

静荷重を受ける複合炭素繊維補強 コンクリート造円筒殻の耐力

真下和彦^{*1}・熊本千大^{*2}・須永耕平^{*3}・川崎健二郎^{*4}

Strength of Concrete Cylindrical Shells Reinforced with Complex Carbon Fiber under Static Load

by

Kazuhiko MASHITA^{*1}, Kazuo KUMAMOTO^{*2}, Kohei SUNAGA^{*3} and Kenjiro KAWASAKI^{*4}

(Received on March 26, 2004 & accepted on May 26, 2004)

Abstract

The main purpose of this study is to investigate, both experimentally and theoretically, the strength of concrete cylindrical shells with complex carbon fiber reinforcement under static load. It is defined in this study that complex carbon fiber reinforcement consists of carbon fiber chips and carbon fiber sheets. The chips and the sheets could improve the tensile strength of a concrete shell in its internal and external regions, respectively. The effects of the area attached to a shell surface with carbon fiber sheet reinforcement on shell strength were also investigated. An experimental study was conducted on concrete shells reinforced with carbon fiber sheets on their top or bottom surfaces. Point load was applied perpendicularly on the shell surface to the final failure state. A theoretical study was conducted by material and geometrical nonlinear finite element analyses including tension cutoff and tension stiffening effects. The concrete shell strength was significantly influenced by the accuracy of the actual thickness so that nonlinear numerical calculations including discrete shell thickness variances were adopted. The ultimate strength with carbon fiber sheet reinforcement was discussed on the basis of the results of the failure experiments and nonlinear analyses.

Keywords: Concrete Shell, Carbon Fiber Chip, Carbon Fiber Sheet

1. まえがき

本研究の主目的は、複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻の耐力を実験的及び理論的に究明することである。これまで著者等は、炭素短繊維をコンクリートに混入した研究¹⁾、即ち炭素短繊維補強コンクリート(CFCRC)造、並びに炭素繊維シートを鉄筋コンクリート造シェル外面に接着補強した研究²⁾、即ち炭素繊維シート補強コンクリート(CFSRC)造に関して報告を行ってきた。本研究では、新たにCFCRC造のシェル外面に炭素繊維シート補強を施した複合炭素繊維補強コンクリート(CCFRC)造を対象として、新たに検討を行った。これまでの研究より¹⁾、CFCRC造では、コンクリート耐力の増大及び鉄筋補強の軽減効果が確認されている。既往の研究では、炭素繊維シート補強は、建築構造の柱や梁の線材補強が主として報告されてきたが³⁾、シェル構造への適用は殆ど検討されていない。しかし最近の報告より²⁾、通常の鉄筋コンクリート造シェルに部分的な炭素繊維シート補強を適用することによりCFSRC造に関して、シェル板厚変動等の施工上の欠陥に対して有効であることが確認された。今回は、上記を踏まえて、新たにCCFRC造シェルを対象として、耐力の検討を行った。実験的研究は小型実験供試体による破壊実験を行い、理論的研究は非

線形有限要素法を適用して検証を行った。シート補強の数値モデル化は、1軸及び2軸の剛性モデルの付加により作成し、破壊実験の耐力と破壊形態の面から有効性を検討した。更に炭素繊維シート補強範囲を変化させて、補強範囲がシェルの破壊形態に及ぼす影響を併せて検討した。

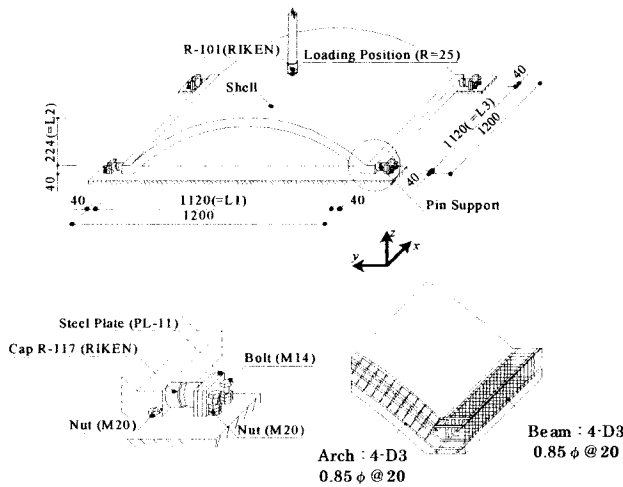
以上より、複合炭素繊維補強コンクリート造シェル破壊実験及び対応する非線形数値解析の各結果に基づき、複合炭素繊維補強コンクリート造シェルの耐力及び破壊形態の特性を明らかにした。更に炭素繊維シート補強範囲の相違がコンクリート造円筒殻のひび割れ形態に及ぼす影響を検証し、補強効果の特徴を究明した。

