

点荷重を受ける複合炭素繊維シート補強 コンクリート造円筒殻の耐力

真下和彦*¹・熊本千大*²・川崎健二郎*³・篠原貴幸*⁴

Strength of Concrete Cylindrical Shells Reinforced with Composite Carbon Fiber under Point Load.

by

Kazuhiko MASHITA*¹, Kazuo KUMAMOTO*²,
Kenjiro KAWASAKI*³ and Takayuki SHINOHARA*⁴

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

Abstract

The main purpose of this study is to investigate, both experimentally and theoretically, the strength of concrete cylindrical shells with composite carbon fiber reinforcement under point load. In this study, composite carbon fiber reinforcement consists of carbon fiber chips and carbon fiber sheets. The chips and sheets could improve the tensile strength of a concrete shell in its internal and external regions, respectively. We investigated how the shell strength is influenced by the differences among the top, bottom and both surfaces reinforced with a carbon fiber sheet attached to a concrete shell mixed with carbon fiber chips. An experimental study was conducted on concrete shells in which static point load was applied perpendicular to the shell surface up to the final fracture state. A theoretical study was conducted by material and geometrical nonlinear finite element analyses including tension cutoff and tension stiffening effects. Nonlinear numerical calculations including fluctuations in the actual shell thickness were carried out. The strength of shells with composite carbon fiber reinforcement was discussed on the basis of the results of the fracture experiments and nonlinear analyses.

Keywords: Concrete Shell, Strength, Composite Carbon Fiber

1. 序論

本研究の主目的は、静荷重を受ける複合炭素繊維補強コンクリート造屋根形円筒殻の終局耐力を実験的及び理論的に究明することである。炭素短繊維を混入した炭素短繊維補強コンクリート造でシェル構造を建設した場合には、材料の引張強度が確保され、鉄筋補強の軽減が可能となり得る。その結果、鉄筋による構造の異方性や材料の非均質性などの構造材料的な負の影響を減少させ、施工性並びに構造的安定性の面で大幅な改善を図ることが可能となる。さらに、炭素繊維シートを適用した場合には、薄肉シェルの板厚変動による欠陥を補正し、各種外乱に対する構造的信頼性を高める効果が期待される。このため本研究に於いては、炭素短繊維補強コンクリート(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、静荷重に対する検討を行った。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。

以上より、複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻破壊実験及びこれに対応する非線形数値解析の各結果に基づいて、複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻の終局耐力及び破壊形態の

特性を明らかにし、シート補強接着効果に関する知見を得たので報告する。

2. 破壊実験の概要

複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻を対象とし、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の終局耐力及び破壊形態を実験的に検討するため、合計5体(CFCRC造1体, CCFRC造4体)の小型実験供試体を作製し、破壊実験を行った。実験供試体寸法は、Fig.1に示したように、水平投影面に於いて400mm×400mmの正方形とし、ライズスパン比を1/5と設定した。曲率半径290mm, 全開角87.1°となる。CCFRC

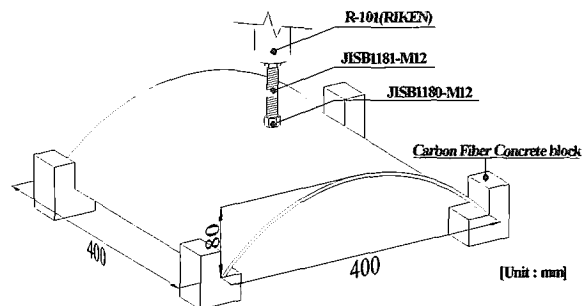


Fig.1 Fracture Experimental System.

