

単層スペースフレームの構造挙動 (その2)

——単層ドームとR.C.ドームの破壊挙動の比較——

Structural Behaviours of Single-Layer Frames (Parts 2)

——Comparison of Failure Mechanisms of Single-Layer Domes and R.C. Domes——

半 谷 裕 彦*・高 山 誠**・大 矢 俊 治*
Yasuhiko HANGAI, Makoto TAKAYAMA and Syunji OHYA

1. は じ め に

スペースフレームの持つ顕著な特徴として、繰り返しパターンによる規則的な部材構成があり、この性質を利用した解析法として、有効剛性を用いる連続体置換法がある。(その1)において、単層スペースフレームに生じる3種類の座屈に対し、連続体置換法に基づく座屈荷重評価式を定式化したり、部材を立体的に構成するスペースフレームは、本来、離散系構造システムであるから、連続体シェルとは異なった性質を有している。1節点に生じる飛移座屈はその具体例である。そこで、本論文では、単層スペースフレームドーム(SF-Model)と鉄筋コンクリートドーム(RC-Model)の座屈荷重と破壊荷重を求め、(その1)で定式化した評価式と比較するとともに、SF-ModelとRC-Modelの挙動の差を調査する。

2. モデルと荷重

図-1にSF-Modelの形状と部材配置を示す。部材数お

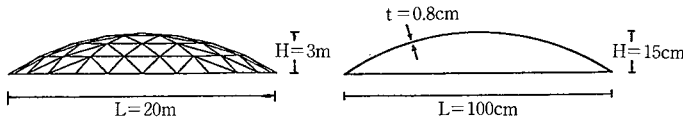


図-1 単層スペースフレームドーム

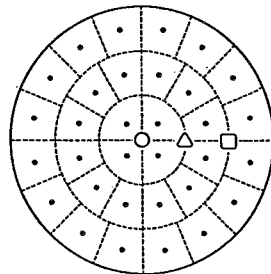


図-2 鉄筋コンクリートドーム

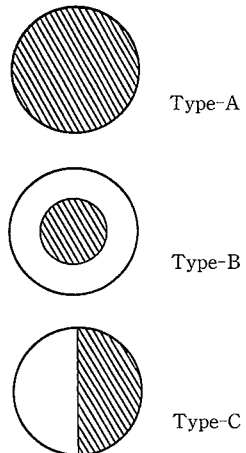


図-3 荷重分布

表-1 コンクリートの材料性状

	F_c (kgf/cm ²)	E (kgf/cm ² , ×10 ⁸)	ν
RC-A	227.8	1.67	0.187
RC-B	196.4	1.55	0.197
RC-C	244.2	2.28	0.267

よび節点数は156および61である。部材は外径89.1mm、厚さ4.2mmの鋼製パイプで、平均部材長： $l=288$ cm、断面積： $A=11.2$ cm²、断面2次モーメント： $I=101$ cm⁴である。全体形状については、曲率半径： $R=18.2$ m、スパン： $L=20$ m、ライズ： $H=3$ mで、ライズ・スパン比は0.15である。

図-2にRC-Modelの形状を示す。曲率半径： $R=90.8$ cm、スパン： $L=100$ cm、ライズ： $H=15$ cm、シェル厚： $t=0.8$ cmで、ライズ・スパン比はSF-Modelと同一の0.15である。鉄筋は単層配筋で、直径0.115cm、コンクリート体積に対する鉄筋の体積は0.88%となっている。コンクリートの材料性状を表-1に示す。図中、 F_c 、 E 、 ν は、圧縮強度、ヤング率、ポアソン比で、A～Cは次に

