

炭素繊維補強によるコンクリート造シェルの耐力評価

真下和彦^{*1}・佐久間吉秋^{*2}・川崎健二郎^{*3}

Strength Evaluation of Concrete Shells with Carbon Fiber Reinforcement.

by

Kazuhiko MASHITA^{*1}, Yoshiaki SAKUMA^{*2} and Kenjiro KAWASAKI^{*3}

(Received on Aug. 10, 2005, & accepted on Jan. 14, 2006)

Abstract

The main purpose of this study is to evaluate the strength of concrete shells with carbon fiber reinforcement on the basis of linear buckling analysis. The ultimate strength of concrete shells could not be easily evaluated because of the requirement of expensive experiments or complicated numerical analysis. However, on the basis of linear buckling analysis, as proposed by the revised version of the IASS Recommendations, strength evaluation could be easily predicted although with a rough precision. Therefore, in this study, ultimate strength evaluation by stability analysis is carried out with consideration of an effective initial imperfection corresponding to an actual shell thickness fluctuation. For this purpose, hemispherical shells fabricated from concrete reinforced with carbon fiber chips and cylindrical shells fabricated from concrete reinforced with carbon fiber composites were investigated. These shells were supported without any additional stiffening members in order to clearly analyze the boundary conditions. The results of ultimate strength evaluation are discussed on the basis of a fracture strength experiment.

Keywords: Concrete Shell, Strength Evaluation, Carbon Fiber Reinforcement

1. 序論

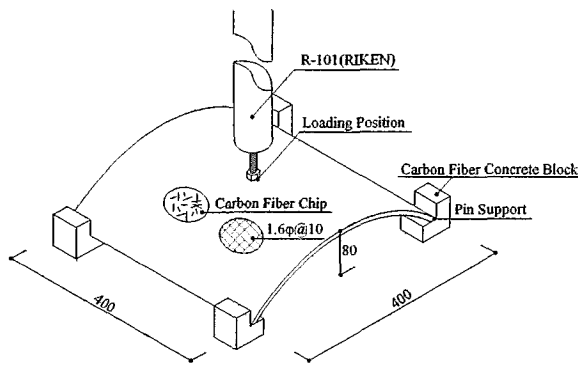
本研究の主目的は、線形座屈解析に基づき炭素繊維補強されたコンクリート造シェルの耐力評価を検討することである。コンクリート造シェルの耐力評価には、一般的に高価な破壊実験もしくは複雑な非線形解析が必要とされる。しかし、コンクリート造シェルの耐力を予測するための比較的簡便な方法として、安定解析に基づく線形座屈荷重に低減係数を適用して推定する方法が提案されている^{1,2)}。その中で、IASS 座屈指針案改訂版が最も注目すべき方法である。この方法によれば、コンクリート造シェルに対して、ある程度大局的に耐力評価を行うことが可能である。また、初期不整量がシェル耐力に大きな影響を及ぼし、その詳細は研究者の裁量に委ねられている。本研究に於いて、炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造、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(CCFRC)造及び炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート(CFSRC)造に加えて、鉄筋コンクリート(RC)造の破壊実験結果を基に、安定解析による検証を行った。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、施工板厚の標準偏差を考慮した形を採用した。即ち施工精度に対応した施工板厚変動量を変動板厚比と定義し、これを指標とした新たな初期不整量による耐力評価を行った。

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、小型供試体による破壊実験を行った。Fig.1(a)に本実験で用いた破壊実験載荷装置及び支持方法の図を示す。支持方法は水平スラストを拘束する為に隅角部4点ピン支持とした。実験供試体寸法は、水平投影面において400mm(指導線方向)×400mm(母線方向)の正方形とし、ライズを80mm(Z軸方向)、設計シェル板厚を8mm、ライズスパン比は1/5とした。これは曲率半径290mm、全開角87.1度となる。荷重載荷は島津油圧式万能試験機RH-100tを用いてロードセルを導入し、鉛直集中荷重によりシェル面中央部に破壊に至るまで載荷を行った。シェル面への集中荷重はボルト(JISB1180-M12)の先端にナット(JISB1181-M12)を嵌め込み載荷を行った。炭素繊維シート補強範囲についてはFig.1(b)に示す5種類を選定した。即ち、シェル上面全面シート補強モデル(T Model)、シェル下面全面シート補強モデル(B Model)、シェル両面全面シート補強モデル(A Model)、シェル部分シート補強モデル(L Model)、及びシート無補強モデル(N Model)の5種類である。本研究で用いた数値解析モデルをFig.1(c)に示す。Fig.1(d)にCRN,CRA,CFN及びCFAの破壊形態を示した。これらの座屈モードはほぼ同一であり、Fig.1(e)にCRA座屈モードを示した。これより、シェル頂部母線方向の陥没変形が支配的であることが示されている。Table 1には、実験供試体の文字構成、シート貼り付け面及び材料定数を示した。

