

# 炭素短繊維補強コンクリート造半球殻の 開口部が耐力に及ぼす影響

真下 和彦<sup>\*1</sup> 堺晋太郎<sup>\*2</sup> 川崎健二郎<sup>\*3</sup> 入江 聡<sup>\*4</sup>

## Effects of Opening within Concrete Hemispherical Shells Reinforced with Carbon Fiber Chips on Strength

by

Kazuhiko MASHITA<sup>\*1</sup>, Shintaro SAKAI<sup>\*2</sup>, Kenjiro KAWASAKI<sup>\*3</sup> and Satoshi IRIE<sup>\*4</sup>

(Received on Aug.10, 2005, & Accepted on Nov.16, 2005)

### Abstract

The main purpose of this study is to investigate the effects of openings within a shell on the strength of concrete hemispherical shells reinforced with carbon fiber chips. As the variable parameters of the shell openings, the number of openings and their opening angles of elevation were adopted. Openings on the shell surface could introduce light into the interior space of a building so that the interior space could be brightened and be comfortable to live in. The concrete with carbon fiber chip reinforcement could realize high homogeneity and isotropy independently of the direction of ordinary steel bar reinforcement. A fracture experiment was conducted on small-scaled concrete shell specimens reinforced with carbon fiber chips, which were loaded perpendicularly under point load up to the fracture state. Nonlinear numerical analysis was carried out to compare with the experimental results. The consistency between the experimental strength and the numerical strength was checked by taking into account the actual shell thickness. Furthermore, the fluctuation in the natural frequency corresponding to the fractural state on the shell surface was investigated.

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

## 1. 序論

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。光環境を構成する要素のひとつである開口部は、より明るい開放的な空間を創造し、採光・眺望・通風機能の向上が期待される。そこで開口部の影響を適切に評価して剛性及び耐力を算定する必要がある。

本研究では、開口部の有無とその位置及び大きさを変動パラメータとした。これらのパラメータの組み合わせを考慮し、7種類の小型供試体を作製した。実験的研究は小型供試体を用いて頂部一点載荷による静的破壊実験により検討を行った。更に実験前後にインパクトハンマ加振による自由振動実験を行い、応答加速度波形より固有振動数を求め、破壊に伴う変化を定量的に求めた。また材料及び幾何学的非線形数値解析を適用し、静的破壊実験に対する検討を加えた。以上より、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力学的特性を明らかにした。

## 2. 実験の概要

### 2.1 静的破壊実験

本研究で用いた各実験供試体名の文字構成、コンクリート材料定数及びシェル施工板厚諸元を Table 1 に、炭素短繊維の材料定数を Table 2 に示した。またシェル形状断面図を Fig.1 (a)に、平面図を(b)に示した。

実験供試体寸法は Fig.1(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( $\phi_0$ )は 90 度の半球殻とした。全開角( $\phi_2$ ) 30 度で、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( $\phi_1$ )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  $i$  ( $=\Phi v/\Phi u$ ,  $\Phi v$ : Variable Angle ( $\phi_1$ ),  $\Phi u$ : Unit Angle ( $15^\circ$ )) を定義した。Fig.1(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( $\theta$ )を定義した。そしてこの  $\theta$  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。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、ヤング係数 24.1GPa, 圧縮強度 64.4MPa, 引張強度 6.0MPa 及びポアソン比 0.213 が示された。

\* 1 工学部建築学科 教授・工博  
\* 2 東急ホーム株式会社  
\* 3 理工学研究科総合理工学専攻博士課程  
\* 4 工学研究科建築学専攻博士課程前期

Table 1 Shell Model.

Model	Type Name=[1]-[2]-[3]			Concrete Modulus				Max. Thickness :Tmax [mm] (Tmax/T0, T0=5mm)	Min. Thickness :Tmin [mm] (Tmin/T0)	Average Thickness :T [mm] (T/T0)	Standard Deviation :TSD [mm] (TSD/T0)
	[1] Type	[2] Opening Arrangement	[3] the number of Openings	Young's Modulus :E(GPa)	Ultimate Compressive Strength :Fc(MPa)	Ultimate Tensile Strength :Ft(MPa)	Poisson's Ratio :ν				
HNN	H: Hemispherical Model	N:None	N:None	24.1	64.4	6.0	0.213	16.40(3.28)	4.00(0.80)	7.34(1.47)	2.25(0.45)
H02		i=0,2 and 3						18.40(3.68)	1.80(0.36)	6.23(1.25)	2.54(0.51)
H04								13.20(2.64)	1.10(0.22)	5.12(1.02)	2.25(0.45)
H22		i:Opening Arrangement Parameter i=Φv/Φu	2: Two					13.20(2.64)	2.20(0.44)	6.23(1.25)	1.89(0.38)
H24			4: Four					20.50(4.10)	2.20(0.44)	7.92(1.58)	2.94(0.59)
H32		Φv=Variable Angle Φu=Unit Angle (15°)						14.80(2.96)	1.85(0.37)	6.63(1.33)	2.16(0.43)
H34								16.30(3.26)	1.90(0.38)	7.24(1.45)	2.37(0.47)

