

# 炭素短繊維補強コンクリート造半球殻の

## 開口位置が破壊形態に及ぼす影響

真下 和彦\*<sup>1</sup> 堺晋太郎\*<sup>2</sup> 川崎健二郎\*<sup>3</sup>

### Effects of Opening Arrangement of Concrete Hemispherical Shells Reinforced with Carbon Fiber Chips on Cracking Pattern

by

Kazuhiko MASHITA\*<sup>1</sup>, Shintaro SAKAI\*<sup>2</sup> and Kenjiro KAWASAKI\*<sup>3</sup>

(Received on March 29, 2004 & Accepted on May 26, 2004)

#### Abstract

The main purpose of this study is to investigate the effects of shell openings on the strength and failure patterns of concrete hemispherical shells reinforced with carbon fiber chips. As the variable parameters the of shell openings, the number of openings and their locations were adopted. Openings have been designed by prominent architects in concrete shell structures, because openings on the shell surface could introduce light into the inner space and could brighten the interior space. Carbon fiber chip reinforcement could realize high homogeneity of the concrete property and present a smooth construction process without ordinary steel bar reinforcement. As for the shell strength and cracking pattern, the effects of differences by the inclination of a connecting line between the central point on the horizontally projected surface and the central point in the openings from the grand line, the difference in the number of openings and the difference in the arrangement of the openings on the horizontally projected surface, were investigated, both experimentally and numerically, in this study. The failure experiment was conducted on concrete small-scaled shell specimens reinforced with carbon fiber chips, which were loaded perpendicularly with point load up to the failure state. The nonlinear numerical analysis involving irregularly variable thicknesses corresponding to the experimental specimens was adopted. The results were discussed on the bases of the results of the experiment and numerical analysis.

**Keywords:** Hemispherical Shell, Concrete Shell, Opening

## 1. まえがき

本研究の主目的は、炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造の半球殻に於いてシェル開口部がシェル耐力及び破壊形態に及ぼす影響を検討することである。炭素短繊維補強は、炭素短繊維をコンクリートに混入することにより、コンクリートの引張強度を高め従来の鉄筋補強の施工上及び構造上の複雑さを軽減し、構造の均質性を高める効果が期待される。シェル開口部は、採光や通風を可能にし、内部空間を快適にする効果を期待できるため、多くの著名な設計に適用されてきた。著者等はこれまで、開口部の数と水平投影面上の配置形態の相違が、シェル耐力に及ぼす影響について、研究結果を報告してきたが<sup>1)</sup>、本研究では、これまで検討を行っていないパラメータとして、開口部中心点と球殻水平投影面中心点を結ぶ線が地平線となす仰角の変化を対象として、新たに検討を行った。このため、小型供試体を作製し、頂部1点载荷による破壊実験を行うと共に、材料及び形状非線形数値解析を適用して検討を行った。尚、数値

解析に於いては、破壊実験終了後の供試体実板厚実測結果を忠実に再現した数値モデルを作成し検討を行った。

## 2. 破壊実験概要

本実験では、炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造半球殻を対象として、シェル側面に円形開口部を設け、その耐力及び破壊形態への影響を検討するために小型供試体を8体作製し、静的点荷重による破壊実験を行った。シェルの境界条件は、ローラー支承とした。

CFCRC造は炭素短繊維 K661 をセメント重量比に於いて4%混入した。骨材は粒径0.3mmから1.2mmの細骨材をセメントと1対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から150mmの範囲になるように高性能減水剤(マイティ-2000WH-Z)をセメント重量比で2%混入した。添加剤としてメチルセルロースをセメント重量比に於いて0.25%混入した。

Table 1では各供試体名の文字構成及び材料定数並びにシェル板厚を示した。文字構成として1文字目に静的破壊モデル(Static Model)を、2と3文字目にシェル側面開口部の仰角 $\phi_1$ の

\* 1 工学部建築学科教授 工博  
\* 2 工学研究科建築学専攻博士課程前期  
\* 3 工学研究科建築学専攻博士課程前期

Table 1 Material Constants and Thickness Ratio of Experimental Models.

