단층 래티스돔의 좌굴특성에 관한 설비하중의 영향

An Effect of Equipment-Loading on the Buckling Characteristics of Single-Layer Latticed Domes

정 환 목[1)]
Jung, Hwan-Mok

요 약 : 구형 단층래스티돔은 강성이 강한 반면 외력이 어느 임계치에 도달하면 좌굴에 의해 구조물 전체의 붕괴가 발생할 수 있다. 특히 시공오차에 의해 발생할 수 있는 기하학적 형상부정과 설비시설 등에 의한 집중하중은 구조물의 내력을 감소시키는 주 요인이 될 수 있다. 본 연구에서는 기하학적으로 형상 부정이 없는 완전계 및 불완전계 구형 단층 래티스돔이 설비시설 등에 의해 집중하중을 받을 경우 그 좌굴특성을 검토한다.

ABSTRACT : This study is aimed at investigating the buckling characteristics of single layer latticed domes with triangular network pattern under the partially concentrated equipment loading in the cases of both having a geometrical imperfection and not having.

핵 심 용 어 : 구형, 삼각형 네트워크 패턴, 단층래티스돔, 설비하중, 형상부정, 좌굴특성

KEYWORDS : sphere, triangular network pattern, single-layer latticed dome, equipment loading, geometrical imperfection, buckling characteristics

1. 서 론

최근, 생활수준의 향상과 여가활동의 증가로 체육관, 전시관 등 대공간 구조물에 대한 국민들의 관심이 고조되고 있다.

단층 래티스돔은 대공간 구조시스템의 하나로서 외관상 미적일뿐만 아니라 기능적인 면과 역학적인 면에서도 매우 장점이 많아 세계의 많은 연구자들에게 연구의 대상이 되고 있다[(1)].

단층 래티스돔의 대표적인 네트워크 패턴으로는 3각형, 4각형, 6각형 등이 있으며, 이 외에도 무수히 많은 패턴이 개발되었거나 개발중에 있다. 그 중에서도 삼각형 패턴은 역학적인 면에서 다른 네트워크 패턴 보다 큰 전단강성을 가지는 특징이 있다[(2)].

단층 래티스돔은 경량이면서도 강성이 강한 반면 하중이 일정한 임계치에 도달하면 좌굴 현상 즉 불안정 현상이 발생하기 쉽다.

1) 정회원, (주)대동 기술연구소 책임 연구원, 구립서울산업대학교 겸임교수, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 1997년 12월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

오늘날의 건축물에는 조명, 영상 그리고 음향기기 등과 같은 설비시설의 설치 비중이 과거보다 점점 증가하는 추세이며, 이 설비시설에 의한 하중은 구조물의 좌굴에 매우 중요한 영향을 미칠 것으로 생각되어 진다.

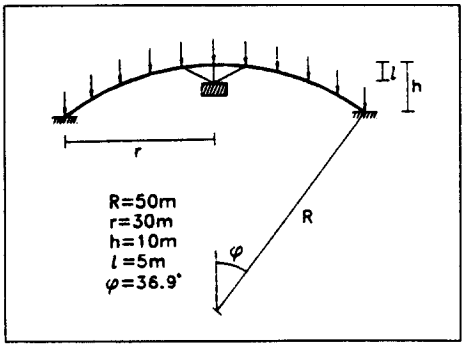
한편 단층 래티스돔 구조물을 설계도면대로 완벽하게 시공을 하기란 거의 불가능하다. 왜냐하면 3차원구조물을 거푸집없이 시공해야 하며, 또한 부재와 부재를 연결하는 절점수가 많은 것 등이 그 이유이다. 이와같이 시공오차에 의해 발생할 수 있는 기하학적 형상부정은 구조물의 내력을 저하시키는 요인이 될 수가 있으므로 구조설계자는 이 점을 충분히 설계에 반영할 필요가 있을 것이다.

이상 본 연구에서는 기하학적으로 형상 부정이 없는 완전계 및 형상 부정이 있는 불완전계 구형 단층래티스돔이 설비시설에 의해 집중하중을 받는 경우 그 좌굴특성을 검토한다.

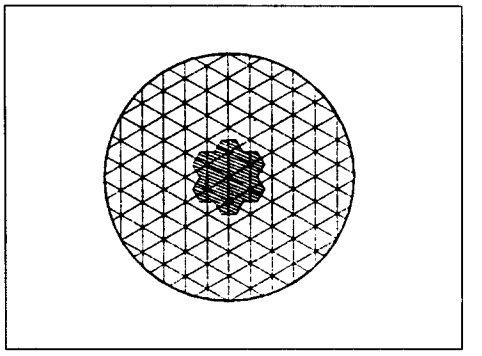
2. 해석모델

2.1 돔의 형상과 설비하중의 모델

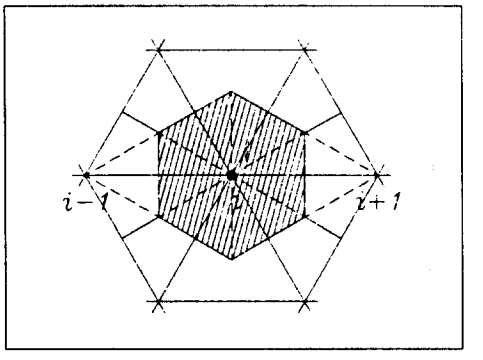
그림 1 은 본 연구의 돔 형상 및 설비하중의 모델이다. 그림 1 의 (a)에서 R, r, h, ι, φ 는 각각 곡률 반경, 바닥면 반경, 돔의 높이, 돔의 정점에서 설비하중 작용점까지의 거리, 반개각이다. 네트워크 분할은 돔의 정점에서 최외곽 경계까지 5분할하였다.



