

# 安定解析に基づくコンクリート造円筒殻の耐力評価に関する研究

真下和彦<sup>\*1</sup>, 早川広幸<sup>\*2</sup>

## Study on Strength Evaluation of Concrete Cylindrical Shells Based on Stability Analysis

by

Kazuhiko MASHITA and Hiroyuki HAYAKAWA

(Received on Mar. 28 & Accepted on Jun. 5, 2002)

### Abstract

The main purpose of this paper is to evaluate ultimate strength of a concrete shell by applying reduction parameter to the linear critical load. Generally a concrete shell could show rather higher rigidity and load-carrying capacity than the other shell and spatial structures, such as lattice dome and tension structures. However the estimation for the ultimate strength of a concrete shell could be faced and accompanied with many difficult problems as for how to select the reliable analysis among rather complicated nonlinear numerical analyses and for how to prepare an effective model among much expensive experiments. In this paper the easy and convenient method to evaluate the ultimate strength of a concrete shell was investigated by applying stability analysis based on the Dulacska's Revised Version of IASS Recommendation and by operating reduction parameters with several kinds of initial imperfection. As for a concrete shell two kinds of materials were investigated, where one was a standard reinforced concrete by steel bar reinforcing and the other was a carbon fiber chip reinforced concrete by mixed-in carbon fiber chip reinforcing and by no steel reinforcing. The latter material could realize the higher quality in both homogeneity and isotropy than standard reinforced concrete. These results were discussed based on the failure experimental ones.

**Keywords:** Concrete Shell, Stability Analysis, Strength Evaluation

### 1. まえがき

コンクリート造シェルは、一般に高い耐荷力を有し、しかも大空間を柱無しで覆うことが可能であるため、シェル空間構造においては、他のラチス構造やテンション構造とは一味異なる設計目的に適用することが可能である。即ち、シェル内部空間のみならず外部空間を有効利用することも可能であり、近年環境に配慮した提案および適用例が設計・施工されている。しかし、その高い載荷能力を評価するためには、煩雑な非線形数値解析もしくは高価な破壊実験を計画する問題に直面する。

これまで、コンクリート造シェルの耐力を予測するための比較的簡便な方法としては、安定解析に基づく線形座屈荷重に低減係数を適用して推定する方法として IASS (国際シェル・空間構造学会) のコンクリート造シェル座屈指針案が注目に値する<sup>1)-3)</sup>。これに対してドラクスカ(E.Dulacska)が塑性化の影響や初期不整量による低減等に基づく低減係数を改訂版として提案している<sup>2)</sup>。筆者らは、既往の文献において甦生化の影響による具体例を検討したが<sup>1)</sup>、本研究においては、更に施工シェル板厚から数種の初期不整量を選択し、安定解析に基づく線形座屈荷重に対して、新たに低減係数を設定して検討を行った。

尚、コンクリート造シェルの材料としては、従来の鉄筋補強

によるコンクリート造に加えて、炭素短纖維補強コンクリート造を検討の対象とした。炭素短纖維補強コンクリート造では、鉄筋組立作業の削除または低減、シェルの比較的高い同質性、並びに等方性を高める可能性が期待される。

### 2. 実験概要

本研究においてはシェル面開口部を有する供試体を含む、炭素短纖維補強コンクリート造 6 体、鉄筋コンクリート造 6 体を用いて破壊実験を行った。各実験供試体は Fig. 1 に示した様に、水平投影面において 1120mm (指導線方向) × 1120mm (母線方向) の正方形である。設計シェル厚は 8mm、ライズ・スパン比は 1/5 とした。縁部材は縁梁及び縁アーチからなり、それらの幅は 40mm とし、縁アーチせい 20mm × 縁梁せい 40mm のモデル (Type A)、縁アーチせい 40mm × 縁梁せい 20mm モデル (Type B)、及び縁アーチ、縁梁共に 40mm (Type C) の 3 種を採用した。また、二つの開口部は半径 140mm で、シェル頂部に対して対称配置とした。開口部位置は  $x=(280\text{mm}, 840\text{mm})$ ,  $y=560\text{mm}$  とした。

Table 1 には実験供試体のモデル名の文字構成を示した。Table 2 は各実験供試体の材料定数を示した。CFCRC の調合はセメント対骨材の重量比を 1 対 1、水セメント比を 37% (AE 減水剤の重量を含む) とし、炭素繊維をセメント重量比に対して 4%，メチルセルロースを同じく 0.25% 混入した。シェル面内の炭素

\* 1 東海大学工学部建築学科教授 工博

\* 2 東海大学大学院工学研究科建築学専攻博士過程前期

短纖維補強としてK661を使用した。また、RCのシェル面は、 $\phi 1.2\text{mm}$ の鉄線を20mm間隔で直交方向に配筋した。縁部材の断面に対してはD3の異形鉄筋を主筋とし $\phi 0.85\text{mm}$ の鉄線を20mm間隔にあばら筋として配筋した。以上はTable 3に示した。