* 1 工学部建築学科 教授・工博

* 2 鹿島建設株式会社・工修

* 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

造の調査はセメント対骨材の重量比を 1 対 1, 水セメント比を 37.0%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ス 0.3%を混入した. 炭素繊維シート(TR3110MS)は実験供試体作製後, エポキシ系樹脂を塗布して張り付けた. これらの炭素繊維シート補強領域については, Fig.2 に示した 5 種類(N,A,B,T,L)を設定した. 荷重載荷は, 鉛直方向集中荷重として, 油圧式の万能試験機(RH-100t: 島津製)を用いてロードセルを介し, シェル面中央部に破壊に至るまで載荷を行った. 尚, シェル面と集中荷重との接触領域は, ボルト(M12)の先端に, ナット(M12)を嵌め込んだ形態を採用した. 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-b)には, 炭素繊維シート及び炭素短繊維の材料諸元を示した.

3. 数値解析の概要

3.1 非線形有限要素解析

本研究に於いては, 複合炭素繊維補強コンクリート造円筒殻の終局耐力及び力学的非線形特性を理論的に検討するため, コンクリートの引張剛性及びひび割れを考慮した材料及び幾何学的非線形有限要素解析を適用した.

本解析に於いては, 双二次ラグランジュ(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を適用した. 材料非線形解析に於いて, コンクリートの圧縮挙動に関しては, 塑性流れを考慮した.

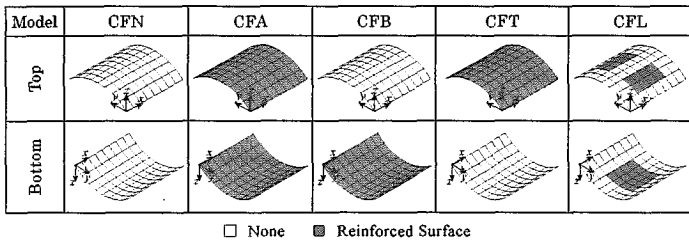


Fig.2 Reinforced Region with Carbon Fiber Sheets.

Table 1 Shell Model.

Model	Label = [1] · [2] · [3]			Material Properties of Concrete				Measurement of Shell Thickness	
	[1]	[2]	[3]	Young's Modulus : E [GPa]	Ultimate Compressive Strength : Fc [MPa]	Ultimate Tensile Strength : Ft [MPa]	Poisson's Ratio : ν	Average Thickness [mm] (Ratio to 8mm)	Standard Deviation [mm]
	Shell	Material Properties	Reinforced Surface						
CFN	C: Cylindrical Shells	F: Carbon Fiber Chips Reinforced Concrete	N: None	22.63	61.84	5.78	0.22	8.51 (1.06)	1.46
CFA			A: All					9.02 (1.13)	1.55
CFB			B: Bottom					10.02 (1.25)	1.61
CFT			T: Top					8.52 (1.07)	1.76
CFL			L: Local					9.83 (1.23)	2.25

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]	Specific Gravity	Weight [N/mm ²]
TR3110MS	Plain Fabric	17.00	1.12	71.60	1.50	1.03 × 10 ⁻⁵	1.90	1.96 × 10 ⁻⁶

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

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

降伏基準は, ドラッカー・ブラガー型(Drucker-Prager)を採用した. 二軸応力に於けるコンクリートの降伏基準は, クーパー(Kupar)の実験結果に基づき, 応力成分の項で下式より決定した.

$$f(\sigma) = [1.355 \{ (\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y) + 3.0 (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2) \} + 0.355 \sigma_0 (\sigma_x + \sigma_y)]^{1/2} = \sigma_0 \quad \dots (1)$$

ここで, σ_0 は一軸圧縮試験より求めたコンクリートの終局圧縮応力度 F_c を採用した.

コンクリートの圧壊条件は全歪成分の項で表し下式とした.

$$f(\epsilon) = 1.355 \{ (\epsilon_x^2 + \epsilon_y^2 - \epsilon_x \epsilon_y) + 0.75 (\gamma_{xy}^2 + \gamma_{xz}^2 + \gamma_{yz}^2) \} + 0.355 \epsilon_u (\epsilon_x + \epsilon_y) = \epsilon_u^2 \quad \dots (2)$$

ここで, ϵ_u は, コンクリートの終局圧縮歪であり, 0.003 を採用した. この値を超える場合には圧壊と判定した.

