

# 炭素繊維補強コンクリート造シェルの座屈に基づく耐力評価

真下和彦\*<sup>1</sup>, 佐久間吉秋\*<sup>2</sup>

## Strength Evaluation on the Basis of

## Linear Buckling Analysis of Concrete Shells with Carbon Fiber Reinforcement

by

Kazuhiko MASHITA and Yoshiaki SAKUMA

(Received on Aug.17, 2004, accepted on Dec.2, 2004)

### Abstract

The main purpose of this study is to investigate the strength evaluation of concrete shells on the basis of linear buckling analysis. The ultimate strength of concrete shells is not easily evaluated, because of the requirement of expensive experiments or complicated numerical analysis. However, strength evaluation on the basis of linear buckling analysis, as proposed by the revised version of the IASS Recommendations, could predict ultimate strength with rough precision. Therefore, in this study, ultimate strength evaluation by stability analysis is investigated with consideration of an initial imperfection corresponding to an actual shell thickness fluctuation. An effective initial imperfection for predicting ultimate strength is investigated and an initial imperfection ratio with consideration of the actual shell thickness fluctuation is presented. For this purpose, hemispherical shells fabricated from concrete reinforced with mixed-in carbon fiber chips and cylindrical shells fabricated from concrete reinforced with chips and sheets of carbon fiber were investigated. The results of ultimate strength evaluation by numerical analysis are discussed on the basis of the failure experiment applied to small-scale shell specimens.

**Keywords:** Concrete Shell, Stability Analysis, Strength, Carbon Fiber Reinforcement

## 1. まえがき

本研究の主目的は、線形座屈解析に基づき炭素繊維補強されたコンクリート造シェルの耐力評価を検討することである。コンクリート造シェルの耐力評価には、一般的に高価な破壊実験もしくは複雑な非線形解析が必要とされる。しかし、IASS 座屈指針案改訂版に従うと、コンクリート造シェルに対して、大雑把であるがある程度の耐力評価を行うことが可能である。著者等の既往の研究に於いて<sup>1)</sup>、炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造及び鉄筋コンクリート(RC)造、並びに炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート(CFSRC)造を対象として施工板厚に基づく初期不整量を考慮した報告を行った。本研究に於いては、新たに行ったCFCRC 造シェル破壊実験、並びに複合炭素繊維補強コンクリート(CCFRC) 造の破壊実験結果を基に、安定解析による検証を行った。ここで、CCFRC 造は炭素繊維シート補強による炭素短繊維補強コンクリート造を示している。特に、初期不整量の評価には、従来採用した施工板厚に対して、施工精度の標準偏差に対する比率の形で示し、施工精度に対応した施工板厚の変動量を指標として、初期不整量の検討を加えた。更に、炭素繊維シート補強の数値解析モデルに於いて、コンクリートシェル要素に剛体要素とロッド要素を組み込んだ複合数値モデルを採用し評価を行った。

## 2. 実験概要

円筒シェル及び半球シェルの2タイプを対象として、座屈解析に基づく耐力評価を行うため、小型模型による破壊実験を行った。本研究に用いた円筒シェル供試体の形状及び境界条件を Fig.1(a) に示した。Fig.1(b)には円筒シェルのシート補強範囲を示した。Fig.1(c)には、炭素繊維シートに対する数値モデルを図示した。円筒シェルに関しては、文献<sup>1)</sup>の4体の供試体(RB12, RB21, RB22 及び RB41)に加えて、6体の供試体(FNNN, FT24, FB22, RNNN, RT24 及び RB24)の破壊実験結果に基づき、終局耐力の検証を行うため、安定解析による耐力評価を行った。Table 1 には、実験供試体のモデル名の文字構成、シート貼り付け面、シート補強範囲、コンクリート材料諸言及び終局耐力を示した。1文字目には材料特性、2文字目はシート貼り付け面、3及び4文字目にはシート補強範囲を示した。この補強範囲は、シェルの水平投影面に於いて、母線方向及び指導線方向に各方向の長さの1/2とした。ここで、補強範囲の中心位置は、シェル水平投影面の中心に原点を置き、半スパンに対する無次元化を行ったものである。この無次元化座標を  $x_1$  及び  $y_1$  軸と定義した。この座標系を用いて補強範囲の中心位置を示した。補強範囲の中心点の座標として 1/8, 2/8 及び 4/8 を採用した。Table 2(a-c)には鉄筋、炭素繊維シート及び炭素短繊維の材料諸言を示した。また、荷重載荷はシェル面中央に点荷重を載荷した。Fig.2 に半球シェル供試体を示した。Table 3 には半球シェルにおける実験供試体の文字構成及び材料定数を示した。