2. 破壊実験概要

コンクリート造円筒殻を対象として、シェル面中央部に静的点荷重が作用した場合に於けるシェル耐力及びひび割れ形態を実験的に検討する為、CFCRC造1体、CCFRC造2体、RC造1体及びCFSRC造2体で合計6体の小型実験供試体を作製し(RC造1体及びCFSRC造1体は文献²⁾の破壊実験)、破壊実験を行った。尚、Fig.1に本破壊実験で用いた実験供試体並びに載荷位置の図を示す。実験供試体寸法は水平投影面に於いて1120mm(L1)×1120mm(L3)の正方形とし、ライズ・スパン比を1/5(L2/L1, L2:ライズ)とした。尚、曲率半径812mm,全開角87.1°

*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
*4 工学研究科建築学専攻博士課程前期

となる。シェル境界は、縁部材幅及びせい 40mm の縁アーチ及び縁梁により補剛した。各縁部材配筋は、主筋にD3の異形鉄筋を使用し、あばら筋として $\phi 0.85\text{mm}$ の鉄線を 20mm 間隔とした。CFCRC造及びCCFRC造の調合はセメント：骨材の重量比を $1:1$ 、水セメント比を 37% とし、炭素短繊維をセメント重量比に対して 4% 、その添加剤としてメチルセルローズ 0.25% 混入した。一方、CFSRC造のシェル面内配筋は $\phi 1.2\text{mm}$ の鉄線を 20mm 間隔で単配筋とした。炭素繊維シートはシェル面にエポキシ系樹脂を塗布して貼り付けた。これらの炭素繊維シート補強範囲については、後述の2.3で検討を行った結果、Fig.2に示す3種類を設定した。荷重載荷は油圧式のロードセルを用いて、接地面積 1963.5mm^2 (直径 50mm)の鉛直方向集中荷重とし、シェル面中央部に破壊に至るまで載荷を行った。尚、荷重の伝達は厚さ 5mm のゴム板を介して行った。シェルの支持条件は隅角部4点ピン支持とした。また、Table 1には各供試体記号の標記構成、コンクリートの材料諸元並びに施工シェル板厚の平均値及び標準偏差を示した。同表に於けるシェル板厚は、シェル面上の289点での実測結果より計算したものである。Table 2(a-c)には鉄筋、炭素繊維シート及び炭素短繊維の材料諸元を示した。



Note :
 (*1) RIKEN : Manufactured by Rikenkiki
 (*2) TML : Manufactured by Tokyo Sokki Kenkyujo

Fig.1 Shell Model.

3. 数値解析概要

3.1 非線形有限要素解析

複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻の耐力及び力学的非線形特性を理論的に検討する為、コンクリート引張剛性及びひび割れを考慮した材料及び形状非線形有限要素解析を適用した。

解析で使用した要素は、双二次ラグランジェ(Lagrange)型の変位関数を有する9節点アイソパラメトリック系積層シェル要素である。材料非線形解析に於いて、コンクリートの圧縮挙動に対しては、ドロッカー・プラガー (Drucker-Prager) 型降伏関数を使用した。コンクリート終局圧縮歪は 0.003 とし、この値を超える場合には圧壊と判定した。コンクリートの引張挙動に対して、ひび割れ判定を行い、ひび割れ発生後は引張剛性を考慮した。引張剛性はコンクリート終局引張強度 F_t の6割(RC造)、または8割(CFSRC, CFCRC及びCCFRC造)の応力度を歪に反比例させて計算を行った。鉄筋の応力-歪関係には、バイリニア型(Bilinear)を適用した。

3.2 計算概要

本計算では、シェル板厚及び材料諸元に基づき3種の解析モデルを設定した。最初は基準モデルである。これは、シェル板厚を設計板厚の 8mm に設定しコンクリートの材料定数を一定値(ヤング係数 $E=21\text{GPa}$ 、圧縮強度 $F_c=60\text{MPa}$ 、RC造及びCFSRC造の引張強度 $F_t=3\text{MPa}$ 、CFCRC造及びCCFRC造の引張強度 $F_t=6\text{MPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.20$)に設定したものである。次は、個別板厚モデルである。これは、シェル全面に渡って板厚変動を忠実に再現したモデルであり、材料定数は個々の実験供試体と一致させたものである。最後は、平均板厚モデルである。これは、シェル板厚として実験供試体の実測板厚の平均値を採用したモデルであり、材料定数は、個別板厚モデルと同様である。

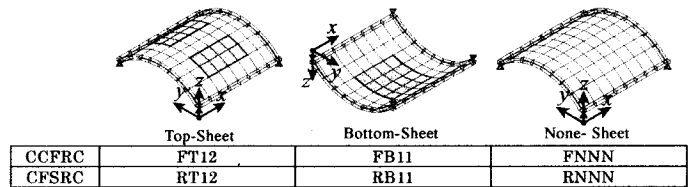


Fig.2 Reinforced Region with Carbon Fiber Sheets

Table 1 Shell Model.