Table 2 Material Properties of Carbon Fiber Chip.

Type	Fiber Length [mm]	Fiber Diameter [μm]	Tensile Strength [GPa]	Modulus of Tensile Elasticity [GPa]	Elongation [%]	Density [ton/mm <sup>3</sup> ]	Specific Gravity
K661	18	17	1.77	180	1	1.9×10 <sup>-3</sup>	1.9

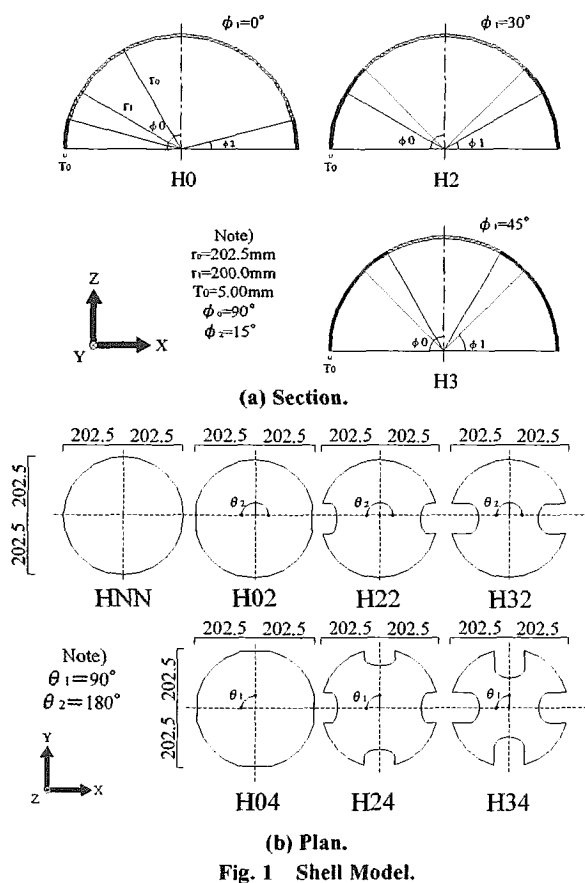


Fig. 1 Shell Model.

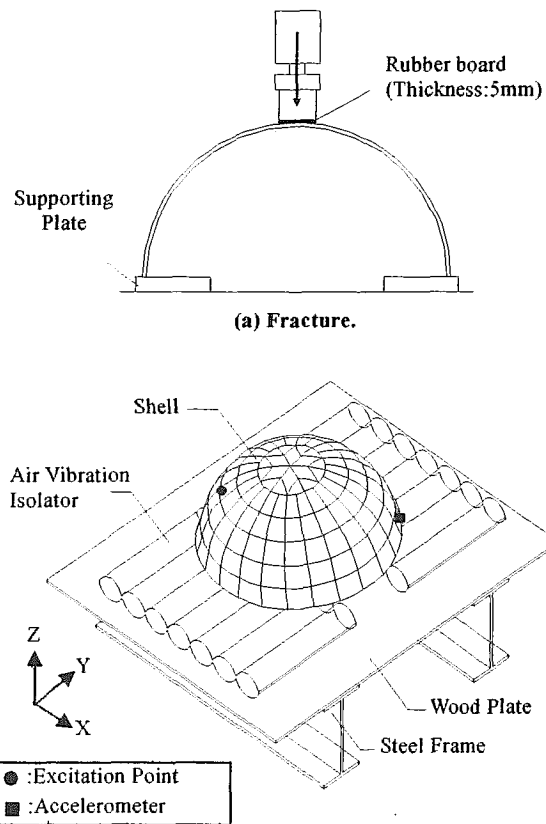


Fig. 2 Experimental System.