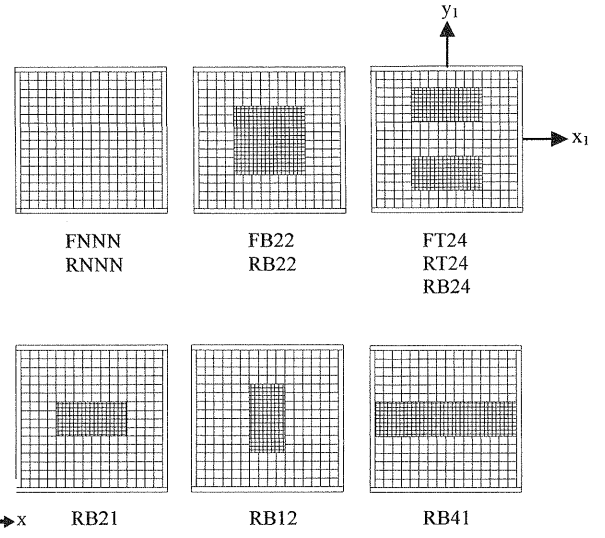
\*<sup>1</sup> 東海大学工学部建築学科教授 工博

\*<sup>2</sup> 東海大学大学院工学研究科建築学専攻博士課程前期

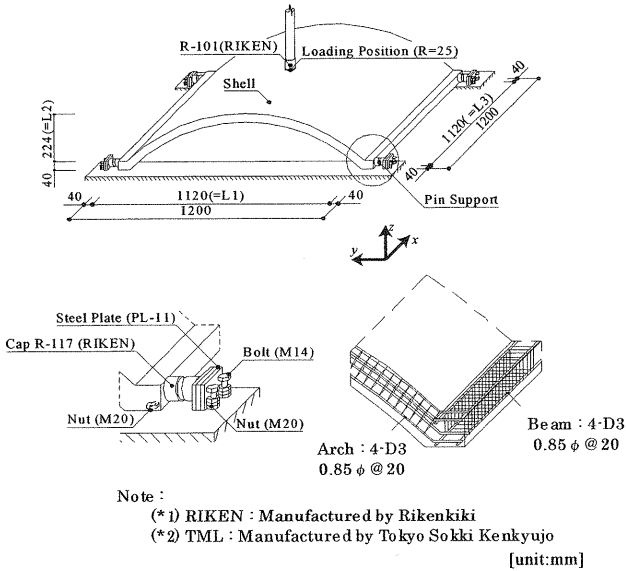
円筒シェルの寸法は水平投影面で 1120mm(L1)×1120mm(L3)とし、ライズ・スパン比(L2/L1)を 1/5 とした。これは曲率半径 812mm、全開角 87.1 度に相当する。円筒シェルモデルの境界支持条件は隅角部 4 点ピン支持とした。設計シェル厚は 8mm とした。縁部材は縁梁及び縁アーチからなり、それらの幅は 40mm とし、縁アーチせいを 40mm 及び縁梁せいを 40mm とした。

半球シェルの形状はシェル中央面での曲率半径 202.5mm(=r<sub>0</sub>)であり、設計シェル板厚 5.00mm(=T<sub>0</sub>)、半開角 90 度(=φ<sub>0</sub>)の半球シェルとした。開口部の中心点と原点を結ぶ線分が X 軸と成す開口部仰角(φ<sub>1</sub>)として 0°, 30°, 45°及び 60°を対象とした。この開口部中心点に関して、全開角 30°(=φ<sub>2</sub>)の開口を設けた。半球シェルは全て CFCRC 造の供試体とした。半球シェルの境界支持条件は Fig.2(c)に示す通り、ローラ支持とした。

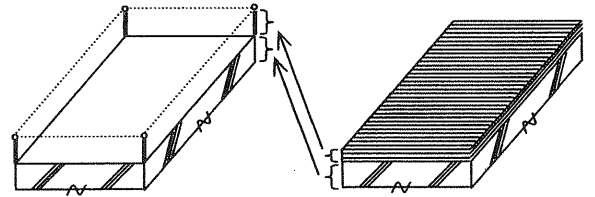
CFCRC の調合は、セメント対骨材の重量比を 1 対 1、水セメント比を 37% (AE 減水剤の重量を含む)とした。炭素短繊維をセ



(b) Reinforced Region with Carbon Fiber Sheets



(a) Boundary Condition



(c) Numerical Model for Carbon Fiber Sheet

Fig.1 Cylindrical Shell Models

Table 1 Cylindrical Shell Model

Model	Label = [1] - [2] - [3] - [4]				Material Properties of Concrete				Shell Thickness [mm]	
	Material Properties	Reinforced Surface	Reinforced Region		Young's Modulus : E [GPa]	Ultimate Compressive Strength : F <sub>c</sub> [MPa]	Ultimate Tensile Strength : F <sub>t</sub> [MPa]	Poisson's Ratio : ν	Average	Standard Deviation
			X <sub>1</sub>	Y <sub>1</sub>						
FNNN	F: Carbon Fiber Chips Reinforced Concrete R: Reinforced Concrete	N: None T: Top B: Bottom	—	—	25.91	67.42	7.16	0.234	9.37	2.19
FT24			±2/8	±4/8	25.91	67.42	7.16	0.234	9.65	1.90
FB22			±2/8	±2/8	27.76	78.31	6.52	0.232	9.23	2.29
RNNN			—	—	26.05	58.53	3.62	0.195	7.32	1.55
RT24			±2/8	±4/8	29.97	65.69	3.75	0.250	11.79	2.62
RB12 <sup>*1</sup>			±1/8	±2/8	22.95	53.12	3.55	0.211	11.20	1.80
RB21 <sup>*1</sup>			±2/8	±1/8	26.23	63.96	2.72	0.209	10.42	1.49
RB22 <sup>*1</sup>			±2/8	±2/8	27.07	56.16	3.43	0.233	10.61	1.51
RB24			±2/8	±4/8	29.97	65.69	3.75	0.250	9.33	1.72
RB41 <sup>*1</sup>			±4/8	±1/8	20.36	55.03	3.29	0.211	10.77	1.59