コンクリートの圧縮応力度 F_c の 3 割を弾性範囲とし, これを越えて応力度 F_c に至るまでは, 放物線を描き塑性範囲となるように設定した. 圧縮降伏応力度に達すると, 塑性流れを発生するように設定した.

コンクリートの引張挙動を表わす為に引張切断, 即ちひび割れ及び引張剛性を考慮した. ひび割れ発生後のコンクリートの引張剛性効果を考慮する場合, 0 から 0.002 の歪の範囲内で 0 から 0.8 F_t の応力度に逆比例させた値を採用した. ただし F_t はコンクリートの終局引張強度である.

本研究では, 分布ひび割れモデルを採用しており, ひび割れ発生後のコンクリートのせん断剛性に対しては, 骨材の噛み合いを考慮したセドリン型の修正せん断弾性係数 G_c を採用した. 一方向にひび割れの入ったコンクリートでは次式となる.

$$\begin{aligned} G_{c12} &= G(1.0 - \epsilon_1/0.004)/4.0 \quad (\epsilon_1 < 0.004) \\ G_{c12} &= 0.0 \quad (\epsilon_1 \geq 0.004) \\ G_{c13} &= G_{c12}, G_{c23} = 5.0G/6.0 \quad \dots (3a-c) \end{aligned}$$

ここで G はひび割れの無いコンクリートのせん断弾性係数で

あり、 ϵ_1 は一方方向の引張歪である。両方向にひび割れの入ったコンクリートに対しては次式となる。

$$\begin{aligned}
 G_{13}^c &= G(1.0 - \epsilon_1/0.004)/4.0 \quad (\epsilon_1 < 0.004) \\
 G_{13}^c &= 0.0 \quad (\epsilon_1 \geq 0.004) \\
 G_{23}^c &= G(1.0 - \epsilon_2/0.004)/0.4 \quad (\epsilon_2 < 0.004) \\
 G_{23}^c &= 0.0 \quad (\epsilon_2 \geq 0.004) \\
 G_{12}^c &= G_{13}^c/2.0; \text{ もしくは } G_{12}^c = G_{23}^c/2.0 \quad (G_{23}^c < G_{13}^c)
 \end{aligned}
 \dots (4a-c)$$

鉄筋は、その断面積に等価な板厚の鋼層と仮定し、弾塑性応力歪関係をモデル化するのにバイリニア型(Bilinear)を採用した。その2次勾配は初期剛性の1/10000に設定した。同様に、炭素繊維シートのモデル化は、既往の研究より、線材型の補強とし、バイリニア型(Bilinear)を採用した。すなわち、数値解析では鉄筋のモデル化に準じて炭素繊維シート貼り付け位置にシートと同一の断面積を有する軸剛性部材を設置した。

幾何学的非線形は、局部座標系に於ける面内方向の変位 u' , v' の導関数が微小であるというフォン・カーマン(Von Karman)の仮定に従い、グリーン・ラグランジェ(Green Lagrange)型の変位歪関係を採用した。幾何学的非線形解析は退化厚肉シェル要素に対して、トータル・ラグランジェ法(Total Lagrangian Approach)を適用した。

3.2 計算の概要

本計算に於いては、シェル板厚及び材料諸元に基づき3種類の数値解析モデルを設定し、計算を行った。最初は基準板厚数値解析モデル(Standard Model)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 $E=21.00$ GPa, 終局圧縮強度 $F_c=60.00$ MPa, 終局引張強度 $F_t=6.00$ MPa, ポアソン比 $\nu=0.20$)に設定したものである。次は個別板厚数値解析モデル(Discrete Model)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。最後は平均板厚数値解析モデル(Average Model)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、個別板厚数値解析モデルと同様である。