### 3. 解析概要

本研究の数値解析は東海大学計算センター汎用コードNASTRANにより固有値解析を行い、得られた線形座屈荷重を基に以下の式より上限座屈荷重を求めた。

$$P_{upper,pl}^{cr,c} = \zeta \beta P_{lin,uncr,c}^{cr,c} \quad (1)$$

ここで、 $P_{upper,pl}^{cr,c}$ は補強コンクリート造で材料非線形を考慮した上限座屈荷重であり、本研究ではこの値と破壊実験から得られた終局耐力を比較している。ここで、 $P_{lin,uncr,c}^{cr,c}$ はひび割れの無い補強コンクリート造の線形座屈荷重であり、以後 $P_{lin,c}^{cr}$ と簡易表記する。

$\zeta$ は塑性荷重を考慮した低減係数であり次の式から得られる。

$$\zeta = \gamma \{(0.5 + \gamma)^2 + 1\}^{0.5} - 0.5 \gamma^2 \quad (2a)$$

$$\gamma = P_p / P_{lin,c}^{cr} \quad (2b)$$

$P_p$ は塑性荷重であり、本研究では、材料試験片より得られた圧縮応力度( $\sigma_{uh}$ )と単位荷重 $P_l(=1\text{N})$ による弾性解析より得られた最大応力( $\sigma_{max}$ )の比率を $\chi$ とし、以下の式から求めた。

$$P_p = \chi P_l \quad (2c)$$

$$\chi = \sigma_{uh} / \sigma_{max} \quad (2d)$$

$\beta$ は初期不整量、コンクリートのひび割れ及び鉄筋の影響を考慮した低減係数である。本研究における纖維補強コンクリートは炭素短纖維が比較的均一に分布した同質性の高い構造材料であるとした。そして、鉄筋補強の無い場合は次の式を用いる。

$$\beta_c = (1 - e_0/h)^3 \quad (3a)$$

$$e_0 = C \alpha \quad (3b)$$

$\beta_c$ は鉄筋補強の無い場合の低減係数、 $h$ はシェル面の平均板厚、 $e_0$ は偏心量であり、形状係数 $C$ と初期不整量 $\alpha$ から決定される。 $C$ は形状によって定まる定数であり、円筒シェルは1.00、球形シェルは0.67となる。本研究では $\alpha$ を変動パラメーターとして次のように設定した。 $\alpha_0$ は初期不整量無し、 $\alpha_1$ は実板厚平均値と設計板厚の差、 $\alpha_2$ は実板厚平均値の中央面(シェル下面位置は型枠により不変)と設計板厚の中央面の差、 $\alpha_3$ は実板厚平均偏差、 $\alpha_4$ は実板厚の中央面平均偏差、 $\alpha_5$ は実板厚標準偏差、及び $\alpha_6$ は実板厚の中央面標準偏差である。ここで、上記の初期不整量 $\alpha_3 \sim \alpha_6$ は実板厚を基に算定した値であり、あえて実板厚初期不整量と再定義し、それぞれ $\alpha_{3A} \sim \alpha_{6A}$ と表記する。これに対し設計板厚を基に上記の各値を計算し設計板厚に対する標準偏差を設計板厚初期不整量 $\alpha_{3D} \sim \alpha_{6D}$ と定義した。Table 4に実板厚並びに設計板厚に対してシェル板厚の標準偏差及び平均偏差を示し、これらの値に基づく初期不整量 $\alpha_{1 \sim 6D}$ を示した。また、初期不整量の算定方法をFig.2に図示した。尚、同図の $T_r$ は標準偏差算定の際の、基準板厚であり、 $\alpha_{3A} \sim \alpha_{6A}$ の場合平均板厚、 $\alpha_{3D} \sim \alpha_{6D}$ の場合設計板厚を示す。

鉄筋補強した場合、低減係数 $\beta$ は以下の式から得ることができる。

$$\beta_{rc} = 0.5 \rho_c (1 + \Psi_0) + \Psi_\infty (\rho_{hom} - \rho_c) \quad (4)$$

$\beta_{rc}$ は鉄筋補強をした場合の低減係数である。 $\Psi_0$ はひび割れの無い場合の配筋係数であり、鉄筋補強による剛性の増加分

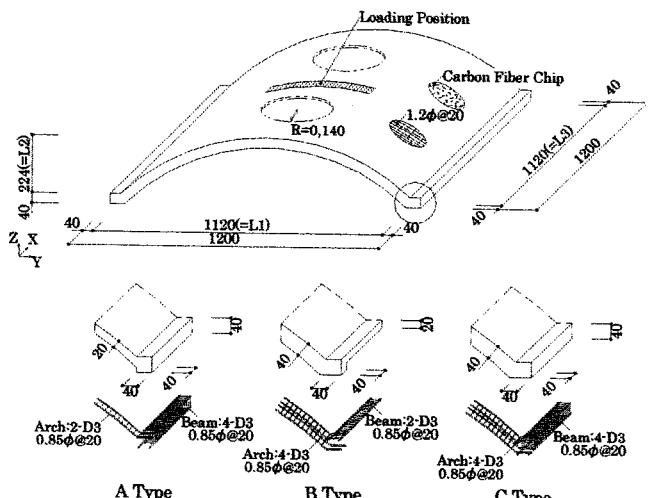


Fig. 1 Shell Models

Table 1 Numerical Models

	[1]	[2]	[3]
FCA	F : CFCRC	C : Closed	A : Thin Arch
FCB			B : Thin Beam
FCC		O : Opened	C : Constant Depth
FOA			A : Thin Arch
FOB			B : Thin Beam
FOC			C : Constant Depth
RCA	R : RC	C : Closed	A : Thin Arch
RCB			B : Thin Beam
RCC			C : Constant Depth
ROA		O : Opened	A : Thin Arch
ROB			B : Thin Beam
ROC			C : Constant Depth