(Note) <sup>\*1</sup> Reference<sup>1)</sup>

Table 2(a) Material Properties of Steel

Steel Bar Diameter [mm]	Young's Modulus [GPa]	Yield Strength [MPa]	Ultimate Tensile Strength [MPa]
0.85	186	162	250
1.20	235	364	468
D3	198	334	487

Table 2(b) Material Properties of Carbon Fiber Sheet

Type	Texture	Fiber Diameter [μm]	Tensile Strength [GPa]	Modulus of Tensile Elasticity [GPa]	Elongation [%]	Specific Gravity
TR3110MS	Plain Fabric	17.0	1.12	71.6	1.50	1.90

Table 2(c) Material Properties of Carbon Fiber Chip

Type	Fiber Length (mm)	Fiber Diameter (μm)	Tensile Strength (GPa)	Modulus Tensile Elasticity (GPa)	Elongation (%)	Specific Gravity
K661	18.0	17.0	1.77	180	1.00	1.90

メント重量比に対して4%,メチルセルローズを0.25%混入した。炭素短繊維補強は K661 を使用した。炭素繊維シート補強は TR3110MS を採用した。また, RC のシェル面は,  $\phi$  1.2mm の鉄線を 20mm 間隔で直交方向に単配筋とした。縁部材の断面に対しては D3 の異形鉄筋を主筋とし,  $\phi$  0.85mm の鉄線を 20mm 間隔にあばら筋として配筋した。

尚, シェルの板厚は, 円筒シェルで 289 点, 球形シェルの無開口モデルで 577 点, 一つ孔開口部で 571 点, 二つ孔開口部で 565 点の実測結果に基づく平均値より求めた。

### 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。尚, 炭素繊維シートの数値モデルは, Fig.1(c)に示した通りであり, 炭素繊維シートの繊維方向に沿って, 1軸剛性を有する等価な断面積のロッド要素に, 剛体要素を組み合わせた複合数値モデルを作成した。このロッド要素は, コンクリート接着面に対して, 剛体要素により連結されている。剛体要素の長さ, 即ちロッド要素とコンクリートシェル要素の距離は, 炭素繊維シート板厚の半分の長さ一致させた。

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

ここで,  $P_{cr,c}^{upper,pl}$  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,  $P_{cr,c}^{lin,uncr}$  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  $P_{cr}^{lin}$  と簡易表記する。

$\zeta$  は塑性荷重を考慮した低減係数である。

$\beta$  はコンクリートの初期不整量, ひび割れ及び鉄筋の影響を考慮した低減係数である。本研究における繊維補強コンクリートは炭素短繊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。

$$\beta_c = \{1 - (2e_0/h)\}^{1.5(1+(v/c))} \quad \dots (2a)$$

$$e_0 = C \alpha \quad \dots (2b)$$

$\beta_c$  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  $\alpha$  を変動パラメータとして次のように設定した。 $\alpha_{s0}$  はシェル面板厚の標準偏差を示す。 $\alpha_{10}$  は実験値に対する解析値の耐力比  $P_1$  (破壊実験の終局耐力  $P_e$  に対する数値解析の終局耐力  $P_n$  の比) が 1.00 に一致する最適な初期不整量を示す。これは IASS のコンクリート造シェル座屈指針案の基本式から逆算した値を採用したものである。初期不整量  $\alpha_5, \alpha_{10}, \alpha_{15}, \alpha_{20}, \alpha_{25}, \alpha_{30}, \alpha_{35}, \alpha_{40}, \alpha_{45}$  及び  $\alpha_{50}$  は, それぞ