本実験では、CFRC 造半球殻を対象として、シェル側面に開口部を設け、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 7 体作製し、境界条件をローラー支承とする静的破壊実験を行った。Fig.2(a)には載荷形態を示した。ローラー支承に於いては、CFRC 造反力支持板の上にグリースを塗布した。

## 2.2 自由振動実験

破壊実験前後にインパクトハンマ加振による自由振動実験を行い、応答加速度波形を測定した。加振点及び計測点の位置はFig.2(b)に示す通り、半開角 45 度及び脚部付近の一点とし、加振点及び計測点は全ての供試体とも同一の箇所とした。境界条件としてはシェル以外の振動数がノイズとして混入されることを避けるため、防振材 (Air Vibration Isolator) を用いて土台を作製した。

## 3. 数値解析の概要

### 3.1 非線形有限要素解析

本研究に於いて、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。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。さらに幾何学的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 計算の概要

本解析では破壊実験の耐力と比較検証するため、基準モデル(Standard Model)の実験対応モデルを設定した。これは、設計シェル板厚を 5mm に統一し、材料諸元としてヤング係数 25GPa, 圧縮強度 60MPa, 引張強度 6.0MPa 及びポアソン比 0.2 を用いたモデルである。

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 の範囲の分割となる。尚、要素数は HNN に於いて 138 要素, H02 では 134 要素, H04 では 130 要素, H22 では 126 要素, H24 では 114 要素, H32 では 122 要素, H34 では 106 要素とした。

3.3 自由振動解析

自由振動実験より得られた加速度応答波形から、各供試体の固有振動数を求める為に、リアルタイム FFT アナライザ OROS-OR24 を用い解析を行った。サンプリング周波数 640Hz, サンプリング数 2048, 周波数分解能 312.5mHz, 平均数 5 回(リニア平均), 窓関数はレクタングュラとした。また、入力と出力の関係を具体的かつ定量的に表現する為に伝達関数を求めた。

4. 結果及び考察

4.1 終局耐力

開口部仰角及び開口部個数が耐力に及ぼす影響を考察するため、基準モデルに於ける終局耐力値の検証を行う。

Fig.3 には基準モデル解析に於ける HNN の終局耐力 2.52kN 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、開口部仰角が同一の場合に於いて 2 つ孔と 4 つ孔の開口部個数による耐力の差はほとんど示されなかった。これは、シェル形状に於ける緯線方向の連続性による影響と考えられる。シェル頂部に荷重が働いた場合、緯線方向の連続性が確保されれば、シェルの変形を拘束し高い耐力が期待される。すなわち、本実験に於ける供試体では開口部による緯線方向の連続性が遮断される。しかし、2 つ孔及び 4 つ孔による緯線方向の連続性の遮断による耐力への影響はほぼ同程度を示している。また、無開口の HNN の耐力に対し、H2 の耐力は 64%減, H3 の耐力は 84%減を示し、開口部仰角による相違が顕著に認められた。これは、載荷点と開口部が近接し、

載荷点周辺と開口部周辺に作用している応力集中が加算されて、耐力の低下を招いたものと考えられる。

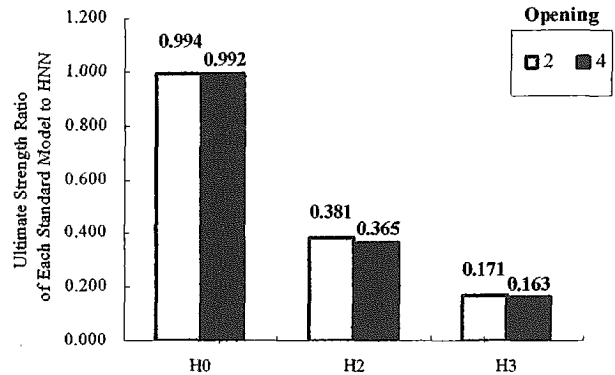


Fig. 3 Ultimate Strength Ratio of Standard Model.