Table 2 Material Properties of Concrete

Type	Ultimate Strength (kN)	Young's Modulus: (GPa)	Ultimate Compressive Strength: (MPa)	Poisson's Ratio
FCA <sup>*</sup>	7.89	23.810	71.950	0.233
FCB <sup>*</sup>	5.83	25.076	60.345	0.235
FCC <sup>*</sup>	5.14	24.170	67.963	0.238
FOA <sup>*</sup>	4.51	23.810	63.285	0.241
FOB <sup>*</sup>	5.46	24.430	62.974	0.230
FOC <sup>*</sup>	6.52	26.601	67.600	0.246
RCA	5.02	25.643	57.911	0.217
RCB	5.83	26.288	61.470	0.231
RCC	5.14	23.737	67.161	0.207
ROA	5.33	27.886	61.460	0.223
ROB	3.27	24.910	57.246	0.220
ROC	5.06	23.737	67.161	0.207

\*1 : Material Constants of Carbon Fiber Chips

Fiber Length 18.0mm Fiber Diameter 17.0  $\mu\text{m}$

Tensile Strength 1.77GPa Modulus of Tensile Elasticity 180GPa

Elongation 1.00% Density  $1.86 \times 10^3 \text{N/mm}^3$  Specific Gravity 1.90

Table 3 Material Properties of Steel Bar

Steel Bar Diameter (mm)	Young's Modulus (GPa)	Yield Strength (MPa)	Ultimate Tensile Strength (MPa)
$\phi 1.2$	235	162	250
$\phi 0.8$	186	364	468
D3	198	334	487

Table 4 Initial Imperfection

Model	Shell Thickness				Initial Imperfection for $T_{av}$ , $T_{rs}$ , $T_{ra}$						Initial Imperfection for $T_{de}$			
	Standard Deviation	Average Deviation	Design Standard Deviation	Design Average Deviation	$\alpha 1$	$\alpha 2$	$\alpha 3A$	$\alpha 4A$	$\alpha 5A$	$\alpha 6A$	$\alpha 3D$	$\alpha 4D$	$\alpha 5D$	$\alpha 6D$
	Std	Avd	Sdd	Add	Def	Def/2	Avd	Avd/2	Std	Std/2	Add	Add/2	Sdd	Sdd/2
FCA	1.07	0.85	1.52	1.28	1.08	0.54	0.85	0.43	1.07	0.54	0.64	0.76	1.52	1.28
FCB	1.93	1.58	1.93	1.58	0.04	0.02	1.58	0.79	1.93	0.97	0.79	0.97	1.93	1.58
FCC	1.37	1.10	1.37	1.11	0.08	0.04	1.10	0.55	1.37	0.68	0.56	0.69	1.37	1.11
FOA	1.15	0.93	1.15	1.37	0.00	0.00	0.93	0.46	1.15	0.57	0.69	0.58	1.15	1.37
FOB	1.05	0.82	1.11	0.97	0.40	0.20	0.82	0.41	1.05	0.53	0.49	0.56	1.11	0.97
FOC	1.5	1.25	1.58	1.6	0.52	0.26	1.25	0.63	1.5	0.75	0.8	0.79	1.58	1.6
RCA	1.24	1.01	1.68	1.38	1.13	0.57	1.01	0.5	1.24	0.62	0.69	0.84	1.68	1.38
RCB	1.12	0.92	1.26	1.02	0.58	0.29	0.92	0.46	1.12	0.56	0.51	0.63	1.26	1.02
RCC	1.55	1.25	1.69	1.42	0.68	0.34	1.25	0.63	1.55	0.77	0.71	0.85	1.69	1.42
ROA	1.48	1.22	2.33	2.21	1.79	0.90	1.22	0.61	1.48	0.74	1.11	1.17	2.33	2.21
ROB	1.12	0.92	1.99	1.68	1.19	0.60	0.92	0.46	1.12	0.56	0.84	1.00	1.99	1.68
ROC	1.55	1.25	1.77	1.47	1.26	0.63	1.25	0.63	1.55	0.77	0.74	0.89	1.77	1.47

(Unit:mm)

