

円形開口部付炭素短纖維補強コンクリート造半球殻の終局耐力

真下 和彦^{*1} 谷龜康弘^{*2} 熊田陽志^{*3}

Ultimate Strength of Carbon Fiber Chip Reinforced Concrete Hemispherical Shells with Circular Openings

by

Kazuhiko MASHITA, Yasuhiro YAGAME and Takashi KUMADA

(Received on Mar. 12, 2002 & Accepted on Jun. 5, 2002)

Abstract

The main purpose of this paper is to investigate the strength and failure patterns of carbon fiber chip reinforced concrete hemispherical shells with some openings under point load at the top of the shell. Openings within shell surface could make the interior space to be keeping high quality, because both of introducing the light into the inner space and of brightening the interior space to be comfortable. Therefore up to now many famous concrete shell structures with openings has been constructed. On the other hand carbon fiber chip reinforced concrete shell structures could realize not only the good mechanical behaviors, such as high homogeneity and isotropy, but also smooth construction process with none or reducing of steel bar reinforcing. In this paper, the effects by the number of openings and their arrangements on the shell surface were investigated for shell strength, both experimentally and numerically. The failure experiment was conducted on carbon fiber chip reinforced concrete small-scaled shell specimens, which were loaded perpendicularly with point load up to the failure states. The nonlinear numerical analysis was conducted on the layered iso-parametric models with irregularly variable thickness corresponding the experimental specimens. The results were discussed based on the experiment and numerical analysis. Furthermore the effects by the variances within material constants of concrete and by those within the actual shell thickness were also investigated for shell strength.

Keywords: Hemispherical Shell, Carbon Fiber Chip Reinforced Concrete, Opening

1. まえがき

古来より幾多の建築において、大空間を覆う架構として、コンクリートを材料としたドームやシェル構造が建設してきた。しかし、コンクリートを材料とするシェル構造において、採光や出入口の為の開口部を設ける事は内部空間の快適性を確保する上で重要な条件となる。一方、炭素短纖維混入により引張剛性を確保したコンクリート材料を用いると、複雑な境界を持つシェル構造に対しても施工性や均質性の面からの利点が指摘されている。従って、本研究では、炭素短纖維補強コンクリート造半球殻に円形の開口部を設け、それらの配置形態並びに開口部個数がシェル耐力に及ぼす影響を検討するため、小型供試体を用いて破壊実験を行い検証した。更に、非線形数値解析により、実験の数値解析的検証を行った。加えて、炭素短纖維補強コンクリートの材料強度、並びにシェル板厚の変動に伴うシェル耐力の影響を数値解析的に検証し、シェル耐力変動状況を把握するための簡易評価に有用な基礎資料を作成した。

2. 破壊実験概要

本破壊実験においてはシェル側面に円形開口部を設けた炭素短纖維補強コンクリートの半球殻を対象として、シェルの耐力及び破壊形態への影響を検討する為、小型供試体を作製した。シェルの支持形態は、水平スラストを拘束したピン支持とした。載荷形態はシェル頂部への集中荷重とした。

炭素短纖維補強コンクリート造(CFCRC)は鉄筋補強をせず炭素短纖維K661をセメント重量比において4%混入した。骨材は粒径0.3mm~1.2mmの細骨材をセメントと1:1の割合とした。尚、施工時の水セメント比は37.0%とし、フロー試験の値が140mm~150mmの範囲になるように高性能減水剤(マイティー2000WH-Z)をセメント重量比で0.5%混入した。その結果、供試体の水セメント比は平均で37.5%となった。添加剤としてメチルセルロースをセメント重量比において0.25%混入した。

供試体のピン支持においては、CFCRC造外周支持平板とシェル境界脚部との間にナットM8を充填し、水平方向の並進運動を拘束したものである。

荷重載荷は、シェル頂部への集中荷重載荷とした。尚、荷重載荷装置はシェル接触面において半径25mmの円形とし、破壊実験供試体には5mmのゴム板を介し接触させ、荷重が一様にかかるようにした。油圧ラムによる点荷重載荷により破壊に至るまで載荷を行った。

Table 1では各供試体の材料定数及びシェル板厚を示した。材料定数は、本年度の実験供試体に使用したコンクリートの強度

*1 東海大学工学部建築学科教授 工博

*2 株式会社 TIS&PATNERS

*3 東海大学大学院工学研究科建築学専攻博士課程前期

Table 1 Material and Thickness Ratio of Experimental and Actual Analysis Model.

