

炭素繊維シート補強による 鉄筋コンクリート造シェルの耐力

真下和彦*¹・川崎健二郎*²・篠原貴幸*³・入江聡*⁴

Strength of Concrete Shells Reinforced with Carbon Fiber Sheets

by

Kazuhiko MASHITA*¹, Kenjiro KAWASAKI *²,
Takayuki SHINOHARA *³ and Satoshi IRIE*⁴

(Received on Mar. 28, 2006 & Accepted on Jun.3, 2006)

Abstract

The main purpose of this study is to investigate, both experimentally and theoretically, the strength of concrete shells reinforced with carbon fiber sheets. The effects of shell thickness on shell strength were described in our previous study, therefore, both inner and outer molds were adopted in the casting of concrete shells to minimize the difference between the actual shell thickness and the designed thickness. A static point load was applied perpendicularly to the cylindrical shell specimens until the fracture state was obtained. Four kinds of regions reinforced with carbon fiber sheets, None, Top, Bottom, and Both shell surfaces, were investigated and compared with each other. A theoretical study by nonlinear finite element analysis, which included fluctuations in shell thickness, was also conducted. The strength of the concrete shell, with consideration of the influence of shell thickness, is discussed on the basis of the results of the nonlinear finite element analysis of the results of the fractural experiments.

Keywords: Concrete Shell, Carbon Fiber Sheet, Thickness Fluctuation

1. 序論

本研究の主目的は、著者らが従来取り扱ってきた炭素短繊維補強コンクリートを除き、鉄筋コンクリート造を対象として、炭素繊維シート補強がシェル耐力に及ぼす効果を明確にすることである。前報において¹⁾、シート補強効果の検討を行ったが、シェルの施工板厚の変動が大きいこと及びシート接着に一部不具合が生じていたことにより、破壊実験の結果と非線形数値解析の結果に多少相違点が確認された。上記を踏まえて、本研究においては、コンクリート造シェルの板厚を比較的均一に施工することを目指して、両面型枠方式を採用した実験供試体を作製し、シート接着においては、接着剤の塗布における施工の未熟点を改善して、シートの切断方法及び接着剤の均一塗布に配慮した施工を実施した。上記に基づく供試体を用いた破壊実験を行うと共に、前報で検討した方式に基づくシートのモデル化を採用して非線形数値解析を行い²⁾、両者の比較検討を行った。実験供試体は、前報の供試体のサイズより2割程規模を大きく設定した。シート補強面としては、シェル上面、下面及び両面の全面補強領域に対する検討を行った。シェルの形状はライズ・スパン比 1/5 の開断面円筒形とし、母線方向の両端部4点ピン支持で、シェル面中央部1点集中荷重とした。

2. 実験概要

炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート(CFSRC)造シェル及び鉄筋コンクリート(RC)造シェルを対象として、シェル耐力及び破壊形態を実験的に検討するため、総計4体の小型実験供試体を作製し破壊実験を行った。荷重載荷条件は、シェル面中央部における静的点荷重とした。支持条件は、シェルのアーチ方向の水平スラストを拘束するため、シェル端部の母線方向両端をピン支持とした。これらの条件を設定した実験供試体をFig.1に示した。ピン支持条件は、長さ62.5mmを有するコンクリート支承部を作製し、これを各シェル隅角部の母線方向にそれぞれ配置し、更に、シェルと支承部の間に均しモルタルを注入したものである。荷重載荷は島津油圧式万能試験機 RH-100t

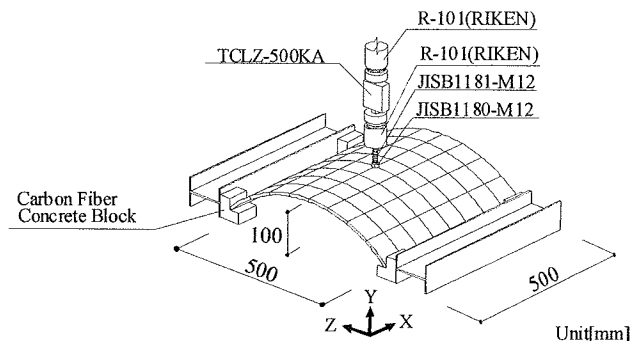


Fig.1 Shell Model

*1 工学部建築学科 教授・工博
*2 理工学研究科総合理工学専攻博士課程
*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