を係数で表したもので次式から得られる。

$$\Psi_0 = [(1+n\mu)(1+3n\mu(1-2\eta))^2]^{0.5} \quad (5a)$$

$$n = E_s/E_c \quad (5b)$$

$$\mu = A_s/A_c \quad (5c)$$

$$\eta = h'/h \quad (5d)$$

$n$  は鉄筋のヤング係数とコンクリートのヤング係数との比、 $\mu$  は鉄筋断面積とコンクリートの単位断面積（板厚×鉄筋間隔）との比、そして  $\eta$  は鉄筋かぶり厚のシェル板厚に対する割合であり、本研究ではシェル中央面に鉄筋補強を施しているので 0.5 となる。 $\rho_c$  は鉄筋補強の無い場合の低減係数 ( $= \beta_c$ ) である。 $\Psi_0$  はコンクリートにひび割れが発生した場合の配筋係数で次式から得られる。

$$\Psi_\infty = [12(n\mu + \xi)]$$

$$\{ \xi^3/3 + n\mu(1+2\xi^2+2\eta^2-2\xi-2\eta)/2 \}]^{0.5} \quad (6a)$$

$$\xi = h_c/h = n\mu \{(1+n\mu)^{0.5}-1\} \quad (6b)$$

$\xi$  はコンクリートの圧縮側のせい  $h_c$  と断面のせい  $h$  の比である。 $\rho_{hom}$  は鉄筋を考慮にいれて均一材料とした場合の低減係数で下式から得られる。

$$\rho_{hom} = (1+x\alpha/h)^{-1} \quad (7a)$$

$$x = 2[\{\rho_{hom(0.5)}\}^{-1} - 1] \quad (7b)$$

$$\rho_{hom(0.5)} = (1+5P_{lower,c}/P_{lin,c})/6 \quad (7c)$$

係数  $x$  は低減係数  $\rho_{hom(0.5)}$  から得ることのできる係数である。式(7b)の  $\rho_{hom(0.5)}$  は下限座屈荷重  $P_{lower,c}$  と線形座屈荷重  $P_{lin,c}$  から得られる初期不整量が板厚の 1/2 の時の低減係数である。本研究では  $P_{lower,c}$  を求める際、1/2 板厚で固有値解析を行い、その結果得られた線形座屈荷重を  $P_{lower,c}$  として採用した。

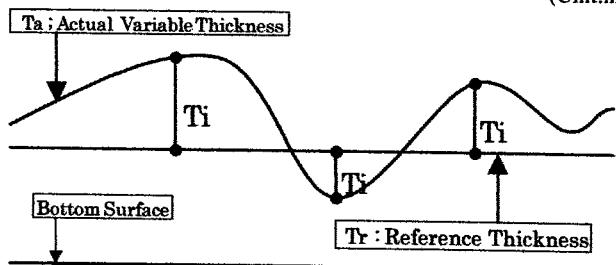
本研究における板厚は以下の値を基に行った。

- 供試体の平均板厚:  $T_{av}$
- $T_{av}$  から標準偏差を低減した標準偏差低減板厚:  $T_{rs}$
- $T_{av}$  から平均偏差を低減した平均偏差低減板厚:  $T_{ra}$
- 設計板厚(8mm):  $T_{de}$

偏差はばらつきの推定値なので、その値を低減した板厚は本来の凹凸のある板厚における一種の有効板厚であると考えられる。弾性座屈においては最小断面により影響を受ける為上記のような低減板厚を設定した。

解析では材料試験片より得られたヤング係数  $E_c$  を基に破壊実験に要した数時間、即ち短時間クリープの影響を考慮に入れ、以下の式により低減ヤング係数  $E_{red}$  を用いた。

$$E_{red} = 0.7E_c \quad (8)$$



$Ta$ : Actual Variable Thickness  
 $Tr$ : Reference Thickness  
 $Ti$  ( $= Ta - Tr$ ): Difference of Thickness from Thickness  $Tr$  to Thickness  $Ta$   
 $Tim$  ( $= (Ta - Tr)/2$ ): Difference of Middle Surface from Thickness  $Tr$  to Thickness  $Ta$   
 $\alpha 3$ : Average Deviation =  $\Sigma(|Ti|)/n$   
 $\alpha 4$ : Middle surface Average Deviation =  $\Sigma(|Tim|)/n$   
 $\alpha 5$ : Standard Deviation =  $[\Sigma(Ti^2)/(n-1)]^{0.5}$   
 $\alpha 6$ : Middle surface Standard Deviation =  $[\Sigma(Tim^2)/(n-1)]^{0.5}$

Fig.2 Initial Imperfection Parameter

Table 5 Numerical Thickness Pattern

Model	Shell Thickness		
	$T_{av}$	Experimental Average Thickness	$T_{rs}$
$T_{av}$	Reduced Average Thickness by Standard Deviation		$T_{rs}$
$T_{rs}$	Reduced Average Thickness by Average Deviation		$T_{ra}$
$T_{ra}$	Design Thickness		$T_{de}$

Table 6 Thickness Ratio to Design Thickness\*

	$T_{av} / T_{de}$	$T_{rs} / T_{de}$	$T_{ra} / T_{de}$
FCA	1.14	1.00	1.03
FCB	1.00	0.75	0.80
FCC	0.99	0.82	0.85
FOA	1.00	0.86	0.88
FOB	1.05	0.92	0.95
FOC	1.07	0.88	0.91
RCA	1.14	0.99	1.02
RCB	1.07	0.93	0.96
RCC	0.92	0.72	0.76
ROA	1.22	1.04	1.07
ROB	0.85	0.71	0.74
ROC	1.16	0.96	1.00

