

前損傷および修復の有無による炭素短繊維補強コンクリート造 円筒殻の耐力と損傷形態変化

田中正史*¹・真下和彦*²・川崎健二郎*³・入江聡*¹・永井辰典*¹

Strength and Postdamage Pattern of Predamaged and Retrofitted Carbon-Fiber-Chip-Reinforced Concrete Cylindrical Shells.

by

Masafumi TANAKA*¹, Kazuhiko MASHITA*²,
Kenjiro KAWASAKI *³, Satoshi IRIE *¹ and Tatsunori NAGAI*¹

(Received on March 16, 2007 & Accepted on July 4, 2007)

Abstract

The strength and postdamage patterns of predamaged and retrofitted carbon-fiber-chip-reinforced concrete cylindrical shells were investigated, both experimentally and numerically, in this study. The concrete was artificially predamaged before the loading experiment using a one-point concentrated load, and the retrofit applied to the predamaged shells was realized using noncontracted mortar and carbon-fiber sheets. In the experimental study, a static point load was applied perpendicularly onto the predamaged and retrofitted cylindrical shell specimens until the postdamage was obtained by applying the maximum strength. In the numerical analysis, nonlinear finite element analysis including concrete cracking and tension-stiffening effects was applied. The strength and postdamage patterns of the predamaged and retrofitted carbon-fiber-chip-reinforced concrete shells are discussed on the basis of the results of the numerical analysis and the experiment.