Model	Label = [1] - [2] - [3] - [4]				Material Properties of Concrete				Shell Thickness [mm]	
	Material Properties	Reinforced Surface	Reinforced Region		Young's Modulus : E [GPa]	Ultimate Compressive Strength F_c [MPa]	Ultimate Tensile Strength F_t [MPa]	Poisson's Ratio : ν	Average	Standard Deviation
			X	Y						
FNNN	F: Carbon Fiber Chips Reinforced Concrete	N : None	-	-	26.6	69.2	7.16	0.234	9.37	2.19
FT12			$\pm 1/4$	$\pm 2/4$	22.8	65.7	3.75	0.250	9.65	1.90
FB11		T : Top	$\pm 1/4$	$\pm 1/4$	27.8	78.3	6.52	0.232	9.23	2.29
RNNN ⁽²⁾			-	-	26.1	67.4	3.62	0.195	11.6	2.23
RT12	R: Reinforced Concrete	B : Bottom	$\pm 1/4$	$\pm 2/4$	22.8	65.7	3.75	0.250	11.8	2.62
RB11 ⁽²⁾			$\pm 1/4$	$\pm 2/4$	22.8	65.7	3.75	0.250	9.33	2.49

Table 2(a) Material Properties of Steel.

Steel Bar Diameter [mm]	Young's Modulus [GPa]	Yield Strength [MPa]	Ultimate Tensile Strength [MPa]
0.85	186	162	250
1.20	235	364	468
D3	198	334	487

Table 2(b) Material Properties of Carbon Fiber Sheet.

Type	Texture	Fiber Diameter [μm]	Tensile Strength [GPa]	Modulus of Tensile Elasticity [GPa]	Elongation [%]	Density [N/mm^3]	Specific Gravity	Weight [N/mm^2]
TR3110MS	Plain Fabric	17.0	1.12	71.6	1.50	1.03×10^{-5}	1.90	1.96×10^{-6}

Table 2(c) Material Properties of Carbon Fiber Chip.

Type	Fiber Length (mm)	Fiber Diameter (μm)	Tensile Strength (GPa)	Modulus Tensile Elasticity (GPa)	Elongation (%)	Density (N/mm^3)	Specific Gravity
K661	18.0	17.0	1.77	180	1.00	19.0	1.90

3.3 炭素繊維シートのモデル化

炭素繊維シート補強に関して、Table 5 に示した 4 種類のタイプを検討した。第 1 の 2SCC は二軸剛性で引張強度のみを炭素繊維シートの値と同一に設定したタイプである。第 2 の 2SSS は、第 1 の 2SCC に加えて、ヤング係数を炭素繊維シートと同一に設定し、ポアソン比を 0.8 に設定したタイプである⁴⁾。第 3 の ISC は、一軸剛性で引張強度を炭素繊維シートの値と同一に設定したタイプである。第 4 の ISS は、第 3 の ISC に加えて、ヤング係数を炭素繊維シートの値と同一に設定したタイプである。上記の 4 タイプによる平均板厚モデルのひび割れ図を、実験供試体 RB11 及び FB11 の場合と比較して、Fig.3 に示した。さらに、RB11 及び FB11 の終局耐力誤差比(R_{err})を Fig.4(a-b) に示した。ここで、終局耐力誤差比(R_{err})は、実験耐力(P_{exp})に対する、数値解析による耐力(P_{num})から実験耐力(P_{exp})を差し引いた誤差値(P_{err})との比率として定義した。

最初に、Fig.3 のひび割れ形態より、RB11 に関しては、タイプ ISS のみシェル中央部の圧壊が回避されており、実験結果と対応している。さらに、FB11 に関しては、破壊実験と同様にタイプ ISS において、大幅なひび割れ低減が示されている。

次に、Fig.4 に示した終局耐力誤差比(R_{err})において、RB11 に関しては個別板厚モデル及び平均板厚モデル共に ISS の結果が最も誤差の少ない良好な対応を示している。また、FB11 に関しては 2SSS の平均板厚モデルを除くと、タイプ ISS は個別板厚モデル及び平均板厚モデル共に誤差の少ない良好な結果が示されている。

2 以上より、ひび割れ形態及び耐力整合比を総合的に判断す

Table 5 Numerical Model for Carbon Fiber Sheet.