3. 数値解析の概要

を用い、ロードセル及びボルト(JISB1180-M12)の先端にナット(JISB1181-M12)を嵌め込んだものを介し、シェル面中央部における鉛直集中荷重により供試体が破壊に至るまで载荷を行った。

尚、Table 1 に各実験供試体名の記名構成、コンクリートの材料定数諸元、シェル面上の 289 点における実測結果より得た施工シェル板厚の平均値及び標準偏差を示し、炭素繊維シートの材料定数を Table 2 に、鉄筋の材料定数を Table 3 に示した。

実験供試体寸法は、水平投影面において 500mm(指導線方向)×500mm(母線方向)の正方形とし、ライズ・スパン比 1/5(100mm)、曲率半径 362.5mm、全開角 87.1°、設計板厚 8mm を設定した。尚、文献(1)では水平投影面において 400mm(指導線方向)×400mm(母線方向)の正方形を採用し、片面型枠の打設を行ったが、本研究では、上記のサイズを 25%増とし、両面型枠の打設を行い、施工板厚精度の向上を図った。更に、炭素繊維シート接着においては、接着精度を向上させるため、シートの裁断及び接着剤の調合時間の管理を厳密にした。炭素繊維シートはシェル上面又は下面にエポキシ系樹脂(XNR6600/HY956)を塗布して貼り付けた。シート補強範囲は 4 種類を選定し Fig.2 に示した。同図の RN はシート補強の無い鉄筋コンクリート(RC)造であり、RT 及び RB はそれぞれシエルの上面及び下面の全領域に渡ってシエルの片面に炭素繊維シート補強を施した、炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート(CFSRC)造である。RA は、シエルの両面の全領域に渡ってシート補強を施した CFSRC 造である。

シェル面内配筋は、φ 1.6mm の鉄筋を縦横 10mm 間隔に編みこんだ金網(Crimped Wire Cloth JIS G 3553)を、母線方向及び指導線方向に平行に配置し、単配筋とした。コンクリートの調合は、セメント対骨材の重量比を 1 対 2、水セメント比を 45%とした。

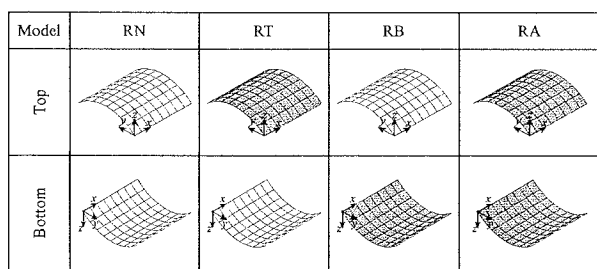


Fig.2 Reinforced Region with Carbon Fiber Sheets

Table 1 Material Properties of Concrete and Shell Thickness

Model	Label = [1]・[2]		Material Properties of Concrete				Measurement of Shell Thickness			
	[1]	[2]	Young's Modulus : E [GPa]	Ultimate Compressive Strength : Fc [MPa]	Ultimate Tensile Strength : Ft [MPa]	Poisson's Ratio : ν	Global Average [mm]	Global Standard Deviation	Local Average [mm]	Local Standard Deviation
	Material Properties	Reinforced Surface								
RN	R: Reinforced Concrete	N: None	23.0	54.0	2.81	0.228	8.82	1.26	8.89	0.593
RT		T: Top	23.1	52.6	3.03	0.249	8.90	1.14	8.94	0.676
RB		B: Bottom	23.6	64.2	3.64	0.219	8.38	1.09	8.39	0.596
RA		A: All	24.0	51.0	2.65	0.225	8.96	1.17	8.99	0.450