Keywords: Concrete Shell, Predamage, Carbon-Fiber Chip

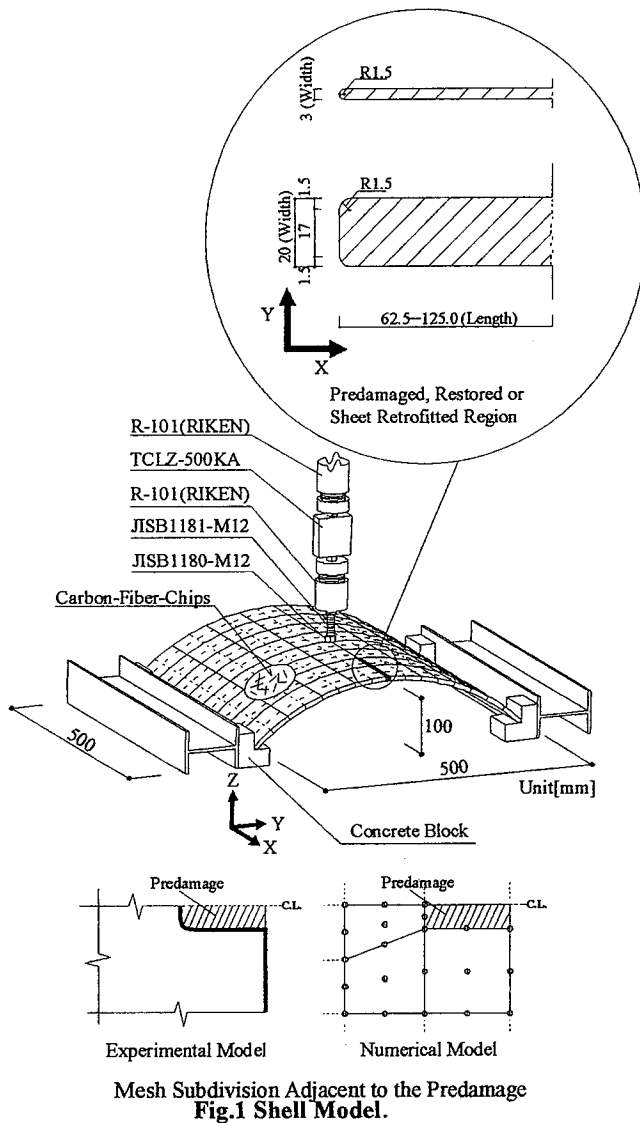
1. 序論

自然災害や経年変化による損傷が確認された場合、損傷状況と対応したコンクリートシェル耐力を適切に評価する技術の確立が望まれている。既往の研究として^{1,2)}、炭素短繊維補強コンクリート造(文献3に準じ、FC造と略記)円筒殻およびこれ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造(文献3に準じ、CC造と略記)円筒殻の耐力を検証する実験が行われてきたが、前損傷を有するコンクリート造シェルの耐力を実験的に検討した報告はなされていない。載荷実験前に人工的に設定した損傷を前損傷、載荷実験後に得られた損傷を後損傷と定義する。前損傷および前損傷に修復を施した炭素短繊維補強コンクリート造円筒殻を対象として、静的載荷実験を行い、前損傷がシェル耐力およびひび割れ形態に及ぼす影響を明らかにする。なお、実験値と数値解の整合性を検証するため、材料および幾何学的非線形を考慮した複合非線形数値解析を行う。数値解析においては、施工シェル板厚の平均値を採用した平均板厚数値解および板厚変動をシェル面289点で個別に再現した個別板厚数値解の両者を対象として検討し、前損傷および修復を施した炭素短繊維補強コンクリート造円筒殻の耐力および後損傷形態を検証した。

2. 実験の概要

シェル面中央部に静的点荷重を受ける前損傷を有する炭素短繊維補強コンクリート造シェルを対象として、シェル耐力およびひび割れ形態を実験的に検討する為、総計14体の小型供試体を作製し、静的載荷実験を行った。前損傷を設定したコンクリート造円筒殻に対する修復として、以下の二者を対象とした。一つ目は、無収縮モルタルによる修復方法であり、他の一つは、無収縮モルタルに加えて炭素繊維シート貼り付けによる修復方法である。前者の修復をR(Restoration)法、後者をS(Sheet-Retrofit)法とそれぞれ定義した。本実験に用いた供試体は、Fig.1に示したように、水平投影面において、一辺500mmの正方形とし、設計板厚を8mm、ライズ・スパン比を1/5と設定した。なお、曲率半径は362.5mm、全開角は87.1°となる。支持条件は、円筒殻の水平スラストを拘束する為にシェル端部を4点支持とした。ここで点支持は、長さ62.5mm(母線方向長さの1/8)のコンクリート製支承部で支持し、シェルと支承部の間に均しモルタルを充填した。なお、上記の点支持は、多少回転拘束を持つが鉄筋補強を施していないので拘束力が弱く、後述の数値解析では、ピン支持として取り扱う。コンクリートの調合は、セメント対骨材の重量比を1対1、水セメント比を37%とし、炭素短繊維(K661)をセメント重量比に対して4.0%、その添加剤としてメチルセルローズ(HI 90SH-4000)を0.1%、高性能AE

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



減水剤(レオビルド SP8Sx2)を 2.0%, 消泡剤(マイクロエア 404)を 0.2%混入した。炭素繊維シート(TR3110MS)は、実験供試体作製後、エポキシ樹脂を塗布して貼り付けた。接着剤の調合管理を厳密に保持し、施工精度の向上を図った。損傷に関する基礎的な研究として、前損傷の形状は、Fig.1 に示した通り単純な長方形を仮定し同図に示す。前損傷の長さは、母線長さの 1/8(62.5mm)および 1/4(125mm)とし、損傷の幅は、3mm および 20mm として、これを組み合わせた合計 4 種類の前損傷を有する供試体をそれぞれ作製した。Table 1 に、全面領域と限定領域(載荷点に中心を持つシェル全面の 1/16 領域)における、各供試体の材料諸元並びに施工シェル板厚の平均値および標準偏差を示す。ここで、限定領域における平均板厚を限定板厚と定義し、全面領域における平均板厚を全面板厚と定義する。なお、前損傷近傍の板厚変動が耐力に影響を与える可能性も考えられるが、本研究では文献 1 に基づき集中荷重の載荷点近傍に対する板厚に限定した。各供試体名は 4 文字により構成され、第 1 文字は、構成材料を表し FC 造および CC 造を F で示した。第 2 文字は、損傷と修復情報を表し、前損傷(Predamage)を D, R 法による修復を R、並びに S 法による修復を S でそれぞれ示した。供試体名の第 3 番目の小文字は損傷長さを表し、1/8(62.5mm)長さを a, 1/4(125mm)長さを b, 無損傷を n で示した。第 4 の小文字は損傷幅を表し、3mm を a, 20mm を b, 無損傷を n で示した。FDnn および FSnn は、それぞれ無損傷の FC 造および CC 造である。R 法による修復部には、修復用無収縮グラウト材($E=29.5\text{GPa}$, $F_c=67.5\text{MPa}$, $F_t=3.82\text{MPa}$)を充填した。Table 2(a, b)には、炭素繊維シートおよび炭素短繊維の材料諸元を示す。鉛直方向集中荷重は、油圧式万能試験機を用いてロードセルを介し、シェル面中央部に最大耐力に至るまでの載荷とした。

3. 数値解析の概要

実験で得られた、炭素短繊維補強コンクリート造シェルの終

Table 1 Shell Model.

