과를 더욱더 정확하게 파악할 수가 있을 것이다. 이러한 관점으로부터 정밀도 높은 실험이 필요하다.

2. 실 험

경질염화비닐로 시험체를 제작했다. 그림1에 표시하는 4개의 네트워크는 강성을 가지는 강성막(Hard membrane)과 강성을 전혀 가지지 않는 비강성막(Soft membrane)등 2타입의 지붕

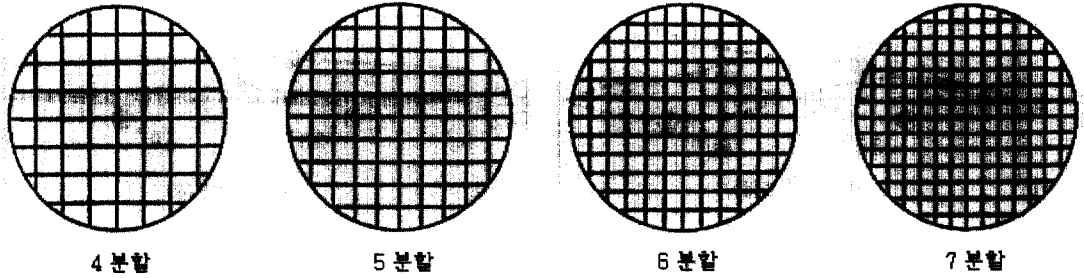


그림 1. 네트워크 패턴

재료를 고려한다. 네트워크를 구성하는 프레임은 3mm두께의 평판으로 만들고, 프레임은 다시 0.3mm의 경질염화비닐(강성막)을 부착해서 진공성형법에 의해서 구형으로 제작되어진다.

시험체의 저면반경은 300mm이다. 시험체의 경계부분은 약35mm까지 지지체의 구에 넣어서 저수축 에폭시수지로 고착되어진다. 에폭시수지가 완전히 굳은 후 지붕재료로 강성막을 사용한 돔 좌굴실험(강성막 실험)을 행한다. 강성막 실험후 강성막을 잘라내어 0.08mm의 연질염화비닐로서 돔의 프레임을 덮은 후 비강성막 실험을 행한다. 프레임을 구성하는 부재단면두께는 3mm이고 폭은 전 모델 공히 인장 및 휨 등가강성이 같도록 분할수에 반비례해서 주어지고 있다. 부재 및 강성막의 영계수(E)는 온도와 밀접한 상관관계가 있고 본 논문에서는 다음 식으로 가정한다.

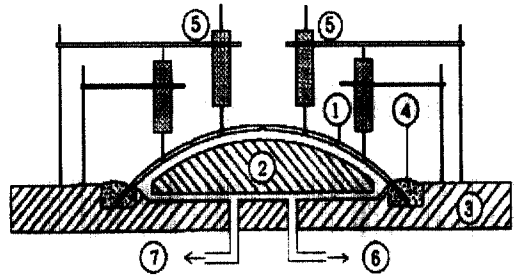
$$E = 3.936 - 0.035T \text{ (GPA)} \quad (1)$$

여기에서, T 는 실험실내의 온도(°C)이다. 본 논문의 결과는 비교를 위하여 이론 및 실험 공히, $T=10^\circ\text{C}$ 에서의 영계수 $E(3.586\text{GPA})$ 로 환산하고 있다. 프와송비는 프레임 및 강성막 공히 0.3으로 한다.

모델명은 표 1에 나타내며, $PH-nA$ 또는 $PS-nB$ 로써 H 는 강성막, S 는 비강성막, n 은 네트워크의 분할수, 그리고 A, B 는 후술하는 식(2), 식(4)의 가정 A 와 가정 B 에 의한 값에 대응



사진 1. 좌굴실험상황

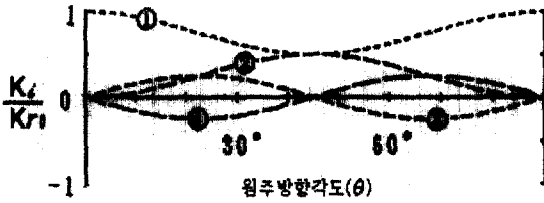


1.시험체 2.보호덮개 3.지지체 4.에폭시수지
5.변위측정기 6.압력변환기 7.진공탱크

그림 2. 실험장치

한다. 표 1 기호 정의는 표 아래에 표시한다. 시험체는 $PH-n$ 또는 $PS-n$ 으로 분류되어진다.

