

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

真下和彦*¹, 早川広幸*², 佐久間吉秋*³, 川崎健二郎*³

Effect of Initial Imperfection on Strength Evaluation of Concrete Cylindrical Shells

by

Kazuhiko MASHITA, Hiroyuki HAYAKAWA, Yoshiaki SAKUMA and Kenjiro KAWASAKI

(Received on Sep.10, 2003 & accepted on Jan.7, 2004)

Abstract

The main purpose of this study is to investigate the effect of an initial imperfection of shell thickness on the strength of concrete shells using strength determined by strength evaluation based on stability analysis, which could be easily calculated as compared with expensive experiments and complicated nonlinear analysis. For this purpose, an easy and convenient method of evaluating the ultimate strength of a concrete shell was investigated by applying stability analysis based on the revised version of IASS Recommendation and by operating reduction parameters with several types of initial imperfection. As for a concrete shell, three types of material were investigated. The first one is a standard concrete reinforced with a steel bar. The second one is a carbon fiber chip concrete reinforced with a mixed-in carbon fiber chip and without steel. The third one is a concrete reinforced with carbon fiber sheets. The latter two materials could realize concrete with higher homogeneity and isotropy than standard reinforced concrete. These results were discussed on the basis of the results of the experiment.

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

1. まえがき

シェル構造の耐力能力は、破壊実験もしくは非線形解析に基づく耐力評価が適切である。しかし、複雑かつ困難な作業を伴うため、通常の許容応力度設計において非線形領域まで考慮した耐力能力の検討を行う事は極めて難しい。しかしながら、開口を有するシェル、集中荷重を受けるシェル、あるいは土盛り等、比較的大きな上載荷重を受けるシェルに於いては、耐力能力を推定する事が重要である。

耐力能力を推定する簡便な方法として、これまでにいくつかの方法が提案されており、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、及びこの指針案に塑性化の影響と初期不整量等の点で改良を加えたドラクスカの改訂版等が知られている。

著者等は、これまでに多くのシェルについて破壊実験、及び非線形解析を行い、コンクリートのひび割れ及び圧縮降伏による塑性化と板厚の誤差を伴う初期不整の影響を考慮する事によって実験結果と解析結果が整合する事を確認してきたが、本研究では、このプロセスを応用して、初期不整量に基づいて耐力能力を推定する事を試みた。

初期不整量を平均板厚、低減板厚、及び平均板厚の1/2で与えた場合を比較したところ、結果として、初期不整量を平均板厚に対する比で与える事により、耐力の変動係数が小さくなり、この

時の耐力比に基づいて耐力能力を推定しうる事を示した。

2. 実験概要

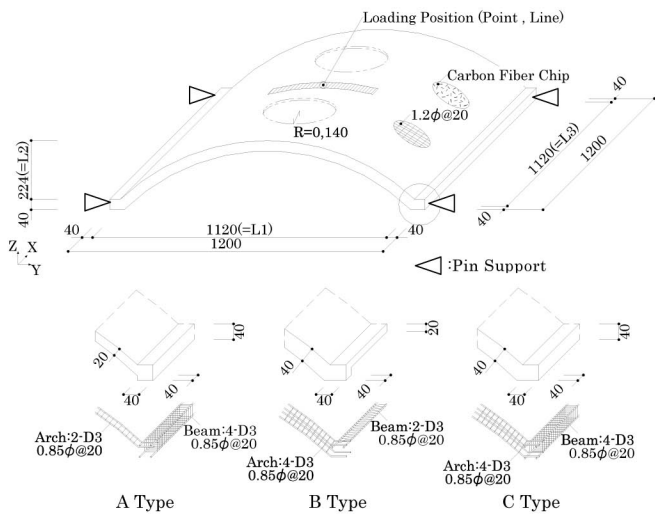
本研究に用いた破壊実験供試体の形状及び境界条件を Fig.1 及び Fig.2 に示した。Table 1 には各供試体名の詳細、材料諸元、荷重条件、終局耐力及び線形座屈荷重を示した。CyF は炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造円筒シェル、CyR は鉄筋補強コンクリート(RC)造円筒シェル、CyS は炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート(CFSRC)造円筒シェル、及び HsF は CFCRC 造半球シェルをそれぞれ表している。尚、筆者等が文献(1)で初期不整量に標準偏差を採用し検討を行った供試体に関しても、再度本研究で詳細な検討を行った。CyF 及び CyR ではシェル面上面指導線方向に 400mm×60mm の載荷接触面積を有する線荷重載荷を行った、CyS 及び HsF ではシェル面中央に点荷重載荷を行った。