Model Name	Material Properties of Concrete				Shell Thickness [mm]			
	Young's Modulus: E [GPa]	Ultimate Compressive Strength: F_c [MPa]	Ultimate Tensile Strength: F_t [MPa]	Poisson's Ratio: ν	Global Average	Global Standard Deviation	Local Average	Local Standard Deviation
FDnn	21.6	59.9	4.5	0.233	8.71	0.86	9.49	0.28
FSnn	21.5	56.5	4.5	0.247	8.86	0.74	8.52	0.23
FDaa	22.6	64.4	4.9	0.252	8.43	0.61	8.79	0.37
FDab	23.1	55.9	4.4	0.226	9.13	0.81	9.74	0.35
FDba	23.0	49.5	4.0	0.238	8.82	0.67	9.19	0.47
FDbb	23.0	49.5	4.0	0.238	9.27	0.73	9.78	0.38
FRaa	23.2	66.0	4.6	0.274	9.46	0.66	9.91	0.38
FRab	23.2	66.0	4.6	0.274	8.90	0.74	9.21	0.44
FRba	22.1	59.2	5.4	0.261	9.40	0.95	9.04	0.39
FRbb	23.0	49.5	4.0	0.238	9.36	0.81	9.32	0.42
FSaa	23.2	66.0	4.6	0.274	9.07	0.83	9.79	0.40
FSab	22.6	64.4	4.9	0.252	8.81	0.69	8.76	0.33
FSba	25.3	70.0	5.3	0.279	8.59	0.69	8.90	0.44
FSbb	22.3	84.1	4.4	0.238	8.66	0.60	8.93	0.42

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

Type	Texture	Fiber Diameter [μm]	Tensile Strength [GPa]	Modulus of Tensile Elasticity [GPa]	Elongation [%]	Density [N/mm^3]	Weight [N/mm^2]
TR3110MS	Plain Fabric	17.00	1.12	71.60	1.50	1.03×10^{-5}	1.96×10^{-6}

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

Type	Fiber Length	Fiber Diameter [μm]	Tensile Strength [GPa]	Modulus of Tensile Elasticity [GPa]	Elongation [%]	Density [N/mm^3]
K661	18.00	17.00	1.77	180.00	1.00	1.90×10^{-5}

局耐力および後損傷形態を検討する為、コンクリートの引張剛性およびひび割れを考慮した材料および幾何学的非線形数値解析を行う。シェル要素解析において、双二次ラグランジュ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を適用した。シェル面の要素分割はXおよびY方向8分割とし、積層要素はコンクリートシェル厚を10層に分割した。また、炭素繊維シートの解析モデルは、線材補強型とした。解析モデルの境界条件は、文献1に基づき4点支持とした。コンクリートの引張挙動は、分布ひび割れモデルを採用し、引張剛性は文献2と同様に、コンクリートの引張強度 F_t の8割の応力度と引張歪の関係を線形に仮定した。コンクリートの圧縮挙動における降伏基準はドラッカー・プラグ型を適用し、終局圧縮歪は0.003を設定した。本計算では、シェル板厚と材料諸元に基づいた3種類の数値解を用いて計算を行った。

①基準数値解(Standard)：シェル板厚を設計板厚の8mmに設定し、材料諸元も一定値(ヤング係数: $E=20.0\text{GPa}$, 終局圧縮強度: $F_c=60.0\text{MPa}$, 終局引張強度: $F_t=5.0\text{MPa}$, ポアソン比: $\nu=0.2$)に設定した。

②個別板厚数値解(Discrete)：シェル全面の289点における実測板厚を用いて、シェルの板厚変動を個別に再現した。なお、材料諸元は個々の実験供試体に対応させている。