Model	Numerical Dimension	Tensile Strength	Young's Modulus	Poisson's Ratio
2SCC	2-D	Sheet	Concrete	Concrete
2SSS	2-D	Sheet	Sheet	Sheet
ISC	1-D	Sheet	Concrete	—
ISS	1-D	Sheet	Sheet	—

Note) 2-D : 2-Dimensional 1-D : 1-Dimensional
 Sheet Tensile Strength : 1.12GPa Sheet Young's Modulus : 71.6GPa
 Sheet Poisson's Ratio : 0.8 Concrete Tensile Strength : 3.29MPa
 Concrete Young's Modulus : 20.8GPa Concrete Poisson's Ratio : 0.2

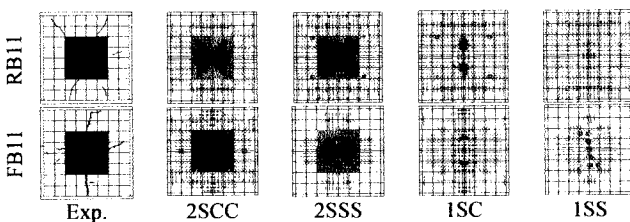


Fig.3 Cracking Pattern (Bottom Surface of B11).

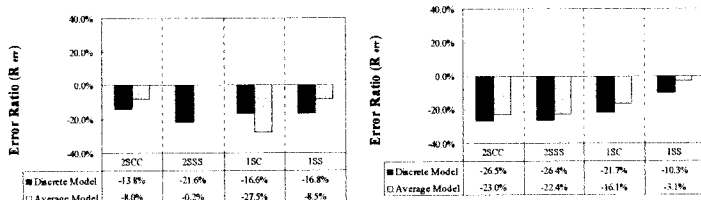


Fig.4 Error Ratio (R_{err}) of Ultimate Strength.

ると、タイプ ISS が実験結果に対して最も適応性が良いといえる。従って、本研究の数値解析においては、炭素繊維シートの数値モデルとしてタイプ ISS を採用する。

3.4 シート補強範囲の選定

まず、シート補強範囲として、Table 6 で示した 11 種の補強領域を設定した。その内訳は、シェルの表裏面に対して、Fig.5 に示した 5 種のシート補強範囲をそれぞれ選択し、更に、シート無補強(NN)を加えた合計 11 補強領域である。

シート補強範囲の選定において、CCFRC 造及び CFSRC 造の 2 種類について上記の補強領域の解析をそれぞれ行った。尚、数値解析モデルとして、上述の基準モデルを適用している。

ここで、Fig.5 に示したシート補強範囲は以下の通りである。シート補強範囲は、シェルの水平投影面に於いて母線方向及び指導線方向それぞれ、各方向の長さの 1/2 とした、Table 6 に示したモデル名は、1 文字目は構成材料、2 文字目はシート貼り付け面、3 及び 4 文字目は X 及び Y 方向の補強領域の中心位置を示している。ここで、シェル水平投影面の中心に原点を置き、半スパンに対して無次元化した座標 x_1 及び y_1 軸を設定し、この座標系で補強領域の中心位置を示した。補強領域の中心点の座標として 1/4、2/4 及び 3/4 を採用した。

これらの数値解析結果より、シート補強効果の検討を行い、その結果を Fig.6 に示した。同図は、次式で定義したシート補強終局耐力比(R_{sh})を示している。ここで、シート補強終局耐力比(R_{sh})は、シート無補強モデルの耐力(P_{nn})に対する、シート補強モデルの耐力(P_{sh})からシート無補強モデルの耐力(P_{nn})を差し引いたシート補強による耐力増分(P_{inc})との比率として定義

Table 6 Model Name.

Model Name	Material	Reinforced Surface	Reinforced Region	
			x_1	y_1
F(R)T13	F: Fiber Chip Reinforced Concrete R: Reinforced Concrete	T: Top	±1/4	±3/4
F(R)T12			±1/4	±2/4
F(R)T11			±1/4	±1/4
F(R)T21			±2/4	±1/4
F(R)T31			±3/4	±1/4
F(R)B13			±1/4	±3/4
F(R)B12		B: Bottom	±1/4	±2/4
F(R)B11			±1/4	±1/4
F(R)B21			±2/4	±1/4
F(R)B31			±3/4	±1/4
F(R)NNN			N: None	—

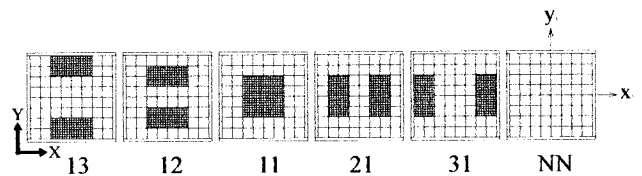


Fig.5 Reinforced Region with Carbon Fiber Sheets.