4.2 耐力補正

破壊実験より得られた終局耐力値に対し、施工板厚の変動を考慮した耐力補正を行う。シェル全面に於ける施工板厚平均値、点荷重の載荷点直下を含むその隣接した限定領域に於ける施工板厚平均値及び耐力補正值に関して、HNN(実験値:5.37kN, 解析値:2.52kN)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、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を示している。同表の TG はシェル全面に於ける板厚実測値の平均値に基づく板厚比である。同表の TL は点荷重の載荷点直下を含む、その隣接した限定領域に於ける施工板厚平均値に基づく板厚比である。耐力比(E0/N0)は、上記 N0 に対する E0 の比率より求めた耐力整合比である。EG1 は全面板厚線形補正実験耐力比(E0/TG1)であり、耐力比(EG1/N0)は全面板厚線形耐力整合比である。同様に EG2 及び EG3 は、TG1 の 2 乗及び 3 乗補正を行った全面板厚 2 乗及び 3 乗補正実験耐力比(E0/TG2 及び E0/TG3)であり、全面板厚 2 乗及び 3 乗補正耐力整合比を EG2/N0 及び EG3/N0 で示した。次に EL1 は限定板厚線形補正実験耐力比(E0/TL)であり、耐力比(EL1/N0)は限定板厚線形耐力整合比である。同様に EL2 及び EL3 は、TL1 の 2 乗及び 3 乗補正を行った限定板厚 2 乗及び 3 乗補正実験耐力比(E0/TL2 及び E0/TL3)であり、限定板厚 2 乗及び 3 乗補正耐力整合比を EG2/N0 及び EG3/N0 で示した。

同表の耐力整合比の平均値に於いて、全面板厚補正耐力整合比では 3 種の板厚比ともに改善が示されていない。一方、補正無しの場合(E0/N0)の平均 4%減, 標準偏差 0.39 から、限定領域板厚の 2 乗補正を適用した場合(EL2/N0)に平均で 6%増, 標準偏差 0.13 を示した。更に補正無しの場合(E0/N0)の HNN から H34 までの範囲で耐力比 62%減から 48%増に対し、2 乗補正の場合(EL2/N0)の HNN から H34 までの範囲で 5%減から 32%増と収束する傾向が確認され

Table 3 Strength Ratio Adjusted by Shell Thickness.

	E0	N0	TG	TL	EG1	EL1	EG2	EL2	EG3	EL3	E0/N0	EG1/N0	EL1/N0	EG2/N0	EL2/N0	EG3/N0	EL3/N0
HNN	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
H02	0.49	1.00	0.85	0.67	0.58	0.73	0.68	1.09	0.80	1.62	0.49	0.58	0.73	0.68	1.09	0.80	1.62
H04	0.38	1.00	0.70	0.62	0.55	0.62	0.79	1.00	1.13	1.62	0.38	0.55	0.62	0.79	1.00	1.13	1.62
H22	0.37	0.36	0.85	1.03	0.43	0.36	0.51	0.34	0.60	0.33	1.02	1.20	0.99	1.41	0.95	1.67	0.92
H24	0.41	0.36	1.08	1.08	0.38	0.37	0.35	0.35	0.32	0.32	1.13	1.04	1.04	0.97	0.96	0.90	0.89
H32	0.24	0.16	0.90	1.06	0.26	0.22	0.29	0.21	0.32	0.20	1.48	1.64	1.40	1.81	1.32	2.01	1.25
H34	0.20	0.16	0.99	1.07	0.20	0.18	0.20	0.17	0.21	0.16	1.23	1.25	1.15	1.27	1.08	1.29	1.01
Average	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0.96	1.04	0.99	1.13	1.06	1.26	1.19
STDEV	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0.39	0.38	0.26	0.39	0.13	0.44	0.32

た。これは、シェル伸び剛性が板厚に線形比例し、曲げ剛性が板厚の3乗に比例することから、これらの中間値として2乗補正が有効となったものと考えられる。

4.3 ひび割れ形態

Fig.4には破壊実験及び解析に於ける各供試体の破壊形態及びシェル施工板厚分布図を示した。破壊実験では、全ての供試体に於いてひび割れは板厚の薄い方へと進展しているのが確認される。無開口の場合はシェル頂部より脚部へ、開口部を有している場合

は開口部から頂部へとひび割れが進展している事が確認された。これは、開口部を設置したことで脚部が分割され、開口部周辺での変形が生じやすくなったためと考えられる。H34に於いては開口部間を繋ぐように進展しているひび割れが確認された。これは開口部仰角が45度に達し、開口部間が近接したことで応力が集中したためと考えられる。また、開口部仰角が増大するに従って、載荷点でのひび割れが減少傾向を示した。これは、載荷点と開口部が近接したことで開口部周辺に応力が集中し、炭素短繊維の特

	Exp. Model		Dis. Model		Sta. Model		Shell Thickness
	Top Surface	Bottom Surface	Top Surface	Bottom Surface	Top Surface	Bottom Surface	
HNN							
H02							
H04							
H22							
H24							
H32							
H34							

Concrete Crushed Pattern.

/ :Concrete Cracking in the 1 Direction. :Concrete Yielded in Compression.  
 X :Concrete Cracking in the 2 Directions. :Concrete Crushed.