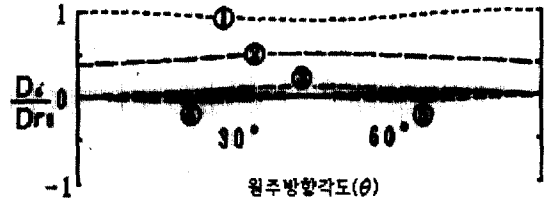
사진 1과 그림 2는 각각 실험상황과 실험장치를 보여주고 있다. 외압은 공기압이다. 압력은 압력변환기에 의해 측정되어진다. 보호블럭은 좌굴 전 대변형에 의한 시험체의 파괴를 방지하기 위하여 장치했다. 이것에 의하여 반복실험이 가능하게 된다. 전 절점의 수직변위는 4분의 변위변환기에



- ① K_{1111}, K_{2222} ② K_{1122}, K_{1212}
 ③ K_{1112} ④ K_{1222}

$K_r = K_{1111}, \quad K_\theta = K_{2222}$
 $K_{r\theta} = K_{1212}, \quad K_v = K_{1122}$

(a) 면내등가강성 분포



- ① D_{1111}, D_{2222} ② D_{1122}
 ③ D_{1212} ④ D_{1112} ⑤ D_{1222}

$D_r = K_{1111}, \quad D_\theta = K_{2222}$
 $D_{r\theta} = K_{1212}, \quad D_v = K_{1122}$

(b) 면외등가강성 분포

그림 3. 원주방향에 대한 강성분포

서 측정되어진다. 하중-변형곡선은 X-Y레코더에 기록된다. 공기압 콘트롤 밸브는 좌굴이 일어남과 동시에 잠근다. 실험에 의한 좌굴하중값은 하중-변위곡선에 있어서 최대하중값을 기준으로 하여 정의한다. 반복실험에 의한 좌굴하중의 감소율은 모든 시험체에서 5%이하였다.

3. 네트워크의 등가강성의 특징

본 논문에서 등가강성 평가는 Heki의 방법⁽⁵⁾을 이용한다. 그림 3(a)와 그림 3(b)는 각각 원주방향의 면내 및 면외 등가강성의 분포를 나타낸다. 그림 3(a)에서 종축의 K_r 는 면내등가강성 성분이고, $K_{r\theta}$ 는 0도에서의 K_i 값이다. 그림 3(b)에서 종축의 D_r 은 면외등가강성 성분이고, $D_{r\theta}$ 는 0도에서의 D_i 값이다. K_r, K_θ 는 r, θ 방향의 인장강성을 표시한다. K_v 는 인장에 대한 프와송비의 효과와 관계되는 강성이다. $K_{r\theta}$ 는 전단강성이다.

K_{1112}, K_{2221} 은 인장에 있어서의 전단변형에 관계하는 면내강성성분이다. D_r, D_θ 는 r, θ 방향의 면외 휨 강성을 표시한다. K_v 는 휨에 대한 프와송비의 효과에 관계하는 강성이고, $D_{r\theta}$ 는 비틀림 강성이다. D_{1112}, D_{2221} 은 휨에 있어서 뒤틀

림변형에 관계된 면외 강성성분이다. 사각형 네트 워크는 원주방향으로 4파의 주기성을 갖고 있다. K_r 과 K_θ 의 변화는 0.5-1.0이다. K_v 와 $K_{r\theta}$ 의 변화는 0.0~0.5이고, K_{1112}, K_{2221} 의 변화의 절대값은 0.0~0.25이다.

면외강성의 변화는 면내강성의 변화와 비교해서 대단히 작다. 균일한 강성분포를 갖는 단층래티스들에 있어서 면내 등가전단강성의 좌굴내력에 미치는 영향은 극히 큰 것이 Yamada에 의해 보고되고 있다.⁽³⁾ 그러나, 원주방향에 대하여 주기적으로 변화하는 좌굴강성에 관한 전단강성의 효과는 아직 연구되어있지 않다. 본 연구에 있어서 연속체치환법의 등가강성은 그림 3의 0도에서 평가한다.

4. 지붕재료의 유효폭과 강성의 평가

유효폭에 관련한 강성평가방법을 검토한다. 그림 4는 유효폭을 가정한 단면이다. 단면적 및 면외강성은 이 유효폭을 이용하여 계산할 수 있다.⁽³⁾ 면내휨강성은 면내 전단강성평가에 영향을 미친다. 이것에 대해서 유효폭을 유효로 할 것인가 무효로 할 것인가를 병행해서 검토한다. 다음의 3종류 가정에 대해서 검토한다.