(a) 돔의 형상 및 설비하중 모델



(b) 5분할 네트워크 및 설비하중 작용절점



(c) 절점에 작용하는 환산하중

그림 1. 돔 형상 및 설비하중의 모델

설비하중이 작용하는 절점은 그림 1 (b)에 나타내는 것처럼 돔의 정점을 포함하여 그 주위의 6개 절점으로 한다. 그림 1 (c)는 임의의 i 절점에 작용하는 연직하중 크기를 나타낸다.

설비하중의 크기는 해당 절점에 작용하는 연직하중을 기준량으로 하여 β로 나타낸다. 본 연구에서는 수치해석모델로서 4종류의 β(β=0.25, 0.5, 0.75, 1.0)에 대해 검토한다.

2.2 돔의 형상계수와 해석모델

3차원 공간구조물의 형상계수에 대한 연구는 Forman & Hutchinson[3], Hangai[1] Kollár[4], Yamada[5] 등에 의해 행해져 왔다.

본 연구에서, 형상계수는 구형 래티스 돔의 전체좌굴(overall buckling)과 부재좌굴(member buckling)[5]을 구별하기 위해 Yamada가 제안한 다음의 형상계수 S를 사용한다[5].

$$S=\frac{L}{\sqrt{R}}\left(\frac{K}{D}\right)^{\frac{1}{4}} \quad (1)$$

여기에서 L, K, D는 각각 프레임의 대표적인 부재길이, 면내 축강성, 면외 휨강성을 나타낸다. 표 1은 9개의 해석모델에 대한 제원을 표시하고 있으며, 각 모델은 동일한 단면적을 가지는 강관을 사용하되 강관의 직경과 두께를 조정하여 형상 계수 S의 범위를 될수 있는 한 폭넓게 선정했다.

표 1. 돔의 형상계수와 해석모델

MODEL	∅ (㎜)	t (㎜)	I ($\times10^4$㎜^{4})	i (㎜)	S
D1	600	2.45	20527	237	1.9
D2	500	2.95	14024	197	2.1
D3	400	3.69	9030	157	2.3
D4	300	4.96	5006	117	2.7
D5	250	6.00	3425	97	2.9
D6	200	7.61	2131	76	3.3
D7	150	10.49	1125	55	3.9
D8	125	13.08	730	45	4.3
D9	100	17.81	407	33	5.0

표 1에서 ∅, t, I, i는 각각 강관의 직경, 단면두께, 단면2차모멘트, 단면2차반경이다. 각 부재의 영계수 E는 2.1×10^6kg/㎠, 프와송비 ν는 0.3이다.

2.3 형상 부정의 형태와 크기

서론에서 언급한 바와같이 3차원 구조물인 래티스 돔의 경우, 부재를 연결하는 절점수가 매우 많아 시공오차에 의한 돔의 기하학적 부정형은 무수히 존재할 수 있다. 그러나 일반적으로 완전한 형상을 가지는 돔의 좌굴모드를 부정형으로 선택할 경우가 좌굴내력에 가장 민감한 반응을 나타내는 것으로 알려지고 있다.

그러므로 본 연구에서는 완전계의 좌굴모드를 형상 부정형으로 도입한다.

부정의 진폭 크기를 나타내는 ξ는 가장 부정이 큰 절점의 부정량 Δmax을 대표적인 부재의 단면 2차반경 I_e로서 기준화하여 다음과 같이 나타낸다.

$$\xi=\frac{\Delta_{max}}{i_e} \quad (2)$$

$$i_e=\sqrt{\frac{D}{K}} \quad (3)$$

본 연구에서는 4-종류의 ξ(ξ=0.2, 0.4, 0.8, 1.2)를 해석 예로 도입한다.

부재좌굴을 일으키는 모델의 경우, 형상부정모드를 도입함에 있어서 부재좌굴 모드를 그대로 부정모드로 도입하는 것은 현실성이 없다. 그러므로 본 연구에서는 부재좌굴이 발생하는 모델은 전체좌굴이 발생하는 모델 5 (S=2.9) 의 좌굴모드를 그대로 도입한다.

3. 해석방법

래티스 돔의 이론적 해석방법에는 구조물을 거시적으로 보아 선재로 구성된 네트워크의 등가강성을 구하여 연속체 쉘로서 해석하는 연속체치환법과 부재 개개의 거동을 직접적으로 해석하는 프레임 해석법이 있다. 본 연구의 경우 좌굴내력값의 평가는 이 두 방법을 모두 사용하나, 세부적인 좌굴특성 등은 이산화해석법에 의한 값 등으로 분석되어 진다.