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.4 Cracking Pattern.

微である局部的なせん断による破壊を生じ、一気に終局に達し、破壊したためと考えられる。以上より、開口部が破壊形態に及ぼす影響を確認した。

4.4 荷重変位関係

基準板厚解析より得られた荷重変位曲線を Fig.5 に、破壊実験及び個別板厚解析より得られた荷重変位曲線を Fig.6 に示す。

Fig.5 より、変位 0.2 mm 時に於いて HNN を基準とした場合、耐力は H22 で 51.6% 減、H24 で 64.5% 減、H32 で 80.6% 減、H34 で 88.7% 減が示された。これより、開口部仰角が増大すると共に剛性が低下する事が確認された。

Fig.6 に、個別板厚解析結果と実験結果との比較を示した。同図

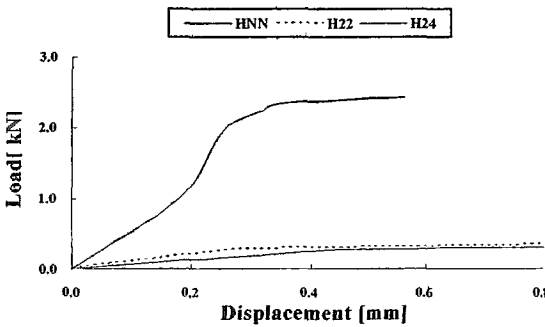
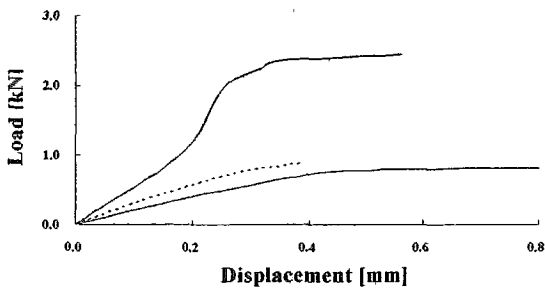
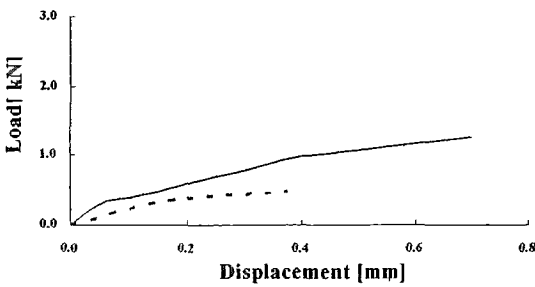
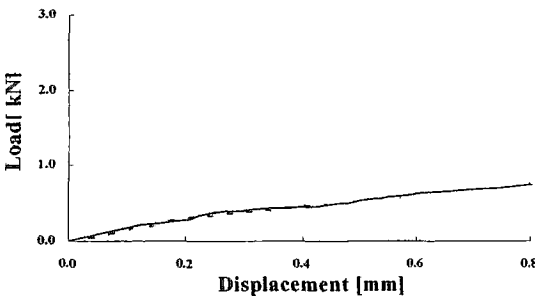


Fig.5 Load vs. Displacement Curves of Standard Model



(a) H32



(b) H34

— Experimental Model. ····· Discrete Model.

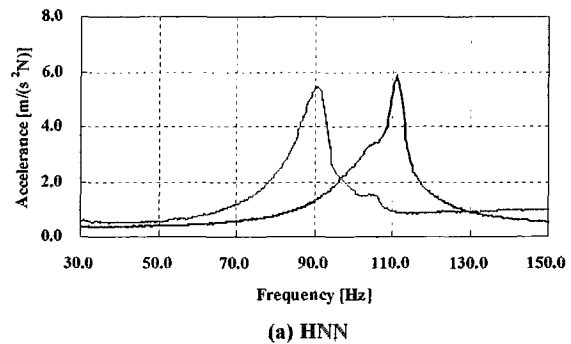
Fig.6 Load vs. Displacement Curves.