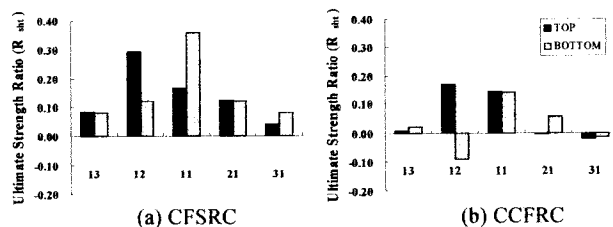


Fig.6 Ultimate Strength Ratio (R_{sh}) by Sheets.

した。

同図の CFSRC 造において、シェル裏面中央(補強領域 11)及びシェル表面縁梁近接領域(補強領域 12)のシート補強がシェル耐力増大に効果的であると考えられる。一方、CCFRC 造において、シェル表裏面中央(補強領域 11)及びシェル表面縁梁近接領域(補強領域 12)の補強が耐力増大に有効であると考えられる。但し、CCFRC 造よりも CFSRC 造においてシート効果が顕著に示されている。また、CCFRC 造のシェル裏面縁梁近接領域(補強領域 12)及びシェル表裏面縁アーチ隣接領域(補強領域 31)では、耐力減少も見られる。これは、引張り応力場が支配的でない領域に対するシート補強により局所的な変形拘束が生じ、載荷点近傍の変形能力を減少させたことにより、若干のシェル耐力低下を招いたものと考えられる。

上記の結果を総合的に判断して、実験及び解析においては、シート補強効果が期待されるため、補強領域 11 及び補強領域 12 を採用した。

4. 結果及び考察

4.1 シェル耐力

CCFRC 造の実験終局耐力は、FNNN に比べ FB11 で 86%増、FT12 で 52%増が示され、シート補強により著しい補強効果が確認された。しかし FNNN の載荷点直下の板厚が他の供試体より薄いことが確認され、シート補強による耐力増大は幾分過大評価されたものと考えられる。CFSRC 造の実験終局耐力は、RNNN に比べ RT12、RB11 共に耐力減少が示された。これは、RNNN の載荷点直下の板厚が他の供試体より厚いことに起因しているものと考えられる。

シート無しの RNNN は、平均板厚モデルの終局耐力誤差比 27.1%減に対し、個別板厚モデルの終局耐力誤差比 5.1%減が示され、板厚変動を忠実に反映した個別板厚モデルの有効性が確認される。一方、シート無しモデル FNNN では、平均板厚モデルの終局耐力誤差比 0.3%増及び個別板厚モデルの終局耐力誤差比 8.4%減が示されている。これは、施工板厚分布が比較的均一であること起因していると思われる。以上より、シート無補強の場合は、平均板厚モデルより個別板厚モデルの方が実際の耐力に近い結果を得る可能性が高いと考えられる。

炭素繊維シート補強された場合は、FT12 で個別板厚モデルの方が平均板厚モデルより若干良好な対応を示しているが、その他の全てのモデルで個別板厚モデルより平均板厚モデルの方が実験結果と良く一致している。これは、シート補強により板厚変動が軽減されて、シート補強領域の板厚均一化効果が示されたものと考えられる。

次に、シート補強終局耐力比(R_{sh})を個別板厚モデル及び平均板厚モデルの各解析結果に対して求め、Fig.9 に示した。シート補強終局耐力比(R_{sh})は、各シート補強有りのモデルに対応したシート無しモデルの解析を行い、その終局耐力に対する比として求めた。同図より、RB11 の平均板厚モデルの 38.7%増から FT12 の個別板厚モデルの 3.9%増の耐力増大が示されている。

Table 7 Strength Ratio Adjusted by Shell Thickness

Strength	E00	S00	TG1	TL1	E10	EG1	EG2	EG3	EL1	EL2	EL3
RT12/RNNN	0.88	1.17	1.02	0.86	0.75	0.73	0.72	0.71	0.87	1.01	1.17
RB11/RNNN	0.80	1.37	0.91	0.70	0.59	0.64	0.70	0.77	0.85	1.22	1.75
FT12/FNNN	1.52	1.00	1.03	1.29	1.52	1.48	1.43	1.39	1.18	0.91	0.71
FB11/FNNN	1.86	1.10	0.99	1.25	1.69	1.72	1.74	1.94	1.35	1.08	0.86
Average	—	—	—	—	—	1.14	1.15	1.16	1.06	1.05	1.12
STDEV	—	—	—	—	—	0.70	0.72	0.75	0.34	0.05	0.22

シート補強範囲に関しては、補強領域 11 の方が補強領域 12 より耐力増大に貢献している。また、CFSRC 造は、CCFRC 造よりシート補強効果が顕著である。