3.1 연속체 치환법

연속체 쉘에서의 좌굴내력의 일반적인 공식은

Klöppel[6], Buchert[7], Write[8], del Pozo[9], Hangai[1], Yamada[10] 등에 의한 것이 있다.

본 연구에서는 Yamada의 좌굴내력식[10]을 적용하고, 네트워크의 등가강성은 Heki식[11]을 이용하여 구한다. 연속체 치환법으로 얻어진 좌굴내력값은 이산화 해석법에 의해 얻어진 좌굴내력값의 기준량으로 사용한다.

3.2 이산화 해석법

이 방법은 돔의 형상이나 프레임의 구성에 관계없이 부재 개개의 거동, 응력 및 좌굴하중등을 정확하게 구할 수 있다. 본 연구에서는 그 수단으로 기하학적 비선형성을 고려하는 유한요소법을 사용한다. 기하학적 비선형 문제의 해는 변위증분법(incremental method)을 적용하여 구한다. 각 증분단계에서 변위에 따른 하중을 도출할 때 설비하중은 각 단계마다 연직하중과 보정하여 적용한다.

한편 변위증분의 각 단계에서 강성행렬의 행렬식을 검토하여 좌굴을 판정하며, 좌굴모드는 이 좌굴한 분기점에서 고유치해석을 행하여 고유벡트로부터 좌굴모드를 구한다.

절점은 강접합으로 가정하며, 돔의 경계점에서는 변위 및 회전을 완전 구속한다. 래티스돔 고유의 좌굴인 부재좌굴[5]을 검토하기 위하여, 1부재를 2요소로서 모델링하여 해석한다. 해석 범위는 네트워크의 대칭조건과 계산기용량 등을 감안하여 돔 지붕 전체의 1/6영역으로 한다.

계산기는 경북대학교의 워크스테이션을 이용했으며, 선형화한 대수방정식 및 고유치 해석은 IMSL의 double precision library인 LEQIF와 EIGRS를 이용했다.

4. 해석결과 및 고찰

4.1 완전계 단층 래티스돔

4.1.1 좌굴내력 평가

표 2는 완전계 돔에 있어서 설비하중의 크기에 따른 각 모델의 좌굴내력을 나타낸다. q_{cs}와 qcf는 각각 연속체 치환법과 이산화 해석법에 의한 좌굴내력값이다. α는 q_{cs}에 대한 q_{cf}의 비이고, γ는 설비하중을 고려한 qcf의 값을 설비하중을 고려하지 않은 경우($\beta=0.0$)의 q_{cf}에 대한 값으로 기준화하여 나타낸 값이다.

당연히 예상되는 결과이지만, 각 모델 공히 설비하중의 크기를 나타내는 β가 증가할수록 qcf의 값은 감소하는 경향을 나타내며, 그 상세한 특성은 그림으로서 검토하고자 한다.

그림 2는 표 2의 결과로부터 α-S 관계곡선을 나타낸다. 그림 2에서의 점선은 Yamada에 의해 제안된 좌굴내력곡선[12]을 나타내며, $\alpha=1.0$은 강접합인 경우의 전체좌굴을 나타내고, $\alpha=\alpha 1$ 은 핀접합인 경우의 전체좌굴을 나타내고, $\alpha=\alpha m$ 은 부재좌굴을 나타낸다[12].

그림 2에서 보여지는 바와 같이 $S\leq 2.9$인 경우 좌굴내력값은 β가 증가하면서 급속하게 감소한다. $S>2.9$인 경우에는 그 감소경향이 둔화되고 있다.

한편 $S=1.9$이고, $\beta=0.25$와 $\beta=0.50$인 경우의 좌굴내력값은 $\beta=0$의 경우보다 약간 상회하고 있다. 이러한 결과가 발생한 이유중의 하나는 S가 작은 모델의 경우는 S가 큰 모델보다 면외 휨강성이 크므로 돔중앙에 작용하는 어느 정도까지의 설비하중에는 좌굴의 영향을 받지 않거나, 오히려 좌굴에 대해 유리하게 작용하기 때문으로 판단된다. 그러나 설비하중의 크기가 어느 한계를 넘어서면 갑자기 좌굴내력이 감소하는 것을 알 수 있다. 즉 $S=1.9$에 대한 $\beta=0.75$, $\beta=1.00$의 경우에는 좌굴내력값이 급격히 감소하고 있다.

그림 3은 표 2의 결과로 부터 γ-S 관계 곡선을 나타낸 것이다. 그림에서 보여지는 바와 같이 좌굴내력에 대한 설비하중의 영향은 $2.3\leq S\leq 2.9$의 범위에서 현저히 큰 것을 나타내고 있다.