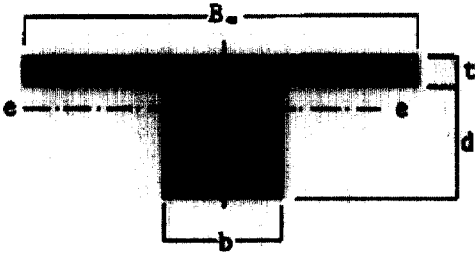


그림 4. 강성막 경우의 단면산정

(1) 가정 A :

$$B_e = at \left(\frac{Rt}{L^2} \right)^{1/3} + b \quad (2)$$

$$K_{r\theta} = \frac{6EI_{Y1}}{L^3} \quad (3)$$

(2) 가정 B :

$$B_e = 50t + b \quad (4)$$

$$K_{r\theta} = \frac{6EI_{Y2}}{L^3} \quad (5)$$

(3) 가정 C :

$$B_e = 50t + b \quad (6)$$

$$K_{r\theta} = \frac{6EI_{Y2}}{L^3} + \frac{t \cdot E}{2} (1 + \nu) \cdot \beta_1 \quad (7)$$

여기에서 B_e 는 유효폭, a 는 정수, t 는 막의 두께, R 은 막 표면의 곡률반경, L 은 부재의 간격, b 는 부재의 폭, $K_{r\theta}$ 는 면내 전단강성, I_{Y1} 은 T형 단면의 면내단면 2차모멘트, I_{Y2} 는 구형부분의 면내단면 2차모멘트, E 는 영계수, ν 는 프와송비, β_1 은 막강성의 효과를 평가하는 정수이다. 가정 A와 B, C의 본질적인 차이는 $K_{r\theta}$ 의 가정에 있다. 가정 C는 가정 B에 막의 면내전단강성 $K_{r\theta}$ 가 부가되어 있다. 가정 A는 유효폭 산정에 형상과 부재성질을 반영하고 있다. 가정 A에서 a 는 100으로 두지만 이 경우에 유효폭 자체에 대해서는 가정 A, B, C에 큰 차이가 없다.⁽³⁾

5. 이론해석

5.1 연속체치환법

Yamada의 연속체치환법^(1,2)에 의한 돔의 전좌굴하중 q_{CY} 는 다음식으로 나타낸다.

$$q_{CY} = 0.67 \left(1 + \frac{D_3}{7} \right) \cdot a_1 \cdot \frac{4}{R^2} \sqrt{KD}$$

$$a_1 = \left(\frac{2}{C_3} \right)^{(0.15 \log C_3 - 0.05)}$$

$$C_3 = \frac{k}{K_{r\theta}}, \quad K = \frac{EA}{L}, \quad K_{r\theta} = \frac{6EI}{L^3},$$

$$D = \frac{EI}{L}, \quad D_{r\theta} = \frac{EI}{2GJ}, \quad S = \frac{L}{\sqrt{R}} \sqrt{\frac{K}{D}}$$

여기에서 a_1 은 전단강성에 의한 좌굴내력의 저하율, S 는 돔형상계수, A 는 부재단면적, I 는 면외단면 2차모멘트, G 는 전단탄성계수, J 는 비틀림강성, $K = K_r = K_\theta$, $D = D_r = D_\theta$ 이다.

5.2 프레임해석

하중은 구심의압으로 네트워크의 전 절점에 집중하중으로서 작용한다. 해석수단은 좌굴전 기하학적 비선형성을 고려하는 유한요소법⁽⁵⁾을 적용한다. 해석영역은 네트워크의 주기성 및 대칭성을 고려해서 돔의 1/2대칭조건으로 하고 각 모델의 형상 및 부재단면 제원은 표 1에 표시되어 있다. 돔의 경계는 변위 및 회전 공히 구속한다.