Table 2 Material Properties of Carbon Fiber

Type	Fiber Diameter [μm]	Tensile Strength [GPa]	Modulus of Tensile Elasticity [GPa]	Elongation [%]	Density [N/mm ³]	Weight [N/mm ²]
TR3110MS	17.0	1.12	71.6	1.50	1.03×10 ⁻³	1.96×10 ⁻⁶

Table 3 Material Properties of Steel Bar

Steel Bar Diameter [mm]	Young's Modulus [GPa]	Yield Strength [MPa]	Ultimate Tensile Strength [MPa]
1.60	205	257	385

3.1 非線形有限要素解析

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耐力及び力学的非線形特性を理論的に検討するため、材料及び幾何学的非線形有限要素解析を行った。

コンクリートシエルのモデル化には、双二次ラグランジェ型(Lagrange)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を適用した。シェル面の要素分割は縦横各 8 分割とした。薄肉シエルの板厚方向に対するモデル化はコンクリートを 10 層に分割した上で、主筋方向に対応した 2 層からなる鉄筋層を付加した。材料非線形解析においては、コンクリートのひび割れ発生後に、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 Ft の 6 割(RC 造)、または 8 割(CFSRC 造)の応力度と歪を線形に仮定し計算を行った。コンクリートの終局圧縮歪は 0.003 とし、この値を超える場合には圧壊と判定した。鉄筋の非線形挙動は、応力度と歪度の関係にバイリニア型(Bilinear)を採用した。

更に、炭素繊維シートの数値モデルは、文献(1)に基づき、繊維方向毎に剛性が分離する線材補強型のモデル化を採用した。

3.2 計算概要

本解析において、3 種の数値解析モデルを設定した。一つは、設計板厚を有し、材料諸元を統一した基準モデル(Standard Model)である。他の二つは、破壊実験から得られた板厚及び材料諸元を反映させた実験対応数値モデルである。これは、実測シェル板厚を個別に反映させた個別板厚モデル(Discrete Model)、実測シェル板厚の平均値を用いた平均板厚モデル(Average Model)である。ここで、基準モデル及び平均板厚モデルは、板厚が均一であるため、シェル面に対して 1/4 対称を考慮した解析を行った。尚、本研究は二重型枠を使用しており、板厚変動が少ないため、個別板厚モデルの中央面の曲率は、一定とした。

数値解析において境界条件の取り扱い、支配的な影響を及ぼす。従って、本実験で採用したピン支持状態と対応した数値解析上の境界条件を構築するため、以下の数値解析を行った。実験の支持状態と対応させるための数値モデルを Fig.3 に示した。ここで、記号 Exp は実験の支持状態を示す。記号 N0 は、実験のピン支持として設定した支承部の長さに対応した領域をピン支持で拘束した数値モデルを示す。記号 N1 から N3 は、それぞれ同支承部の外端、中央、及び内端をピン支持で拘束した数値モデルを示す。次に、実験概要で示したシート補強無しモデル RN を対象として、載荷点直下の荷重変位曲線を Fig.4 に示した。文献において²⁾、シート補強無しの場合には、個別板

厚モデルの精度が良く、実験値と対応していることが確認されているため、同図の解析においても個別板厚モデルを採用している。同図の解析で、各支持状態は Fig.3 で示したピン支持状態と対応している。太い実線は実験値(Exp)を示し、他の四本の線はいずれも数値解析値を示している。太い破線は N0, 細い破線は N1, 太い点線は N2, 細い点線は N3 をそれぞれ示している。以上の数値解析結果を実験値と比較すると、N3 が最も Exp に対応しており、実験に対する適応性が高いと考えられる。この変形状態を弾性解析により再確認するため、前述の支持タイプ N3 を対象として、基準モデルによる解析を行った。即ち、シェル面中央に静的単位荷重(1.0kN)が作用した場合を対象として、東海大学汎用コード NASTRAN により解析を行い、その変形図を Fig.5 に示した。同図より、支持点より境界母線方向の内側で外向きののはらみだし変形が生じ、支持点より外側で上記と逆の内向き変形が確認できる。これは、実験の支持状態が