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 20mm×縁梁せい 40mm 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・縁梁せい共に 40mm (Type C) モデルの 3 種を対象とした。また、これらのモデルに対して、開口部の有無が耐力に及ぼす影響も検討を行った。開口部半径は (L1)/4、開口部位置は $x=\{(L3)/4\}$ 及び $3(L3)/4$ 、 $y=\{(L1)/2\}$ とした。CyS モデルは CyR-CCL モデルを基にした炭素繊維シートによる補強モデルである。4 種の炭

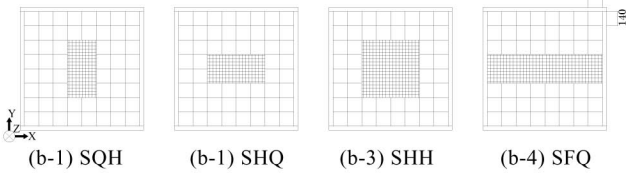
* 1 工学部建築学科教授

* 2 株式会社協和建築積算事務所

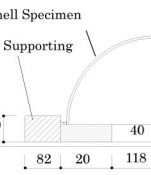
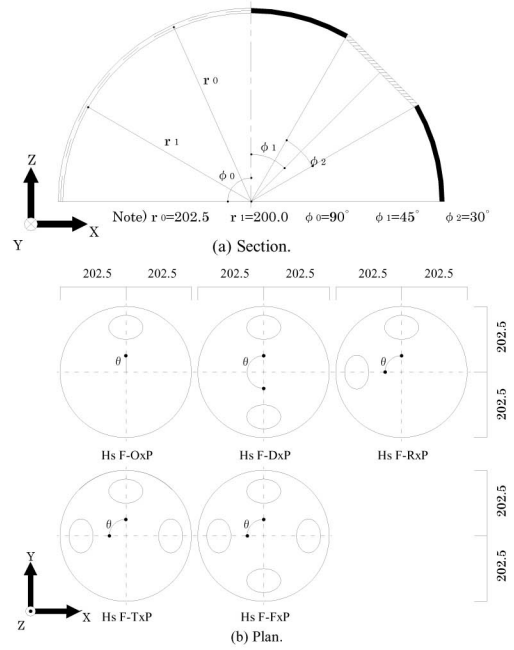
* 3 工学研究科建築学専攻博士課程前期



(a) Dimension of Cylindrical Shells



(b) Reinforced Region of Carbon Fiber Sheets (Unit:mm)



(c) Boundary conditions

(Unit:mm)