*東京大学生産技術研究所 第5部

**金沢工業大学工学部

研究速報

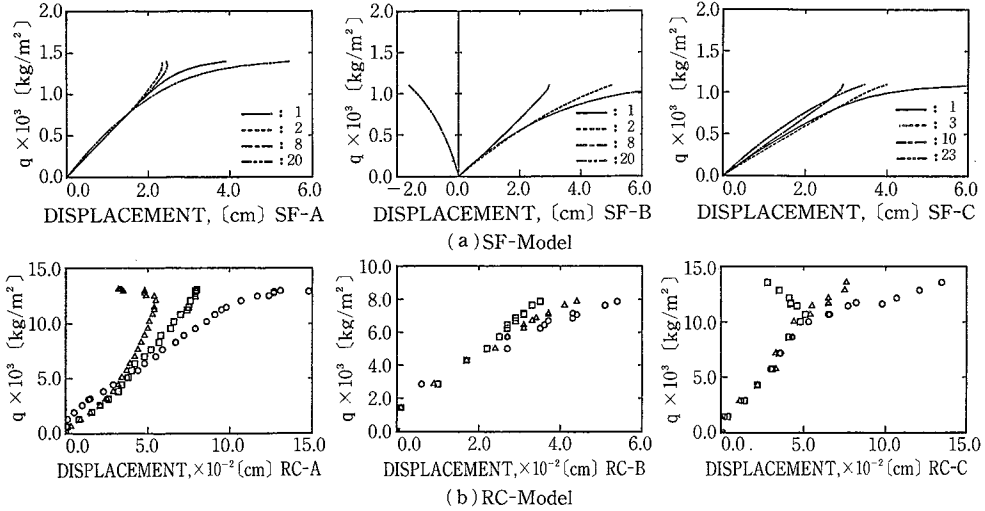


図-4 荷重・鉛直方向変位曲線

述べる荷重分布に対応している。

図-3に本論文で採用した3種類の荷重分布を示す。Type A, B, Cは、それぞれ、一様全面載荷、中央部載荷、片側載荷を示す。SF-Modelでは各節点に、RC-Modelでは図-2に示す黒点に、支配面積に応じて鉛直方向に載荷している。

3. 荷重・変位曲線と座屈前挙動

座屈あるいは破壊前の変位と応力分布の非線形挙動、および、座屈荷重と破壊荷重を評価するため、SF-Modelでは立体剛接骨組としての幾何学的非線形解析を、また、RC-Modelでは載荷実験を実施した。図-4に得られた荷重・鉛直変位曲線を、図-5に変位分布の進展の様子を示す。図-4(a)の各曲線の番号は図-2の節点番号に、図-4(b)の各記号は図-2に示す記号の位置に対応している。図-4において、Type-AおよびType-Cの荷重分布に対してはSF-ModelとRC-Modelでは似たような挙動を示している。しかし、Type-Bの荷重分布に対しては、SF-Modelの境界近傍の節点は荷重方向と逆方向に変位が進行しているのに対し、RC-Modelでは同じ方向となっている。これらの挙動は図-5に明瞭である。SF-AとRC-Aの変位分布を詳細に比較すると、SF-Aでは境界近傍の節点変位が大きく、RC-Aでは、中央部の反転する変位モードが顕著である。

表-2、表-3は一様全面荷重を増大していった場合の軸力および面内合応力の変化を調べたもので、下欄の値は250kg/m²および2.5tonに対応する値を基準に求めたものである。SF-Model(表-2)の場合、境界近傍の部材である部材43と91の変化が大きく、線形挙動の5.99/

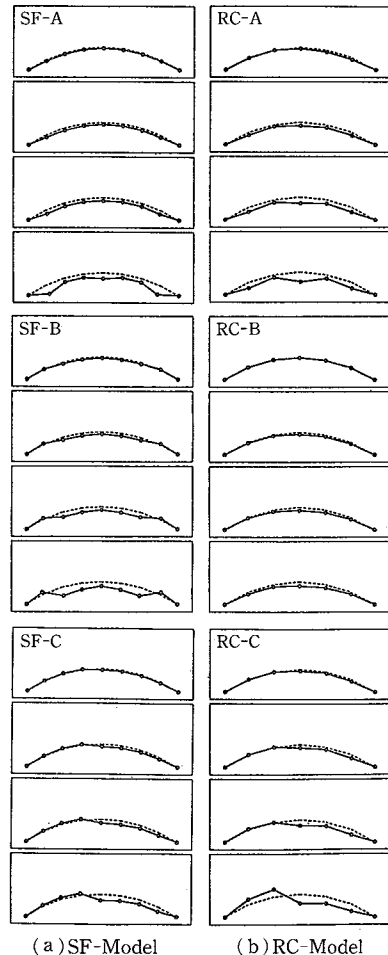


図-5 変位モードの進展

表-2 荷重増加による軸力の変化

Load (kg/m ²)	Axial Force × 10 ⁴ (kg)						
	1	13	43	91	7	31	73
250	-0.531	-0.681	-0.627	-0.398	-0.536	-0.505	-0.292
	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
750	-1.596	-2.049	-1.968	-1.277	-1.596	-1.566	-0.845
	3.01	3.01	3.14	3.21	2.98	3.10	2.89
1250	-2.772	-3.423	-3.756	-2.476	-2.513	-2.717	-1.183
	5.22	5.03	5.99	6.22	4.69	5.38	4.05