6. 결과와 고찰

표 1에서 q_{CY} 는 연속체치환법, q_{CF} 는 프레임해석, q_{CB} 는 실험에 의한 좌굴내력값이다. 비강성막의 전 모델에 있어서 인장강성에 대한 전단강성의 비 즉 $1/C_3$ 은 0.002이고 전단강성에 의한 좌굴

표 1. 시험체명, 단면성질, 좌굴내력

MODEL	R mm	t mm	b mm	d mm	L mm	E MPa	C ₃	S	q _{CV} KPa	q _{CF} KPa	q _{CE} KPa
PH-4A	480	0.30	5.25	3.0	81	3.59	217	3.6	2.45	3.55	7.96
-4B	480	0.30	5.25	3.0	81	3.59	600	3.6	1.41	2.77	-
PS-4	480	0.08	5.25	3.3	81	3.59	476	3.8	1.23	2.11	2.04
PH-5A	480	0.30	4.20	3.0	65	3.59	136	2.9	3.41	4.29	8.22
-5B	480	0.30	4.20	3.0	65	3.59	631	2.9	1.42	2.79	-
PS-5	480	0.08	4.20	3.3	65	3.59	476	3.0	1.22	2.01	1.98
PH-6A	480	0.30	3.50	3.0	54	3.59	83	2.4	4.58	5.64	7.41
-6B	480	0.30	3.50	3.0	54	3.59	662	2.4	1.43	2.84	-
PS-6	480	0.08	3.50	3.3	54	3.59	476	2.5	1.20	1.91	1.81
PH-7A	480	0.30	3.00	3.0	46	3.59	51	2.1	6.13	7.35	7.21
-7B	480	0.30	3.00	3.0	46	3.59	693	2.1	1.44	2.81	-
PS-7	480	0.08	3.00	3.3	46	3.59	476	2.1	1.20	1.81	1.72

R : 곡률반경 t : 지붕재료의 두께 b : 부재단면 폭 d : 부재단면 높이 L : 부재길이 E : 영 계수 S : 뒀 형상계수

내력의 저하율 α_1 은 0.146이다.

강성막이면서 가정 A인 경우 $1/C_3$ 은 네트워크의 분할수 증가와 함께 0.0046에서 0.02까지 증가한다. 이때, α_1 은 0.244에서 0.512까지 증가한다. 한편, 가정 B의 해석에서는 $1/C_3$ 은 네트워크의 분할수의 증가와 함께 0.0017에서 0.0014까지 감소한다. 이 C_3 의 변화에 대해 α_1 은 0.123에서 0.111까지 감소한다.

이상의 결과는 전단강성이 좌굴내력에 미치는 영향이 대단히 큰 것을 나타내고 있다. S의 범위는 2.2~3.6이다. 각 시험체의 좌굴모드는 전체 좌굴형이었다. 강성막 그 자체의 좌굴진행은 네트워크 분할수 4, 5, 6, 7에 있어서 전체좌굴의 6%, 12%, 18%, 24%였다. 그림 5는 좌굴내력에 있어서 비강성막에 대한 강성막의 효과를 표시한다. 실험에서는 강성막의 좌굴내력은 비강성막 좌굴내력의 약4배이고, 분할수에 관계없이 일정하다. 이 결과는 유사한 조건에서의 삼각형 네트워크 경우 (약 1.3배)보다 대단히 크다. 사각형 네트워크의 경우, 이와같이 큰 차이가 나는 이유는 비강성막에서는 전단강성이 주기적으로 현저하게 작게되는 경향이 있고 이것이 좌굴내력을 저하시키기 때문이다. 강성막은 강성의 주기성을 경감함과 동시에 전단강성을 상대적으로 현저하게 높

이는 효과를 가지고 있다. 연속체치환(셀근사)해석과 프레임해석의 결과는 지붕재료 그 자체의 전단강성을 고려하지 않았기 때문에 실험결과와의 일치를 기대하기 어렵다. 가정 A에서는 연속체치환해석과 프레임해석의 경향이 유사하지만 분할수의 감소와 함께 강성막의 효과가 급격히 감소한다. 이것으로부터 막의 전단강성을 T형단면의 유효폭으로부터 평가하는 것은 적절하지 않다고 말할 수 있다. 한편 가정 B에서는 연속체치환해석과 프레임해석의 결과가 실험치보다 낮지만 분할