특히 좌굴내력에 대한 설비하중의 영향은 모델

표 2. 완전계 돔의 좌굴내력 (t/m²)

MODEL		D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9
SHAPE PARAMETER		S=1.9	S=2.1	S=2.3	S=2.7	S=2.9	S=3.3	S=3.9	S=4.3	S=5.0
q_{cs}		5.16	4.30	3.42	2.55	2.11	1.66	1.21	0.97	0.73
$\beta=0.00$	q_{cf}	5.95	5.12	3.86	2.75	2.30	1.65	0.93	0.62	0.33
	α	1.15	1.19	1.13	1.08	1.09	0.99	0.77	0.64	0.45
	γ	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
$\beta=0.25$	q_{cf}	6.05	5.10	3.08	2.21	1.85	1.36	0.79	0.50	0.28
	α	1.17	1.19	0.90	0.87	0.88	0.82	0.65	0.52	0.38
	γ	1.02	1.00	0.80	0.80	0.80	0.82	0.85	0.81	0.85
$\beta=0.50$	q_{cf}	6.01	3.26	2.26	1.69	1.41	1.09	0.64	0.41	0.23
	α	1.16	0.76	0.66	0.66	0.67	0.66	0.53	0.42	0.32
	γ	1.01	0.64	0.59	0.61	0.61	0.66	0.69	0.66	0.70
$\beta=0.75$	q_{cf}	3.52	2.43	1.80	1.37	1.20	0.96	0.57	0.40	0.23
	α	0.68	0.57	0.53	0.54	0.57	0.58	0.47	0.41	0.32
	γ	0.59	0.47	0.47	0.50	0.52	0.58	0.61	0.65	0.70
$\beta=1.00$	q_{cf}	2.94	2.00	1.54	1.13	0.98	0.84	0.57	0.39	0.19
	α	0.57	0.47	0.45	0.44	0.46	0.51	0.47	0.40	0.26
	γ	0.49	0.39	0.40	0.41	0.43	0.51	0.61	0.63	0.58

3 (S=2.3)의 $\beta=0.5$, 0.75, 1.0인 경우 매우 크며, 좌굴내력의 저하율은 $\beta=0.0$의 경우와 비교하여 각각 약 59%, 47%, 40% 이다. 다른 한편으로 S<2.1 혹은 S>3.3인 경우의 모델에서는 좌굴내력에 미치는 설비하중의 영향이 2.3≤S<2.9 모델보다 둔감한 것을 알 수 있다.

위의 결과로부터 형상계수 S가 매우 커거나 매우 작은 돔의 경우보다도 적정한 S의 값을 가지는 돔의 경우가 역학적인 면, 즉 좌굴내력면에서 유리하다는 것 알 수 있다. 그러나 이 경우에는 좌굴특성에 미치는 설비하중의 영향이 매우 민감하므로 설계시 설계하중의 영향을 엄밀하게 고려할 필요가 있음을 나타내어 주고 있다.

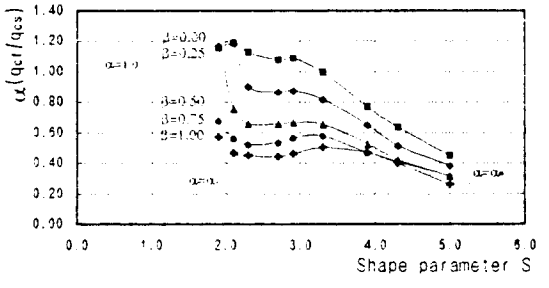


그림 2. α-S 관계곡선

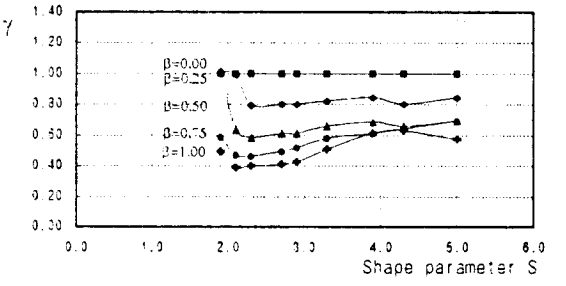


그림 3. γ-S 관계곡선

4.1.2 좌굴모드, 변형모드, 축력분포

그림 4는 S=1.9 , S=2.7 , S=4.3 인 모델의 경우 연직방향의 좌굴모드와 좌굴직전 변형모드 및 축력 분포 크기를 각각 나타낸다.

그림에서 점선은 재하전의 돔의 형상을 나타내고 원표시는 각각 좌굴점, 최대변위점, 최대축력이 작용하는 부재를 표시한다.

S=1.9인 모델에서 $\beta \leq 0.5$ 인 경우의 좌굴모드는 전체좌굴로서 $\beta=0.0$인 경우의 좌굴모드와 거의 유사하다. $\beta \geq 0.75$인 경우의 좌굴모드는 이와는 완전히 다르게 돔의 정점을 중심으로하여 국부좌굴 형태로서 좌굴이 발생한다.

S=2.7의 모델에서는 β값에 관계없이 정점에서 국부좌굴 형태로 좌굴이 발생하며, 좌굴모드는 $\beta=0$에 대한 좌굴모드와 거의 유사하다.