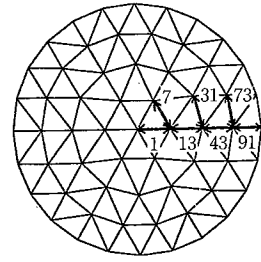
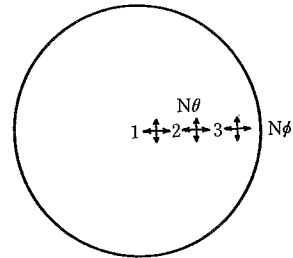


表-3 荷重増加による面内合応力の変化

Load (ton)	Stress Resultan (kg/cm)					
	1		2		3	
	Nφ	Nθ	Nφ	Nθ	Nφ	Nθ
2.5	-13.4	-11.5	-8.31	-12.1	-1.52	-0.35
3.18 × 10 ³ kg/m ²	1.0	1.0	1.0	1.0	—	—
5.0	-28.1	-23.5	-19.2	-27.6	-7.55	-10.8
6.37 × 10 ³ kg/m ²	2.1	2.0	2.3	2.3	1.0	1.0
7.5	-43.0	-39.7	-84.7	-52.3	-13.5	-20.7
9.55 × 10 ³ kg/m ²	3.2	3.45	10.2	4.32	1.8	1.9
10.0	-62.6	-65.8	—	—	-17.0	-23.5
12.7 × 10 ³ kg/m ²	4.7	5.7	—	—	2.25	2.2



5.0 ÷ 1.2倍および6.22/5.0 = 1.24倍となっている。一方、RC-Model (表-3) では、中央部に近い点2において、10.2/3.0 ÷ 3.4倍となっている。このことは、前述した変位分布の進展の挙動を裏付けるものである。母線方向と緯線方向の非線形性の程度を比較すると、母線方向が大きめになっている。これらの非線形性の程度を示す倍率は、たとえば、スペースフレームの部材座屈荷重を評価する場合に重要な量となる。

図-6に破壊後のひびわれパターンを示す。一様全面載荷 (Type-A) の荷重分布に対しては、境界から中央部に至る広い範囲にひびわれが生じているが、中央部載荷 (Type-B) の場合には境界近傍のみに生じている。Type-Bの周方向ひびわれは、図-5のSF-Bの変位モードに対応している。

4. 座屈荷重と破壊荷重

表-4にSF-Modelの座屈荷重を、表-5にRC-Modelの破壊荷重を示す。

表-4 SF-Modelの座屈荷重

	P (ton)	Ratio	q _{cr} (kgf/m ²)	Ratio
SF-A	479	1.0	1400	1.0
SF-B	194	0.40	1100	0.78
SF-C	214	0.44	1050	0.75

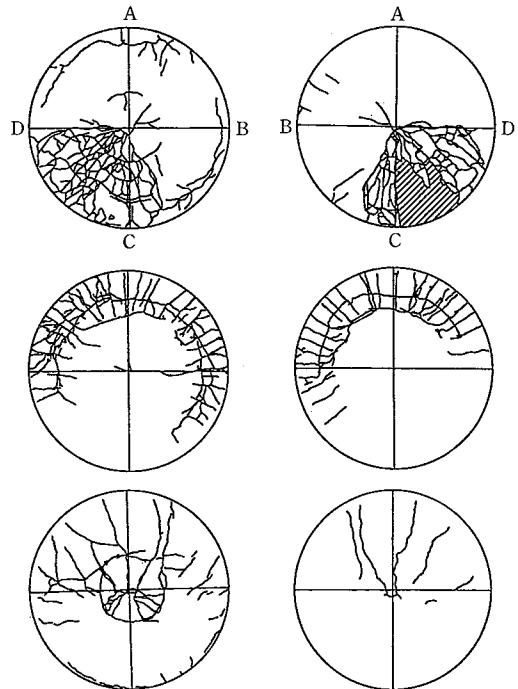


図-6 ひびわれの様子

研 究 速 報

表-5 RC-Modelの破壊荷重

	P (ton)	Ratio	$q_{cr} \times 10^3$ (kgf/m ²)	Ratio	σ_{cr} (kgf/cm ²)	σ_{cr}/F_c	Ratio
RC-A	10.3	1.0	12.0	1.0	68.1	0.299	1.0
RC-B	2.75	0.27	6.25	0.52	35.5	0.181	0.61
RC-C	4.75	0.46	9.32	0.78	52.9	0.217	0.73