③平均板厚数値解(Average)：板厚としてシェル全面における実測板厚の平均値を採用した。材料諸元については、個別板厚数値解と同様である。

基準数値解および平均板厚数値解における要素分割は、前損傷および修復の在る場合、シェル面に対して1/2対称を考慮し解析を行った。

4. 結果および考察

4.1 板厚一定の基準数値解の耐力

(a) 基準数値解に基づく実験値の耐力補正

板厚変動が耐力に与える影響を確認する為、実験値と基準数値解の耐力を比較し、耐力補正をTable 3に示す。載荷実験および基準数値解FDnnにおいて、それぞれ2.35kNおよび1.94kNの終局耐力を得た。まず、FDnnの実験の耐力に対する各供試体の実験値の耐力比を E_0 、同様に、FDnnの基準数値解に対する耐力比を S_0 で示す。FDnnの全面板厚に対する各供試体の全面板厚比を T_{G1} 、同様に、載荷点近傍の限定領域に対する、限定板厚比を T_{L1} で示す。 S_0 に対する E_0 の比率を E_1 として示し、これを耐力整合比と定義する。上記の板厚比の補正を考慮した

実験耐力比の線形・2次・3次補正を求め、シェル全面に対する整合比 E_{G1}, E_{G2}, E_{G3} および載荷点直下近傍の限定領域に対する整合比 E_{L1}, E_{L2}, E_{L3} をそれぞれ次式より求めた。

$$\begin{aligned} E_1 &= E_0/S_0, \\ E_{G1} &= E_1/T_{G1}, E_{G2} = E_1/T_{G1}^2, E_{G3} = E_1/T_{G1}^3, \\ E_{L1} &= E_1/T_{L1}, E_{L2} = E_1/T_{L1}^2, E_{L3} = E_1/T_{L1}^3, \end{aligned} \quad \dots(1a-g)$$

同表より、平均値および標準偏差を考慮すると、 E_{G1} の平均値1.03および標準偏差0.09並びに E_{G3} の平均値0.97および標準偏差0.09に対し、 E_{G2} は平均値1.00および標準偏差0.08が示され、表中の最良値が確認された。従って、伸び剛性(板厚の線形に比例)と曲げ剛性(板厚の3乗に比例)の中間値となる板厚の2次補正が効果的であることが示された。平均値において、上記の E_{G2} は $E_{G1}(1.03)$ 、 $E_{L1}(1.10)$ および $E_{L2}(1.13)$ 等より高い整合性が確認できる。一方、既往の研究では²⁾、限定板厚に対する整合比 $E_{L2}(1.02)$ が全面板厚に対する整合比 $E_{G2}(1.06)$ より高い整合性を示している。同研究では²⁾、限定板厚が全面板厚よりも薄いものに対し、本研究では、全面板厚が限定板厚より薄いことが確認されている。従って、限定板厚と全面板厚の中で、薄い方の板厚がシェル耐力に支配的な影響を及ぼすものと考えられる。

(b) 基準数値解における損傷と修復が耐力へ及ぼす影響

基準数値解における耐力から修復およびシート補強の効果を検討する。前損傷を有する供試体では、耐力がFDaaで6%減からFDbbで23%減を示した。これより、FC造においては、前損傷の領域の増大に伴いシェル耐力の低下が確認された。次に、R法による修復を施した供試体において、耐力はFRaaで4%減からFRbbで14%減が示され、前損傷を有する供試体に比べて耐力減少を抑制し、修復による改善効果が示された。S法による修復を施した供試体では、110%以上の耐力増加が示された。これは、無損傷でシート補強を施した供試体FSnn(FDnnの117%増)と同等の耐力増加が示されたことになり、S法による修復の有効性が確認された。

4.2 施工板厚を考慮した数値解による耐力

実験の耐力を個別板厚数値解および平均板厚数値解の耐力と比較する為、各数値解と実験の耐力を P_{num} と P_{exp} として、耐力誤差比 $r_{err} (= -1 + P_{num}/P_{exp})$ を定義し、誤差比を実験の耐力(Experimental Strength)と共にFig.2に示す。ここで、無損傷の

Table 3 Strength Ratio Adjusted by Shell Thickness.