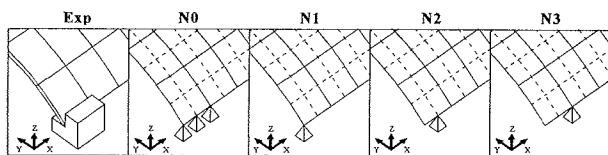


Fig. 3 Support Condition

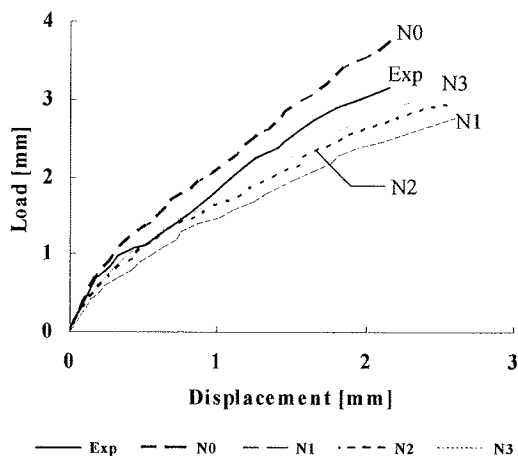


Fig. 4 Load vs. Displacement Curve

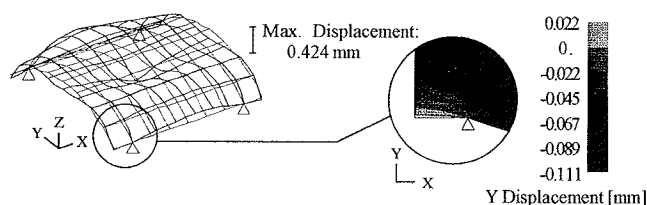


Fig. 5 Deflection under Point Load by FEM Analysis

支承部の外端で内向きの変形を拘束していないことに対応しているものと考えられる。また、支承部の N3 をピン支持とすると、ごくわずかに N1 拘束位置の垂直方向の変位が生じるが、N1 の拘束位置をローラー支持すると N1 と N3 の拘束位置の間で上下方向の曲げ拘束を生じてしまう。実際には、支承部の長さが短く、支承部とその下の支持板の上下移動は開放されているため、N1 の拘束位置の上下運動を開放し、N3 位置でのみピン支持とした。従って、以後の解析では、境界支持条件として、支持タイプ N3 を採用する。

4. 結果及び考察

4.1 耐力補正

破壊実験及び基準モデルの RN において、3.16kN 及び 2.45kN の終局耐力を得た。破壊実験の終局耐力は、シェルの板厚変動により大きな影響を受けるため、基準モデルの耐力と比較し実験との整合性を検討する。本実験は、両面型枠を採用しており、文献(1)の施工板厚と比較して大幅に改善されているが、若干の板厚変動が確認されているため、耐力補正を行い、その結果を Table 4 に示した。ここで、既往の文献に準じて³⁾、シート補強無しモデルの耐力に対するシート補強モデルの耐力比を、実験に対して E00, 基準モデルに対して S00 で示す。シート補強無しモデルの板厚に対するシート補強モデルの板厚比を、シェル全面に対して TG1, シェル限定領域に対して TL1 で示す。ここで、限定領域は載荷点を中心としたシェル全面の 1/16 領域を示す。次に、上記の S00 に対する E00 の比率を耐力整合比 E10 で示す。上記の板厚比による実験耐力比の線形・二次・三次補正を求め、S00 との各整合比を、シェル全面の平均板厚に関して EG1, EG1², EG1³, 載荷点直下近傍の平均板厚に関して EL1, EL1², EL1³ としてそれぞれ示した。以上を纏めて、次式より、各整合比を求めた。

$$\begin{aligned} E10 &= E00/S00, & EG1 &= (E00/TG1)/S00, & EG1^2 &= (E00/TG1^2)/S00, \\ EG1^3 &= (E00/TG1^3)/S00, & EL1 &= (E00/TL1)/S00, \\ EL1^2 &= (E00/TL1^2)/S00, & EL1^3 &= (E00/TL1^3)/S00, \end{aligned} \quad (1a-g)$$