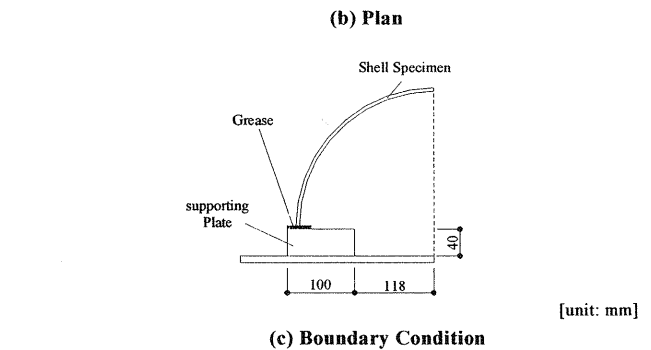
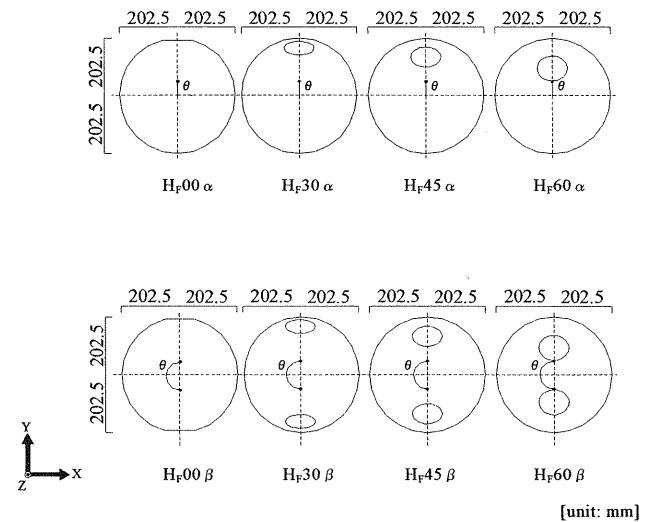
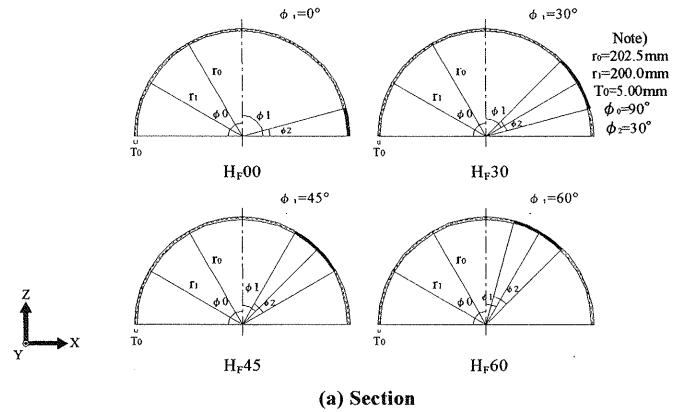


Fig.2 Hemispherical Shell Models

Table 3 Hemispherical Shell Model

Model	Label = [1] · [2] · [3]		Material Properties of Concrete				Shell Thickness [mm]		
	[1]	[2]	Young's Modulus : E [GPa]	Ultimate Compressive Strength : F <sub>c</sub> [MPa]	Ultimate Tensile Strength : F <sub>t</sub> [MPa]	Poisson's Ratio : ν	Average	Standard Deviation	
	Material Properties	Opening							
H <sub>F</sub> C	F: Carbon Fiber Chip Reinforced	C: Closed	α: One β: Two	31.90	69.9	6.50	0.246	6.24	2.01
H <sub>F</sub> 00 α				25.74	60.4	5.43	0.238	7.36	1.44
H <sub>F</sub> 00 β		00: Φ <sub>i</sub> =00°		27.76	78.2	6.52	0.232	8.04	1.49
H <sub>F</sub> 30 α		30: Φ <sub>i</sub> =30°		26.59	69.9	7.16	0.234	7.12	1.67
H <sub>F</sub> 30 β				23.93	59.9	6.43	0.254	8.03	2.95
H <sub>F</sub> 45 α		45: Φ <sub>i</sub> =45°		25.91	67.3	6.08	0.258	7.22	1.84
H <sub>F</sub> 45 β				28.82	67.5	6.20	0.233	9/15	2.36
H <sub>F</sub> 60 α		60: Φ <sub>i</sub> =60°		25.91	67.3	5.43	0.258	6.58	1.53
H <sub>F</sub> 60 β				27.76	78.2	6.52	0.232	7.17	1.72

れ平均板厚の 5%, 10%, 15%, 20%, 25%, 30%, 35%, 40%, 45%及び 50%の値を採用した。

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

$$\beta_{rc} = 0.5\rho_c(1 + \Psi_0) + \Psi_\infty(\rho_{hom} - \rho_c) \quad \dots (3)$$

$\beta_{rc}$  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を係数で表したものである。

$\rho_c$  は鉄筋補強の無い場合の低減係数(=  $\beta_0$ )である。

$\Psi_\infty$  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ある。

$\rho_{hom}$  は鉄筋を考慮に入れて均一材料とした場合の低減係数である。

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、低減ヤング係数  $E_{red}$  として以下の式を適用した。