Fig.1 Cylindrical Shell Models

Fig.2 Hemispherical Shell Models

Table 1 Shell Models

Model	Shell Specimens				Shell Thickness(mm)				Concrete			Shell Strength							
	Shape and Reinforced Type	[1] - [2] - [3] - [4]		Load	Max	Min	Ave	SD ^{*1}	E _c ^{*2} (GPa)	F _c ^{*3} (MPa)	Z	Liner Critical Load Ratio							
		Opening										Edge Member Depth		Ultimate Strength / P _n ^{*4} (kN)	T _u ^{*4}	T _r ^{*5}	T _h ^{*6}		
		Sheet Size X	Sheet Size Y									Sheet Size X	Sheet Size Y						
CyF-CAL	Cylindrical Shells And CFCRC	C: Closed (R=0mm)	A: Thin Arch Arch 20mm Beam 40mm	L: Line Load	11.80	5.45	9.08	1.07	23.81	71.95	0.23	7.89	5.91	4.22	0.87				
CyF-CBL					12.70	3.10	7.96	1.93	25.08	60.35	0.24	5.83	5.99	2.75	0.86				
CyF-CCL					11.80	4.10	7.92	1.37	24.17	67.96	0.24	5.14	6.59	3.83	0.94				
CyF-OAL					11.00	5.25	8.00	1.15	23.81	63.29	0.24	4.51	6.29	3.97	0.93				
CyF-OBL					11.40	6.00	8.40	1.04	24.43	62.97	0.23	5.46	5.94	4.13	0.87				
CyF-OCL					11.98	5.00	8.52	1.50	26.60	67.60	0.25	6.52	5.77	3.38	0.83				
CyR-CAL					Cylindrical Shells And RC	O: Opened (R=140mm)	B: Thin Beam Arch 40mm Beam 20mm	L: Line Load	11.70	5.50	9.13	1.24	25.64	57.91	0.22	5.02	10.12	6.85	1.49
CyR-CBL									11.60	6.00	8.58	1.12	26.29	61.47	0.23	5.83	7.69	5.22	1.10
CyR-CCL									11.95	4.50	7.32	1.55	23.74	67.16	0.21	5.14	5.03	2.60	0.72
CyR-OAL									13.50	7.00	9.79	1.48	27.89	61.46	0.22	5.33	10.19	6.55	1.53
CyR-OBL	11.70	4.00	6.81	1.59					24.91	57.25	0.22	3.27	5.66	2.70	0.82				
CyR-OCL	12.40	6.00	9.26	1.24					23.74	67.16	0.21	5.06	8.16	5.48	1.19				
CyS-QHP	Cylindrical Shells And CFSRC	F: Full of Shell Span H: Half of Shell Span Q: Quarter of Shell Span	H: Half of Shell Span Q: Quarter of Shell Span	P: Point Load					17.15	6.80	11.20	1.80	22.95	53.12	0.21	5.21	16.87	10.68	2.83
CyS-HQP									16.60	6.90	10.42	1.49	26.23	63.96	0.21	6.08	13.19	6.03	21.29
CyS-HHP									14.75	5.75	10.61	1.51	27.07	56.16	0.23	5.26	18.15	12.17	3.01
CyS-FQP									15.60	7.50	10.77	1.59	20.36	55.03	0.21	3.53	23.17	15.36	3.90
HeF-O1P					Hemispherical Shells And CFCRC	O: One Opening D: Two Openings at Diagonal R: Two Openings at Rectangular Disposition T: Three Openings F: Four Openings	x=l-3	P: Point Load	16.10	3.35	6.84	2.14	26.60	67.60	0.25	2.39	51.70	17.29	6.48
HeF-D1P									14.70	3.20	6.56	1.61	26.60	67.60	0.25	2.16	44.32	22.30	6.34
HeF-R1P									17.60	4.40	7.66	2.35	24.87	71.95	0.23	2.29	68.81	23.88	8.94
HeF-T1P									16.30	3.95	7.21	1.68	24.92	60.72	0.23	1.83	72.20	33.67	9.31
HeF-F1P									14.20	4.55	7.80	1.53	23.81	63.29	0.24	2.71	58.37	31.42	7.75
HeF-Q2P									15.85	3.80	6.84	1.93	20.55	60.02	0.25	2.96	32.28	12.23	4.05
HeF-D2P	16.40	4.25	7.51	1.71					20.55	60.02	0.25	2.55	48.92	23.36	6.32				
HeF-R2P	13.40	3.70	6.81	1.50					24.87	71.95	0.23	2.15	52.54	25.52	6.63				
HeF-T2P	17.80	4.30	7.87	2.17					20.55	60.02	0.25	2.52	56.20	22.33	7.41				
HeF-F2P	15.65	4.30	8.40	1.98					24.87	71.95	0.23	2.55	79.30	37.11	10.71				
HeF-Q3P	11.00	2.70	5.62	1.08	31.92	69.88	0.25	1.78	46.98	24.90	5.61								
HeF-D3P	17.20	4.20	8.74	2.08	31.92	69.88	0.25	3.94	75.50	34.83	10.08								
HeF-R3P	20.70	2.60	7.23	3.30	31.92	69.88	0.25	2.26	76.93	12.76	9.86								
HeF-T3P	24.20	2.60	8.40	3.53	31.92	69.88	0.25	3.41	77.46	16.14	10.37								
HeF-F3P	18.10	3.20	9.02	2.32	31.92	69.88	0.25	3.29	97.28	42.14	13.34								

*1 SD : Standard Deviation , *2 E : Young's Modulus , *3 F_c : Compressive Strength
*4 T_u : Based on Average Thickness , *5 T_r : Based on Reduced Thickness , *6 T_h : Based on Half Thickness.

素繊維シート補強範囲を対象とし、これらは水平投影面に於いてシェルスパンの0.25倍{Q: (L1)/4または(L3)/4}, シェルスパンの0.5倍{H: (L1)/2または(L3)/2}, シェルスパンの1.0倍{F: L3}の組み合わせである。それぞれX方向, Y方向の順にQH, HQ, HH, FQを補強範囲とし、シェル下面にエポキシ系樹脂を塗布して接着した。

HsFの形状はシェル中央面での曲率半径 $r_0=202.5\text{mm}$ (シェル下面で $r_1=200.0\text{mm}$)であり、設計シェル板厚 $T_0=5.00\text{mm}$ 、半開角 $\phi_0=90$ 度の半球シェルとした。シェル側面の半開角 $\phi_1=45$ 度の点を中心とし、全開角 $\phi_2=30$ 度の円形開口を設けた。また、Fig. 2(b)の θ を開口部中心間位置がシェル中心点に対して為す水平面上の角度とし、これを開口相互角と定義した。即ち、FOxは $\theta=0$ 度、FDxは $\theta=180$ 度であり、FRx, FTx及びFFxは $\theta=90$ 度である。破壊実験は5形状をそれぞれ3体ずつ合計15体の供試体に対して行った。半球殻は全てCFCRC造供試体とした。半球殻の境界支持条件はFig.2(c)に示す通り、水平スラストを拘束したピン支持とした。