Model	Type Name=[1]-[2][3]-[4]			Ratio of Concrete Modulus				Max. Thickness Tmax [mm] (Tmax/To, To=5mm)	Min. Thickness Tmin [mm] (Tmin/To)	Average Thickness T [mm] (T/To)	Standard Deviation TSD [mm] (TSD/To)				
	[1]	[2][3]	[4]	Young's Modulus E(GPa)	Ultimate Compressive Strength Fc(MPa)	Ultimate Tensile Strength Ft(MPa)	Poisson's Ratio ν								
	Type	Opening Arrangement													
S00a	S. Static Model	00: $\phi_1=0^\circ$	a: One b: Two	25.7	60.4	5.43	0.238	13.00(2.60)	3.50(0.70)	7.36(1.47)	1.44(0.29)				
S00b				27.8	78.2	6.52	0.232	11.40(2.28)	3.20(0.64)	6.04(1.21)	1.49(0.30)				
S30a				30: $\phi_1=30^\circ$	a: One b: Two	25.9	67.3	6.08	0.258	13.30(2.66)	3.80(0.76)	7.12(1.43)	1.67(0.33)		
S30b						27.8	78.2	6.52	0.232	17.90(3.58)	4.00(0.80)	8.03(1.61)	2.99(0.60)		
S45a						45: $\phi_1=45^\circ$	a: One b: Two	25.9	67.3	6.08	0.258	14.00(2.80)	3.50(0.70)	7.22(1.44)	1.84(0.37)
S45b								28.8	67.5	6.20	0.233	18.00(3.60)	3.90(0.78)	9.15(1.83)	2.36(0.47)
S60a		60: $\phi_1=60^\circ$	a: One b: Two					26.6	69.9	7.16	0.234	12.00(2.40)	3.00(0.60)	6.58(1.32)	1.53(0.31)
S60b								23.9	59.9	6.43	0.254	13.30(2.66)	2.70(0.54)	7.17(1.43)	1.72(0.34)
Average				—	—			—	26.6	68.6	6.30	0.242	—	—	—

タイプ種別, 4文字目には開口部の個数を示した。材料定数は, 本実験に使用したコンクリートの強度試験結果に基づき決定した。炭素繊維を含んだコンクリート強度試験結果の平均値はヤング係数 26.6GPa, 圧縮強度 68.6MPa, 引張強度 6.30MPa 及びポアソン比 0.242 が示された。さらに, 同表にシェル板厚を示した。括弧内は, 設計シェル板厚  $T_0(=5.00\text{mm})$  に対する比を示した。板厚は最大板厚, 最小板厚, 平均板厚及び標準偏差をそれぞれ示した。

供試体は, Fig.1(a)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, 設計シェル板厚( $T_0$ )は 5.00mm, 半開角( $\phi_0$ )は 90 度とした。各開口部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( $\phi_1$ )は 0 度, 30 度, 45 度及び 60 度とした。各開口部の全開角( $\phi_2$ )は 30 度とした。Fig.1(b)に水平投影面上にお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おける同様の線分と成す相互角( $\theta$ )を定義した。そしてこの  $\theta$  として 0 度及び 180 度を設定した。