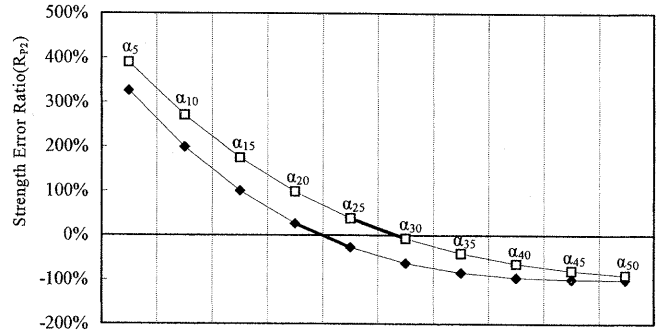
$$E_{red} = 0.7E_c \quad \dots (4)$$

#### 4. 解析結果と考察

シェル耐力を比較するために全供試体の終局耐力誤差比  $R_{p2} = \{(P_n - P_e)/P_e\}$  を求めた。ここで、 $P_n$  と  $P_e$  は数値解析と実験の終局耐力である。初期不整量  $\alpha_5$  から  $\alpha_{50}$  までの全体の終局耐力誤差比の平均値を Fig.3(a) に示した。尚、同図の括弧内の数値は標準偏差板厚比  $R_{tsi} = \{(T_i - T_{sd})/T_i\}$  である。ここで、 $T_i$  は実板厚に基づく初期不整量であり、 $T_i$  を実板厚初期不整量と定義する。 $T_{sd}$  は実板厚標準偏差を示す。ここで、単純化のためコンクリート造円筒シェルを  $C_y$ 、炭素繊維補強コンクリート造半球シェルを  $H_c$  と表記した。 $C_y$  は、初期不整量として平均板厚の 20% から 25% ( $\alpha_{20}$  から  $\alpha_{25}$ ) に増大した時に耐力誤差比が 27.0% 減から 26.2% 増に収束する結果を得た。 $H_c$  では、 $\alpha_{30}$  の時に 7.1% 減と比較的良好い結果が得られ、 $R_{tsi}$  は 12.7% 増が示された。

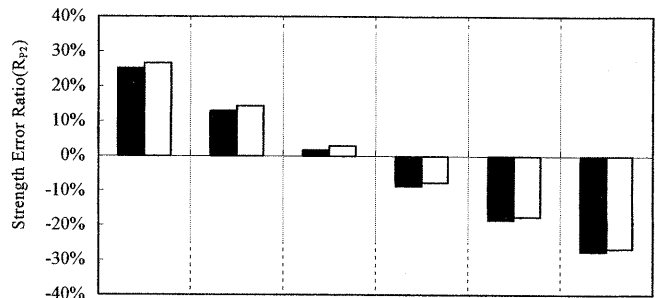
次に、上記の結果に於いて良好い対応を示した範囲における  $T_i$  を 1% ずつ変化させ詳細に検討を行った。 $C_y$  に於いては平均板厚 20%, 21%, 22%, 23%, 24% 及び 25% の初期不整量を  $\alpha_{20}$ ,  $\alpha_{21}$ ,  $\alpha_{22}$ ,  $\alpha_{23}$ ,  $\alpha_{24}$  及び  $\alpha_{25}$  とし、終局耐力誤差比を材料別に Fig.2(b) に示した。尚、良好い対応を示した箇所を下線で示した。炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造、炭素繊維シート補強した CFCRC 造(CCFRC)造、CFCRC 造、CCFRC 造を総称して  $TC_F$  として示した。鉄筋コンクリート(RC)造及び炭素繊維シート補強した RC 造(CCSRC)造を総称して  $TC_R$  と略記した。 $TC_F$  に於いて、特に良好い対応を示した  $\alpha_{22}$  及び  $\alpha_{23}$  に於いて、終局耐力誤差比 ( $R_{p2}$ ) は 8.7% 減から 1.8% 増を示し、実験値に近い対応が示された。標準偏差板厚比 ( $R_{tsi}$ ) は 1.6% 減から 2.8% 増を示した。 $TC_R$  に於いても、 $\alpha_{22}$  及び  $\alpha_{23}$  で  $R_{p2}$  が 7.7% 減から 3.0% 増と良好い対応を示した。しかし、 $R_{tsi}$  は 26.8% 増から 30.0% 増という結果が得られ全体的に変動が増大する傾向が示された。

更に、 $H_c$  の場合を比較すると、 $R_{p2}$  及び  $R_{tsi}$  を開口部数別に  $\alpha_{25}$  から  $\alpha_{30}$  に注目し平均値を求め Fig.3(c) に示した。同図より、 $H_{FC}$  では  $\alpha_{25}$  で  $R_{p2}$  が 17.3% 減と比較的良好い対応を示し、 $R_{tsi}$  も 28.8% 減という結果が得られた。 $\alpha_{26}$  から  $\alpha_{30}$  に於いては、 $R_{p2}$  は 44.4% 減から 23.4% 減と安全側ではあるが、やや誤差比が大きな値が示された。しかし、 $R_{tsi}$  に於いて 23.8% 減から 7.3% 減となり、実験値と変動幅が小さい結果となった。 $H_{F\alpha}$  の場合、 $\alpha_{28}$  及び  $\alpha$



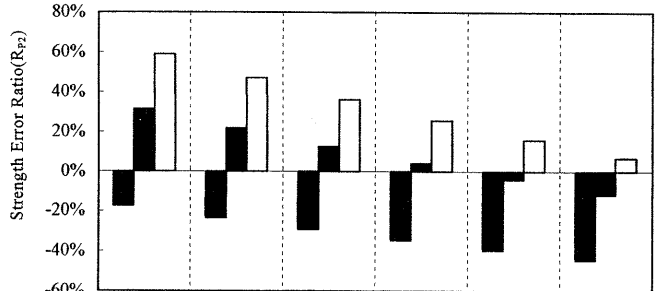
$T_i$	$\alpha_{10}$	$\alpha_{20}$	$\alpha_{30}$	$\alpha_{40}$	$\alpha_{50}$
◆ $C_y$	199.2%*1 (-81.8%)*2	26.2% (9.1%)	-62.6% (39.4%)	-95.3% (54.5%)	-100.0% (63.6%)
□ $H_c$	270.8% (-161.8%)	97.8% (-30.9%)	-7.1% (12.7%)	-64.0% (34.5%)	-89.9% (47.6%)