S=4.3의 모델에서는 β값에 관계없이 전부 부재좌굴이 발생하고 있다. 특히 돔의 정점에 작용하는 설비하중의 증가에도 불구하고 돔의 정점에서 좌굴이 발생하지 않고 임의의 부재에서 부재좌굴이 발생한 것은 3차원 구조물인 래티스 돔은 기하학적 형상 그 자체가 좌굴특성에 많은 영향을 미치고 있음을 간접 시사하는 결과로 볼 수 있다.

그림에서 보여지는 바와 같이 각 모델 공히 최대변위는 좌굴절점 또는 그 부근에서 발생하고 있는 것을 알 수 있다. 이 결과는 좌굴직전의 변형모드가 좌굴모드에 많은 영향을 주고 있음을 간접적으로 시사하고 있어 실제구조물의 안전성 검토 및 유지관리 측면에서 매우 중요한 자료가 될 것으로 사료된다.

최대축력은 전모델 공히 돔의 하부 경계부근의 짧은 부재에서 발생한다.

위의 결과로 부터 설비하중이 고려된 모델의 좌굴모드, 변형모드, 축력분포는 형상계수 S, 설비하중의 크기에 직접적으로 관계가 있으며, 또한 좌굴내력에도 상당한 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 설비하중을 돔의 정점에 집중하중으로 작용시켰음에도 불구하고, 경계를 제외하고는 거의 균등한 축력 분포를 가진다.

4.2 불완전계 단층 래티스돔

여기서 불완전계란 돔이 기하학적으로 초기형상부정을 가진다는 것을 의미한다.

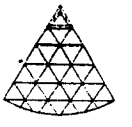
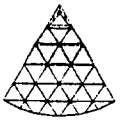
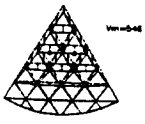
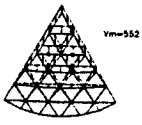
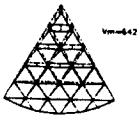
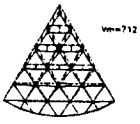
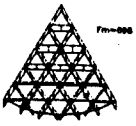
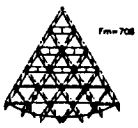
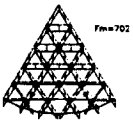
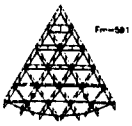
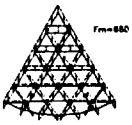
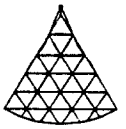
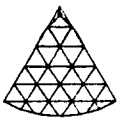
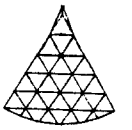
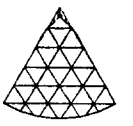
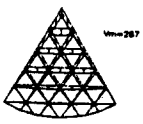
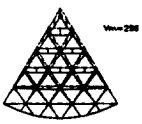
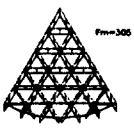
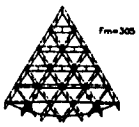
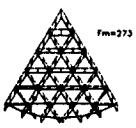
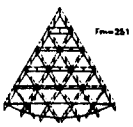
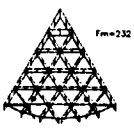
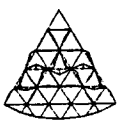
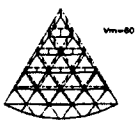
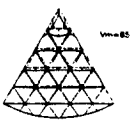
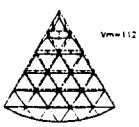
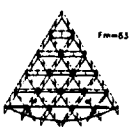
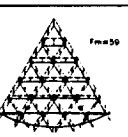
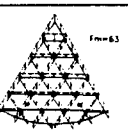
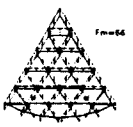
4.2.1 좌굴내력의 평가

표 3은 형상부정을 갖는 각 모델에 있어서 설비하중에 대한 좌굴내력의 크기를 나타낸다. 표에서 ξ는 부정의 진폭크기이며, q_{imp} 는 이산화 해석법에 의해 구한 형상부정을 가지는 모델의 좌굴내력값이다. λ_c 는 q_{imp} 를 q_{cs} 로 나눈값이다. 그 외의 기호표기법은 표 2와 동일하다. 표 3. 에서 나타낸 값은 그림 5와 그림 6으로 정리하여 검토한다.

그림 5. 는 $\beta=0.0 \sim 1.0$ 에 대한 α - S 관계곡선을 나타낸다. 그림에서 점선은 그림 2의 점선과 동일한 의미를 가진다. 그림에서 알 수 있는 바와같이 돔의 좌굴내력에 미치는 형상부정의 영향은 돔의 형상계수 S가 작은 범위에서 매우 크게 나타남을 알 수 있다. 형상부정의 진폭크기 ξ의 증가와 함께 좌굴내력은 각 모델 공히 감소하는 경향을 나타내고 있으나, 그 감소경향은 β 에 따라서 다소 차이가 있다.

다시말하면 각 모델에 있어서 좌굴내력의 감소경향은 설비하중에 의해 크게 좌우되는 것을 알 수 있으며, 좌굴내력 그 자체는 설비하중 뿐만 아니라 형상초기부정에 의해서도 매우 큰 영향을 받고 있슴을 알 수 있다. 특히 S=2.9 모델에 있어서 $\beta=1.0$, $\xi=1.2$ 인 경우 불완전계 래티스돔의 좌굴내력값은 설비하중을 고려하지 않은 완전계 돔 좌굴내력값의 18% 에 지나지 않는다.