Model	Label=[1]-[2]-[3]			Modulus Ratio of Concrete to Each Average One				Shell Thickness Ratio to T_0			
	[1] Model Type	[2] Openings States	[3] Specified Number	Young's Modulus E/E_0	Ultimate Compressive Strength F_c/F_{c0}	Ultimate Tensile Strength F_t/F_{t0}	Poisson's Ratio ν/P_0	Average	Maximum	Minimum	Standard Deviation
F1-1	F: Carbon Fiber Chip Reinforced Concrete	1: One $\theta=0^\circ$	1	1.10	1.04	1.06	1.03	1.37	3.22	0.67	0.43
F1-2			2	0.85	0.93	1.03	1.05	1.37	3.17	0.76	0.39
F2A-1		2A: Two at Diagonal $\theta=180^\circ$	1	1.10	1.04	1.06	1.03	1.31	2.94	0.64	0.32
F2A-2			2	0.85	0.93	1.03	1.05	1.50	3.28	0.85	0.34
F2B-1		2B: Two at Rectangle $\theta=90^\circ$	1	1.03	1.11	0.81	0.97	1.53	3.52	0.88	0.47
F2B-2			2	1.03	1.11	0.81	0.97	1.36	2.68	0.74	0.30
F3-1		3: Three $\theta=90^\circ$	1	1.03	0.94	0.99	0.94	1.44	3.26	0.79	0.34
F3-2			2	0.85	0.93	1.03	1.05	1.57	3.56	0.86	0.43
F4-1		4: Four $\theta=90^\circ$	1	0.99	0.98	1.12	1.00	1.56	2.84	0.91	0.31
F4-2			2	1.03	1.11	0.81	0.97	1.68	3.13	0.86	0.40

Note) $T_0=5.00\text{mm}$ $E_0=24.2\text{GPa}$ $F_{c0}=64.7\text{MPa}$ $F_{t0}=6.21\text{MPa}$ $P_0=0.24$

試験結果の平均値、即ちヤング係数 $E_0=24.2\text{GPa}$ 、圧縮強度 $F_{c0}=64.7\text{MPa}$ 、引張強度 $F_{t0}=6.21\text{MPa}$ 及びボアソン比 $P_0=0.24$ に対する比の形で表した。シェル板厚は設計シェル板厚 $T_0=5.00\text{mm}$ に対する比の形で表した。供試体形状は、Fig.1 (a) 及び(b)に示した通り、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 $\phi_0=90^\circ$ の半球殻とした。シェル側面の半開角 $\phi_1=45^\circ$ の点を中心とし、全開角 $\phi_2=30^\circ$ の円形開口を設けた。又、Fig. 1 (b) の θ を開口部中心間位置がシェル中心点に対して成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、F1 は $\theta=0^\circ$ 、F2A は $\theta=180^\circ$ であり、F2B, F3 及び F4 は $\theta=90^\circ$ である。破壊実験においては無開口モデル F0(数値解析)を除く 5 形状をそれぞれ 2 体ずつ合計 10 体の供試体において行った。

3. 数値解析概要

3.1 非線形有限要素解析

侧面開口部付き半球殻の終局耐力並びに破壊形態を検証する為、コンクリートのひび割れ及び引張剛性を考慮し、変形後も元形状の座標に基づくトータル・ラグランジェ法(Total Lagrangian Approach)を採用した材料及び形状非線形有限要素解析を行った。解析に用いた要素は双 2 次ラグランジェ型の変位関数を有するアイソパラメトリック系積層シェル要素とした。

薄肉シェルの応力状態は、ドラッガー・プラガー型(Drucker-Prager)の降伏関数及びクーパー(Kupfer)の実験結果を用いて解析を行った。¹⁾ 尚、圧壊条件は歪制御問題と仮定し終局圧縮歪を 0.003 と設定した。

剛性評価は、選点積分法を適用した。コンクリートの引張挙動は主応力度を求めひび割れの判定を行った。ひび割れ発生後は 0.002 の歪範囲内で応力をひずみに逆比例させた引張剛性を考慮した。本解析の要素は分布ひび割れ型を仮定しており、ひび割れ発生後の各要素における修正せん断弾性係数はセドリン型を採用した。²⁾