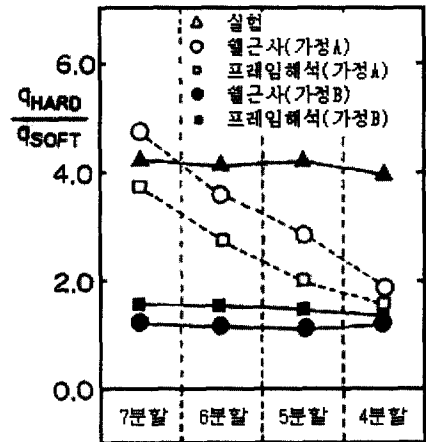


그림 5. 좌굴내력에 관한 강성막의 효과

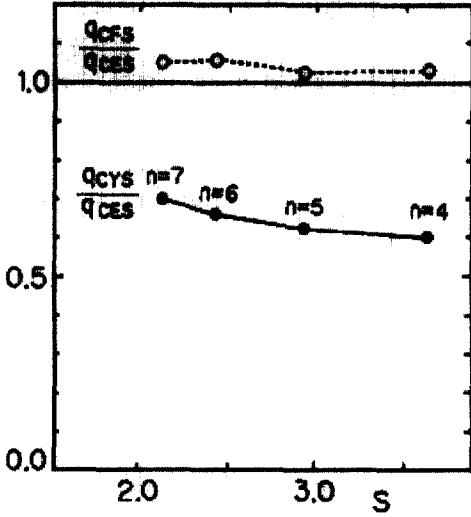


그림 6. q_{CFS}/q_{CES} , q_{CYS}/q_{CES} 와 S 관계

수에 관계없이 일정하고 그 경향은 실험치와 가깝다. 이것으로 보아 막 자체의 전단강성을 유효하게 고려하면 실험결과와의 일치가 기대될 수 있는 것을 알 수 있다. 그림 6은 각 모델에 대하여 $q_{CFS}/q_{CES}-S$ 와 $q_{CYS}/q_{CES}-S$ 의 관계를 표시한다. 첨자 S는 비강성막에 해당한다. 문자 n은 네트워크의 분할수를 표시한다. 동형상계수 S는 n과 직접 관계가 있다. 전 모델에 있어서 q_{CFS} 는 q_{CES} 와 잘 일치한다. 다시 말하면 q_{CFS}/q_{CES} 는 약 1.1이다. $q_{CYS}/q_{CES}-S$ 는 S의 증가와 함께 약 0.7에서 0.6까지 감소한다. 삼각형네트워크의 경우 q_{CYS} 와 q_{CES} 의 값은 잘 일치하는 것이 보고되어 있다¹⁾.

q_{CFS}/q_{CES} 와 q_{CYS}/q_{CES} 값의 현저한 차이는 원주방향 강성의 주기성 영향 때문으로 생각되어진다. 한편, q_{CYS}/q_{CES} 의 값이 S의 증가에 따라 낮아지는 경향에 대해서는 분할수의 영향도 있는 것으로 생각된다. 그림 7은 각각의 모델에 대해 $q_{CFHA}/q_{CEH}-S$, $q_{CYHA}/q_{CEH}-S$, $q_{CFHB}/q_{CEH}-S$, $q_{CYHB}/q_{CEH}-S$ 의 관계를 보여준다. 첨자 H는 강성막, A와 B는 각각 가정 A와 B에 해당한다.

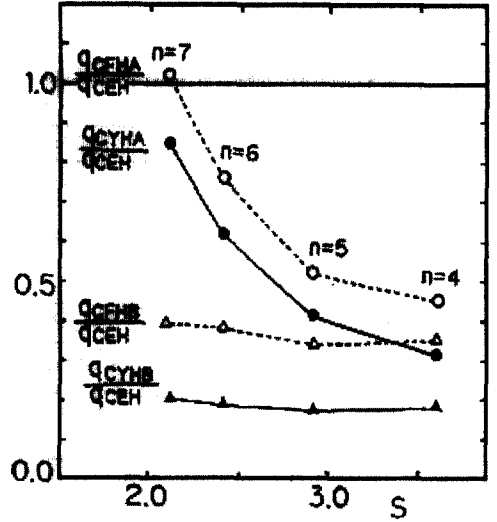


그림 7. q_{CFHA}/q_{CEH} , q_{CYHA}/q_{CEH} , q_{CFHB}/q_{CEH} , q_{CYHB}/q_{CEH} 와 S 관계

가정 A의 경우 표 1과 그림 7에 표시하는 것처럼 7분할을 제외하면 q_{CEH} 는 q_{CYHA} 와 q_{CFHA} 보다 크다. q_{CEH} 는 n의 증가와 함께 감소하는 경향을 갖는다. 그러나 q_{CYHA} 와 q_{CFHA} 는 분할수 n의 증가와 함께 급격히 증가한다. S에 대하여 q_{CFHA}/q_{CEH} 는 약 1.0에서 0.45까지 변화한다.