그림 6은 $\beta=0.0 \sim 1.0$에 대한 λ_c - ξ관계곡선식을 나타낸다. 그림중의 λ_c 는 형상부정을 고려한 불완전계돔의 좌굴내력값을 완전계돔의 좌굴내력값으로 기준화하여 나타낸 값이며, 그림 중의 식은 Hutchinson(3)에 의해 주어진 곡선식을 적용하여 구한 것으로 대표적 모델에 대한 형상부정에 의한 좌굴내력의 저하곡선식이다.

SHAPE PARAMETER	NODE	β =0.00	β =0.25	β =0.50	β =0.75	β =1.00
S=1.9	B					
	D					
	F					
S=2.7	B					
	D					
	F					
S=4.3	B					
	D					
	F					

B : 좌굴 모드 D : 변형 모드 F : 축력 모드

그림 4. 좌굴, 변형, 축력 모드

표 3. 불완전계 돔의 좌굴내력 (t/m²)

Size of equip. load		β=0.00			β=0.25			β=0.50			β=0.75			β=1.00		
MODEL (S)		D1 (1.9)	D4 (2.7)	D8 (4.3)	D1 (1.9)	D4 (2.7)	D8 (4.3)	D1 (1.9)	D4 (2.7)	D8 (4.3)	D1 (1.9)	D4 (2.7)	D8 (4.3)	D1 (1.9)	D4 (2.7)	D8 (4.3)
qcs		5.16	2.55	0.97	5.16	2.55	0.97	5.16	2.55	0.97	5.16	2.55	0.97	5.16	2.55	0.97
ξ=0.0	q_{cf}	5.95	2.75	0.62	6.05	2.21	0.50	6.01	1.69	0.41	3.52	1.37	0.40	2.94	1.13	0.39
	α	1.15	1.08	0.64	1.17	0.87	0.52	1.16	0.66	0.42	0.68	0.54	0.41	0.57	0.44	0.40
	γ	1.00	1.00	1.00	1.02	0.80	0.81	1.01	0.61	0.66	0.59	0.50	0.65	0.49	0.41	0.63
ξ=0.2	q_{imp}	4.73	2.20	0.54	4.74	1.75	0.45	4.76	1.41	0.38	2.58	1.15	0.31	2.16	0.97	0.26
	λ_c	0.80	0.80	0.87	0.78	0.79	0.90	0.79	0.83	0.93	0.73	0.84	0.76	0.73	0.86	0.67
	α	0.92	0.86	0.56	0.92	0.69	0.46	0.92	0.55	0.39	0.50	0.45	0.32	0.42	0.83	0.27
	γ	1.00	1.00	1.00	1.00	0.80	0.73	1.01	0.64	0.61	0.55	0.52	0.50	0.47	0.44	0.42
ξ=0.4	q_{imp}	4.09	1.84	0.51	4.11	1.46	0.41	4.12	1.19	0.34	2.25	0.99	0.29	1.93	0.83	0.25
	λc	0.69	0.67	0.82	0.68	0.66	0.82	0.69	0.70	0.83	0.64	0.72	0.73	0.66	0.73	0.64
	α	0.79	0.72	0.53	0.80	0.57	0.42	0.80	0.47	0.35	0.44	0.39	0.30	0.37	0.33	0.26
	γ	1.00	1.00	1.00	1.00	0.79	0.71	1.01	0.65	0.59	0.55	0.54	0.50	0.47	0.45	0.43
ξ=0.8	q_{imp}	3.32	1.38	0.47	3.34	1.10	0.37	3.35	0.92	0.33	1.88	0.79	0.28	1.63	0.68	0.25
	λc	0.56	0.50	0.76	0.55	0.50	0.74	0.56	0.54	0.80	0.53	0.58	0.70	0.55	0.60	0.64
	α	0.64	0.54	0.48	0.65	0.43	0.38	0.65	0.36	0.34	0.36	0.31	0.29	0.32	0.27	0.26
	γ	1.00	1.00	1.00	1.01	0.80	0.67	1.01	0.67	0.60	0.57	0.57	0.51	0.49	0.49	0.45
ξ=1.2	q_{imp}	2.88	1.27	0.41	2.91	0.90	0.33	2.92	0.79	0.30	1.59	0.64	0.25	1.37	0.55	0.23
	λc	0.48	0.49	0.66	0.48	0.41	0.66	0.49	0.44	0.73	0.45	0.47	0.63	0.47	0.49	0.59
	α	0.56	0.50	0.42	0.56	0.35	0.34	0.75	0.29	0.31	0.31	0.25	0.26	0.27	0.22	0.24
	γ	1.00	1.00	1.00	1.01	0.71	0.63	1.01	0.59	0.58	0.55	0.50	0.48	0.48	0.43	0.44