\*1  $T_{de}$  : Design Thickness = 8mm

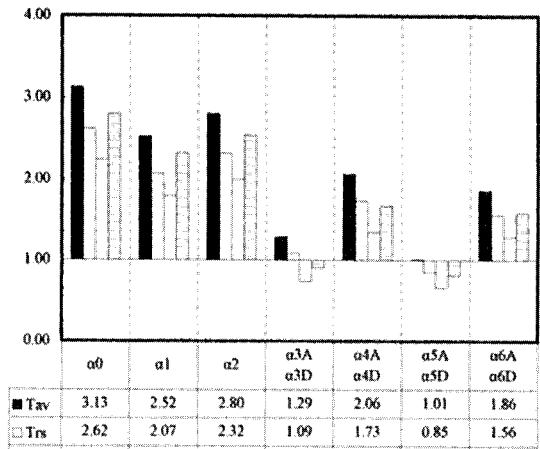
また、安定解析に基づく耐力は破壊実験の耐力と比較を行うが、非線形有限要素解析により得た終局耐力と破壊実験の耐力の比較を検討に加えた。尚、非線形数値解析では材料を破壊実験供試体と対応させ、板厚を供試体に忠実に再現した個別板厚、供試体の平均板厚及び平均板厚から標準偏差を低減した低減板厚を設定した。これに基づき個別板厚解析( $N_{dis}$ )、平均板厚解析( $N_{ave}$ )及び低減板厚解析( $N_{red}$ )を計算した。

尚、破壊実験終了直後にシェル面開口部無しモデルで289点、開口部付きモデル343点を対象としてシェル板厚を実測した。

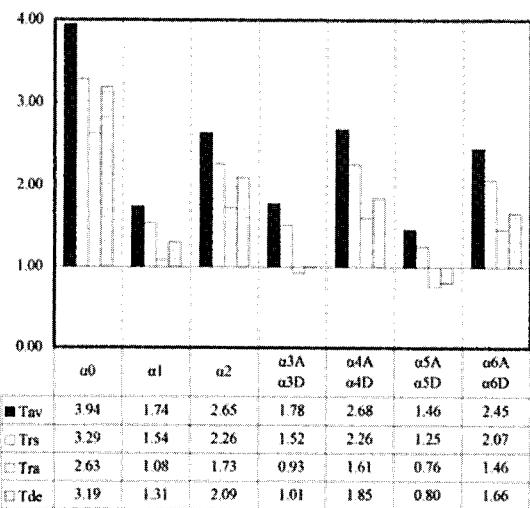
#### 4. 解析結果と考察

安定解析結果の実験値に対する耐力比の平均値を Fig.3(a)及び(b)に、それらの標準偏差を平均値で除した標準偏差率を Table 7 (a)及び(b)に示した。これらの図表において、前述の初期不整量の定義により  $\alpha 3A \sim \alpha 6A$  及び  $\alpha 3D \sim \alpha 6D$  の各欄は以下の対応となる。板厚  $T_{av}$ 、 $T_{rs}$  及び  $T_{ra}$  は  $\alpha 3A \sim \alpha 6A$  を採用し、 $T_{de}$  は  $\alpha 3D \sim \alpha 6D$  を採用している。Fig.3(a)及びTable 7(a)は CFCRC を示している。Fig.3(a)を検討した結果、以下のことことが明らかになった。初期不整量  $\alpha 0$  は初期不整量を考慮せず、塑性化の影響のみを考慮した値である。その結果すべての板厚において平均 2.24～3.13 倍となり実験値を大きく上回る結果が示された。初期不整量  $\alpha 1$  及び  $\alpha 2$  は既往の研究にも用いられた初期不整量である<sup>1)</sup>。これを用いた結果はそれぞれ 1.79～2.52 倍及び 2.00～2.80 倍となり、 $\alpha 0$  と比較して共に僅かに実験値に近い値を示した。初期不整量  $\alpha 3A-D$  においては平均 0.74～1.29 倍が示され上記の  $\alpha 0 \sim \alpha 2$  と比較して大幅に精度の改善が示された。特に標準偏差低減板厚  $T_{rs}$  において 1.09 倍となり、その他の場合と比較して非常に良い対応が示された。初期不整量  $\alpha 4A-D$  においては 1.35～2.06 倍となり、 $\alpha 3A-D$  と比較して破壊実験終局耐力との差が増大した。初期不整量  $\alpha 5A-D$  及び  $\alpha 6A-D$  はそれぞれ上記の  $\alpha 3A-D$  及び  $\alpha 4A-D$  に類似した傾向が示された。 $\alpha 5A-D$  においては 0.66～1.01 倍が示され、特に平均板厚  $T_{av}$  において 1.01 倍となり CFCRC において最も良い対応が得られた。一方、Table 7(a)から各平均値の標準偏差率を比較した場合、初期不整量  $\alpha 0$  においては 11～21% が示されたが、 $\alpha 1$ 、 $\alpha 3A-D$  及び  $\alpha 5A-D$  において 31～43% が示され、 $\alpha 2$ 、 $\alpha 4A-D$  及び  $\alpha 6A-D$  において 19～27% となり変動が増大した。前述の Fig.3(a)における平均板厚  $T_{av}$  の初期不整量  $\alpha 5A-D$  で耐力比平均 1.01 倍となり実験の終局耐力の平均値と良い対応が示されたが Table 7(a)のこれに対応した標準偏差率は 37% となり比較的大きい標準偏差率が示された。