供試体のローラー支持に於いては, CFCRC 造反力支持板の上にグリースを塗布し, 垂直方向の運動のみ拘束したものである。

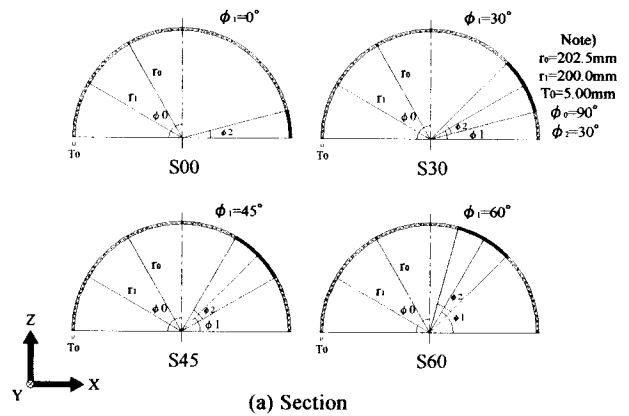
Fig.1(c)には載荷形態を示した。油圧式ロードセルを用い, 先端での載荷接触面積を 1,964mm<sup>2</sup> とし, シェルの頂部に点荷重を油圧ラムにより静的に載荷した。尚, 載荷はシェルとの接続面に於いて板厚 5mm のゴム板を介して, 荷重が一様に伝達するようにした。

### 3. 数値解析概要

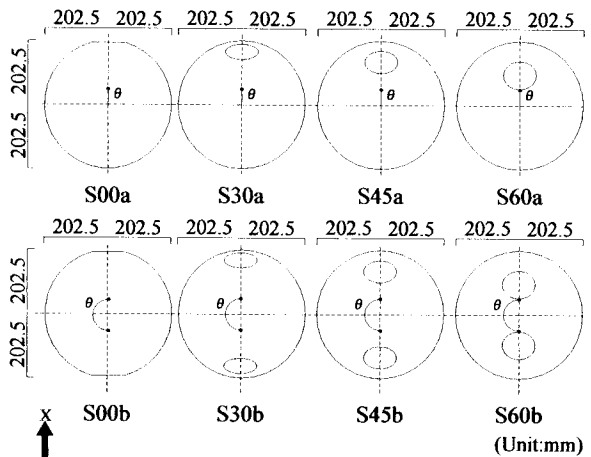
#### 3.1 非線形有限要素解析

本研究に於いて, 側面開口部を有する炭素短繊維補強コンクリート造半球殻の終局耐力並びに力学的非線形特性を検証する為, 非線形数値解析を行った。シェルの有限要素解析としては, 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, 2 軸問題として仮定しクーパー(Kupfer)の実験結果に基づいて等価 2 軸降伏応力度を用いて判定を行った<sup>2)</sup>。剛性評価は, 選点積分法を適用した。

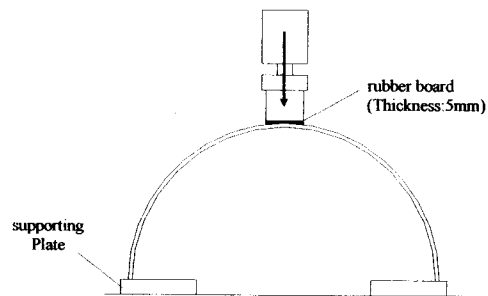
次に, 材料非線形としては, コンクリートの圧縮挙動に於いてドラッカー・プラガー型 (Drucker-Prager)の降伏関数を用いて解析を行った。コンクリートの引張挙動は主応力度を求めひび割れの判定を行った。ひび割れ発生後は 0.002 の歪範囲内で終局引張強度を一定の応力度に逆比例させた引張剛性を考慮した。本解析の要素は分布ひび割れ型を仮定しており, ひび割れ発生後の各要素に於ける修正せん断弾性係数はセドリン型を採用した<sup>3)</sup>。



(a) Section



(b) Plan



(c) Failure Experiment System

Fig. 1 Shell Models.

さらに形状非線形としては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。

3.2 計算概要

本解析では破壊実験と比較するため、3種の実験対応モデルを設定した。これらは基準モデル(Standard Model)、個別板厚モデル(Discrete Model)及び平均板厚モデル(Average Model)である。最初に基準モデルは、設計シェル板厚を5mmに統一し、材料諸元として8体の実験供試体における平均値(ヤング係数26.6GPa, 圧縮強度68.6MPa, 引張強度6.30MPa及びポアソン比0.242)を用いたモデルである。次に個別板厚モデルは、破壊実験供試体(Experimental Model)で破壊実験終了後に、シェル板厚を実測し、その測定値に基づき、要素の各節点で板厚変動を忠実に再現したモデルである。さらに平均板厚モデルは破壊実験供試体の板厚測定値の平均値を採用した均一板厚モデルである。尚、基準モデルには無開口モデル(SC)を検討項目に加えた。