(a) Total Shells



$T_i$	$\alpha_{20}$	$\alpha_{21}$	$\alpha_{22}$	$\alpha_{23}$	$\alpha_{24}$	$\alpha_{25}$
■ $TC_F$	25.2%*1 (-11.8%)*2	13.1% (-6.5%)	1.8% (-1.6%)	-8.7% (2.8%)	-18.5% (6.9%)	-27.6% (10.6%)
□ $TC_R$	26.7% (19.5%)	14.4% (23.3%)	3.0% (26.8%)	-7.7% (30.0%)	-17.6% (32.9%)	-26.7% (35.6%)
Ave*3	26.0 (3.9%)	13.8 (8.4%)	2.4 (12.6%)	-8.2 (16.4%)	-18.1 (19.9%)	-27.2 (23.1%)

(b) Cylindrical Shells



$T_i$	$\alpha_{25}$	$\alpha_{26}$	$\alpha_{27}$	$\alpha_{28}$	$\alpha_{29}$	$\alpha_{30}$
■ $H_{FC}$ *4	-17.3%*1 (-28.8%)*2	-23.4% (-23.8%)	-29.1% (-19.2%)	-34.5% (-15.0%)	-40.0% (-11.0%)	-44.4% (-7.3%)
■ $H_{F\alpha}$ *4	31.3% (8.2%)	21.7% (11.8%)	12.6% (15.0%)	4.0% (18.1%)	-4.1% (20.9%)	-11.7% (23.5%)
□ $H_{F\beta}$ *4	55.8% (-11.7%)	47.2% (-7.4%)	36.2% (-3.4%)	25.8% (0.3%)	16.0% (3.7%)	6.8% (6.9%)
Ave	24.3% (-10.7%)	15.2% (-6.5%)	6.6% (-2.5%)	-1.6% (1.1%)	-9.4% (4.5%)	-16.4% (7.7%)

(c) Hemispherical Shells

(Note) \*1  $R_{p2} = \{(P_n - P_e)/P_e\}$

$P_n$ : Numerical Ultimate Strength  
 $P_e$ : Experimental Ultimate Strength

\*2  $R_{tsi} = \{(T_i - T_{sd})/T_i\}$

$T_{sd}$ : Standard Deviation on Actual Thickness

$T_i$ : Initial Imperfection by Actual Thickness

\*3 Ave: Average

\*4  $H_{FC}$ : Closed  $H_{F\alpha}$ : One Opening  $H_{F\beta}$ : Two Opening

Fig.3 Strength Error Ratio

29では、 $R_{p2}$ が4.1%減から4.0%増、 $R_{tsi}$ が18.1%増から20.9%増となり、良い対応が示された。 $H_F C$ と $H_F \alpha$ を比較すると、初期不整量の増大と共に $R_{p2}$ の減少が示されている。しかし、 $R_{tsi}$ に於いて $H_F C$ は変動幅が減少するが、 $H_F \alpha$ では変動幅が増大する傾向を示している。 $H_F \beta$ の $\alpha_{30}$ に於いて、 $R_{p2}$ で6.8%増、 $R_{tsi}$ で6.9%増が示された。実験値と比較して良い対応が示された。 $\alpha_{25}$ から $\alpha_{27}$ に於いては、 $R_{p2}$ で36.2%増から58.8%増が示され、誤差比が大きい結果を示したが、 $R_{tsi}$ で11.7%減から3.4%減が示され、良い対応が得られた。また、初期不整量を増大することにより、 $R_{p2}$ は減少傾向を示したが、 $R_{tsi}$ は増大する傾向となり $H_F C$ 及び $H_F \alpha$ と比較すると、開口部有無におけるモデルで異なる傾向が示される結果となった。

以上より、安定解析を行う際に用いる初期不整量を操作した結果、 $C_y$ では初期不整量として $\alpha_{20}$ から $\alpha_{25}$ の場合に $R_{p2}$ が比較的良好な値を示した。しかし、 $R_{tsi}$ は大きな変動が示された。 $H_e$ に於いては、初期不整量として $\alpha_{25}$ から $\alpha_{30}$ の時に $R_{p2}$ 及び $R_{tsi}$ が共に良い対応が示された。更に詳細に検討を行うと $C_y$ に於いて、 $TC_F$ 及び $TC_R$ の両方で初期不整量を増大することにより、 $R_{p2}$ は減少傾向を示したが、 $R_{tsi}$ では変動幅が増大する結果を得た。 $H_e$ に於いては、 $H_F C$ 、 $H_F \alpha$ 及び $H_F \beta$ では異なる対応を示す結果が得られた。 $R_{p2}$ の値は、全てのモデルで初期不整量を増大していくと減少傾向が示された。 $R_{tsi}$ は $H_F C$ で減少しているが、 $H_F \alpha$ 及び $H_F \beta$ では変動幅が増大する結果を示した。