3.2 計算概要

本解析で用いたシェルモデルの要素分割は要素各辺のアスペクト比において 1.00 から 2.34 の範囲内及び設計板厚と辺の最大長さの比において 5.85 から 10.47 の範囲の分割とした。尚、要素数は F1 において 134 要素、F2A 及び F2B において 130 要素、F3 において 126 要素、F4 において 122 要素、並びに F0 において 138 要素とした。

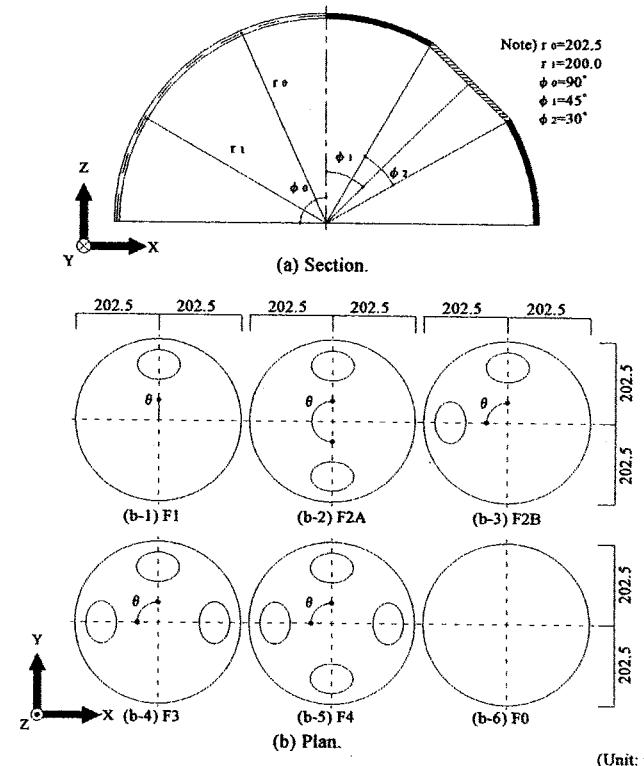


Fig. 1 Shell Models.

(Unit: mm)

破壊実験(Exp. Model)で得られた個別の値を忠実に反映させた数値解析(実験対応数値解析)において、個別シェル板厚(Dis. Model)解析は、破壊実験終了後にシェル板厚を実測し、その測定板厚を解析における各節点の板厚とした変動板厚解析である。平均シェル板厚(Ave. Model)解析は、実測したシェル板厚の平均値を各節点の板厚とした均一板厚解析であり、低減シェル板厚(Red. Model)解析は、シェル施工板厚のばらつきを考慮し、平均シェル板厚から各供試体シェル板厚の標準偏差を低減させた均一板厚解析である。以上の 3 種類の解析をそれぞれの供試体において行った。

次に、シェル形状、材料強度及びシェル板厚が耐力へ及ぼす影響を数値解析的に検証する為に、本年度の実験供試体に使用したコンクリート材料強度の平均値(Table 1, Note $E_0=24.2\text{GPa}$, $F_{c0}=64.7\text{MPa}$, $F_{t0}=6.21\text{MPa}$ 及び $P_0=0.24$)を用い、設計シェル板厚 $T_0=5.00\text{mm}$ を基準とした基準数値解析(Sta. Model)を行った。

基準数値解析において使用した形状は Fig. 1 (b) の 6 形状である。

基準数値解析における供試体は Table 2 に示す通り、材料強度

の比較においては、ヤング係数(E_0)、コンクリート圧縮強度(F_{co})及びコンクリート終局引張強度(F_{to})をそれぞれ 0.5 倍、1.0 倍、1.5 倍、2.0 倍及び 3.0 倍として 6 形状について合計 90 体の解析を行った。同様にシェル板厚の比較においても上記の 6 形状において、シェル中心曲率半径を一定にした状態で設計シェル板厚(T_0)を 0.5 倍、1.0 倍、1.5 倍及び 2.0 倍として合計 24 体の解析を行った。