Strength Ratio	E_0	S_0	T_{G1}	T_{L1}	E_1	E_{G1}	E_{L1}	E_{G2}	E_{L2}	E_{G3}	E_{L3}
FDaa/FDnn	0.87	0.94	0.97	0.93	0.92	0.95	0.99	0.98	1.07	1.02	1.16
FDba/FDnn	0.89	0.81	1.01	0.97	1.10	1.09	1.13	1.07	1.17	1.06	1.21
FDab/FDnn	0.97	0.91	1.05	1.03	1.06	1.01	1.04	0.97	1.01	0.92	0.98
FDbb/FDnn	0.98	0.77	1.06	1.03	1.28	1.20	1.24	1.13	1.21	1.06	1.17
FRaa/FDnn	1.20	0.96	1.09	1.04	1.25	1.15	1.19	1.06	1.14	0.97	1.10
FRba/FDnn	0.96	0.91	1.08	0.95	1.06	0.98	1.11	0.91	1.16	0.84	1.22
FRab/FDnn	0.95	0.94	1.02	0.97	1.01	0.98	1.04	0.96	1.07	0.94	1.10
FRbb/FDnn	0.86	0.86	1.07	0.98	1.00	0.93	1.02	0.86	1.04	0.80	1.05
FSnn/FDnn	2.02	2.17	1.02	0.90	0.93	0.91	1.04	0.90	1.15	0.88	1.28
FSaa/FDnn	2.48	2.13	1.04	1.03	1.16	1.12	1.13	1.07	1.09	1.03	1.06
FSba/FDnn	2.24	2.11	0.99	0.94	1.06	1.08	1.13	1.09	1.21	1.11	1.29
FSab/FDnn	2.19	2.12	1.01	0.92	1.03	1.02	1.12	1.01	1.21	1.00	1.31
FSbb/FDnn	2.19	2.10	0.99	0.94	1.04	1.05	1.11	1.05	1.17	1.06	1.25
Average	-	-	-	-	1.07	1.03	1.10	1.00	1.13	0.97	1.16
STDEV	-	-	-	-	0.11	0.09	0.08	0.08	0.07	0.09	0.10

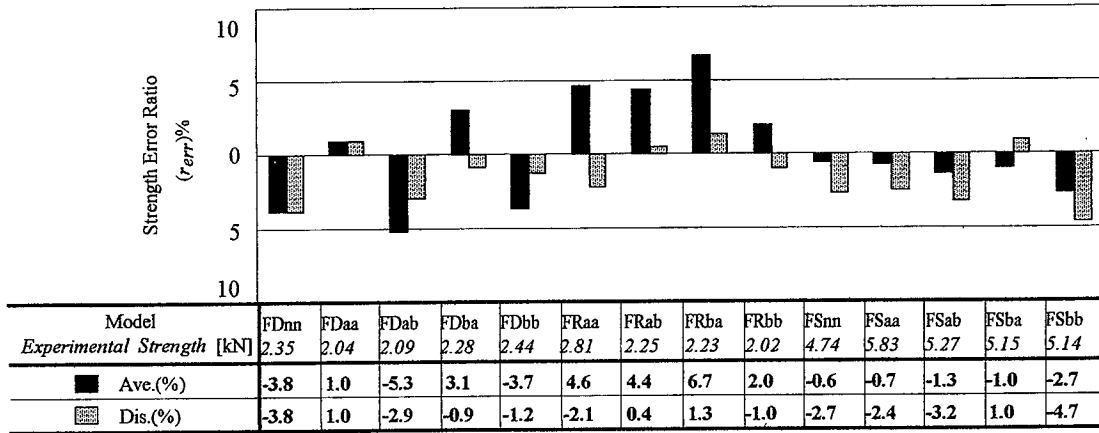


Fig.2 Strength Error Ratio to Experimental Strength.

FDnn に関しては、個別板厚数値解(Dis.)と平均板厚数値解(Ave.)は共に、3.8%減の誤差比を示し、実験とよい対応が確認された。前損傷タイプに関して、全ての個別板厚数値解は実験と良い対応を示している。同様に R 法による修復タイプに関して、全ての個別板厚数値解は実験と良い対応を示している。一方、S 法による修復タイプに関しては、FSba を除く全ての平均板厚数値解は実験と良い対応を示している。ここで、FSba は個別板厚数値解と平均板厚数値解で共に絶対値が 1.0%の誤差を示しているが、平均板厚数値解では安全側の値を示している。以上より、シート補強によるシェル耐力の大幅な増大に加えて、文献 2 と同様に、シート補強による板厚変動の抑制効果が示されたものと考えられる。

4.3 荷重変位曲線

Fig.3 に実験値(細い実線)と平均板厚数値解(太い実線)および個別板厚数値解(太い破線)の荷重と変位の関係を示す。同図は載荷点直下の変位を示す。無損傷の FDnn, 前損傷の FDbb 並びに R 法による修復の FRbb を同図(a-c)にそれぞれ示し、更に無損傷の CC 造である FSnn および S 法による修復の FSbb を同図(d, e)に示す。最初に、実験値について考察する。無損傷の同図(a), 前損傷の同図(b)および修復の同図(c)の比較において、耐力および剛性に大きな変動は認められない。CC 造の場合、同図(d, e)より、耐力および剛性が急激に増大している様子が確認できる。次に、実験値と数値解を比較すると、同図(d)の塑性域に多少相違が認められるものの平均板厚数値解および個別板厚数値解は実験と比較的良好な対応が確認された。