Fig.2(a),(b)に半球シェル供試体を図示した。実験供試体寸法はFig.2(a)及び(b)に示した通りであり、シェル中央面での曲率半径(r_0)は202.5mmであり、設計シェル板厚(T_0)は5.00mm、半開角(ϕ_0)は90度の半球殻とした。全開角(ϕ_2)を30度、側面直径110.5mmの半円形開口を設け、開口部に於ける円形部分の中心と半球殻の中心を結ぶ中心軸がX軸と成す開口部仰角(ϕ_1)

*1 工学部建築学科 教授・工博
*2 積水ハウス 技師
*3 理工学研究科総合理工学専攻

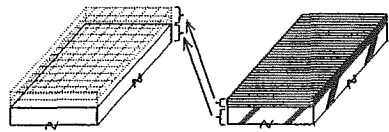


(a) Dimension of Cylindrical Shells.

Model	CFN	CFA	CFB	CFT	CFL
	CRN	CRA	CRB	CRT	CRL
Top					
Bottom					

□ None ■ Carbon Fiber Sheet

(b) Reinforced Region with Carbon Fiber Sheets



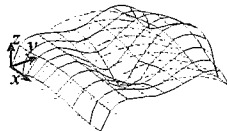
M_N: Numerical Model M_E: Experiment Model

..... Layered Element
 ——— Plate Element
 Sheet
 Concrete

(c) Numerical Model for Carbon Fiber Sheet.

Model	CFN	CRA	CFN	CFA
Cracking Pattern (Top Surface)				

(d) Cracking Pattern (Top Surface).



(e) Buckling Mode (CRA).

Fig.1 Cylindrical Shell Models.

は0度、30度及び45度とし、そのまま脚部まで裁断した。また、開口部形態パラメータ $i = (\Phi_v / \Phi_u, \Phi_v: \text{Variable Angle } (\phi), \Phi_u: \text{Unit Angle } (15^\circ))$ を定義した。Fig.2(b)には、水平投影面上に於ける開口部中心と半球殻の中心を結ぶ線分が他の開口部に於ける同様の線分と成す相互角(θ)を定義した。そしてこの θ として90度及び180度を設定した。また文字構成として1文字目に半球殻モデル (Hemispherical Shell Model) を、2文字目に開口部形態パラメータ i を、3文字目には開口部の個数を示した。半球シェルモデルは全て 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。Fig.2(d)及び(e)に HNN 及び H34 の破壊形態並びに座屈モードをそれぞれ示した。これより、載荷部及び開口部の変形が大きく、崩壊形に類似性が認められる。Table 2 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。また、荷重載荷は2タイプ共にシェル面中央に点荷重を行った。

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、偏心させた積層要素を適用し、Fig.1(c)に示した。

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

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。 $P_{cr,c}^{lin,uncr}$ 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る。座屈を起こさず塑性のみによる破壊荷重を塑性荷重とする。 ζ はこの塑性荷重を考慮した低減係数であり、次式の修正ダンカレー式より算定を行った

$$\zeta = \gamma \cdot \sqrt{(0.5\gamma)^2 + 1} - 0.5\gamma^2 \quad \dots(2A)$$

$$\gamma = P_{pl} / P_{cr,c}^{lin,uncr} \quad \dots(2B)$$

P_{pl} 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 (σ_{ult}) と単位荷重 ($P_1 (= 1N)$) による線形解析より得られた最大応力 (σ_{max}) の比率を χ とし、塑性荷重 ($P_{pl} = \chi P_1$) を求めた。

β 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。本研究における炭素短繊維補強コン

Table 1 Cylindrical Shell Models.