解析における支持状態は、実験時の状況を反映させる為、ピン支持はシェル支持脚部の全ての節点において回転運動のみを解放する拘束とした。

4. 実験結果及び解析結果

Fig.2 には、各破壊実験供試体の終局耐力に対して、3 種の実験対応数値解析、即ち個別シェル板厚解析、平均シェル板厚解析及び低減シェル板厚解析の終局時における耐力を比の形で示した。更に、Table 3 に、上記の 3 種の数値解析における終局耐力と破壊実験における終局耐力との誤差の平均並びに、破壊実験と実験対応数値解析の各終局耐力との誤差を標準偏差で示した。

Fig.2 及び Table 3 に示した通り、個別シェル板厚解析が誤差平均において 7% 減と成り、破壊実験に対し最も良く対応した解析結果を示した。更に、殆どの供試体において破壊実験に対し安全側（実験における終局耐力値よりも数値解析における終局耐力値の方が低い）と成る事が示された。

次に、平均シェル板厚解析においては、殆どの供試体が危険側（実験における終局耐力値よりも数値解析における終局耐力値の方が高い）と成り、且つ個別シェル板厚解析に比べ高い終局耐力値を示した。

均一板厚解析である平均シェル板厚解析における終局耐力が不均一板厚解析である個別シェル板厚解析における終局耐力よりも高い値を示した事から、半球殻においてシェル板厚の変動がシェル耐力を低下させる原因の一つである事が確認された。

低減シェル板厚解析では、全ての供試体において安全側に成る事が示された。更に、個別シェル板厚数値解析における終局耐力と比較すると全ての供試体において、低減シェル板厚解析における終局耐力の方が低い終局耐力を示した。設計時において板厚標準偏差の推定が可能な場合には、シェル施工板厚の平均値から標準偏差の低減によりシェル終局耐力における過大評価の危険性減少効果が期待できるものと考えられる。

Fig.3 には、破壊実験供試体(Exp.)及び個別シェル板厚解析モ

デル(Dis.)の荷重変位曲線を示し、Fig.3(a) には開口部設置個数の少ない F1 を、Fig.3(b) には開口部設置個数の多い F4 をそれぞれ示した。同図は形態が同一のもの同士を比較したものである。実験値(Exp.)と数値結果(Dis.)とを比較すると、個々の対応は多少異なるが、数値結果は 2 つの実験地の曲線で挟まれた領域内に入っている事が示された。開口部設置数の相違に拘らず、Fig. 3 に示す 4 体の供試体の荷重変位曲線において破壊実験と個別シェル板厚解析に比較的良い対応が示された。

同図で破壊実験における F1 及び F4 は共に Table 1 において示したコンクリートのヤング係数が大きい方の供試体 (F1 にお

Table 2 Material and Thickness Ratio of Sta. Model.

Analysis Parameter	Young's Modulus E/E_0	Ultimate Compressive Strength F_c/F_{co}	Ultimate Tensile Strength F_t/F_{to}	Poisson's Ratio ν/P_0	Shell Thickness T/T_0
F_c	1.00	0.5~3.0*1	1.00	1.00	1.00
F_t	1.00	1.00	0.5~3.0*1	1.00	1.00
E	0.5~3.0*1	1.00	1.00	1.00	1.00
T	1.00	1.00	1.00	1.00	0.5~2.0*2

Note) $T_0=5.00\text{mm}$ $E_0=24.2\text{GPa}$ $F_{co}=64.7\text{MPa}$ $F_{to}=6.21\text{MPa}$ $\nu_0=0.24$

*1 : 0.50, 1.00, 1.50, 2.00 and 3.00

*2 : 0.50, 1.00, 1.50 and 2.00

Table 3 Average and Standard Deviation of Strength Ratio.

	Average	Standard Deviation
Dis. Model / Exp. Model	-7%	0.15
Ave. Model / Exp. Model	+12%	0.18
Red. Model / Exp. Model	-23%	0.13

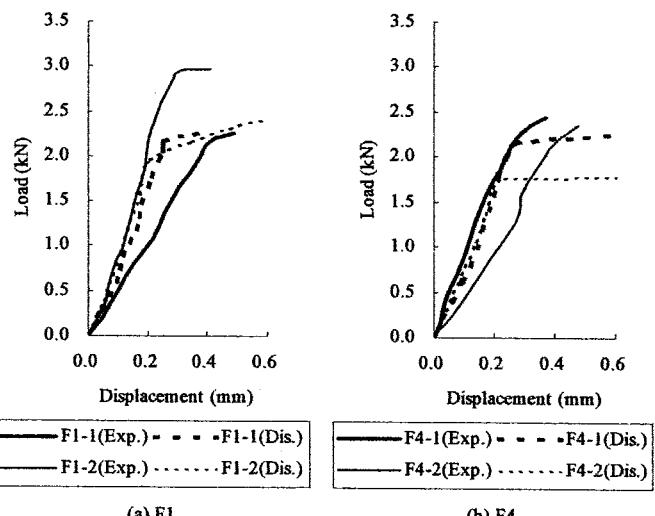


Fig. 3 Load vs. Displacement Curves of Exp. Model and Dis. Model.