直交異方性弾性体の球形シェルの一様分布荷重に対する古典座屈荷重は

$$q_{cl} = 4 \sqrt{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{\sqrt{KD}}{R^2} \quad (1)$$

ここに、K：面内伸び剛性、D：面外曲げ剛性、 ν_m ：面内ポアソン比、である。3方向格子パターンに対しては¹⁾、

$$K = \frac{3\sqrt{3}EA}{4\ell}, D = \frac{3\sqrt{3}EI}{4\ell} \left(1 + \frac{\psi}{3}\right), \nu_m = \frac{1}{3} \quad (2)$$

ここに、 $\psi = GJ/EI$ で、GJは部材の捩り剛性である。(2)式を(1)式に代入することにより、SF-Modelに対する古典座屈荷重は次式となる。

$$q_{cl}^{SF} = 5.48 \frac{E\sqrt{AI}}{R^2\ell} \quad (3)$$

上式と、文献1)の(a)式を比較することにより、古典座屈荷重に対する C_0 は $C_0 = 5.48$ となる。(3)式にSF-Modelの諸量を代入すると、 $q_{cl}^{SF} = 4060 \text{ kgf/m}^2$ となる。RC-Modelに対しては、 $K = Et/(1 - \nu^2)$ 、 $D = Et^3/12(1 - \nu^2)$ であるから、 $q_{cl}^{SF} = 152.2 \times 10^3 \text{ kgf/m}^2$ となる。これらの値と表-4、表-5の値を比較すると、

$$\frac{q_{cr}^{SF}}{q_{cl}^{SF}} = 0.345, \frac{q_{cr}^{RC}}{q_{cl}^{RC}} = 0.08 \quad (4)$$

SF-Modelの場合、下限座屈荷重 q_{cr}^{lower} と古典座屈荷重 q_{cl} の比は、 $q_{cr}^{lower}/q_{cl} = 0.26$ (Karman and Tien, 1941), 0.19 (del Pozo, 1979), 等であるから、(4)式の座屈荷重は古典座屈荷重と下限座屈荷重の間にあることがわかる。RC-Modelの場合には、古典座屈荷重に比してかなり低い値となっている。このことは、(1)表-5 (RC-A) に示すように、破壊時の応力レベルがコンクリートの圧縮強度の0.299 (σ_{cr}/F_c) となっており、多数のひびわれが生じている。(2)曲げによる変位の不整が比較的大きい、ことによるものと判断される。Scordelisの調査によると²⁾、通常の試験体では、 q_{cr}^{test}/q_{cl} は0.12~0.90

に分布しているが、ひびわれ、クリープ、初期不整によっては0.05~0.07の低い値となる場合が生じていることを指摘している。(4)式の $q_{cr}/q_{cl}^{RC} = 0.08$ はこの場合に該当していると考えられる。

次に、荷重モードの相違による座屈荷重あるいは破壊荷重の差を考えてみる。次式で与えられるパラメータを導入する。

$$q^{B/A} = \frac{\text{Type B}}{\text{Type A}}, q^{C/A} = \frac{\text{Type C}}{\text{Type A}} \quad (5)$$

表-4、表-5より、上式の値は0.61~0.78に分布しており、全モデルに対してほぼ同一の値となっている。このことは、単層ピン接合ラチスドームと同一の結果となっている³⁾。

5. ま と め

ライズ・スパン比0.15の単層スペースフレームドームと鉄筋コンクリートドームに対して、座屈前挙動および座屈(破壊)荷重を比較・検討した。(その1)で定式化した座屈荷重評価式と比較し、その係数の値を定量的に示し、さらに、荷重分布の影響を調べ、一様全面載荷時の座屈荷重との比を定量的に与えた。

(1988年2月22日受理)

参 考 文 献

- 1) 半谷裕彦：単層スペースフレームの構造挙動(その1)―単層ドームの座屈荷重評価式―，生産研究，第39巻，第12号，1987，pp. 17-20.
- 2) Scordelis, A.C. : Stability of Reinforced Concrete Domes and Hyperbolic Paraboloid Shells, Concrete Shell Buckling, edited by E.P. Popov and S.J. Medwadowski, ACI, SP-67, 1981, pp. 63-110.
- 3) 半谷裕彦, 大矢俊治：単層ラチスドームの弾性座屈荷重に与える荷重モードの影響，日本建築学会大会学術講演梗概集，1987，pp. 1291-1292.