本研究においては、実験耐力と対応した上限座屈荷重に適合するための、一定板厚を有する板厚整合及び板厚変動の影響を考慮して、板厚整合比( $\gamma_0$ )を求める。 $\gamma_0$ は、一定板厚比( $\gamma_1$ )に対する変動板厚比( $\gamma_2$ )の比率により求める。 $\gamma_1$ と $\gamma_2$ をFig.4に図示した。

平均板厚( $t_A$ )から実験耐力と一致する初期不整量( $t_0$ )を差し引いた耐力整合均一板厚( $t_1$ )を求め、 $t_A$ に対する $t_1$ の比を均一板厚比( $\gamma_1$ )と定義する。ここで、初期不整量( $t_0$ )は、実験耐力と一致させた場合の上限座屈荷重( $P_{upper}^{cr,c}$ )に適合する理想化された均一板厚である。平均板厚( $t_A$ )から板厚変動の標準偏差( $\alpha_{s0}$ )を差し引いた変動量低減板厚( $t_2$ )を求め、 $t_A$ に対する $t_2$ の比を変動板厚比( $\gamma_2$ )と定義する。 $\gamma_0$ は、板厚初期不整に対する板厚変動の比率が一致した場合に1.0となり、板厚初期不整の値と板厚変動の値との差が大きくなるに従い1.0から離れた値が示される。ここで求めた値をTable 4に示した。Fig.5(a), (b)には $C_y$ と $H_e$ 毎に板厚整合比を図示した。同図より、 $C_y$ に於いて、板厚整合比の平均値は0.94、標準偏差11%が示され、良い対応を示し、収束する結果が得られた。 $H_e$ に於いては、板厚整合比は0.98、標準偏差9%を示し、 $C_y$ と比較して良い結果を得ることができた。次に、Table 5には、 $\gamma_0$ における材料別及びシート有無毎の平均値を示した。CFとRCを比較すると、CFの方が鉄筋補強を施さず均質材料であるため、板厚整合比及び標準偏差とも良い対応を示す結果となった。尚、 $C_y$ のシート無は、1タイプの実験であり、表中には、括弧付で表示した。

5. まとめ

本研究に於いて、初期不整量を変動パラメータとしてIASSの座屈指針案のドラクスカ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於いて以下の結論を得た。

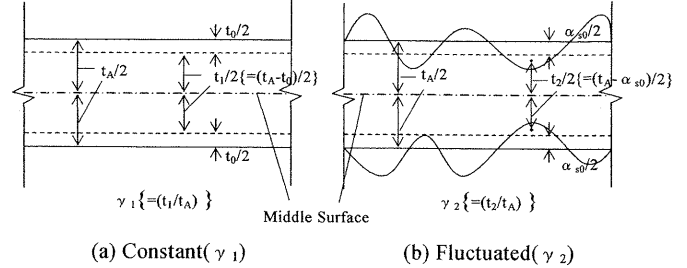
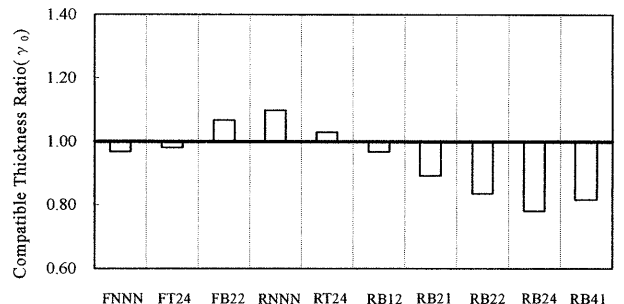