次に RC の場合を比較すると、Fig.3(b)及び Table 7(b)から以下のことが示された。Fig. 3(b)から、RC において  $\alpha 1$ 、 $\alpha 3A-D$  及び  $\alpha 5A-D$  で比較的良い対応を示した。初期不整量  $\alpha 1$  は 1.08～1.74 倍を示し、CFCRC と比較して相対的に良い対応を示している。初期不整量  $\alpha 3A-D$  及び  $\alpha 5A-D$  においてはそれぞれ 0.93～1.78 倍及び 0.76～1.46 倍を示し CFCRC と比較して若干大きめの値が示された。ここで、 $\alpha 3A$  の平均偏差低減板厚  $T_{ra}$  において 0.93 倍、設計板厚  $T_{de}$  で 1.01 倍となり良い対応が示された。となり RC の中で最も良い対応が示された。Table 7(b)から各平均値の標準偏差率の比較を行うと、CFCRC と同様の傾向を示しているが、平均板厚  $T_{av}$  においては比較的小さい変動が示された。



(a) CFCRC



(b) RC

Note :  $\alpha 3A - \alpha 6A$  for  $T_{av}$ ,  $T_{rs}$  and  $T_{ra}$ ,  
 $\alpha 3D - \alpha 6D$  for  $T_{de}$ .

Fig.3 Ultimate Strength Average Ratio to Experimental One

Table 7 Standard Deviation of Average Ratio on Ultimate Strength  
(a)CFCRC

	$\alpha 0$	$\alpha 1$	$\alpha 2A$	$\alpha 3A$ $\alpha 3D$	$\alpha 4A$ $\alpha 4D$	$\alpha 5A$ $\alpha 5D$	$\alpha 6A$ $\alpha 6D$
$T_{av}$	11%	34%	22%	32%	19%	37%	21%
$T_{rs}$	16%	31%	19%	37%	24%	43%	26%
$T_{ra}$	15%	34%	22%	37%	23%	42%	26%
$T_{de}$	21%	42%	31%	34%	23%	42%	27%

(b)RC

	$\alpha 0$	$\alpha 1$	$\alpha 2A$	$\alpha 3A$ $\alpha 3D$	$\alpha 4A$ $\alpha 4D$	$\alpha 5A$ $\alpha 5D$	$\alpha 6A$ $\alpha 6D$
$T_{av}$	18%	16%	10%	23%	20%	25%	21%
$T_{rs}$	23%	42%	30%	34%	28%	37%	30%
$T_{ra}$	17%	32%	18%	37%	24%	37%	25%
$T_{de}$	26%	34%	24%	22%	17%	20%	14%

Note :  $\alpha 3A - \alpha 6A$  for  $T_{av}$ ,  $T_{rs}$  and  $T_{ra}$ ,  
 $\alpha 3D - \alpha 6D$  for  $T_{de}$ .

以上のことから、本研究においては CFCRC, RC 共に  $\alpha$  3A-D 及び  $\alpha$  5A-D において全体として良い対応を示すが、その結果個々の供試体によって変動が大きくなる傾向が示された。ただし、RC の平均板厚  $T_{av}$  ではその傾向が僅かに軽減された。

Table 8 に、全ての板厚において比較的良い対応を示した初期不整量  $\alpha$  3A-D を対象として縁部材形状別に耐力比の平均を示した。平均板厚  $T_{av}$  の場合、縁部材形状 Type A の耐力比の平均と実験値との差が大きく、変動が小さい。一方、縁部材形状 Type B 及び Type C の場合、耐力比平均は実験値との差が小さく変動が大きいことが示された。 $T_{rs}$  においては縁部材形状にかかわらず実験値との差が小さいが変動は  $T_{av}$  と同様に大きいことが示された。また、 $T_{ra}$  では 3 種の縁部材形状の中では Type A は 16% 減を示した。尚、3 種の縁部材形状における耐力比の平均の変動はほぼ同程度であることが示された。以上のことから縁部材形状の相違が安定解析の結果に影響を及ぼす可能性が指摘された。特に本研究における縁部材形状 Type B 及び Type C の様な円筒シェルの縁アーチの剛性が高い形状では解析結果の変動が大きく表れる傾向が示された。一方で Type A の様に縁アーチの剛性のみが低い形状では耐力比平均の変動が小さいことが示された。従って、シェル境界の剛性が低い場合に、すなわち曲げ応力が支配的な場合には、耐力比平均の変動が抑えられると考えられる。