4.2 耐力補正

次に、破壊実験の終局耐力から炭素繊維シート補強効果が明確には確認されなかった為、施工板厚の変動を考慮し、耐力の検証を行った。破壊実験より得られた各供試体の比較及び耐力補正結果を Table 7 に示す。各比率はシート無補強モデル RNNN(鉄筋補強)及び FNNN(炭素短繊維補強)に対する対応するシート補強モデルの値を示している。表中の E00 は、破壊実験による実験耐力比を示している。S00 は、設計板厚(8mm)及び一定コンクリート材料諸元を統一した場合の基準数値モデルより得られた基準耐力比である。TG1 は、シェル全面における板厚実測値の平均値に基づく全面板厚比である。TL1 は、点荷重の載荷点直下を含み、その隣接した限定領域、即ちシェル幅と長さの各 1/4 の限定領域内の平均板厚に基づく限定板厚比である。E10 は、上記 S00 に対する E00 の比率より求めた耐力整合比である。EG1 は、S00 に対する、全面板厚線形補正実験耐力比(E00/TG1)との比率として求めた、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(E00/TG2 及び E00/TG3) との比率として求めた、全面板厚 2 乗及び 3 乗補正耐力整合比をそれぞれ示している。EL1 は、S00 に対する、限定板厚線形補正実験耐力比(E00/TL1)との比率として求めた、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(E00/TL2 及び E00/TL3) との比率として求めた、限定板厚 2 乗及び 3 乗補正耐力整合比をそれぞれ示している。破壊実験において、シート無補強の RNNN は、載荷点直下の領域の板厚がかなり厚く、また FNNN は薄めである。その結果、上記の EG1、EG2 及び EG3 各値は整合比が 1 から大きく外れ、E10 と比較して、RT12 及び FB11 は、誤差が増大している。続いて、

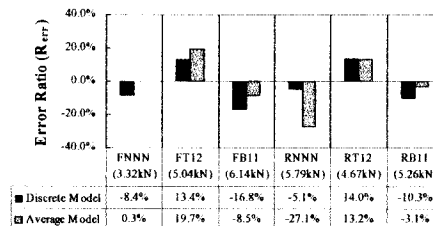


Fig.8 Error Ratio (R_{err}) of Ultimate Strength.

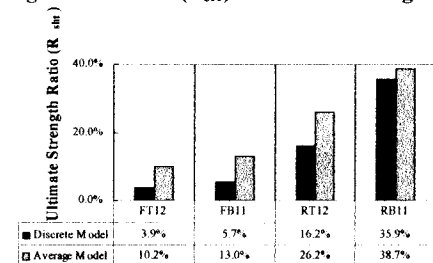


Fig.9 Ultimate Strength Ratio (R_{sh}) by Sheet.

EL1, EL2 及び EL3 では、いずれの補正においても、E10 と比較して、ほぼ 1 に収束し整合性が確認されている。特に全体でみると EL2 の値が、平均値で 1.05、標準偏差で 0.05 が示され、最も整合性が確認されている。これはシェルの伸び剛性が板厚に線形比例し、曲げ剛性が板厚の 3 乗に比例することに注目すると、その中間値、即ち面内の伸び剛性と面外の曲げ剛性が連動したシェル特有の複合剛性に対する板厚補正が有効に作用しているものと考えられる。

一方、S00 の値より、炭素繊維シートによる終局耐力補強効果は、RC 造で 17% 増から 37% 増、CFRC 造で 0% 増から 10% 増が示され、RC 造での効果が著しいことが示された。加えて、部分的なシート補強を行うことによりその補強領域による耐力増大の度合いが確認された。これらの結果は、上記の一連の耐力整合性を考慮すると、実験的にもシート補強の効果を確認したものと考えられる。なお、RNNN 及び FNNN の基準モデルによる終局耐力は、2.24kN 及び 3.45kN であり、限定領域平均板厚は、それぞれ 14.41mm 及び 8.96mm であった。

4.3 荷重変位曲線

載荷実験より得られた荷重変位曲線を数値解析結果と比較して Fig.10 に示した。同図は載荷点直下の鉛直方向変位を示している。また、数値解析は平均及び個別板厚モデルの双方を掲載している。同図より、初期剛性から終局に至るまで、FB11 を除くと全てのモデルにおいて、個別板厚モデルより、平均板厚モデルの方がより良い対応を示している。上記の FB11 に関しては、個別板厚モデルと平均板厚モデルは実験結果に対してほぼ同程度の整合性が示されている。