4.4 ひび割れ形態

Fig.4 に、板厚変動分布図と共にシェルの上面と下面のひび割れを示す。前損傷において、損傷幅の広い FDab および FDbb は、損傷幅の狭い FDaa および FDba と比較して、ひび割れ発生

領域が限定的であり、載荷点直下を含む母線方向のひび割れに限定されている。同様に、損傷長さの短い FDaa および FDab は、損傷長さの長い FDba および FDbb と比較して、それぞれひび割れ発生が抑制されている。続いて、R 法による修復において、修復幅の狭い FRaa および FRba は、修復幅の広い FRab および FRbb と比較してそれぞれ下面のひび割れ長さが抑制されている。修復長さの短い FRaa および FRab は、修復長さの長い FRba および FRbb と比較して大きな差異が認められず、修復長さに影響され難い特徴が確認されたものと考えられる。S 法による修復において、修復長さの短い FSaa は、修復長さの長い FSba と比較して、シェル下面のひび割れ範囲が拡大し、無損傷の FSnn と類似したひび割れ形態を示している。なお、損傷長さの短い FSab は載荷点を中心に同心円状のひび割れが観察され、これは局所的な貫通ひび割れであり、これを規模の大きいひび割れと見なせば、修復長さの長い FSbb と比較して、シェル下面のひび割れ範囲が拡大していると解釈することも可能である。しかし、修復幅の規模に関して比較を行うと、特に FSba と FSbb において、大きな差異は確認されない。板厚変動に関しては FRba, FSbb 等に示されている通り、修復部およびその近傍領域においては、濃淡が濃く修復部の板厚が多少厚肉であることを示す。しかし、文献 2 と比較しても、かなり均一な板厚が確保されているものと考えられる。

5. 結論

前損傷および修復の在る補強コンクリート造円筒殻の耐力を実験的および数値解析的に検討した結果、以下の知見を得た。

- (1) 材料諸元および板厚を一定に設定した基準数値解および実験の耐力の整合性を確認し、全面板厚が載荷点を含む限定板厚と比較して薄い場合、本研究においては全面板厚の 2 乗補