Table 9 に全供試体の実験値に対する耐力比の平均を示した。CFCRC 及び RC をすべて考慮した場合、平均板厚  $T_{av}$  では初期不整量  $\alpha$  5A において 1.24 倍となり最も実験値に近い値を示した。しかし、 $T_{av}$  における解析結果は全ての初期不正量において危険側の結果を示している。これは平均板厚を用いることにより本来シェル面に存在する凹凸が均一化されてしまい、実際は板厚の薄い箇所が無視され座屈現象が発生しにくい状態を招いたものと考えられる。標準偏差低減板厚  $T_{ra}$  では  $T_{av}$  と同様に初期不整量  $\alpha$  5A において 1.05 倍となり最も実験値に近い平均耐力比が示された。しかし、標準偏差 43% が示され解析結果に大きな変動認められた。 $T_{rs}$  においては初期不整量  $\alpha$  3A で 0.84 倍、 $\alpha$  5A で 0.71 倍と安全側の良好な対応が示された。また、 $T_{rs}$  と同様に標準偏差がそれぞれ 37% 及び 38% と大きな変動が示された。しかし、耐力比平均が安全側を示しており最大変動値においても 1.15 倍及び 0.97 倍となり、良好な対応を示していることが確認され、 $T_{rs}$  よりも解析結果としては有効であると考えられる。以上より、線形固有値解析で採用する計算上の板厚としては標準偏差低減板厚  $T_{rs}$ 、平均偏差低減板厚  $T_{ra}$  が共に良好な対応を示した。しかし、解析結果の変動を考慮に入れた場合、平均偏差低減板厚  $T_{ra}$  に基づく計算はほぼ安全側の耐力となり設計上好ましいと考えられる。尚、設計板厚を用いた場合においても平均 0.96 倍、標準偏差 27% となり比較的良好な対応を確認した。

Fig.4 に安定解析結果及び非線形数値解析結果とそれぞれの実験耐力との比を対象として、これらの耐力比平均(Ra)を示した。同図にはそれぞれの耐力比平均及びその標準偏差(Sd)を平均値で除した標準偏差率(Ra/Sd)を示した。尚、同図  $T_{av}$ 、 $T_{rs}$  及び  $T_{ra}$  は安定解析結果を示し、 $N_{dis}$ 、 $N_{ave}$  及び  $N_{red}$  は材料及び形状非線形数値解析の耐力比の平均を示している。更に、 $T_{av\_Sd}$ 、 $T_{rs\_Sd}$ 、 $T_{ra\_Sd}$ 、 $N_{dis\_Sd}$ 、 $N_{ave\_Sd}$  及び  $N_{red\_Sd}$  は標準偏差率を示したものである。ここで、例えば  $T_{av\_Sd}$  は板厚  $T_{av}$  による耐力比の平均の標準偏差率(Sd)を示している。棒グラフは左端の縦

Table 8 Average Ratio on Ultimate Strength of Each Edge Type

$T_{av}$			
Edge Type	Type A	Type B	Type C
Average Ratio	1.83	1.46	1.31
Standard Deviation <sup>*1</sup>	15%	41%	32%
$T_{rs}$			
Edge Type	Type A	Type B	Type C
Average Ratio	1.59	1.29	1.03
Standard Deviation	29%	48%	29%
$T_{ra}$			
Edge Type	Type A	Type B	Type C
Average Ratio	0.86	0.85	0.80
Standard Deviation	29%	48%	44%
$T_{de}$			
Edge Type	Type A	Type B	Type C
Average Ratio	0.84	1.00	1.02
Standard Deviation	29%	29%	27%

\*1: Standard Deviation / Average Ratio

Table 9 Average Ratio on Ultimate Strength to  $P_0$ <sup>\*1</sup>

Type	Ra <sup>*2</sup>	Sd <sup>*3</sup> /Ra	Type	Ra	Sd/Ra		
$T_{av}$	$\alpha$ 0	3.54	19%	$T_{de}$	$\alpha$ 0	3.00	24%
	$\alpha$ 1	2.13	34%		$\alpha$ 1	1.81	49%
	$\alpha$ 2	2.72	17%		$\alpha$ 2	2.32	29%
	$\alpha$ 3A	1.53	30%		$\alpha$ 3D	0.96	27%
	$\alpha$ 4A	2.37	23%		$\alpha$ 4D	1.76	20%
	$\alpha$ 5A	1.24	34%		$\alpha$ 5D	0.81	31%
	$\alpha$ 6A	2.16	25%		$\alpha$ 6D	1.63	20%
$T_{rs}$	$\alpha$ 0	2.95	23%	$T_{ra}$	$\alpha$ 0	2.43	18%
	$\alpha$ 1	1.80	37%		$\alpha$ 1	1.44	42%
	$\alpha$ 2	2.29	24%		$\alpha$ 2	1.86	21%
	$\alpha$ 3A	1.30	38%		$\alpha$ 3A	0.84	37%
	$\alpha$ 4A	2.00	29%		$\alpha$ 4A	1.48	24%
	$\alpha$ 5A	1.05	43%		$\alpha$ 5A	0.71	38%
	$\alpha$ 6A	1.82	31%		$\alpha$ 6A	1.37	25%

\*1  $P_0$ : Ultimate Strength of Each Experimental Model ,

\*2 Ra : Average Ultimate Strength Ratio , \*3 : Sd : Standard Deviation of Ra .