Model	Level=[1]-[2]-[3]			Material Properties of Concrete			Shell Thickness			Ultimate Strength [kN]	
	[1]	[2]	[3]	Young's Modulus :E[GPa]	Ultimate Compressive Strength :F _c [MPa]	Poisson's Ratio :ν	Average :T _a [mm]	Standard Deviation :T _s [mm]	Coefficient of Variation :CV (=T _s /T _a)		
	Shape	Material Properties	Reinforced Surface								
CFN	C: Cylindrical Shells	F: Carbon Fiber Chip Reinforced	N:None	22.6	61.8	0.217	7.83	2.06	0.26	3.46	
CFA			A:All				9.02	1.55	0.17	8.39	
CFB			B:Bottom				10.80	3.09	0.29	6.04	
CFT							8.52	1.76	0.21	5.07	
CFL							9.83	2.26	0.23	5.42	
CRN							11.10	1.83	0.16	5.32	
CRA		R: Steel Reinforced	T:Top	L:Local	23.7	53.3	0.230	12.85	2.33	0.18	9.22
CRB								11.15	1.63	0.15	6.66
CRT								10.13	1.46	0.14	6.55
CRL								10.22	1.96	0.19	6.15

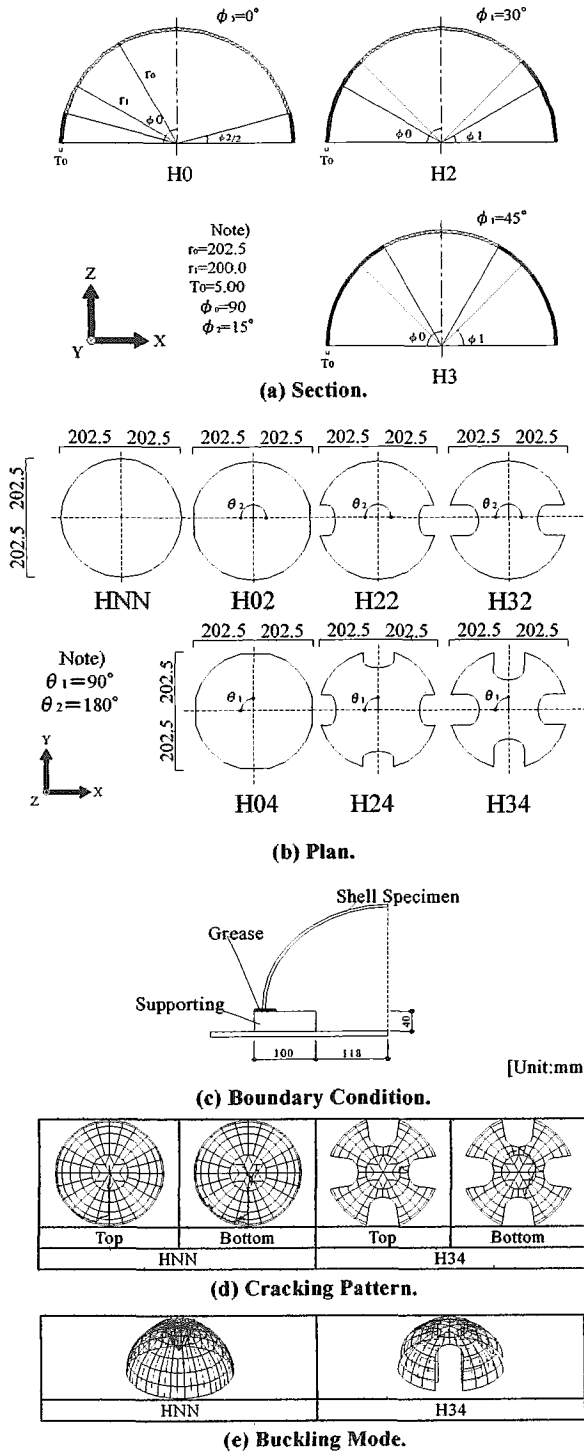


Fig. 2 Hemispherical Shell Models.

Table 2 Hemispherical Shell Models.

Model	Level=[1]-[2]-[3]			Material Properties of Concrete			Shell Thickness			Ultimate Strength [kN]
	[1]	[2]	[3]	Young's Modulus :E[GPa]	Ultimate Compressive Strength :Fc[MPa]	Poisson's Ratio :ν	Average :T _A [mm]	Standard Deviation :T _{sd} [mm]	Coefficient of Variation :CV (=T _{sd} /T _A)	
	Shape	Opening Arrangement	Number of Openings							
HNN	H: Hemispherical Shells	N:None	N:None	24.1	64.4	0.213	7.34	2.25	0.31	5.37
H02		I=φv/φu					6.23	2.54	0.41	2.63
H04		I=Opening Arrangement Parameter					5.12	2.25	0.44	2.06
H22		φv:Variable angle					6.23	1.89	0.30	1.97
H24		φu:Unit Angle(15°)					7.92	2.94	0.37	2.18
H32							6.63	2.16	0.33	1.27
H34							7.24	2.37	0.33	1.06