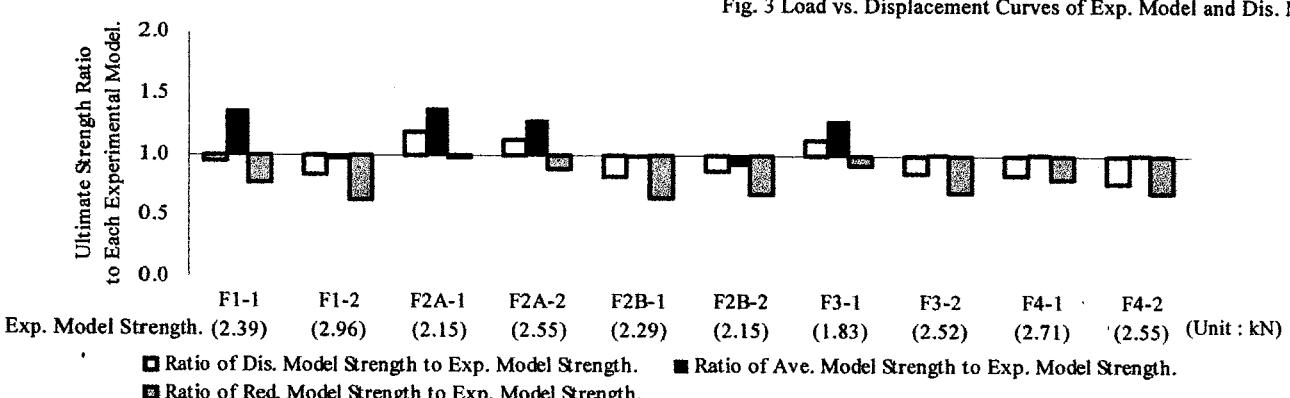


Fig. 2 Ultimate Strength Ratio of Analysis Model to Experimental Model.

いては F1-1, F4 においては F4-2) が小さい方の供試体よりも緩やかな勾配が示された。この理由は、Table 1において、F1-1 及び F4-2 の施工シェル板厚標準偏差が大きく、即ち板厚変動並びに初期不整が完全には把握されていないものと考えられる。尚、Fig. 3 の荷重変位曲線において、測定器の安全性より、実験により得られた値は、最大荷重以前にダイヤルゲージを取り外している為計測していない。

Fig. 4 には破壊実験、個別シェル板厚解析、平均シェル板厚解析及び低減シェル板厚解析におけるシェル表面及びシェル裏面のひび割れ図、並びにシェル施工板厚分布を示した。破壊実験供試体におけるひび割れ発生傾向は、載荷点直下から円形開口部へ向けてひび割れが進展している事が確認され、更に F1-1 以外の全ての供試体においては支持脚部までひび割れが進展している事が確認された。