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於いて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於いて5.85から10.47の範囲の分割とした。尚、要素数はS00aに於いて136要素、S00b, S30a, S45a及びS60aに於いて134要素、S30b, S45b及びS60bに於いて130要素とした。

4. 結果及び考察

4.1 終局耐力

Fig. 2には基準板厚解析におけるSCの終局耐力を1とした場合の各基準モデルの終局耐力比を示した。

同図より、SC, S00a, S00b, S30a及びS30bは開口部の有無

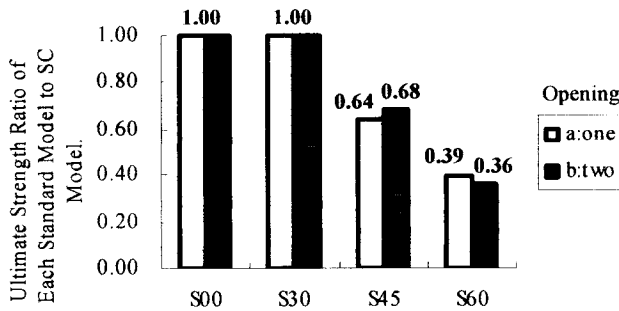


Fig. 2 Ultimate Strength Ratio of Standard Model.



Fig. 3 Ultimate Strength Ratio of Analysis Model to Experimental Model.

に関わらず終局耐力が同一値を示したことから、開口部配置形態と終局耐力との相関は確認されなかった。これらのモデルでは、応力が開口部周辺より載荷点周辺に於いて強く作用し、破壊形態は頂部から表面及び裏面のひび割れが一致したせん断破壊を示している。即ち、一気に終局に至り、開口部の影響を受けにくかったものと考えられる。一方、S45a及びS45bに注目すると、1つ孔が2つ孔における終局耐力の6%減を示した。これらの平均終局耐力はSCの34%減の値を示している。同様にS60a及びS60bと比較すると、1つ孔が2つ孔における終局耐力の8%増を示した。これらの平均終局耐力はSCの62%減を示している。S45a, S45b, S60a及びS60bの終局耐力が低減した理由は、載荷点と開口部の距離が比較的近接しているため、載荷点周辺及び開口部周辺に作用している応力が重なることにより応力集中が起きたためと考えられる。また、開口部仰角( $\phi_1$ )の相違によって、1つ孔と2つ孔モデルの終局耐力は逆転することが確認された。これは、開口部仰角( $\phi_1$ )が大きく頂部載荷点との距離が短い場合、1つ孔モデルは2つ孔モデルと比較して全体的に剛性が高く終局耐力が大きくなったものと考えられる。しかし、頂部載荷点と開口部仰角( $\phi_1$ )の距離が小さくなったとき、即ち $\phi_1$ が45度に於いては1つの開口部に応力が集中し局部的な破壊が起こり、応力が左右均等に分布する2つ孔モデルの耐力の方が上回ったものと考えられる。

Fig. 3には、本破壊実験により得られた各モデルの終局耐力値に対して、3種類の実験対応数値解析、即ち、基準モデル、個別板厚モデル及び平均板厚モデルの終局時に於ける各耐力を比の形で示した。更に、Table 2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比の平均、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比を

Table 2 Average and Standard Deviation of Strength Ratio.