설비하중이 작용하지 않을 경우 ξ 의 크기에 관계없이 전체좌굴이 발생하는 S=2.7, 1.9 에서 좌굴내력이 크게 저하하고 있으며, ξ=0.8에서 완전계돔 좌굴내력의 약 50% 정도로 저하하고 있다. 한편 부재좌굴이 발생하는 S=4.3의 영역에서는 그 저하율이 둔감하며 ξ=0.8에서 완전계돔 좌굴내력의 약 75% 정도이다. 설비하중의 크기 β 가 증가함에 따라 S에 따른 좌굴내력의 저하율 곡선은 ξ 에 따라 다소 상이한 경향을 나타내고 있다. 특히 설비하중이 커짐에 따라 부재좌굴이 발생하는 S 가 큰 영역(S=4.3)에서도 좌굴내력에 미치는 형상부정의 영향이 매우 민감하게 나타나는 것에 주목해야 한다.

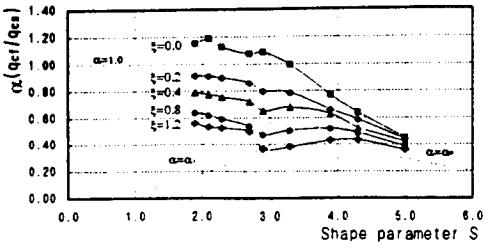
4.2.2 좌굴모드

형상 초기 부정을 갖는 단층 래티스돔의 좌굴모드는 부정의 진폭 크기와 관계없이 완전계돔의 좌굴모드와 유사한 결과를 얻었다. 그 이유는 좌굴내력에 가장 큰 영향을 미치는 것으로 평가된 완전계돔의 좌굴모드로서 그 부정형을 도입했기 때문이다.

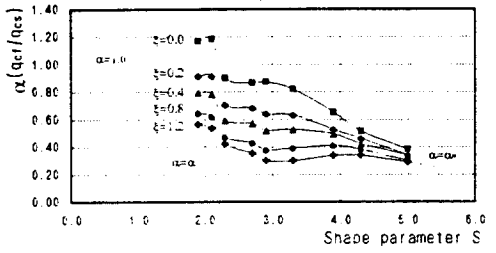
5. 결 론

본 연구에서는 완전계 단층 단층래티스 돔 및 실제구조물의 시공시 거의 피할 수 없는 기하학적 형상부정을 갖는 불완전계 단층래티스 돔의 좌굴내력에 미치는 설비하중의 영향을 검토했다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

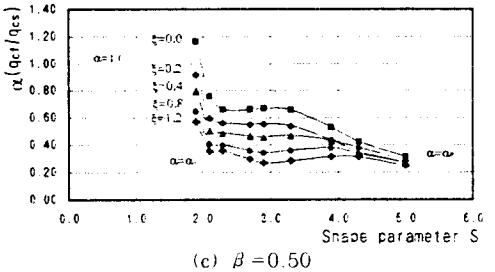
1. 설비하중의 크기가 작은 영역에서는 부재좌굴이 발생하는 S 가 큰 모델에서 보다도 전체좌굴이 발생하는 S 가 작은 모델에서 좌굴내력에