シェル面の板厚を円筒シェルの開口の有無それぞれで289点及び343点、半球シェルは無開口モデルの場合577点、開口部が1つの場合568点、2つの場合559点、3つの場合550点そして4つの場合541点を実測した。CFCRCの調査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%、メチルセルローズを同じく0.25%混入した。炭素短繊維補強はK661(材料定数:ヤング係数 $E=180\text{GPa}$ 、引張強度 $F_t=1.77\text{GPa}$)を使用した。炭素繊維シート補強はTR3110MS(平織り、材料定数:ヤング係数 $E=71.6\text{GPa}$ 、引張強度 $F_t=1.12\text{GPa}$)を採用した。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間隔にあら筋として配筋した。

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。

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

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、 $P_{cr,c}^{lin,unscr}$ 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。

ζ 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。

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

$$\gamma = P_{pl} / P_{cr}^{lin} \quad \dots (2b)$$

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 $P_1(=1\text{N})$ による弾性解析より得られた最大応力(σ_{max})の比率を χ とし、以下の式から求めた。

$$X = \sigma_{ult} / \sigma_{max} \quad \dots (2c)$$

$$P_{pl} = X P_1 \quad \dots (2d)$$

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。

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

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

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、球形シェルは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_{SD} は昨年度比較的良い結果を得られたシェル面板厚の標準偏差による初期不整量、 $\alpha_{10} \sim \alpha_{30}$ はそれぞれ平均板厚の10%~30%の初期不整量とした。

鉄筋補強した場合、低減係数 β は以下の式から得ることが出来る。

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

β_{rc} は鉄筋補強をした場合の低減係数である。 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次式から得られる。

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

$$n = E_{st}/E_c \quad \dots (5b)$$

$$\mu = A_{st}/A_c \quad \dots (5c)$$

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

n はコンクリートのヤング係数に対する鉄筋のヤング係数の比、 μ はコンクリートの単位断面積(板厚×鉄筋間隔)に対する鉄筋断面積の比、そして η はシェル板厚に対する鉄筋かぶり厚の比であり、本研究ではシェル中央面に鉄筋補強を施しているため0.5となる。 ρ_c は鉄筋補強の無い場合の低減係数(= β_c)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次式から得られる。

$$\Psi_\infty = \left[12(n\mu + \xi) \left\{ \xi^3/3 + n\mu(1 + 2\xi^2 + 2\eta^2 - 2\xi - 2\eta)/2 \right\} \right]^{0.5} \quad \dots (6a)$$

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

ξ はコンクリートの圧縮側のせい h_c と断面のせい h との比である。 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下式から得られる。

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

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

$$\rho_{hom(0.5)} = \left(1 + 5P_{cr}^{lower} / P_{cr}^{lin} \right) / 6 \quad \dots (7c)$$

係数 x は低減係数 $\rho_{hom(0.5)}$ から求められる係数である。式(7b)の $\rho_{hom(0.5)}$ は下限座屈荷重 P_{cr}^{lower} と線形座屈荷重 P_{cr}^{lin} から求められた初期不整量が板厚の0.5倍に相当する場合の低減係数である。本研究では P_{cr}^{lower} を求める際、0.5倍の板厚で線形座屈解析を行い、その結果得られた線形座屈荷重を P_{cr}^{lower} として採用した。

弾性座屈に於いては最小断面により影響を受ける為、本研究では解析板厚に平均板厚の他に平均板厚から標準偏差を低減した板厚を検討に加えた。また、最小板厚として板厚平均の0.5倍を用いた解析も行った。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、低減ヤング係数 E_{red} に以下の式を適用した。

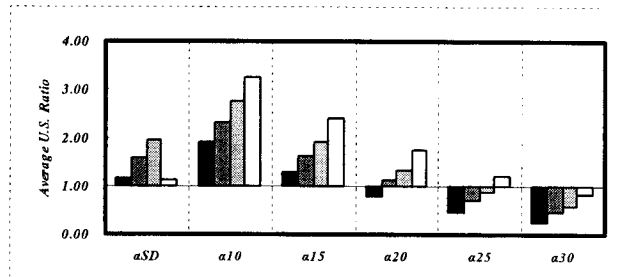
$$E_{red} = 0.7E_c \quad \dots (8)$$

4. 解析結果と考察

耐力評価方法に従って得た結果の実験値に対する耐力比の平均を形状、補強材料及び解析板厚別に Fig.3 に示した。尚、太字下線部分は良好な対応を示している。CyF 及び HsF は炭素短繊維補強のみであり、 $P_{upper}^{upper} P_{cr}$ は式(3a-b)の低減係数 β_c のみに基づく。また、この β_c の変動パラメータは初期不整量 α のみにより依存する。その結果、耐力比平均の変動係数 Cv は $\alpha_{10} \sim \alpha_{30}$ の範囲に於いて常に一定値となる。これは、各供試体の耐力比が全て同じ割合で変化する為である。