Strength Ratio	Average	Standard Deviation
Discrete Model / Experimental Model	-14%	0.13
Standard Model / Experimental Model	-31%	0.23
Average Model / Experimental Model	+80%	0.30

**Table 3 Strength Ratio Adjusted by Shell Thickness and Ultimate Tensile Strength.**

	E0	T	Ft	ET	EFt	EC	ET/N0	EFt/N0	EC/N0	E0/N0	N0
S00a	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
S00b	0.68	0.82	1.20	0.83	0.57	0.69	0.83	0.57	0.69	0.68	1.00
S30a	1.14	0.97	1.12	1.18	1.02	1.05	1.18	1.02	1.05	1.14	1.00
S30b	0.65	1.09	1.20	0.59	0.54	0.49	0.59	0.54	0.49	0.65	1.00
S45a	0.76	0.98	1.12	0.77	0.68	0.69	1.20	1.05	1.07	1.18	0.64
S45b	1.15	1.24	1.14	0.92	1.00	0.81	1.36	1.48	1.19	1.69	0.68
S60a	0.44	0.89	1.32	0.49	0.33	0.37	1.25	0.85	0.95	1.12	0.39
S60b	0.49	0.97	1.18	0.50	0.41	0.42	1.39	1.14	1.17	1.35	0.36
Average	-	-	-	-	-	-	1.10	0.96	0.95	1.10	-
STDEV	-	-	-	-	-	-	0.28	0.31	0.24	0.34	-

標準偏差で示した。

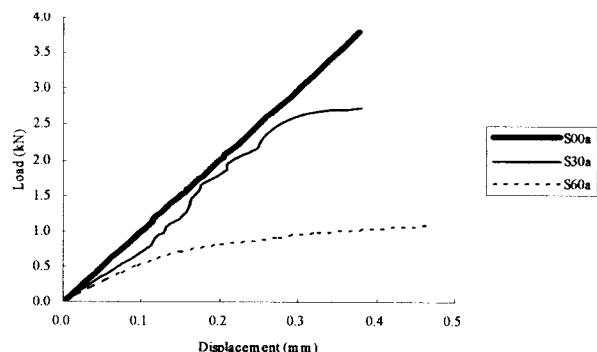
まず、3種類の解析別に検討を行うと、個別板厚モデルでは誤差平均に於いて14%減となり、破壊実験に対し最も良く対応した解析結果となった。更に、殆どの供試体に於いて破壊実験に対し安全側となることが示された。

**4.2 耐力補正**

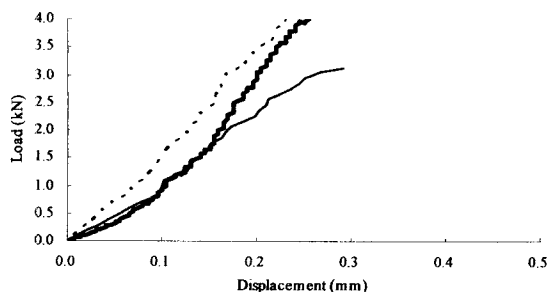
施工板厚の変動及び終局引張強度を考慮し、破壊実験より得られた終局耐力の検証を行った。各供試体の施工板厚平均値、コンクリートの引張強度及び耐力補正に関して、モデル S00aの各値に対する比率として Table 3 に示した。同表の E0 は破壊実験の実験耐力比を示している。同表の T はシェル全面における板厚実測値の平均値に基づく板厚比である。同表の Ft は、コンクリートの引張強度に基づく引張強度比である。次に、ET は、上記の板厚比 T に対する実験耐力比 E0 の比率より求めた板厚補正実験耐力比である。同様に EFt は、上記の引張強度比 Ft に対する実験耐力比 E0 の比率より求めた引張強度補正実験

耐力比である。さらに EC は、上記の板厚比 T 及び引張強度比 Ft の積から構成される材料及び形状補正比に対する実験耐力比 E0 の比率より求めた材料形状複合補正実験耐力比である。次に N0 は、設計板厚 5mm 及び一定コンクリート材料諸元に統一した場合の基準モデルより得られた基準耐力比である。さらに同表の比率(ET/N0)は、板厚補正実験耐力比(ET)に対する基準耐力比(N0)との比率として求めた、板厚補正耐力整合比である。同表の比率(EFt/N0)は、引張強度補正実験耐力比(EFt)に対する基準耐力比(N0)との比率として求めた、引張強度補正耐力整合比である。同表の比率(EC/N0)は、材料形状複合補正実験耐力比(EC)に対する基準耐力比(N0)との比率として求めた、材料形状複合補正耐力整合比である。次に同表の比率(E0/N0)は、実験耐力比(E0)に対する基準耐力比(N0)との比率として求めた、耐力整合比である。