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。

$$\beta_c = \{1 - (2e_0/h)\}^{1.5(1+\nu_c)} \quad \dots(3A)$$

$$e_0 = C\alpha \quad \dots(3B)$$

β_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 α 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、半球シェルは0.67となる。本研究では α を変動パラメータとして次のように設定した。 α_{10} は実験値に対する解析値の耐力比 R_s (破壊実験の終局耐力 P_c 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 $\alpha_5 \sim \alpha_{40}$ は、それぞれ平均板厚の5%~40%の値を採用した。

鉄筋補強した場合、低減係数 β_{rc} は以下の式から得ることができる。

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

β_{rc} は鉄筋補強をした場合の低減係数である。 ρ_c は鉄筋補強の無い場合の低減係数(= β_c)である。 Ψ_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。 Ψ_∞ 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。 ρ_{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。

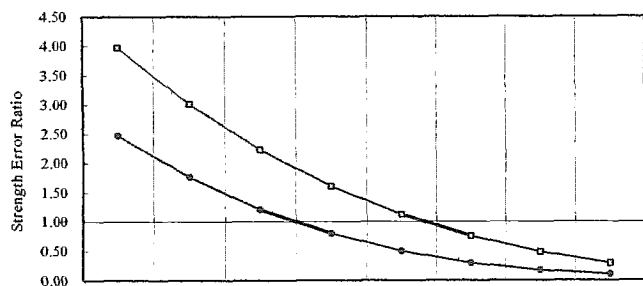
解析では材料試験片より得られたヤング係数 E_c を基に破壊実験に要した数時間、即ち短時間クリープの影響を考慮に入れ、低減ヤング係数 E_{red} として以下の式を適用した。

$$E_{red} = 0.7E_c \quad \dots(5)$$

4. 解析結果と考察

シェル耐力を比較するため全供試体の終局耐力比 $R_s (=P_n/P_c)$ を求めた。ここで、 P_n と P_c は数値解析と破壊実験の終局耐力である。初期不整量 α_5 から α_{40} までの終局耐力比の平均値をFig.3に示した。ここで、表中の 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。単純化のためコンクリート造円筒シェルを C_y 、炭素短繊維補強コンクリート造半球シェルを H_c と表記した。ここで、良い対応を示した箇所を下線で示す。

C_y は初期不整量に平均板厚の15%から20%(α_{15} から α_{20})の値



T _i	α ₅	α ₁₀	α ₁₅	α ₂₀	α ₂₅	α ₃₀	α ₃₅	α ₄₀
C _y *	2.48	1.76	<u>1.21</u>	<u>0.80</u>	0.50	0.30	0.17	0.10
H _c *	3.98	3.01	2.23	1.61	<u>1.12</u>	<u>0.75</u>	0.48	0.29

Note) C_y: Cylindrical Shells
H_c: Hemispherical Shells

Fig. 3 Strength Ratio.

を採用した場合に R_s が 0.80 倍から 1.21 倍、H_c は α₂₅ から α₃₀ の範囲内で 0.75 倍から 1.12 倍と実験値に近い対応を示す結果となった。

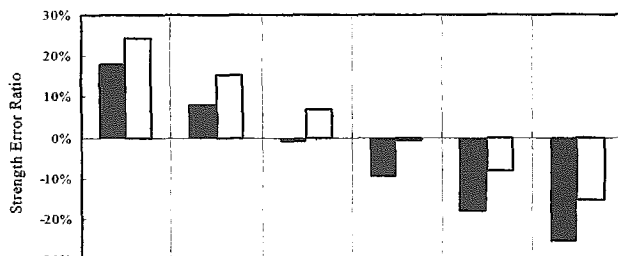
次に、上記の結果に於いて良好な対応を示した範囲内で終局耐力誤差比 R_{se} = (P_n - P_e) / P_e を求め、T_i を 1% ずつ低減させ詳細に検討を行った。C_y に於いては R_{se} を材料別に Fig.4(a) に示した。炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造、炭素繊維シート補強した炭素短繊維補強コンクリート(CCFRC)造を総称して T_{CF} とする。また、鉄筋コンクリート(RC)造、炭素繊維シート補強した鉄筋コンクリート(CFSRC)造を総称して T_{RC} と略記した。T_{CF} では α₁₇ に於いて、R_{se} は 1.1% 減と良い対応が示された。T_{RC} に於いては、α₁₈ の時に R_{se} が 0.8% 減と特に良い対応を示す結果となった。