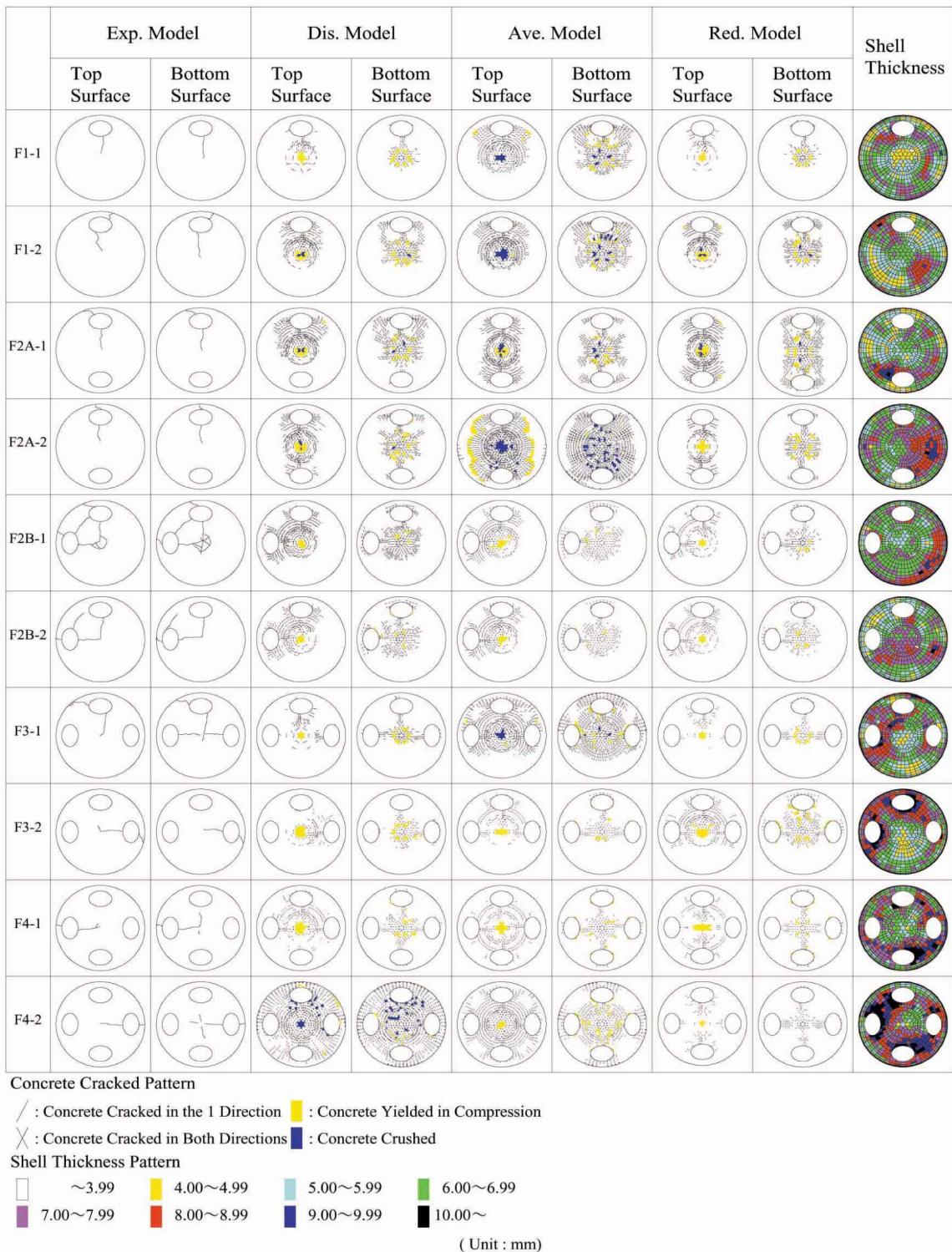


Fig.4 Cracking Pattern.

複数の開口部を配置した供試体の中で、F2A, F3 及び F4 の 3 形状においてひび割れ発生は、シェル施工板厚の薄い方に偏る傾向が認められた。この事から破壊実験供試体における破壊形態に及ぼすシェル施工板厚の影響が確認された。

次に、F2B-1 及び F2B-2 の破壊実験供試体においては、開口部間にひび割れ発生が確認され、開口部間に変形並びに応力の集中が起きたものと考えられる。更に、F2B と同様に開口相互角 $\theta=90^\circ$ である F3 及び F4 においては、開口部間にひび割れ発生が確認されなかつた事から偏った開口部設置形態が破壊形態に大きな影響を及ぼすものと考えられる。

一方、均一板厚解析である平均シェル板厚解析及び低減シェル板厚解析における破壊形態が、実験結果とは異なり載荷点に対して対称的に進行している。これに対し、変動板厚解析である個別シェル板厚解析におけるひび割れ傾向は、破壊実験におけるひび割れ傾向と対応しており、破壊実験結果を良好に再現している事が示された。