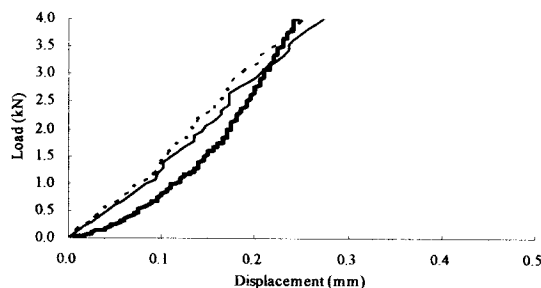
破壊実験における耐力整合比(E0/N0)は平均 10%増、に対し、板厚補正耐力整合比(ET/N0)は 10%増となり、補正前と補正後の値に変化はなかった。しかし、これらの標準偏差では 0.34 から



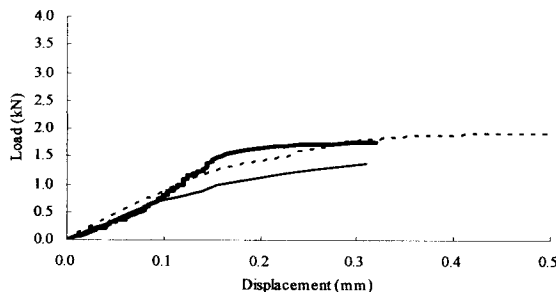
**Fig. 4 Load vs. Displacement Curves of Sta. Model.**



**(a) S00a**



**(b) S30a**



**(c) S60a**

— Exp. Model — Dis. Model - - - Ave. Model

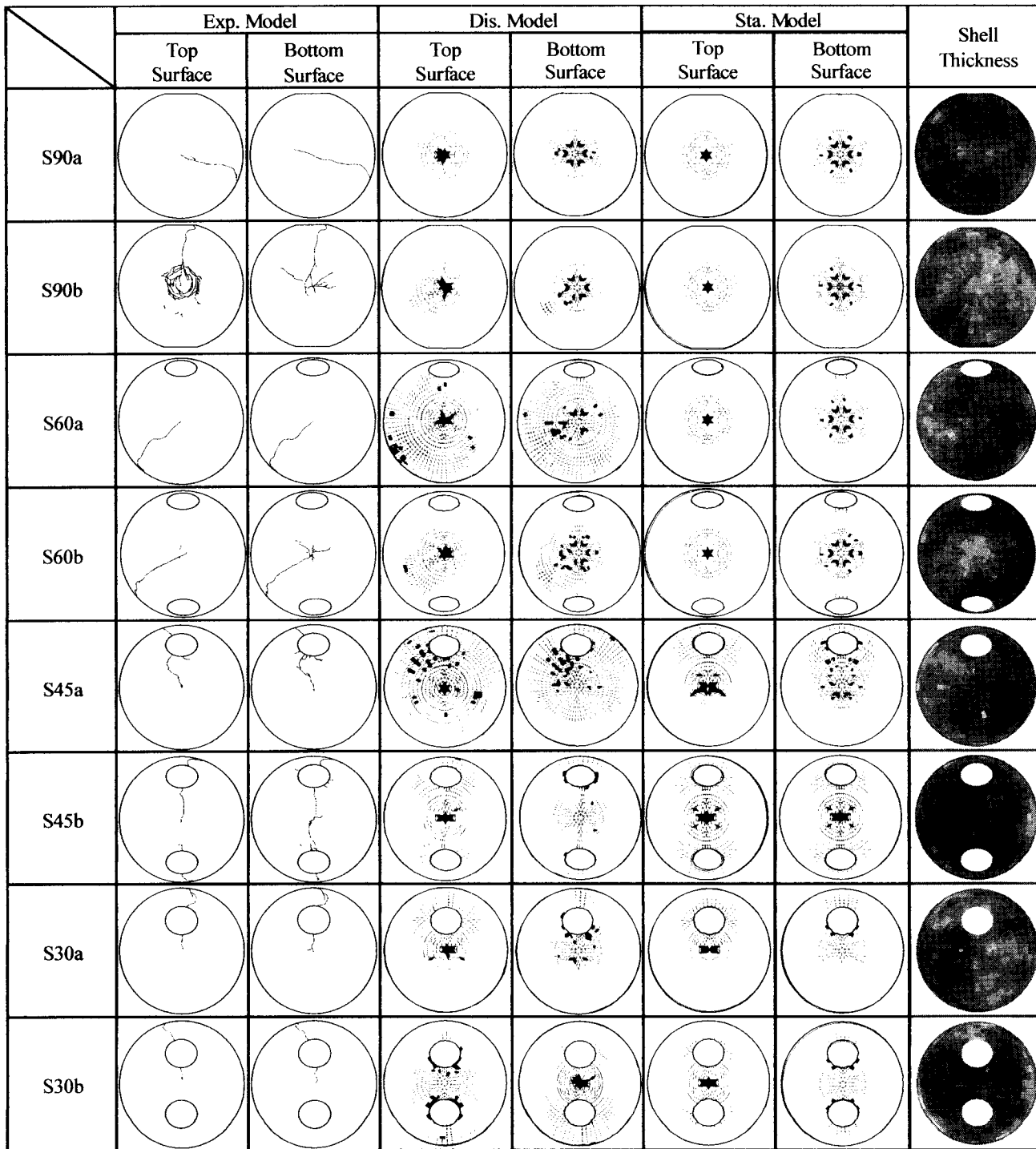
**Fig. 5 Load vs. Displacement Curves.**