또한 q_{CYHA}/q_{CEH} 도 약 0.85에서 0.3까지 변화한다. 이런 현상은 유효폭에 의한 지붕막 전단강성의 평가에 원인이 있다. 가정 B의 경우 표 1과 그림 7에 표시하는 것처럼 전 모델에 대해서 q_{CEH} 는 q_{CYHB} 와 q_{CFHB} 보다 크다. 그러나, q_{CFHB}/q_{CEH} 와 q_{CYHB}/q_{CEH} 는 전모델에 대해서 각각 0.35, 0.2로써 S의 증가와 함께 약간 감소하는 경향이 있다. 이것은 막의 전단강성을 정밀도 높게 평가하면 S에 관계없이 해석 값이 실험과 잘 일치하는 1.0의 실선에 가까워지는 경향이 있다. 이상의 관점에서 강성막에 의한 전단강성의 평가는 유효폭을 가정하여 고려하는 것은 적절하지 않다는 것을 알 수가 있다.

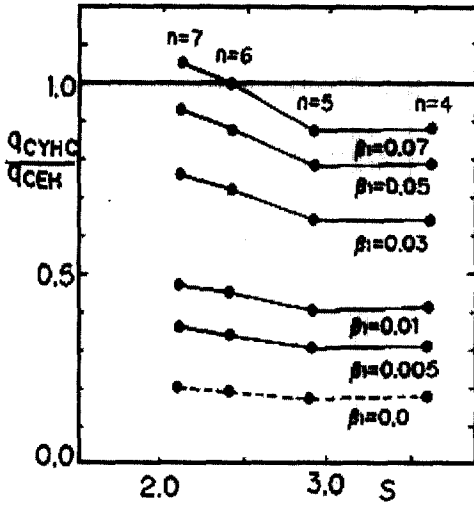


그림 8. β_1 에 따른 좌굴내력의 변화

그림 8은 가정 C의 경우에 있어서 β_1 의 변화에 의한 $q_{CYHC}/q_{CEH}-S$ 의 관계를 보여준다. 첨자 C는 가정 C에 해당한다. 이 그림에서 전단강성은 좌굴내력에 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있다. 그림 6, 그림 7, 그림 8의 결과로부터 프레

임해석에는 강성막의 전단강성을 고려하는 평가방법이 요구되어 연속체치환법에서는 강성분포의 주기성을 고려할 필요성이 있다. 그림 9는 각 시험체의 실험 및 가정 A에 대한 프레임해석에 의한 정점에서의 하중-변위곡선을 표시한다.

그림 10, 그림 11은 비강성막과 강성막의 경우 좌굴직전의 변형분포를 표시한다. 비강성막의 경우 좌굴내력 및 변형모드 공히 잘 일치하고 있다. 상방향변형은 정점주위에서 관찰되었다. 변형분포는 원주방향으로 4파의 모드를 갖는 것을 알 수 있다. 전 시험체에 있어서 좌굴직전 상방향 최대변형분포는 4분의 경선위에서 관찰되었다. 실험에 대한 프레임해석의 좌굴직전 하방향 최대변형분포율은 n 이 4, 5, 6, 7에 대하여 각각 약 56%, 86%, 49%, 49% 였다.

실험에 대한 프레임해석의 좌굴직전 상방향 최대변형 분포율도 n 이 4, 5, 6, 7에 대해 각각 약 72%, 105%, 58%, 73%이다. 그러나, 좌굴하중의 90%에 이르기까지의 하중에서는 프레임해석의 결과와 실험결과는 대단히 잘 일치한다.