4.4 シェル破壊形態

シェル板厚変動及び炭素繊維シート補強の有無並びに補強範囲の相違がシェル破壊形態に及ぼす影響に関して検討を行った。Fig.11 に破壊実験、個別及び平均板厚モデルに於けるひび割れ形態を、施工シェル板厚変動分布図と共に示した。同図より、CCFRC 造に於いては、シート補強を載荷点から離して設置した場合 FT12 に於いて、ひび割れが載荷点からシートを避け板厚の薄い部分へと伸びていることが確認された。これによりシート補強によるひび割れ低減効果が確認された。

CFSRC 造及び RC 造に於いては、CCFRC 造及び CFRC 造と比較して、シェル全面のひび割れ発生が特徴的である。しかし、CFSRC 造では RC 造と比較して、シート補強によるひび割れ抑制効果が確認された。この傾向は、破壊実験において顕著に認められる。数値解析においては、破壊実験ほど顕著ではないが、ひび割れ低減の傾向は確認できる。

以上より、実験及び数値解析結果からシート補強範囲がシェルのひび割れ形態に及ぼす影響を確認した。

5. 結論

本研究では、炭素繊維シート補強がシェル構造の耐力に及ぼす影響を検討した結果以下の結論を得た。

(1) 複合炭素繊維補強コンクリート造において、載荷点直下及びシェル上面縁梁近傍の炭素繊維シート補強は、シェル耐力増大に効果的であることが、破壊実験及び数値解析結果より示された。しかし、引張応力場が支配的でなく、載荷点から離れた

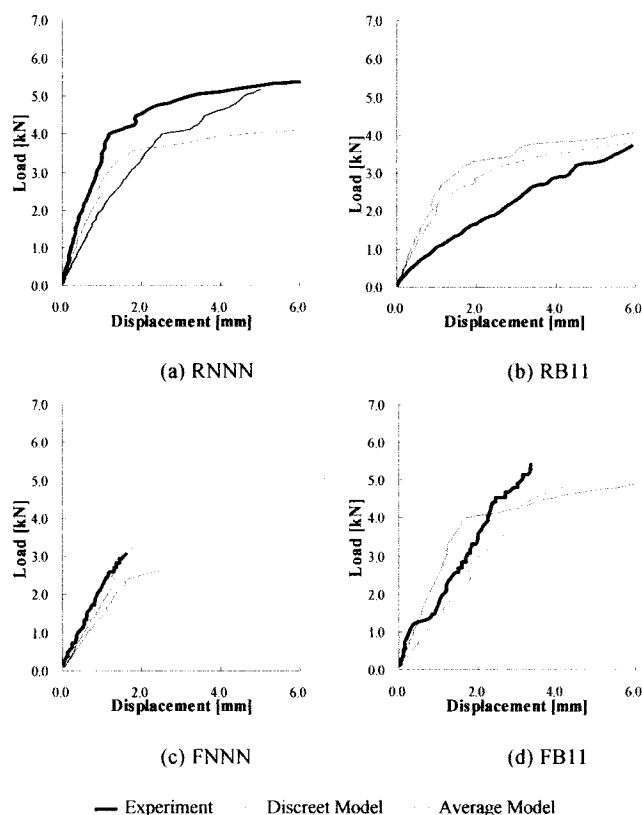


Fig.10 Displacement vs. Load Curve.

領域を対象としたシート補強の場合には、若干の耐力低減を招く可能性が示された。

(2) 炭素繊維シート補強コンクリート造においては、今回対象とした全てのシート補強領域において、耐力増大が確認された。耐力は、複合炭素繊維補強コンクリート造と比較して、大幅に増大することが確認された。

(3) 実験で得られた耐力は、載荷点近傍領域の施工板厚に基づく耐力補正を適用することにより、シート補強効果と対応した整合性のあるシェル耐力の評価が確認された。

(4) シート補強によるひび割れ低減効果は、破壊実験により顕著に確認された。この傾向は、数値解析においても確認された。

(5) 数値解析に於いてシートをモデル化するためには、一軸剛性で引張強度及びヤング係数を炭素繊維シートと同一にした場合に最適値を得ることが示された。

参考文献

- 1) 真下和彦, 源一臣, 東秀, 静点線荷重を受ける炭素短繊維補強コンクリート造開口部付円筒殻の終局耐力, 東海大学紀要工学部, Vol.41, No.1 (2001), pp59-64,
- 2) 真下和彦, 前川このみ, 杉浦直樹, 静的点荷重を受ける炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート造円筒殻の終局耐力, 東海大学紀要工学部, Vol.43, No.1 (2003), pp19-24
- 3) J. G. Teng and L. Lam, Compressive Behavior of Carbon Fiber Reinforced Polymer-Confined Concrete in Elliptic Columns, J of Structural Engineering, ASCE, (2002,12)pp.1535-1543,
- 4) 石井一夫, 膜構造の応力・変形解析概説, 膜構造研究論文集'90, 日本膜構造協会, Vol.4, (1990,12), pp.69-105.