同表より、RC 造では、平均値及び標準偏差を考慮すると EL1² が最良を示した。これは、伸び剛性と曲げ剛性の中間値の補正であり、シェル全面及び限定領域の相違は殆ど無く、両面型枠による施工精度の著しい改善が確認された。ゆえに、基準モデルにおいて、シートによる耐力は 31%増から 76%増が示され、この結果は実験により確認されたと考えられる。

4.2 シェル耐力

Table 5 に各モデルの終局耐力を示した。破壊実験の耐力 (P_{EXP}) を数値解析の耐力 (P_{NUM}) と比較するため、両者の差 (P_{DIF}) と実験耐力との比を耐力誤差比 (R_{ERR}) と定義し式(2)に示す。

Table 4 Strength Ratio Adjusted by Shell Thickness

Strength	E00	S00	TG1	TL1	E10	EG1	EL1	EG1 ²	EL1 ²	EG1 ³	EL1 ³
1: RA/RN	1.79	1.76	1.02	1.01	1.02	1.01	1.01	0.99	1.00	0.97	0.98
2: RB/RN	1.33	1.47	0.95	0.94	0.91	0.96	0.96	1.00	1.02	1.06	1.08
3: RT/RN	1.31	1.31	1.01	1.00	1.00	1.00	1.00	0.98	0.99	0.98	0.99
Average	—	—	—	—	0.98	0.99	0.99	0.99	1.00	1.00	1.02
STDEV	—	—	—	—	0.06	0.02	0.02	0.01	0.01	0.05	0.05

Table 5 Ultimate Strength.

Model Name	Ultimate Strength		
	Experimental Model [kN]	Average Model [kN]	Discrete Model [kN]
RN	3.16	3.34	3.08
RT	4.15	4.38	4.03
RB	4.20	4.31	4.08
RA	5.66	5.81	5.19

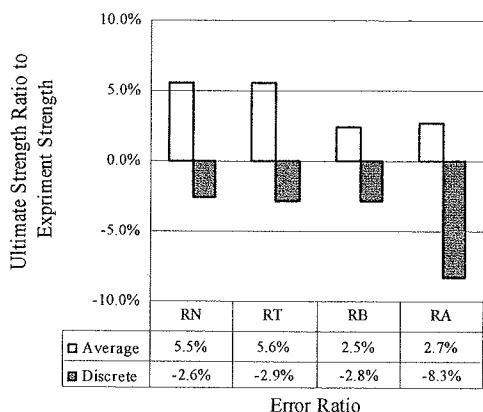


Fig.6 Error Ratio

$$R_{ERR} = P_{DIF} / P_{EXP} = (P_{NUM} - P_{EXP}) / P_{EXP} \quad (2)$$

各タイプの耐力誤差比を Fig.6 に示す。これより、シート補強の無い RN 及び RT においては、板厚変動を考慮した個別板厚モデルが良く対応している。シート下面補強の RB では、個別板厚と平均板厚モデルの結果に大きな差は認められないが、シート両面補強モデル RA においては、平均板厚モデルが良く対応している。従って、下面及び両面のシート補強により、シェル耐力増大効果に加えて、板厚変動を抑制する効果が期待されるものと考えられる。実験と数値解析の耐力誤差比は最大で 8.3%減から 5.6%増を示し、文献(1)と比較して格段に精度が向上している。

4.3 荷重変位曲線

破壊実験より得た荷重変位曲線を数値解析結果とともに、Fig.7 に示した。同図の変位は、載荷点直下の鉛直方向変位を示している。数値解析結果は、平均板厚及び個別板厚モデルの双方を掲載した。

各供試体ともに初期剛性範囲においては実験値と平均板厚モデル及び個別板厚モデルの値が良く対応している。終局状態に至るまでの塑性範囲においては、モデル RB では実験供試体、平均板厚モデル及び個別板厚モデルの各値がほぼ一致していることが確認された。モデル RN 及び RT では実験値と個別板厚モデルの整合性が確認された。モデル RA では実験値が解析値を上回っており、相違が認められる。その原因として、脚部の支承とシェル本体の接触部に注入した均しモルタルの量が多少多目となり、上下面の補強シートに接着され、支持点の回転をある程度拘束した為と考えられる。