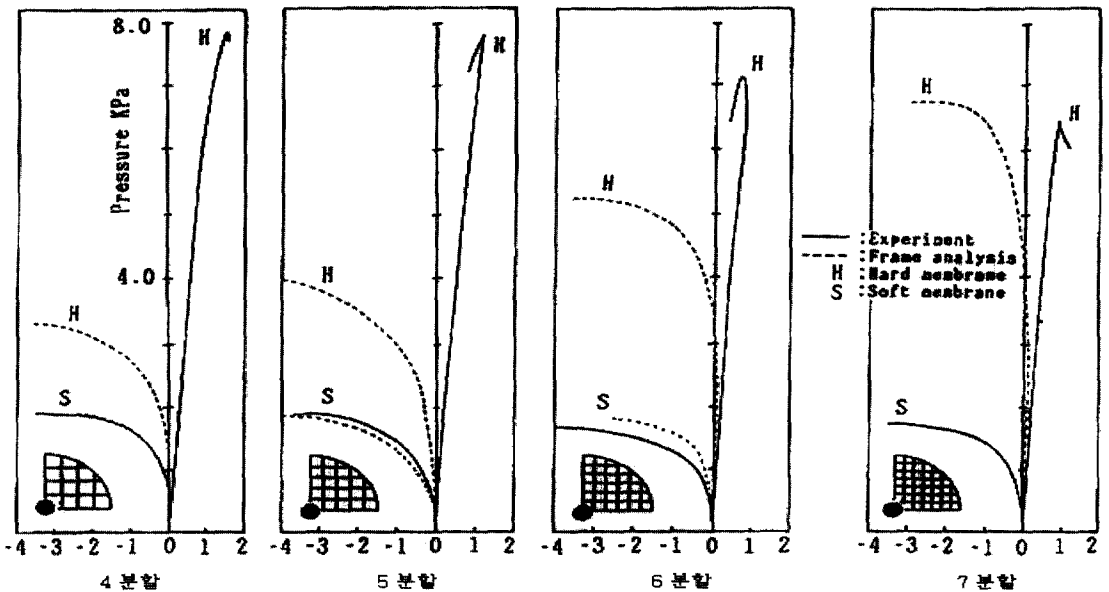


그림 9. 정점에서의 하중 - 변위 관계 그래프

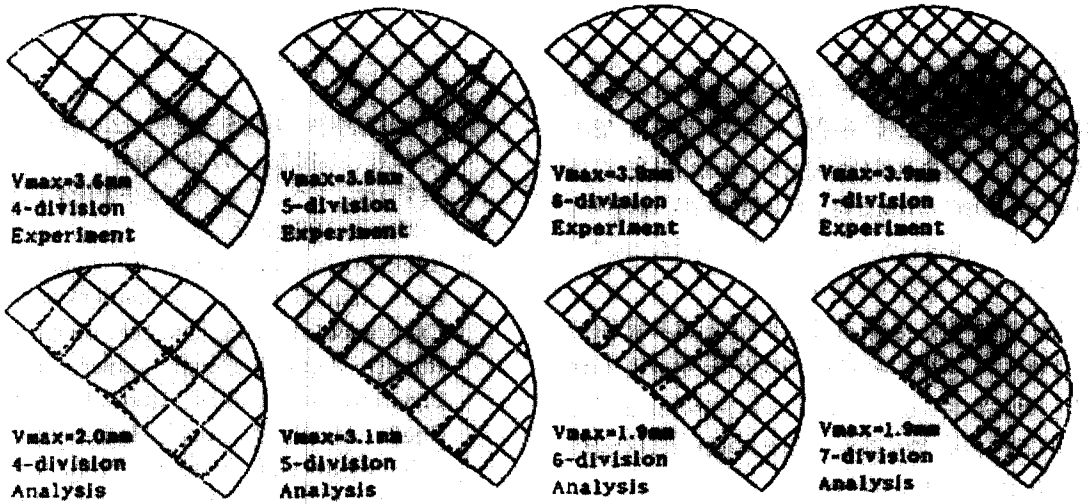


그림 10. 비강성막의 경우, 좌굴직전 변형모드

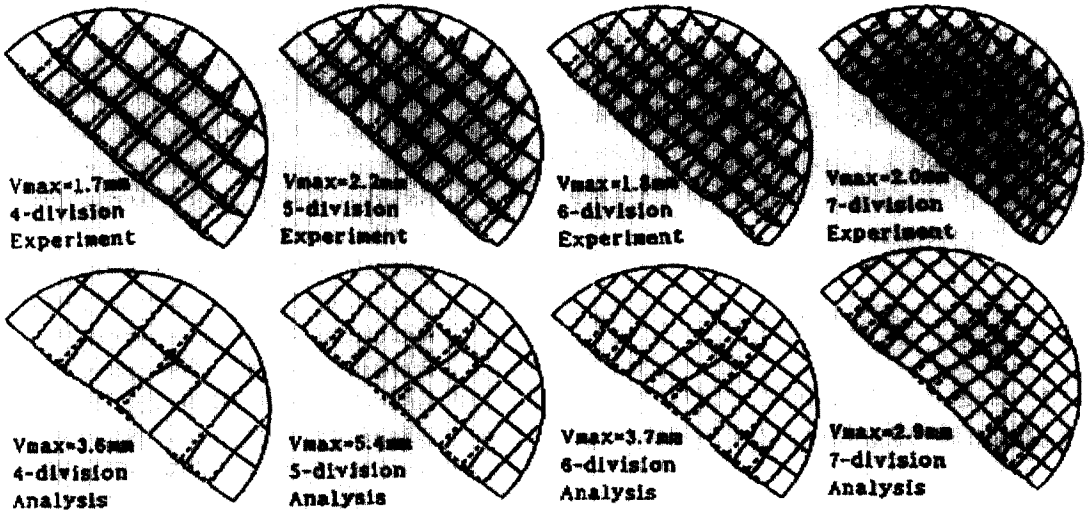


그림 11. 강성막의 경우, 좌굴직전 변형모드

강성막에 대한 실험결과는 네트워크강성의 주기성이 막의 효과에 의해 약화되어 있는 것을 알 수 있다. 변형분포는 주방향으로 8파의 모드를 갖는다. 최대변형점은 경선으로부터 떨어진 위치에서 일어났다. 변형은 전 영역에 있어서 하방향이었다. 그러나, 프레임해석의 결과는 정점에서 상방향의 처짐이 발생하는 등 실험과는 잘 일치하지 않는다. 삼각형네트워크의 경우는 실험과 이론이

잘 일치했다. 사각형네트워크의 경우 일치하지 않는 이유는 강성막의 전단강성 평가가 적절하지 않은 것을 의미한다.

7. 결 론

실험과 이론해석의 결과로부터 다음과 같은 결

론을 얻었다.

(1) 비강성막의 경우 프레임해석의 결과는 좌굴내력과 변형분포에 관해서 실험의 결과와 일치하고 있다. 연속체치환법에서의 좌굴내력은 실험치의 약 60%~70%였다. 이 이유는 본 해석에서 적용한 연속체치환법에는 강성의 주기성의 효과가 고려되어있지 않기 때문이다.

(2) 강성막의 경우 강성막의 강성 효과를 위한 유효폭은 인장강성과 면외 휨강성의 평가에 대해서만 적용될 수 있다. 강성막의 전단강성 효과는 등의 좌굴전에 발생하는 변형에 의한 전단강성의 저하를 고려하면서 평가해야만 한다.

(3) 연속체치환법에서는 강성막의 전단강성을 직접적으로 평가할 수 있다. 프레임해석에서는 좌굴내력 및 변형특성 공히 유효폭의 개념으로서는 강성막의 전단강성을 고려할 수가 없다. 적절한 전단강성의 평가방법이 요구되어진다.

(4) 강성의 주기성은 2방향 네트워크뿐만 아니라 3방향 네트워크에서도 일반적으로 존재하므로 주기적인 강성분포를 갖는 일반적 연속체치환법의 확립이 요망되어진다.

감사의 말

본 연구는 한양대 초대형구조시스템 연구센터 (STRESS)의 협조를 받아 수행된 연구임.