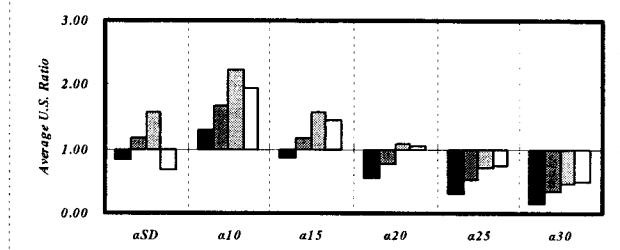
Fig.3 (a) は平均板厚 (Ta) を線形座屈解析に用いた線形座屈荷重より得た耐力比の平均を示している。CyF の場合、 α_{SD} に於いて耐力比平均 18% 増となり実験値に近い対応を示している。しかし、この耐力比の変動係数は 36% となり大きな変動幅が示された。これに対して、 $\alpha_{10} \sim \alpha_{30}$ の全てに於いて段階的に耐力比平均が変化する。また、耐力比平均の変動幅は $\alpha_{10} \sim \alpha_{30}$ の全てに於いてほぼ一定となった。これらを α_{SD} と比較すると $\alpha_{10} \sim \alpha_{30}$ の全てに於いて変動係数が 20% を示し変動係数の減少傾向が示された。特に、 α_{20} に於いては耐力比平均 19% 減、変動係数 20% となり α_{SD} と比較して安全側で、変動幅の小さい結果が示された。CyR の場合も CyF と同様に α_{SD} では耐力比平均 60% 増、変動係数 43% を示し大きな変動幅が示された。これに対して、 $\alpha_{10} \sim \alpha_{30}$ の全てに於いて変動係数 12~17% を示し、変動幅の小さい結果が示された。特に、 α_{25} に於いて、耐力比平均 27% 減、変動係数 12% と安全側で各供試体の変動幅の小さい結果が得られた。CyS の場合、 α_{SD} に於いて耐力比平均 95% 増、変動係数 43% を示し、CyF 及び CyR と比較して実験値との誤差が大きい結果が示されている。一方、 α_{25} に於いては耐力比平均 11% 減と比較的良好な対応が得られたが、変動係数 45% となり CyF 及び CyR と比較して各供試体の変動係数には減少傾向が示されなかった。HsF の場合、 α_{SD} に於いて耐力比平均 11% 増を示し、実験値に近い結果を示している。しかし、変動係数 50% を示し、円筒シェルと比較して大きな変動幅が示された。一方、 α_{30} に於いては耐力比平均 18% 減、変動係数 18% を示し安全側で変動幅の小さい結果が得られた。以上の結果から、本研究に用いた供試体に於いて、線形座屈解析に平均板厚を用いた場合には、CyF では初期不整量として α_{20} 、CyR は α_{25} 、HsF では α_{30} を用いた場合に実験値との誤差及び変動幅が共に小さい結果が得られることが示された。

Fig.3 (b) は低減板厚 (Tr) を線形座屈解析に用いた場合の耐力比の平均を表している。CyF の場合、 α_{SD} に於いて耐力比平均 16% 減を示し実験値に近い対応を示している。しかし、この変動係数は 43% を示し、Ta と同様に大きな変動幅が示された。これに対して α_{15} に於いて耐力比平均 12% 減、変動係数 17% を示し Ta の場合と比較しても実験値に近く、変動幅の小さい結果が得られた。CyR の場合は、 α_{SD} に於いて耐力比平均 17% 増、変動係数 49% を示した。これに対して、 α_{20} に於いて耐力比平均 22% 減、変動係数は 23% を示し、 α_{SD} と比較して実験値との誤差及び変動幅が共に小さい結果が得られた。しかし、Ta の場合と比較するとやや変動幅が大きくなる傾向が示された。CyS の場合、 α_{SD} に於いて耐力比平均 59% 増、変動係数 46% を示した。これに対して α_{25} に於いて平均 28% 減を示し α_{SD} と比較して安全側の対応が得られたが、変動係数 48% となり大きな変動幅が示さ