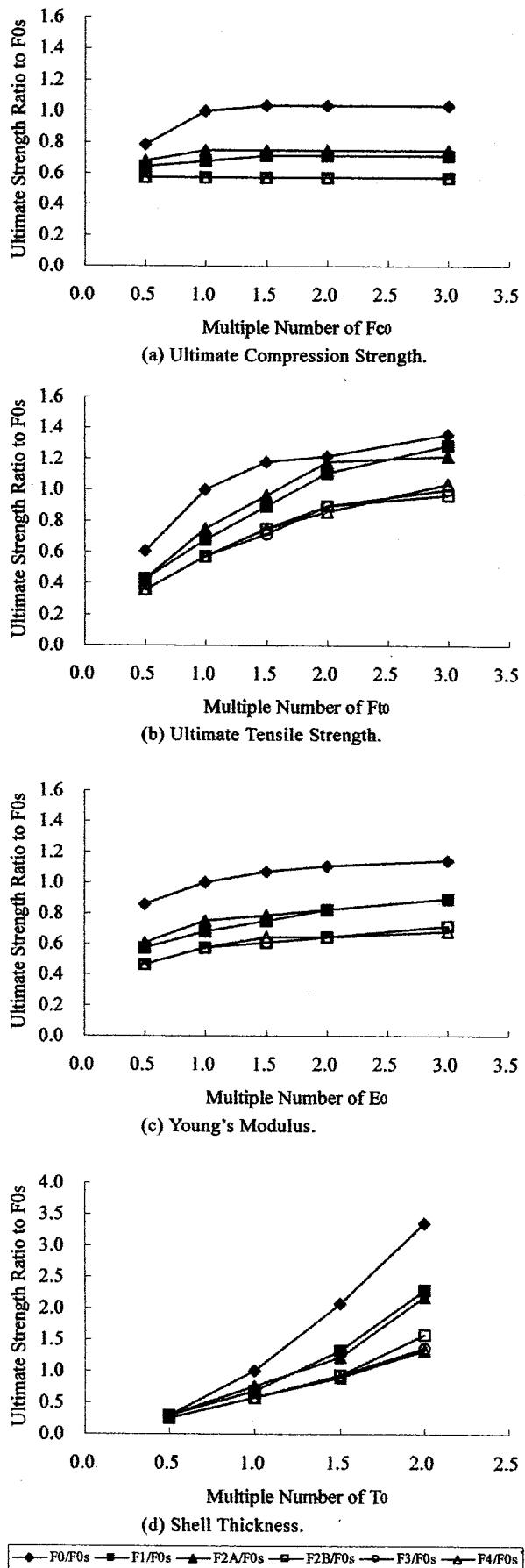
破壊実験において、開口部設置個数の多い F4 が他の供試体よりも高い終局耐力を示した。これは、Table 1 に示される通りシェル施工板厚の影響が大きい為と考えられる。更に、同形状の供試体の耐力差においてもシェル施工板厚の厚くなつた供試体の方がシェル耐力の増大が確認される事から、シェル施工板厚の耐力に及ぼす影響が比較的大きいものと考えられる。

Fig.5 には無開口基準モデル $F0_s=2.75kN$ (コンクリートヤング係数 $E=1.0E_0$, コンクリート圧縮強度 $F_c=1.0F_{c0}$, コンクリート引張強度 $F_t=1.0F_{t0}$, 設計シェル板厚 $T=1.0T_0$) に対する基準解析モデルの各終局耐力を比の形で示した。同図(a)には、コンクリート圧縮強度 (F_c) を $0.5F_{c0}$, $1.0F_{c0}$, $1.5F_{c0}$, $2.0F_{c0}$ 及び $3.0F_{c0}$ とした時における 6 種のシェル形状の耐力比を示した。同様に、同図(b)にはコンクリート引張強度 (F_t) を変化させた供試体を示し、(c)にはコンクリートのヤング係数を変化させた供試体の耐力比を示した。更に、Fig.5 (d) には設計シェル板厚 (T) を $0.5T_0$, $1.0T_0$, $1.5T_0$ 及び $2.0T_0$ とした供試体の耐力比を示した。

コンクリート圧縮強度 (F_c) の強度変化において比較すると、材料強度が $0.5F_{c0}$ から $3.0F_{c0}$ に変化すると終局耐力は、全体で 1.00 倍から 1.32 倍の値を示した。更に、開口相互角 $\theta=90^\circ$ の供試体 F2B, F3 及び F4 においては、材料強度の増加に伴う耐力増加は認められなかつたが、開口相互角の大きい F1, F2A 及び無開口モデル $F0$ においては材料強度が $0.5F_{c0}$ から $1.5F_{c0}$ と成る範囲での耐力増加が認められた。この事から、コンクリート圧縮強度が高い範囲においてシェル耐力に及ぼす影響は小さくなり、更にこの影響は開口部の設置形態も大きく影響を受けるものと考えられる。