(b)の H34 では、両者の良好な対応が確認された。一方、同図(a)の H32 では個別板厚解析の結果は実験の場合と比較して耐力が減少している。この理由は、脚部の一部で板厚が減少し、数値解析に於いては、この減少量を過大評価していることによるものと考えられるが、数値解析では安全側の評価を示している。

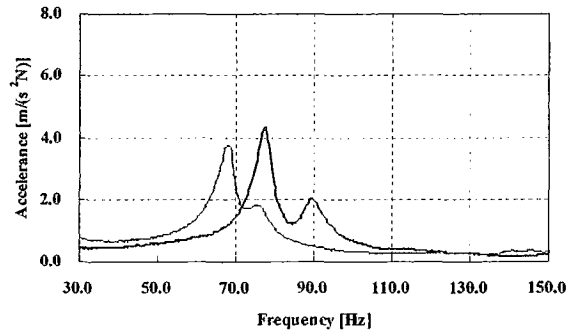
4.5 自由振動実験結果

自由振動実験及び FFT 解析により得られた伝達関数を Fig.7 に、固有振動数を Table 4 に示した。また、破壊前後の変化を表すため、固有振動数破壊パラメータ  $R_f (= (F_a - F_b) / F_b$ ,  $F_b$ :破壊前の固有振動数,  $F_a$ :破壊後の固有振動数)を定義した。H34 は破壊実験により割裂破壊したため、破壊実験後の自由振動実験を実施していない。

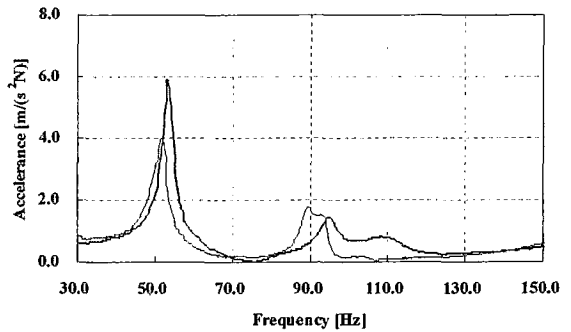
同表より、無開口である HNN 及び開口部仰角の小さい H02 では  $R_f$  がそれぞれ 18.26% 減及び 12.10% 減が示され、減少幅が大きい。即ち、破壊実験により生じた大規模なひび割れが原因で、シェル剛性が大幅に低下したものと考えられる。しかし、H22 では  $R_f$  が 2.3% 増となり、H32 では他の供試体と比べひび割れは少ないにも関わらず、 $R_f$  が 20.4% 減を示し、最も減少幅が大きい値を確認した。この理由は、これらのシェルが、衝撃荷重により局部的分離現象を生じた事により、その結果振動数が攪乱されたものと考えられる。これらを除外すると、開口部仰角が増大すると共に



(a) HNN



(b) H02



(c) H24

Fig.7 Transfer Function.

Table 4 Free Vibration on Shell Model.

Model	Natural Frequency		
	Elastic [Hz]: $F_b$	Fracture [Hz]: $F_a$	Fracture Frequency Parameter[%] $R_f:(F_a-F_b)/F_b$
HNN	111.3	90.9	-18.3
H02	77.5	68.1	-12.1
H04	81.3	73.4	-9.6
H22	67.8	69.4	2.3
H24	53.4	51.6	-3.5
H32	59.7	47.5	-20.4
H34	64.4	-	-

固有振動数の減少幅が小さくなることが示された。

以上より、開口部仰角の変化がシェル振動特性に影響を与える度合いを確認した。しかし、その詳細は今後の多数の供試体による検討が必要と思われる。

## 5. 結論

本研究では、開口部を有する CFCRC 造半球殻に於いて静的破壊実験、自由振動実験及び数値解析を行い、シェル耐力及びひび割

れ形態を検証し、さらにシェルの破壊状態が固有振動数に及ぼす影響を検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) 数値解析より、開口部仰角が 0 度、30 度及び 45 度の場合では開口部個数の相違によるシェルの耐力にほぼ差がない事が示された。これは、開口部個数の相違による緯線方向の連続性の変化が小さかったためと予想される。
- (2) 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の比較を行った。その結果、シェル全面に於ける平均板厚及び点荷重の載荷点直下に隣接した限定領域に於ける平均板厚に基づく耐力補正を設定し、実験耐力と基準モデルによる数値解析との整合性に関する検討を行った。その結果、板厚補正無しの場合の平均 4%減及び標準偏差 0.39 から、限定領域板厚の 2 乗補正を適用した場合の平均値 6%増及び標準偏差 0.13 を得た。更に板厚補正無しで耐力比 62%減から 48%増に対し、板厚 2 乗補正で 5%減から 32%増へ収束し、限定領域板厚の 2 乗補正の有効性が確認された。
- (3) 破壊実験のひび割れ形態に於いて、無開口の場合はシェル頂部より、開口部を有している場合は開口部より板厚の薄い方向にひび割れが進展することが確認された。