数値解析の結果を個別板厚モデルと平均板厚モデルで比較を行うと、モデル RN と RT の差は大きく、モデル RB と RA の差は小さい。これは、下面にシート補強を施したことにより、シェル耐力増大効果に加えて、板厚均一効果が生み出されている

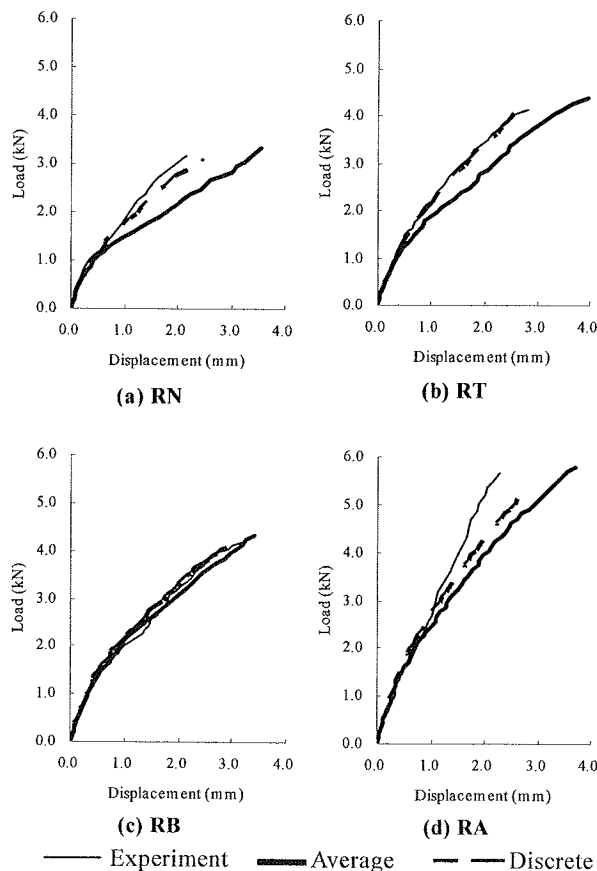


Fig.7 Displacement vs. Load Curve

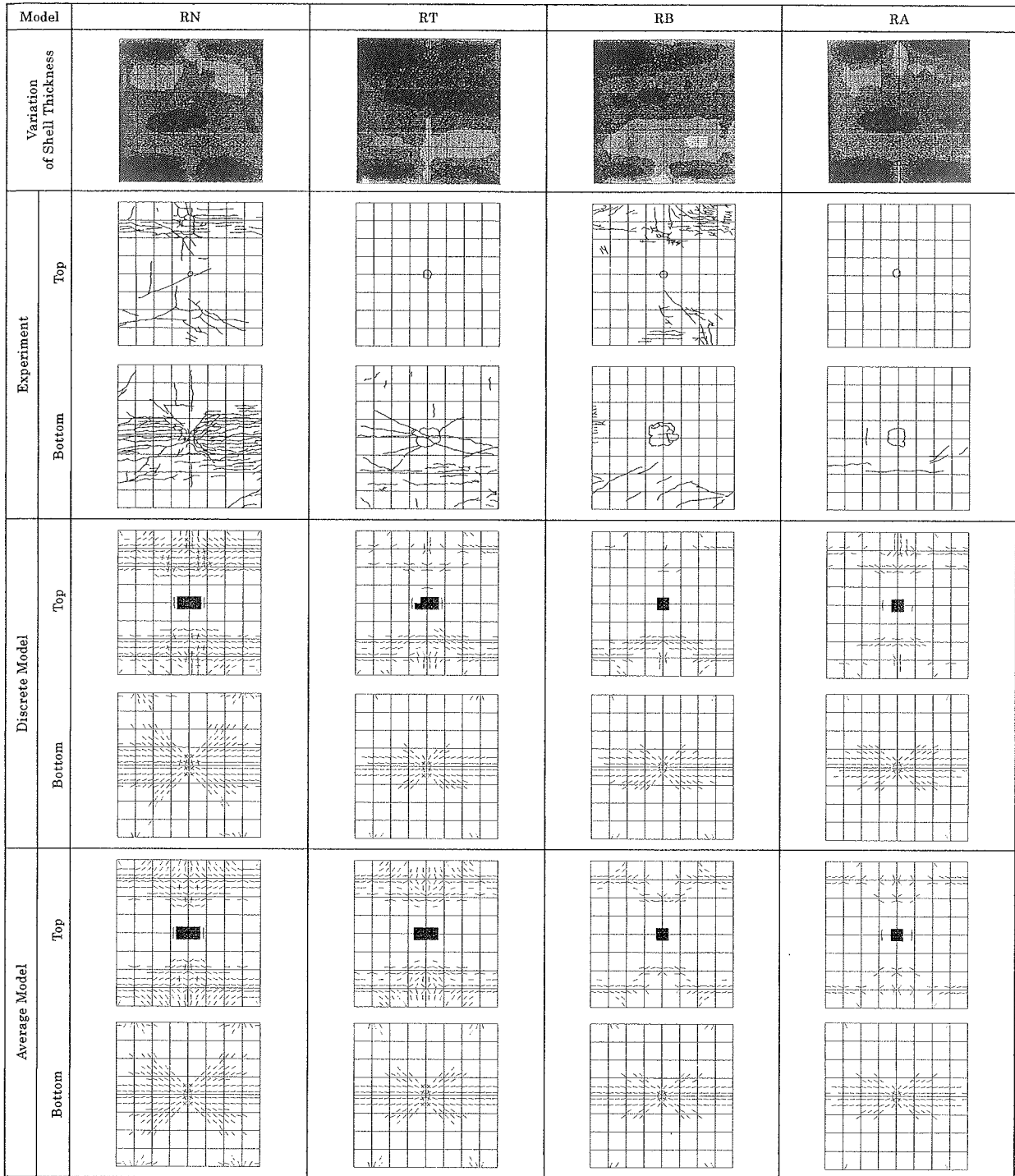
ことによるものと考えられる。

4.4 シェル破壊形態

破壊実験による供試体のひび割れ図及び数値解析によるひび割れ図を、シェル全面の板厚変動分布図と共に Fig.8 に示した。実験のひび割れ図では、シート無しモデルの RN におけるシェル両面のひび割れ、シート両面補強の RT における下面のひび割れ及びシート両面補強の RB における上面のひび割れがそれぞれ特徴的である。シェル両面補強の RA においては、シェル両面共、ひび割れが少なく載荷点近傍のひび割れに限定されている。モデル FN 以外の破壊実験のひび割れ図において、シェル上面載荷部に、点荷重による接触部と同程度の円形状の貫通ひび割れが確認された。本研究では、分布ひび割れモデルを採用しており、節点分離型モデルでないため、破壊状態がある程度進行した荷重段階として 2.5kN 時を選定し、この状態のひび割れ図を示した。この数値解析によるひび割れ状態を分析するため、各面のひび割れ量を求め、下面のひび割れ量と上面のひび割れ量に基づき、ひび割れ指標 Sc (Cracking Parameter)を下式により定義した。

$$Sc = Tc / Bc \quad \dots (3)$$

ここで、 Tc (Cracking Ratio on Top Surface)は上面のひび割れ率を表し、 Bc (Cracking Ratio on Bottom Surface)は下面のひび割れ率を示す。ここで、これらのひび割れ率をまとめて Rc (Cracking Ratio)で表示すると、 Rc は次式より求まる。



□ 5.00-6.00 □ 6.00-7.00 □ 7.00-8.00 □ 8.00-9.00 □ 9.00-10.00
 ■ 10.00-11.00 ■ 11.00-12.00 ■ 12.00-13.00 ■ 13.00-14.00 [unit:mm]