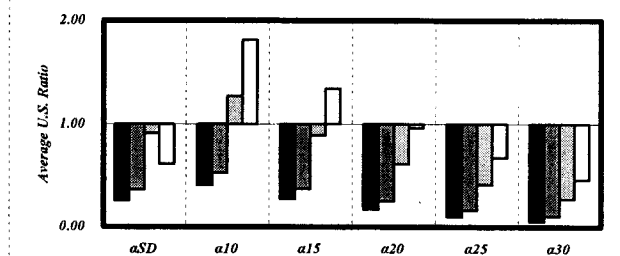
Type	α_{SD} (Cv:%)	α_{10} (Cv:%)	α_{15} (Cv:%)	α_{20} (Cv:%)	α_{25} (Cv:%)	α_{30} (Cv:%)
CyF*	1.18 (36%)	1.92 (20%)	1.29 (20%)	<u>0.81</u> (20%)	0.47 (20%)	0.24 (20%)
CyR*	1.60 (43%)	2.34 (17%)	1.63 (15%)	1.11 (13%)	<u>0.73</u> (12%)	0.47 (16%)
CyS*	1.95 (43%)	2.75 (43%)	1.94 (43%)	1.33 (44%)	0.89 (45%)	0.59 (47%)
HsF*	1.11 (50%)	3.26 (18%)	2.42 (18%)	1.74 (18%)	1.22 (18%)	<u>0.82</u> (18%)

(a) Average Thickness : Ta



Type	α_{SD} (Cv:%)	α_{10} (Cv:%)	α_{15} (Cv:%)	α_{20} (Cv:%)	α_{25} (Cv:%)	α_{30} (Cv:%)
CyF	0.84 (43%)	1.31 (17%)	<u>0.88</u> (17%)	0.55 (17%)	0.32 (17%)	0.16 (17%)
CyR	1.17 (49%)	1.66 (26%)	1.16 (25%)	<u>0.78</u> (23%)	0.51 (21%)	0.33 (22%)
CyS	1.59 (46%)	2.24 (45%)	1.58 (46%)	1.08 (46%)	0.72 (48%)	0.48 (49%)
HsF	0.69 (63%)	1.95 (34%)	1.45 (34%)	1.04 (34%)	0.73 (34%)	0.49 (34%)

(b) Reduced Thickness : Tr



Type	α_{SD} (Cv:%)	α_{10} (Cv:%)	α_{15} (Cv:%)	α_{20} (Cv:%)	α_{25} (Cv:%)	α_{30} (Cv:%)
CyF	0.25 (36%)	0.40 (8%)	0.27 (8%)	0.17 (8%)	0.19 (8%)	0.05 (8%)
CyR	0.36 (44%)	0.52 (21%)	0.37 (19%)	0.25 (17%)	0.16 (15%)	0.10 (17%)
CyS	0.91 (30%)	1.26 (28%)	<u>0.89</u> (28%)	0.61 (28%)	0.41 (29%)	0.27 (30%)
HsF	0.61 (68%)	1.81 (49%)	1.34 (49%)	0.96 (49%)	0.67 (49%)	0.45 (49%)

(c) Half Average Thickness : Th

■ CyF ■ CyR □ CyS ▨ HsF

NOTE CyF : Cylindrical Shell of Reinforced Mixed-in Carbon Fiber Chip,
 CyR : Cylindrical Shell of Reinforced Mixed-in Steel Bar
 CyS : Cylindrical Shell of Reinforced Mixed-in Carbon Fiber Sheet,
 HsF : Hemispherical Shell of Reinforced Mixed-in Carbon Fiber Chip
 Cv : Coefficient of Variation

Average U.S. Ratio : Average Ultimate Strength Ratio

Fig.3 Ultimate Strength Ratio to Experimental One

れた。HsFの場合、 α_{20} に於いて平均4%増、 α_{25} に於いて平均27%減と良い対応が示されたが、変動係数は共に34%と大きな変動幅を示した。また、Taを用いた場合と比較して、やや変動幅が大きくなる結果が確認された。以上の結果から、本研究に用いた供試体に於いて、線形座屈解析に低減板厚を用いた場合には、CyFでは α_{15} 、CyRは α_{20} に於いて良い対応が示された。CySではどの初期不整量に於いても変動係数が45~49%となり変動幅の大きい結果が示されている。また、Taと比較して、CyF以外では標準偏差が大きくなる傾向が示された。