静荷重を受ける複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻の耐力

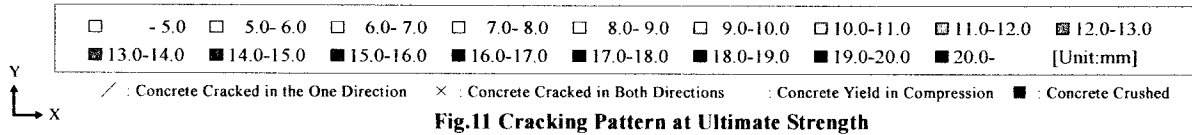
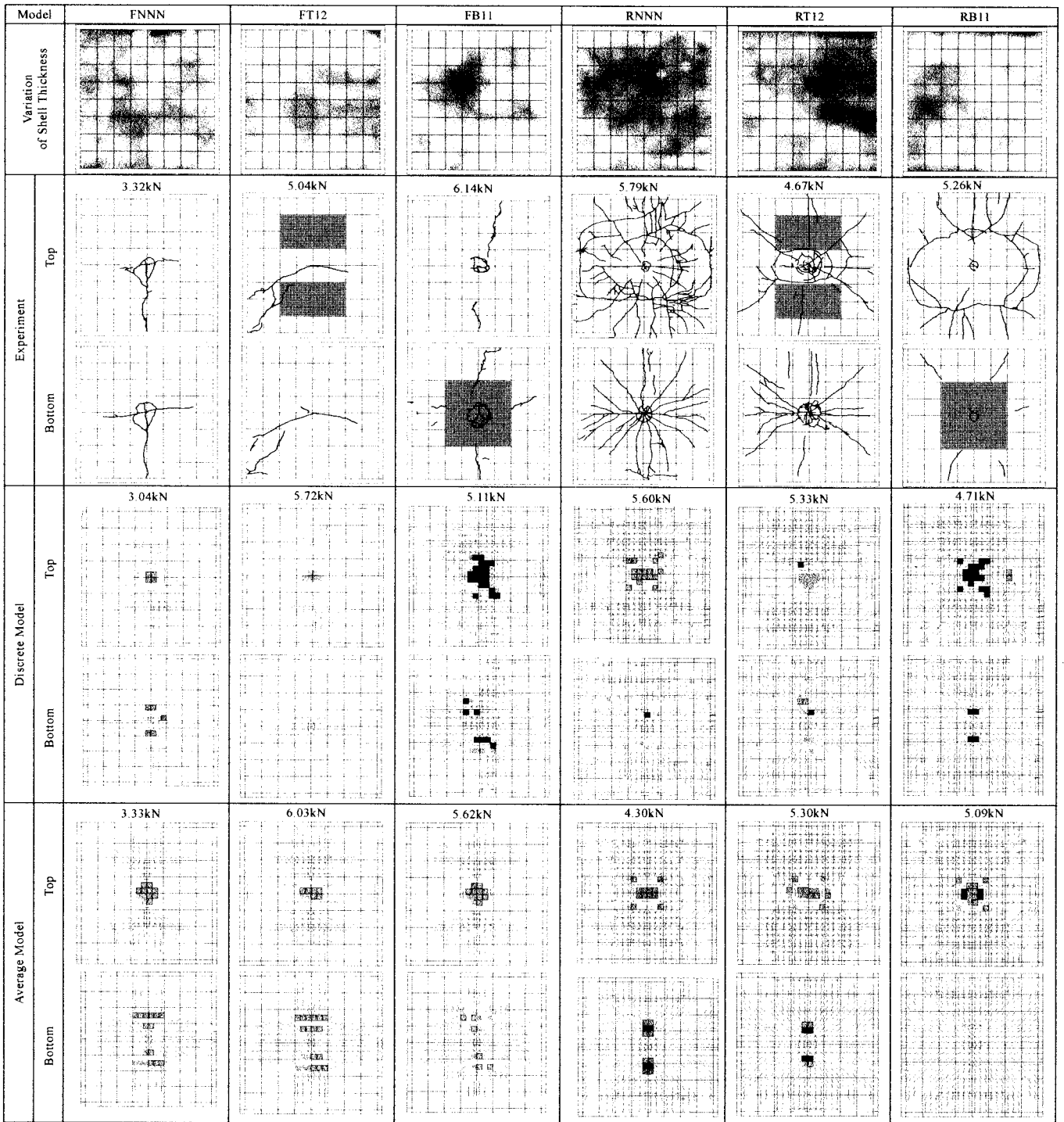


Fig.11 Cracking Pattern at Ultimate Strength