/: Concrete Cracked in the One Direction ×: Concrete Cracked in Both Directions ◻: Concrete Yielded in Compression ■: Concrete Crushed

Fig.8 Cracking Pattern

$$R_c = N_c / M_c \quad \dots (4)$$

但し,

$$N_c = \sum_{i=1}^{M_e} \sum_{j=1}^{M_g} (N_{ij}) \quad \dots (5)$$

$$M_c = M_e \times M_g \times 2 \quad \dots (6)$$

上記において、 N_c (Cracking Quantity)は当該ひび割れ量、 M_c (Total Cracking Quantity)はひび割れ総量、 M_e (Total Number of Elements)は全要素数、 M_g (Total Number of Gaussian Points)は一要素の全ガウスポイント数、 N_{ij} (Cracking Number)はひび割れ発生状態に対応するひび割れ数を示す。ここで、ひび割れ数 N_{ij} は、コンクリートにおける、弾性状態、一方向ひび割れ、二方向ひび割れ、圧縮降伏及び圧縮破壊に対して、それぞれ、0、

Table 6 Cracking Parameter Sc

Model	Average			Discrete		
	Tc	Bc	Sc	Tc	Bc	Sc
RN	0.27	0.20	1.33	0.28	0.21	1.36
RT	0.21	0.14	1.50	0.14	0.11	1.21
RB	0.11	0.11	0.97	0.09	0.12	0.75
RA	0.08	0.10	0.77	0.12	0.12	0.98

1, 2, 1及び2を対応させて設定を行った。

以上に基づき、上面及び下面のひび割れ率及びひび割れ指標 Sc を Table 6 に示した。RN と RT の Sc の値は、1 を超えており、上面のひび割れが下面より多く発生し、実験とは異なる様相を示しているが、実験では、上面の載荷点直下近傍に貫通亀裂が生じており、見かけより上面の材料非線形領域が拡大しているものと考えられる。前述のシェル耐力で記述した通り、RN と RT で個別板厚モデル、RB と RA で平均板厚モデルの精度が良いことを考慮して比較すると、同表の RN のひび割れ率 Tc 及び Bc の各値は、その他のモデルの Tc 及び Bc より二倍程度のひび割れ率が示されている。従って、シート補強により数値解析においてもひび割れ量の抑制が確認されたものと考えられる。

5. 結論

炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート造シェルの耐力を、両面型枠を用いた供試体に基づく破壊実験及び非線形数値解析により検討した結果、以下の結論を得た。

(1) 破壊実験の終局耐力に対し、全面板厚及び載荷点近傍の限

定板厚の比率の二乗補正に基づく耐力が最良を示し、両面型枠による施工精度の著しい改善が確認された。基準モデルにおいて、シートによる耐力は31%増から76%増が示され、この結果は実験においても確認された。

(2) 実験耐力と数値解析の耐力との比較により、シート補強は、耐力増大および板厚変動を抑制する効果を示すことが確認された。実験と数値解析の耐力誤差比は最大で8.3%減から5.6%増を示し、文献(1)と比較して著しい精度の向上が確認された。

(3) 実験値と平均板厚モデル及び個別板厚モデルの荷重変位曲線より、塑性範囲において、支承部で過度の回転拘束を伴ったシート両面補強モデルを除くと、実験と数値解析の間で良好な対応が確認された。

(4) ひび割れ形態の比較により、実験結果から明確なシート補強効果が確認された。数値解析においては、上面及び下面のひび割れ率及びひび割れ指標 Sc を求めて非弾性域における分析を行った結果、実験と対応したシート効果を確認した。

参考文献

- 1) 須永耕平, 真下和彦, 川崎健二郎: 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耐力, 東海大学紀要工学部, Vol.45, No.1 (2005), pp27-32,
- 2) 真下和彦, 熊本千大, 須永耕平, 川崎健二郎: 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終局耐力, 東海大学紀要工学部, Vol.44, No.1 (2004), pp35-40,
- 3) 川崎健二郎, 真下和彦: 集中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, 日本建築学会構造系論文集, 第592号 2005年6月, pp105-112,