0.28 に収束する傾向が見られた。次に引張強度補正耐力整合比 (EFI/N0) は 4% 減となり、基準モデルの解析結果と近い値が示され、標準偏差では 0.34 から 0.31 に収束する傾向が見られた。続いて、材料形状複合補正耐力整合比 (EC/N0) は平均 5% 減、標準偏差 0.34 から 0.24 となり、基準モデルに対する良い対応が得られた。しかし、S00b 及び S30b では補正後もかなり離れた値となっている。これは載荷点付近で局部的に薄い部分があり、

それが影響したものと考えられる。

### 4.3 荷重変位関係

Fig. 4 及び Fig.5 に荷重変位曲線を示した。Fig.4 には基準モデルにおける S00a, S30a 及び S60a のシェル頂部の載荷点直下における値を示した。同図より、開口部仰角が大きくなるに従って剛性が低くなることが確認された。



Concrete Crashed Pattern.   
 / : Concrete Cracking in the 1 Direction.   
 X : Concrete Cracking in Both Directions   
 ■ : Concrete Yielded in Compression.   
 ■ : Concrete Crashed.

Shell Thickness Pattern.   
 □ ~2.99 □ 3.00~3.99 ■ 4.00~4.99 ■ 5.00~5.99 ■ 6.00~6.99 ■ 7.00~7.99   
 ■ 8.00~8.99 ■ 9.00~9.99 ■ 10.00~10.99 ■ 11.00~11.99 ■ 12.00~ (Unit:mm)

Fig. 6 Cracking Pattern.