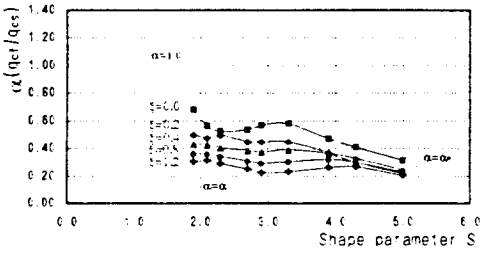
(a) $\beta = 0.00$



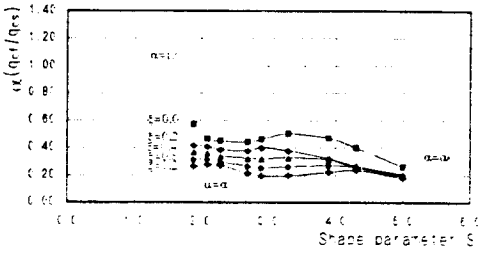
(b) $\beta = 0.25$



(c) $\beta = 0.50$

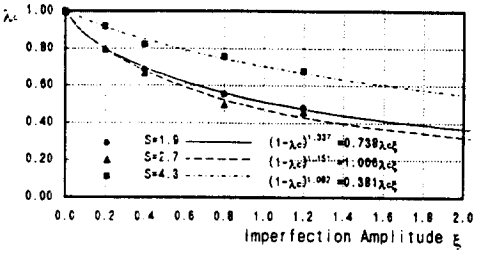


(d) $\beta = 0.75$

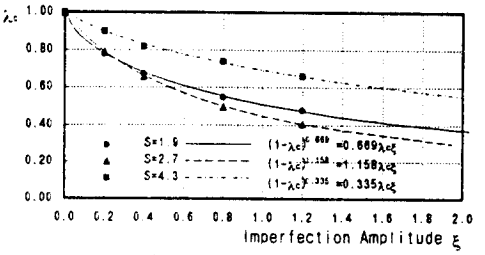


(e) $\beta = 1.00$

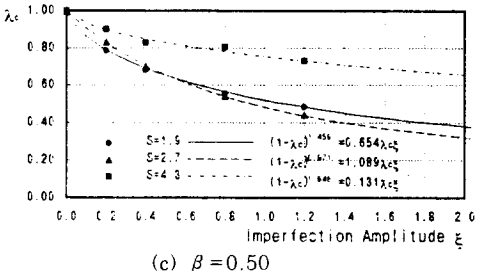
그림 5. α - S 관계곡선



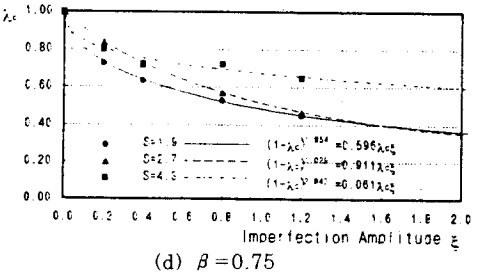
(a) $\beta = 0.00$



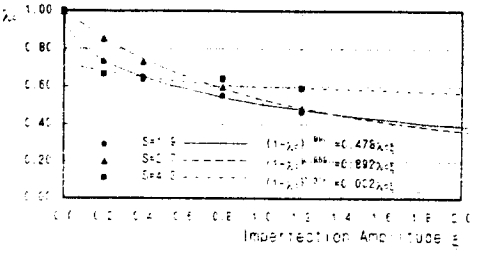
(b) $\beta = 0.25$



(c) $\beta = 0.50$



(d) $\beta = 0.75$



(e) $\beta = 1.00$

그림 6. λc - ξ 관계곡선

미치는 형상부정의 영향이 크다.

2. 설비하중의 크기가 큰 영역에서는 S 의 범위에 관계없이 좌굴내력에 미치는 형상부정의 영향이 크다.

3. 실제구조물로서 내력상 유리한 돔의 형상계수값은 S 가 작은 범위이며, 이 경우 설비하중 및 형상부정에 의한 좌굴내력의 저하경향이 현저함으로 설계시 반드시 이 두 요소의 영향을 고려해야 할 것이다.

마지막으로 본 연구에서 얻어진 자료는 이 구조물에 대한 설계규준 및 지침서 작성시 기초자료로 활용되기를 희망하며, 본 연구를 수행하는데 있어서 연구비를 지원해주신 한양대학교 초대형 구조시스템 연구센터(STRESS) 관계자 여러분께 깊이 감사 드립니다.

참 고 문 헌

(1) Architectural Institute of Japan, STABILITY OF SINGLE LAYER LATTICED DOMES STATE-OF-THE-ART, edited by Heki. K., August, 1989,pp.191-254.

(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, Proceedings of the IASS Symposium on Membrane Structures and Space Frames, Osaka, September, 1986, vol. 3, SHELLS, MEMBRANES and SPACE STRUCTURE, Elsevier, Tokyo, Japan, 1986, pp.113-120.

(3) Forman S. E. and Hutchinson J. W. : Buckling of Reticulated Shell Structures, International Journal Solids and Structures, vol. 6, 1970, pp.909-932.

(4) Kollar L. and Dulacska E. : Buckling of Shells for Engineers, John Wiley & Sons, chichester, 1984.

(5) Yamada M. and Ishikawa T. : Buckling of Rigidly Jointed Single Layer Latticed Spherical Shells under External Pressure, Proceedings of the International Colloquium on Space Structures for Sports Buildings, Beijing, October, 1987, SPACE STRUCTURES FOR SPORTS BUILDINGS, Elsevier, London, U.K., 1987, pp.353-360.

(6) Klöppel K., Beitrag zum Durchschlag Problem dünn wandiger versteifter und unversteifter Kugelschalen für voll und halbseitige Belastung, Der Stahlbau, vol. 25, no 3, 1956, pp.49-60

(7) K. P. Buchert, Buckling of Spherical shells under External Pressure Combination of ECCS Manual and SSRC Guide, ASCE, 1977, pp.310-315.

(8) Write D. T., Membrane Forces and Buckling in Reticulated Shells, Journal of the Structural Division, ASCE, vol. 91, No. ST1, Proc. Paper 4224, Feb, 1965, pp.173-201

(9) del Pozo F. and del Pozo V. F., Buckling of Ribbed spherical shells, Proceedings, IASS Congress, Madrid, 1979, pp. 1199-1222.

(10) Yamada M., An Approximation on the Buckling Analysis of Orthogonal Stiffened and Framed Spherical Shell, Shell and Spatial Structure Engineering, IASS Symposium, Rio de Janeiro, Pentech Press, 1988, pp.177-193.

(11) Heki K., On the Effective Rigidities of Lattice Plates, RECENT RESEARCHES OF STRUCTURAL MECHANICS, Contributions in Honour of the 60th Birthday of Prof. Tsubio, Unosheten, Tokyo, 4. 1968, pp.31-46

(12) M. Yamada, Wang Li, A. Yamamoto, Buckling of Single-Layer Latticed Domes with Triangular Network, Processing of the Third Summer Colloquium on Shell and Spatial Structures, August, 1990.

(접수일자 : 1997. 12. 3)