Fig.4 Thickness Ratio

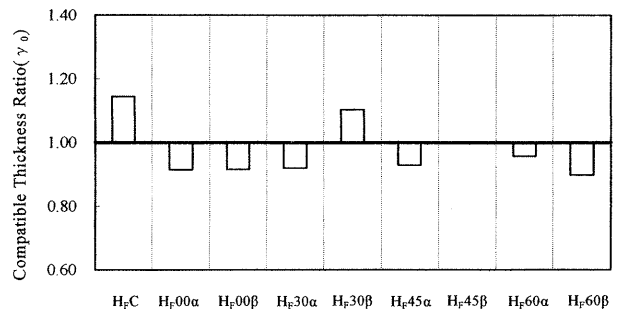
Table 4 Compatible Thickness Ratio

Model	$t_A^{*5}$ (mm)	$\alpha_{s0}^{*6}$ (mm)	$t_0^{*7}$ (mm)	$\gamma_1^{*8}$	$\gamma_2^{*9}$	$\gamma_0^{*10}$	
$C_y$	FNNN	9.37	2.19	2.42	0.74	0.77	0.97
	FT24	9.65	1.90	2.05	0.79	0.80	0.98
	FB22	9.23	2.29	1.82	0.80	0.75	1.07
	RNNN	7.32	1.55	0.98	0.87	0.79	1.10
	RT24	11.79	2.62	3.27	0.80	0.78	1.03
	RB12	11.20	1.80	2.35	0.81	0.84	0.97
	RB21	10.42	1.49	2.10	0.76	0.86	0.89
	RB22	10.61	1.51	2.45	0.72	0.86	0.84
	RB24	9.33	1.72	3.38	0.64	0.82	0.78
RB41	10.77	1.59	3.00	0.70	0.85	0.82	
$H_e$	$H_F C$	6.24	2.01	1.40	0.78	0.68	1.14
	$H_F 00\alpha$	7.36	1.44	1.94	0.74	0.80	0.92
	$H_F 00\beta$	8.04	1.49	2.04	0.75	0.81	0.92
	$H_F 30\alpha$	7.12	1.67	2.11	0.70	0.77	0.92
	$H_F 30\beta$	8.03	2.99	2.42	0.70	0.63	1.10
	$H_F 45\alpha$	7.22	1.84	2.22	0.69	0.75	0.93
	$H_F 45\beta$	9.15	2.36	2.35	0.74	0.74	1.00
	$H_F 60\alpha$	6.58	1.53	1.75	0.73	0.77	0.96
	$H_F 60\beta$	7.17	1.72	2.27	0.68	0.76	0.90

(Note) <sup>\*5</sup>  $t_A$ : Average Thickness  
<sup>\*6</sup>  $\alpha_{s0}$ : Standard Deviation on Average Thickness  
<sup>\*7</sup>  $t_0$ : Compatible Thickness  
<sup>\*8</sup>  $\gamma_1$ : Constant Thickness Ratio [ $\{(t_A - t_0)/t_A\} = (t_1/t_A)$ ]  
<sup>\*9</sup>  $\gamma_2$ : Fluctuated Thickness Ratio [ $\{(t_A - \alpha_{s0})/t_A\} = (t_2/t_A)$ ]  
<sup>\*10</sup>  $\gamma_0$ : Compatible Thickness Ratio  $\{= \gamma_1 / \gamma_2\}$



(a) Cylindrical Shells



(b) Hemispherical Shells

Fig.5 Compatible Thickness Ratio

(1). 初期不整量として平均板厚を低減した値を採用した結果、コンクリート造円筒シェルに於いて平均板厚の 20%から 25%の範囲内で、炭素短繊維補強コンクリート造半球シェルに於いては平均板厚の 25%から 30%の範囲内で、実験値の耐力と解析値の耐力との誤差が少ない良い対応を示した。

(2). 上記(1)の範囲内でコンクリート造円筒シェルに於いて材料別に、炭素短繊維補強コンクリート造半球シェルに於いては開口部毎に比較検討を行った。炭素短繊維補強コンクリート造円筒シェル(炭素繊維シート補強による炭素短繊維補強コンクリート造円筒シェルを含む)では、座屈耐力を平均板厚で解析した上で初期不整量として同板厚の 22%を採用した際に終局耐力誤差比 1.8%増、標準偏差板厚比 1.6%減が示された。鉄筋補強コンクリート造円筒シェル(炭素短繊維補強コンクリート造円筒シェル同様、炭素繊維シート補強を含む)に於いて、平均板厚の 22%の場合に終局耐力誤差比 3.0%、標準偏差板厚比 26.8%増が得られ、終局耐力誤差比は比較的良好な結果を示したが、炭素短繊維補強コンクリート造シェルと比較して標準偏差板厚比は変動が大きくなる傾向が示された。

(3). 一定板厚を有する板厚整合及び板厚変動の影響を考慮して、板厚整合比を求めた結果、コンクリート造円筒シェルでは、板厚整合比の平均値は 0.94、標準偏差 11%という値を示した。次に、炭素短繊維補強半球シェルは板厚整合比の平均値 0.98、標準偏差 9%を得た。炭素繊維補強コンクリート(CF)造と鉄筋補強コンクリート(RC)造及び双方におけるシート有無の平均値を比較する

と、CFの方が鉄筋補強を施さず均質材料であるため RC と比べシート有無に於いて  $\gamma_{0A}$ 、 $\gamma_{0S}$ とも良い対応が示される結果となった。

Table 5 Average of Compatible Thickness Ratio

Shell	$C_y$				$H_c$
	CF <sup>*11</sup>		RC <sup>*12</sup>		
Material	CF <sup>*11</sup>		RC <sup>*12</sup>		CF
Sheet	None	Reinforced	None	Reinforced	None
$\gamma_{0A}$ <sup>*13</sup>	(0.97)	1.02	(1.10)	0.89	0.98
$\gamma_{0S}$ <sup>*14</sup>	—	6%	—	10%	9%

(Note) <sup>\*11</sup>CF: Carbon Fiber Chip Reinforced Concrete

<sup>\*12</sup>RC: Reinforced Concrete

<sup>\*13</sup> $\gamma_{0A}$ : Average of  $\gamma_0$

<sup>\*14</sup> $\gamma_{0S}$ : Standard Deviation of  $\gamma_0$

参考文献

- 1) 真下和彦, 早川広幸, 佐久間吉秋, 川崎健二郎:コンクリート造円筒殻の耐力評価における初期不整の影響, 東海大学工学部紀要, vol.43, No. 2 (2003), pp. 11-16.
- 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