Fig.3 (c) は平均板厚の0.5倍の厚さ(Th)を線形座屈解析に用いた場合の耐力比の平均を表している。CyFの場合、どの α に於いても耐力比平均60%減~95%減を示し実験値を大きく下回る結果となった。変動係数はCyFの α_{SD} で36%と大きな変動幅を示したが、 $\alpha_{10\sim30}$ で8%となり、Ta及びTrと比較して変動幅の小さい結果が示された。CyRの場合も同様に平均が48%減~90%減を示し、実験値を大きく下回る結果が確認された。 α_{SD} で変動係数44%、 $\alpha_{10\sim30}$ で15%~21%を示しTrと比較して変動幅が小さくなる傾向が確認された。CySの場合、 α_{SD} に於いて耐力比平均9%減、変動係数30%を示し、Ta及びTrと比較して良い結果が示された。 $\alpha_{10\sim30}$ の場合は、 α_{10} に於いて耐力比平均26%増、変動係数28%、 α_{15} に於いて平均11%減、変動係数28%を示し、比較的良い結果が示された。しかし、CyF及びCyRと比較して変動係数に対する影響は少なかった。HsFの場合、 α_{SD} に於いては、耐力比平均39%減、変動係数68%を示した。これに対して、 α_{20} に於いて耐力比平均が0.96となり、最も良い対応が示された。しかし、変動係数49%となり、Ta及びTrの場合よりも変動幅が大きくなる結果を示した。このことから、半減板厚を使用した場合、円筒シェルに於いてはその耐力を過小評価する傾向が強くなり、半球シェルモデルに於いては供試体ごとの精度に大きな変動幅が示された。

以上より、安定解析を行う際に用いる解析板厚を操作した結果、CyFでは板厚を低減していくことで変動係数は減少傾向を示したが、同様の計算方法を用いたHsFでは逆に板厚を低減していくことで変動係数は増大する傾向が示された。一方、他の形態に於いては板厚を低減することによる変動係数への明確な影響は認められなかった。また、初期不整量として板厚を低減した値を用いた場合、文献(1)で用いた初期不整量(α_{SD})と比較して解析結果の変動幅が小さくなる傾向が示された。尚、CyFに於いては解析板厚に低減板厚を用い初期不整量として α_{15} を採用した場合、耐力比平均12%減、変動係数17%、CyRに於いて解析板厚に平均板厚を用い初期不整量として α_{25} を採用した場合、耐力比平均27%減、変動係数12%が示され、CySは解析板厚に半減板厚、初期不整量として α_{15} を採用した場合、耐力比平均11%減、変動係数28%が得られた。また、HsFに於いては解析板厚に平均板厚を用い初期不整量として α_{30} を採用した場合、耐力比平均18%減、変動係数18%となり、本研究で用いた変動パラメータの中で比較的良い対応が得られた。

施工精度の目安となる変動係数と最適な初期不整量を比較する為に、解析結果を低減する際に耐力比が1.00となる初期不整量(α)をIASS耐力評価法の基本式から逆算した。また、変動係数に対する初期不整量の耐力最適比率を、耐力整合比 $\omega(=\alpha/\sigma)$ と定義する。変動係数 σ と耐力整合比 ω をTable2に示した。同

表における横線部分は線形座屈荷重が実験値を下回り、 α が負となる為に対象外とした値を示している。

Fig.4には、上記で表した平均板厚(Ta)、低減板厚(Tr)、半減板厚(Th)におけるそれぞれの場合の耐力整合比(ω)と変動係数(σ)の自然対数を用いた対数近似の関係を表している。Taの場合、変動係数 σ から初期不整量を算出する為の耐力整合比 ω は、平均板厚を用いて、