更に、H_c の場合を比較するため、α₂₅ から α₃₀ の範囲に於いて開口部数毎に求め、Fig.4(b) に示した。尚、開口無を H_N、開口部が 2 つの供試体を H₂ 及び 4 つの供試体を H₄ と略記した。R_{se} は H_N の α₂₅ で 16% 減と安全側の良い対応を示した。また、H₂ は α₂₆ の時に R_{se} が 0.3% 増と H_c の中では特に良い対応を示す結果となった。H₄ の場合、R_{se} は α₂₈ で 0.6% 減と実験値に近い対応を示している。

本研究に於いては、実験耐力と対応した上限座屈荷重に適合するため、補正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(γ₀)を求める。γ₀ は、変動板厚比(γ₂)に対する耐力補正板厚比(γ₁)の比率により求める。ここで、γ₁ と γ₂ を Fig.5 に図示した。

平均板厚(T_A)から実験耐力と一致する最適な初期不整量(α₀)を差し引いた耐力補正板厚(T₁)を求め、T_A に対する T₁ の比を耐力補正板厚比(γ₁)として求める。ここで、最適な初期不整量(α₀)は実験耐力と一致させた場合の上限座屈荷重(P_{supcr,pl})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(T_{sd})を差し引いた変動量低減板厚(T₂)を求め、T_A に対する T₂ の比を変動板厚比(γ₂)として求める。γ₀ の値は、板厚変動に対する板厚初期不整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 から離れた数値が示される。ここで、求めた値を Table 3 に示した。Fig.6(a), (b) には C_y と H_c 毎に γ₀、γ₁ 及び γ₂ を図示した。

同図より、C_y に於いては板厚整合比(γ₀)の平均値が 1.03、標



T _i	α ₁₅	α ₁₆	α ₁₇	α ₁₈	α ₁₉	α ₂₀
T _{CF} *	18.0%	8.2%	<u>-1.1%</u>	-9.8%	-18.0%	-25.7%
T _{RC} *	24.2%	15.4%	7.0%	<u>-0.8%</u>	-8.2%	-15.2%

(a) Cylindrical Shells.



T _i	α ₂₅	α ₂₆	α ₂₇	α ₂₈	α ₂₉	α ₃₀
H _N *	<u>-16.0%</u>	-22.1%	-27.9%	-33.4%	-38.6%	-43.5%
H ₂ *	8.2%	<u>0.3%</u>	-7.2%	-14.3%	-21.0%	-27.3%
H ₄ *	25.5%	16.3%	7.6%	<u>-0.6%</u>	-8.3%	-15.6%

(b) Hemispherical Shells.

Note) T_{CF}: Concrete Reinforced with Carbon Fiber Chip
T_{RC}: Concrete Reinforced with Steel Bar
H_N: Closed
H₂: Two Openings
H₄: Four Openings

Fig. 4 Strength Error Ratio.

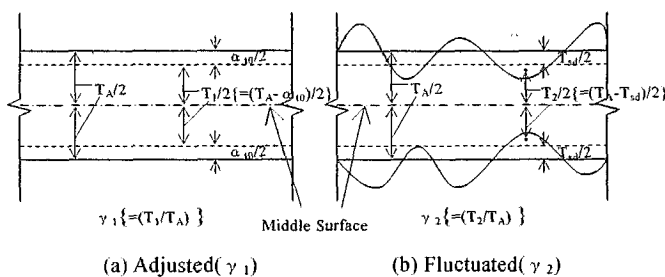


Fig.5 Thickness Ratio.

準偏差 7% が示され、耐力補正板厚比(γ₁)と変動板厚比(γ₂)の差が微小な良い対応を示した。また、H_c に於いても γ₀ の平均値 1.15、標準偏差 8% が得られ、変動の小さい良い結果が確認された。尚、施工板厚の精度に関しては平均板厚に対する標準偏差の比率即ち変動係数を Table 1 及び Table 2 に示す。今回の実験では、CFCRC 造及び CCFRC 造円筒シェルで施工板厚の変動係数は 0.17 から 0.29(平均:0.23)、RC 造及び CFSRC 造円筒シェルでは 0.14 から 0.19(平均:0.17) が得られた。また、CFCRC 造半球シェルは施工板厚の変動係数は 0.30 から 0.44(平均:0.35) が示された。

Table 3 Compatible Thickness Ratio.