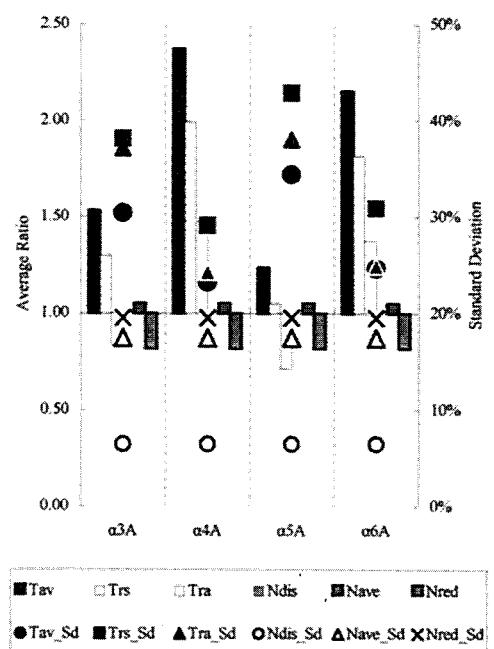


Fig.4 Average Ratio on Ultimate Strength

軸を基に平均耐力比を示し、マーカーは右端の縦軸を基に標準偏差率を示している。非線形数値解析の平均板厚及び低減板厚の場合には初期不整を考慮しておらず、便宜上比較のために、安定解析の初期不整量( $\alpha 3A \sim \alpha 6A$ )の項にそれぞれ図示した。非線形数値解析の解析結果は $\alpha 3A \sim \alpha 6A$ まで同一の値である。個別板厚解析で平均1.02倍(標準偏差率6%)、平均板厚解析で1.05倍(標準偏差率17%)及び低減板厚解析で平均0.82倍(標準偏差率20%)が示された。初期不整量 $\alpha 3A$ においては $T_{av}$ 及び $T_{ns}$ は1.53倍及び1.30倍がそれぞれ示され非線形数値解析と比較して大きな結果を示したが、 $T_{ns}$ においては0.84倍となり安全側の結果が示された。また、標準偏差率においては非線形数値解析で6~20%が示されたが安定解析では30~38%となり比較的大きな変動を示した。初期不整量 $\alpha 4A$ においては安定解析では1.48~2.37倍となりどの板厚の場合も非線形数値解析より大きな結果を示した。標準偏差率は $T_{av}$ で23%、 $T_{ns}$ で24%となり非線形数値解析における平均板厚及び低減板厚に近い変動となった。初期不整量 $\alpha 5A$ においては $T_{av}$ が1.24倍となり多少大きな耐力比の平均を示したが、 $T_{ns}$ で1.05倍、 $T_{av}$ で0.71倍となり非線形数値解析に匹敵する良好な対応を示した。しかし、これらの標準偏差は34%~43%となり大きな変動が示された。以上より安定解析に基づく簡易耐力評価方法を行った結果、今回対象とした円筒シェルにおいては、破壊実験と比較して実験板厚標準偏差 $\alpha 5A$ を用いた場合、平均偏差低減板厚( $Tr_a$ )29%減、及び標準偏差低減板厚( $Tr_s$ )5%増が得られ比較的有効な対応が示された。尚、非線形数値解析結果の耐力比平均18%減~5%増と比較した場合、 $T_{ns}$ では耐力比平均1.05倍及び $T_{av}$ において安全側で良好な0.71倍が示され、耐力比の平均で比較できる程度の範囲の精度で解析結果を得る可能性が示された。

## 5.まとめ

本研究において初期不整量及び線形解析に用いる板厚を変動パラメータとしてIASSの座屈指針案のドラクスカ(Dulacska)改訂版に従い安定解析を行い比較検討を行った結果、今回対象とした破壊実験供試体の範囲においては、以下の結論を得た。

(1). 縁アーチ剛性の高い円筒シェルに用いた場合、縁アーチ剛性の低い円筒シェルと比較して解析精度における変動が大きい傾向にあることが示された。

(2). 標準偏差低減板厚を線形固有値解析に採用し、初期不整量として実板厚の標準偏差を適用することで破壊実験より得た終局耐力に対して、平均1.05倍が示され良好な対応を示した。また、同様に平均偏差低減板厚を採用し、初期不整量に実板厚の平均に対する標準偏差を適用することで破壊実験終局耐力に対して0.71倍が示され、安全側の解析結果を得た。

(3). 本耐力評価算定結果と複雑な非線形数値解析による結果とを比較して以下のことが示された。非線形数値解析結果と破壊実験結果との耐力比の平均は18%減~5%増が示されたが、今回の比較的限定された円筒シェルを対象とした場合、本耐力評価算定結果と破壊実験結果との耐力比の平均は実験板厚標準偏差 $\alpha 5A$ を用いた場合、平均偏差低減板厚29%減、及び標準偏差低減板厚5%増が示された。従って、破壊実験結果を基準とした耐力比の平均において本耐力評価算定結果は非線形数値解析結果と比較できる程度の範囲の精度で解析結果を得る可能性が示された。

## 参考文献

- 1) 真下和彦、福岡健一、上木克則、田中博己:纖維補強コンクリート造シェルの耐力評価に関する研究、東海大学工学部紀要、vol. 38, No. 1 (1998), pp. 125~133.
- 2) IASS 鉄筋コンクリートシェルの座屈指針——E. Dulacskaによる指針案の紹介——半谷裕彦 他、カラム、No. 101, 1987. 7, pp75~81.
- 3) Buckling of Shells for Engineers , L. Kollar and E. Dulacska , Wiley 1984