$$\omega = -0.89 \log(\sigma) - 0.22 \quad \dots (9a)$$

となる。寄与率(r^2)=0.76となり比較的曲線上に値が収束する結果となった。Trの場合、低減板厚を解析に用いた近似式は、

$$\omega = -1.42 \log(\sigma) - 1.11 \quad \dots (9b)$$

となり、寄与率(r^2)=0.79を得る。Taを用いた場合と比較すると良い対応が得られ、概ね曲線上に値が収束することが示された。次にThの場合、

$$\omega = -0.21 \log(\sigma) + 0.34 \quad \dots (9c)$$

となる。従って寄与率(r^2)=0.04となり、Ta及びTrと比較して相

Table 2 Coefficient of Variation vs Strength Optimal Ratio

Model	Average Thickness	Stdy	Cv: σ	Strength Optimal Ratio:		
				$\omega = \alpha / \sigma$		
				Ta	Tr	Th
FCA	9.08	1.07	12%	1.73	1.94	—
FCB	7.96	1.93	24%	1.00	0.73	—
FCC	7.92	1.37	17%	1.55	1.37	—
FOA	8.00	1.15	14%	1.46	1.31	—
FOB	8.40	1.04	12%	1.57	1.57	—
FOC	8.52	1.50	18%	1.05	0.92	—
RCA	9.13	1.24	14%	1.80	2.11	0.35
RCB	8.58	1.12	13%	1.90	2.06	—
RCC	7.32	1.55	21%	1.17	0.84	—
ROA	9.79	1.48	15%	1.27	1.50	0.11
ROB	6.81	1.59	23%	1.07	0.65	—
ROC	9.26	1.24	13%	1.59	1.82	0.01
SQH	11.20	1.80	16%	1.15	1.65	0.43
SHQ	10.42	1.49	14%	1.32	1.51	1.01
SHH	10.61	1.51	14%	1.36	1.91	0.69
SFQ	10.77	1.59	15%	1.60	2.36	1.00
FO1	6.84	2.14	31%	0.86	0.64	0.91
FD1	6.56	1.61	25%	1.16	0.95	1.21
FR1	7.66	2.35	31%	0.88	0.69	0.48
FT1	7.21	1.68	23%	1.22	1.03	0.67
FF1	7.80	1.53	20%	1.23	1.03	1.05
FO2	6.84	1.93	28%	0.79	0.55	0.22
FD2	7.51	1.71	23%	1.04	0.85	0.91
FR2	6.81	1.50	22%	1.32	—	0.67
FT2	7.87	2.17	28%	0.86	0.67	0.40
FF2	8.40	1.98	24%	1.06	0.90	0.60
FO3	5.62	1.08	19%	1.76	1.52	1.37
FD3	8.74	2.08	24%	0.83	0.66	0.36
FR3	7.23	3.30	46%	0.61	0.36	0.54
FT3	8.40	3.53	42%	0.51	0.31	0.24
FF3	9.02	2.32	26%	0.84	0.68	0.44

互の関係性の低いことが示された。これらのことから、平均板厚、低減板厚を用いた場合は変動係数 σ を近似式に従い増減させることで板厚を伴う初期不整量 α に関する許容範囲を設定できる可能性が示された。

5. まとめ

本研究に於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(E.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於いては、以下の結論を得た。

(1). 解析板厚を操作し、補強方法及び形状別に検討を加えた結果、平均板厚を採用した線形座屈解析結果に基づいた場合に、最も安定した結果を得られることが示された。尚、この場合、炭素短繊維補強コンクリート造円筒シェルに於いて、初期不整量に平均板厚の15%で耐力比平均0.81倍、変動係数20%、鉄筋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鉄筋コンクリート造円筒シェルを含む)に於いて、初期不整量として平均板厚の25%で耐力比平均0.81倍、変動係数28%がそれぞれ示された。また、炭素短繊維補強コンクリート造半球シェルに於いては、初期不整量に平均板厚の30%で耐力比平均0.82倍、変動係数18%となり最も実験値との誤差が小さく、変動幅の小さい結果が得られた。

(2). 今回の検討を行った供試体に於いて板厚を伴う最適な初期不整量と板厚変動係数を与える事により、耐力整合比(ω)に関する近似式[平均板厚(Ta) $\omega = -0.89\log(\sigma) - 0.22$, 低減板厚(Tr) $\omega = -1.42\log(\sigma) - 1.11$]が導かれた。平均板厚の場合、寄与率は0.76となり、再現性の高い結果と考えられる。同様に低減板厚を用いた場合、寄与率0.79となり再現性の高い結果となった。これらの数式から、解析板厚及び施工精度から板厚を伴う初期不整量に関する許容範囲が算出される可能性を示した。

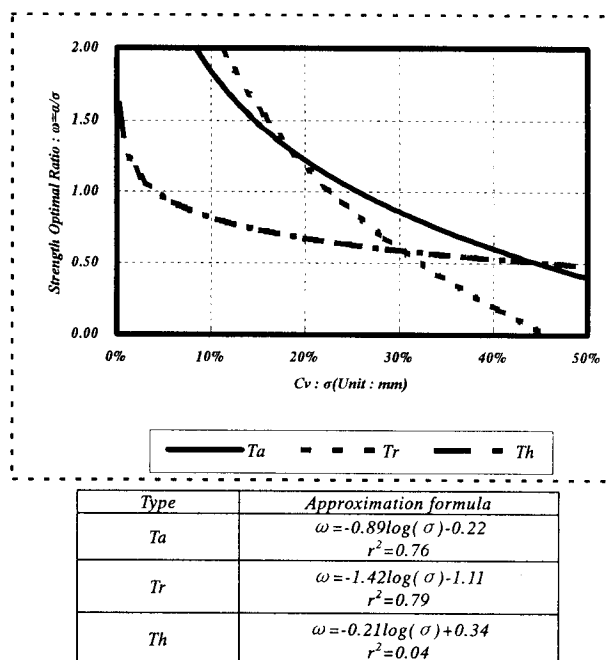


Fig.4 Coefficient of Variation vs Strength Optimal Ratio

参考文献

- 1) 真下和彦, 早川広幸: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, 東海大学工学部紀要, vol.42, No. 1 (2002), pp. 29-34.
- 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