Model	T_A	T_{ed}	α_{10}	γ_1	γ_2	γ_0	$\gamma_0(Ave.)$ (S.D.)
C _y	CFN	7.83	2.06	1.25	0.84	0.74	1.14
	CFA	9.02	1.55	1.37	0.85	0.83	1.02
	CFB	10.80	3.09	1.86	0.83	0.71	1.16
	CFT	8.52	1.76	1.60	0.81	0.79	1.02
	CFL	9.83	2.26	1.65	0.83	0.77	1.08
	CRN	11.10	1.83	2.04	0.82	0.84	0.98
	CRA	12.85	2.33	2.53	0.80	0.82	0.98
	CRB	11.15	1.63	1.85	0.83	0.85	0.98
	CRT	10.13	1.46	1.93	0.81	0.86	0.95
CRL	10.22	1.96	1.63	0.84	0.81	1.04	1.03 (7%)
H _s	HNN	7.34	2.25	1.66	0.77	0.69	1.12
	H02	6.23	2.54	1.80	0.71	0.59	1.20
	H04	5.12	2.25	1.45	0.72	0.56	1.28
	H22	6.23	1.89	1.69	0.73	0.70	1.05
	H24	7.92	2.94	2.40	0.70	0.63	1.11
	H32	6.63	2.16	1.35	0.80	0.67	1.18
	H34	7.24	2.37	1.76	0.76	0.67	1.13

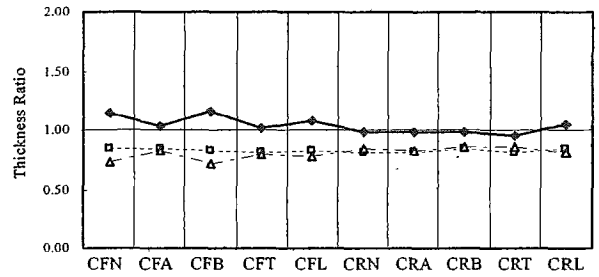
Note) α_{10} : Compatible Thickness
 γ_1 : Strength Adjusted Thickness Ratio $\{=(T_A - \alpha_{10})/T_A\}=(T_1/T_A)$
 γ_2 : Fluctuated Thickness Ratio $\{=(T_A - T_{ed})/T_A\}=(T_2/T_A)$
 γ_0 : Compatible Thickness Ratio $\{=\gamma_1/\gamma_2\}$

5. 結論

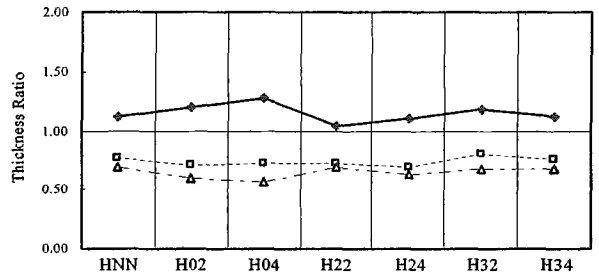
本研究に於いて、初期不整量の変動パラメータを施工板厚変動量と連動して求めた。IASS 座屈指針案のドラクスカ改訂版に従い安定解析を行った結果、今回対象とした破壊実験供試体の範囲に於いて以下の結論を得た。

(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 15%から 20%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平均板厚の 25%から 30%の範囲内で、実験値と解析値の誤差が少ない良好な対応を示した。

(2). 板厚変動に応じた板厚整合比(γ_0)による評価法を提案した。本評価法による結果より、コンクリート造円筒シェル



(a) Cylindrical Shells



(b) Hemispherical Shells

Legend: γ_0 (solid line with circles), γ_1 (dashed line with squares), γ_2 (dotted line with triangles)

Fig.6 Thickness Ratio.

では、 γ_0 の平均値は 1.03、標準偏差 7%を得た。更に、炭素短繊維補強コンクリート造半球シェルは γ_0 の平均値 1.15、標準偏差 8%が示された。上記の両シェルの形状に於いて、 γ_0 の平均値が 15%以内の誤差、標準偏差が 8%を示した。

参考文献

- 1) 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——
- 2) 半谷裕彦 他, カラム, No. 101, 1987. 7, pp75-81.
- 2) Buckling of Shells for Engineers, L. Kollar and E. Dulacska, Wiley 1984