참 고 문 헌

- (1) 日本建築學會, 單層ラチスドームの安定 解析-
その現狀と問題點, 日本建築學會 シェル空間構
造委員會, スペースフレー ム小委員會, 日置興
一郎編集, 1988.8.2
- (2) Yamada, M., Uchiyama, K., Yamada, S.
and Ishikawa T., Theoretical and
Experimental Study on the Buckling of
Rigidly Jointed Single Layer Latticed
Spherical Shells under External Pressure.
Shell, Membrane and Space Frames,
IASS Symposium, Osaka, 1986, Vol. 3,
Elsevier Science Publishers, pp.113-121.
- (3) Yamada M. An Approximation on the
Buckling Analysis of Orthogonally
Stiffened and Framed Spherical Shell.
Shell and Spatial Structure Enginnering,
IASS Symposium, Rio de Janerio,
Pentech Press, 1988, pp. 177-193.
- (4) Uchiyama, K., and Yamada, M Buckling
Orthogonally Stiffened and Framed
Spherical Shells under External Pressure.
op.cit.,pp 220-239.
- (5) Heki K.,Examples of Equivalent Rigidity
of Latticed Plates. Analysis, Design and
Realization of Space Frames, IASS
Buletine. n84/85, 1984,pp96-106.
- (6) 山田大彦 山本博志 鄭煥穆 王麗 "雪荷 重を受け
る單層剛接合ラチスドームの 座屈特性, その2,
ネットワークパタン の影響," 第5回 雪工學シン
ポジウム論 文集, 1989. pp. 123-126.

(접수일자 : 1998년 9월 11일)