次に、コンクリート引張強度 (F_t) の強度変化において比較すると、材料強度が $0.5F_{t0}$ から $3.0F_{t0}$ と成る範囲において終局耐力は 2.24 倍から 3.00 倍の値を示した。しかし、引張強度を $2.0F_{t0}$ から $3.0F_{t0}$ に増加させた場合、耐力は 1.03 倍から 1.21 倍と成り、コンクリート引張強度が高い範囲では全ての形状において終局耐力の増加率が低下した。

更に、コンクリートのヤング係数 (E) の変化において比較すると、ヤング係数が $0.5E_0$ から $3.0E_0$ の範囲において終局耐力は 1.33 倍から 1.56 倍の値を示した。加えて、今回対象とした全ての形状即ち 6 形状における終局耐力の増加率のはらつきは、標準偏差で 0.08 となり 4 種の基準数値解析の中で最小値を示し

Fig. 5 Ratio of Each Sta. Model Ultimate Strength to $F0_s=2.75kN$.

た、この事からコンクリートのヤング係数は開口部設置形態に殆ど関係無くシェル耐力にはほぼ均一の増加傾向を与えるものと考えられる。

続いて、シェル設計板厚 (T) の変化において比較すると、シェル板厚が $0.5T_0$ から $2.0T_0$ に変化すると終局耐力は 5.29 倍から 11.75 倍の範囲で増加し、全基準数値解析の中で最大の耐力増加率を示した。同時に、供試体形状毎の耐力増加率のばらつきも標準偏差において 2.41 となり全基準数値解析の中で最大となる事が示された。この事からシェル耐力の増加に及ぼすシェル設計板厚の影響を確認すると共に、開口部設置形態の変化がシェル耐力増加度合に大きく影響を及ぼす事を再確認した。

以上の事から、シェル耐力に影響を及ぼす要因としてシェル板厚の影響が最も大きく、次いでコンクリート引張強度の影響が大きいと考えられる。更に、数値解析におけるシェル耐力の増加傾向において、材料強度を変化させた場合は、材料強度が増加するのにしたがってシェル耐力の増加の割合は減少する。これに対し、シェル板厚を変化させた場合は、シェル板厚増加と共にシェル耐力の増加の割合も増大するが、開口部設置個数及び配置形態により耐力増加率が大きく変動する事を確認した。

5. まとめ

円形開口部付き炭素短纖維補強コンクリート造半球殻の頂部に集中荷重を載荷した破壊実験並びに非線形数値解析を行った

結果以下の結論を得た。

- (1) 破壊実験とこれに対応する数値解析を行った結果、破壊実験と数値解析との終局耐力の誤差は、板厚変動を個別に考慮した個別シェル板厚解析において平均 7%減、平均シェル板厚解析において 12%増、低減シェル板厚解析において 23%減で対応する事を確認した。
- (2) 破壊実験における破壊形態と個別シェル板厚解析における破壊形態において良い対応を示され、シェル板厚分布の影響が大きい事を確認した。
- (3) コンクリート圧縮強度、コンクリート引張強度及びヤング係数並びに設計シェル板厚を変動パラメーターとして設定した数値解析を行った結果、各パラメーターがシェル終局耐力に及ぼす影響を確認した。特に、上記の 3 種の材料特性において各パラメーターが一定値を超えた場合にシェル耐力の増加率が減少する事を確認した。この主な原因是、各種材料強度の中で特定のパラメーターのみ増大してもシェル耐力の増大には一定の限度がある為と考えられる。一方、板厚の増大と共に耐力が著しく増大するが開口部設置形態により大きく変動する事を確認した。

参考文献

- 1) H.B. Kupfer, H.K. Hilsdorf and H. Rush. "Behavior of Concrete under Biaxial Stresses, Proceedings of American Concrete Institute", Vol.66, Aug. (1969), No.8, pp. 656-666.
- 2) L. Cedolin and S. Deipoli. "Finite Element Studies of Shear-Critical R/C Beams, ASCE Journal of the Engineering Mechanics Division ", Vol.103, June (1977), No.EM3, pp. 395-410.