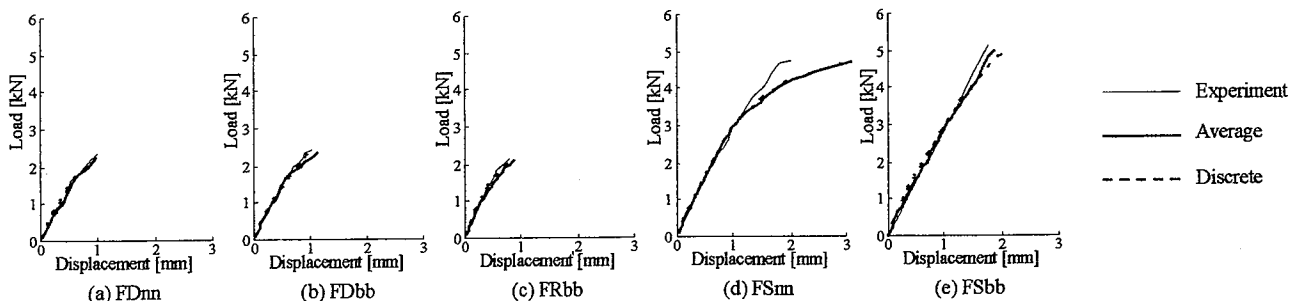
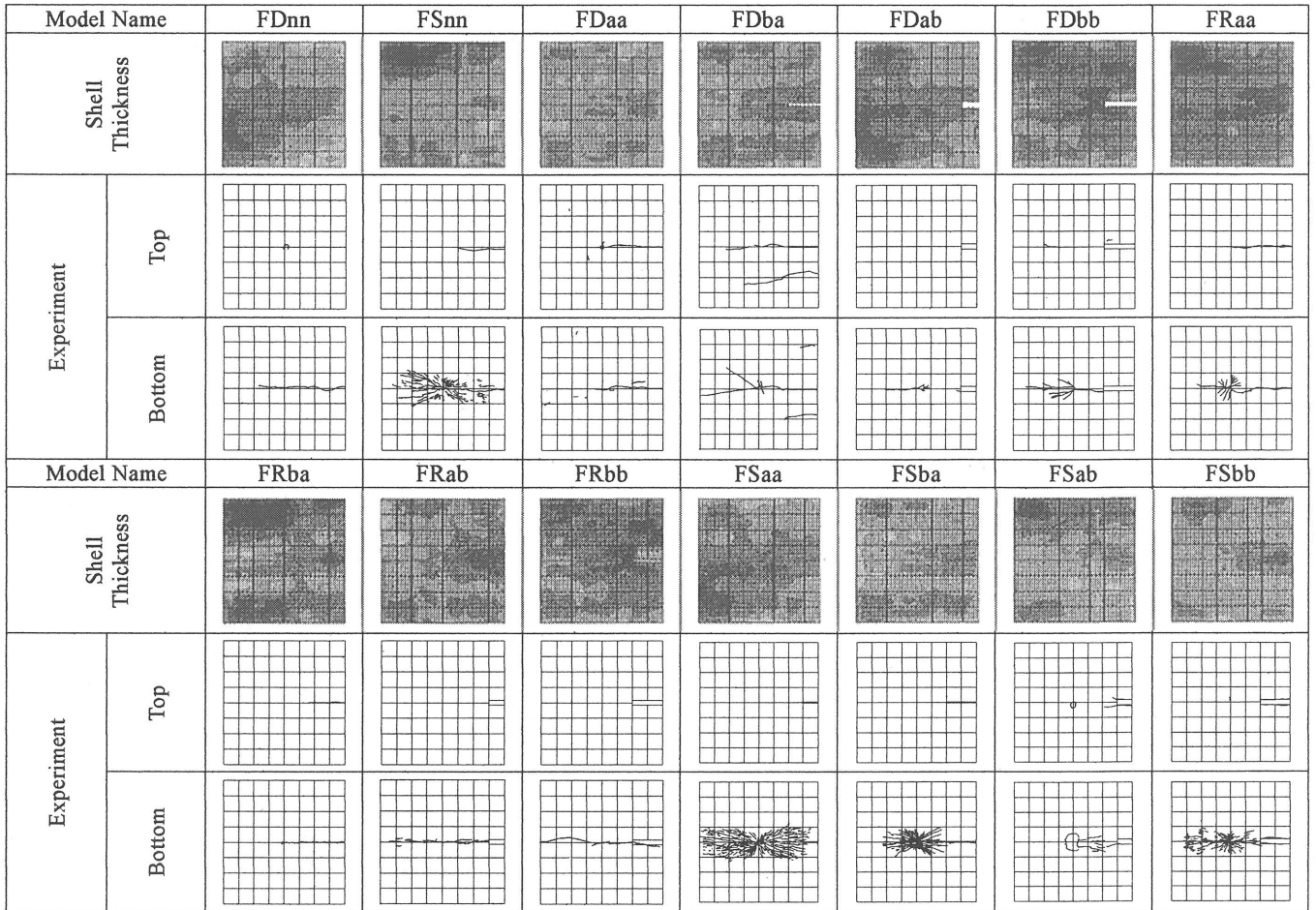


Fig.3 Load vs. Displacement Curve.



4.00-5.00
 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 [unit:mm]

Fig.4 Post-Damaged Pattern at Ultimate Strength.

正が有効であることを示した。

(2) 無損傷 FDnn の基準数値解の耐力より、前損傷、R 法による修復および S 法による修復がシェル耐力に与える影響度合いを明らかにした。

(3) 実験と数値解における耐力の比較により、S 法による修復タイプに関しては、シート補強による板厚変動の抑制効果が確認された。

(4) 前損傷、R 法による修復および S 法による修復において、損傷および修復の幅と長さがひび割れ形態に及ぼす影響を明らかにした。

参考文献

- 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，
- 真下和彦，川崎健二郎，入江聡，篠原貴幸：複合炭素短繊維補強コンクリート造シェルの耐力，東海大学紀要工学部，VOL.46,NO.1,2006 pp29-34，
- 川崎健二郎，真下和彦：複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻の耐力，破壊形態および振動特性 —集中荷重による破壊実験に対する検討—，日本建築学会構造系論文集，第 609 号，2006.11，pp.113-120