Fig. 5 には破壊実験供試体、平均板厚モデル及び個別板厚モデルの荷重変位曲線を示した。Fig.5(a)には S00a を、Fig. 5(b) には S30a を、Fig. 5(c)には S60a をそれぞれ示した。以上より、個別板厚モデルは平均板厚モデルと比較して相対的に実験結果に近づいていることが示された。

#### 4.4 ひび割れ形態

Fig. 6 には本実験に於ける各モデルの破壊形態及びシェル板厚分布図を示した。同図より、全供試体に於いて、ひび割れが載荷点より脚部まで達していること、表面及び裏面における破壊形態がほぼ一致していることが認められた。

また、S00a、S30a 及び S30b におけるひび割れは載荷点から発生し開口部への進展は認められなかった。S00b では、載荷点からひび割れが発生し、その後、開口部への進展が確認された。更に、載荷点付近のひび割れが顕著に見られ開口部の影響を受けた曲げ破壊の特徴も確認できた。開口部仰角の小さい  $\phi_1$  が 0 度及び 30 度の 4 供試体では、シェル板厚分布図より板厚の薄い方へひび割れが進展していることが認められた。S00b に於いては、開口部の影響を受けシェルの変形によって起きた曲げ破壊の特徴を示しているが、載荷点から板厚の薄い方へひび割れが進展していることから、板厚変動が大きく影響しているものと考えられる。また、開口部仰角 ( $\phi_1$ ) の大きい S45a、S45b、S60a 及び S60b では、開口部からひび割れが発生し、その後、載荷点と脚部への進展が確認された。これは、載荷点と開口部が近接しているためと考えられる。更に、S45a 及び S45b に於いては、開口部周辺緯線方向のひび割れが認められるのに対し、S60a 及び S60b ではひび割れが確認されない。これより、 $\phi_1$  が 45 度の場合は、開口部周辺の曲げ破壊が特徴的である。 $\phi_1$  が 60 度の場合は、載荷領域全体のしずみこみ変形が卓越し、局所的な曲げ変形が回避されたものと考えられる。以上より、開口部が破壊形態に及ぼす影響を明らかにした。

## 5. まとめ

開口部を有する炭素短繊維補強コンクリート造半球殻の頂部

に静的点荷重が作用した場合を対象とし、破壊実験及び非線形数値解析を行った結果、以下の結論を得た。

- (1) 破壊実験より得られた終局耐力を板厚及び材料定数を一定値に設定した基準モデルの耐力と比較するため、平均板厚、コンクリートの引張強度及びこれらの複合による耐力補正を設定し、比較検討を行った。その結果、補正無しの場合の平均 10% 増、標準偏差 0.34 から、上記の複合補正を適用した場合に平均で 3% 減、標準偏差 0.23 に収束し、材料及び形状の複合耐力補正の有効性が確認された。
- (2) 数値解析による終局耐力に於いて、無開口から開口部仰角 30 度までは、1 孔モデルと 2 孔モデルの相違並びに開口部仰角によるシェルの耐力差が殆ど無いことが確認された。開口部仰角 45 度では 1 孔モデルより 2 孔モデルの耐力が増大することが確認された。更に、開口部が載荷点に近づき、開口部仰角が 60 度の場合、2 孔モデルより 1 孔モデルの耐力は大きくなることが確認された。
- (3) 破壊実験及び数値解析による荷重変位曲線に於いて、開口部仰角が大きくなるに従って剛性が低くなることが確認された。また、個別板厚モデルは平均板厚モデルと比較して相対的に実験結果に近づくことが確認された。
- (4) 破壊実験より、開口部仰角が小さい場合(30 度以下)はひび割れが板厚の薄い方向に進展し、開口部仰角が大きい場合(45 度以上)は開口部から進展することが確認された。

#### 参考文献

- 1) 真下和彦, 谷亀康弘, 熊田陽志: 円形開口部付炭素短繊維補強コンクリート造半球殻の終局耐力, 東海大学紀要 工学部 Vol.42, pp.23-28, 2002 年 9 月
- 2) Kupfer, H.B., Hilsdorf, H.K and Rush, H.: Behavior of Concrete under Biaxial Stresses, Proc. ACI, Vol.66, No.8, 1969.8, pp.656-666
- 3) Cedolin, L. and Deipoli, S.: Finite Element Studies of Shear-Critical R/C Beam, ASCE, Journal of Engineering Mech. Div., Vol.103, No.EM3, 1977, pp.395- 410.