4. 破壊実験及び数値解析結果

4.1 シェルの終局耐力

CCFRC造の実験終局耐力は、CFNに比べてCFAで2.40倍、CFBで1.70倍、CFTで1.45倍、CFLで1.54倍が示され、全ての補強領域に於いて、シート補強によるシェルの終局耐力増大が確認された。実験終局耐力を実験対応数値解析の終局耐力と比較するため、実験終局耐力 P_{exp} に対する、各数値解析による終局耐力 P_{num} から実験終局耐力 P_{exp} を差し引いた誤差比 $P_{dif}(=P_{num}-P_{exp})$ との比 $R_{err}(=P_{dif}/P_{exp})$ を終局耐力誤差比と定義し、Fig.3に示した。CFA及びCFBは平均板厚モデルに於いて実験結果に良好な対応を示し、CFT及びCFLは個別板厚モデルに於いて良好な対応を示している。CFA及びCFBはシート補強により、板厚変動が大幅に軽減され、補強領域に於いて板厚均一効果が示されたため、平均板厚モデルに於いて良好な対応を示したと考えられる。一方、CFT及びCFLはシート補強による板厚

均一効果が微小であったため、板厚変動を忠実に反映した個別板厚モデルに於いて良好な対応を示したと考えられる。次に、施工板厚の影響を排除した状態に於ける各補強領域のシート補強効果を数値解析により検討する。シート補強モデルに対応したシート無補強モデルの終局耐力 P_{nnn} に対する、シート補強モデルの終局耐力 P_{shl} の比 $R_{shl}(=P_{shl}/P_{nnn})$ をシート補強終局耐力比と定義し、個別、平均及び基準板厚モデルの各解析結果に対して求め、Fig.4に示した。同図より、全ての補強領域に於いて破壊実験と同様にシート補強による終局耐力増大が確認された。また、補強領域に関してはシェル表裏全面にシート補強を施した補強領域A(Fig.2のCFA)が2から3倍の終局耐力増大を示しており、最も有効な補強領域であることが確認された。引張りに優れている炭素繊維シートをシェル表裏全面に補強することにより、シェル表裏両面の引張領域が十分に拘束されて、大幅な終局耐力増大が得られたものと考えられる。

また、既往の研究で報告されたCFSRC(Carbon Fiber Sheet Reinforced Concrete; 炭素繊維シート補強による鉄筋コンクリート)造に関する研究を参考に²⁾、構成材料によるシート補強効果の相違を検討する。CFSRC造のシート補強終局耐力比 $R_{shl,RC}$ に対する、CCFRC造のシート補強終局耐力比 $R_{shl,CF}$ の比 $R_{com}(=R_{shl,CF}/R_{shl,RC})$ を複合補強終局耐力比と定義し、基準板厚モデルの解析結果に対して求め、Fig.5に示した。同図より、補強領域A及びBの補強効果はCCFRC造に於いて顕著であり、補

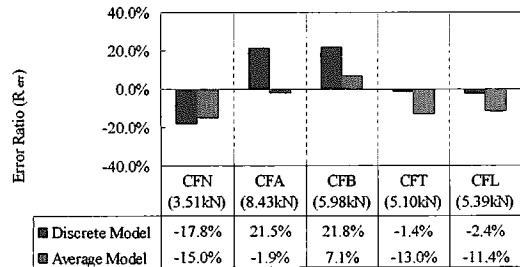


Fig.3 The Ultimate Strength Ratio to Experimental Strength.

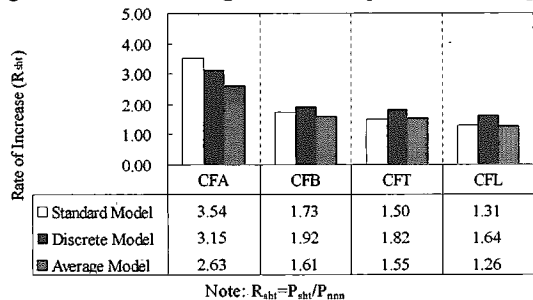


Fig.4 The Rate of Ultimate Strength Increase by Sheet.

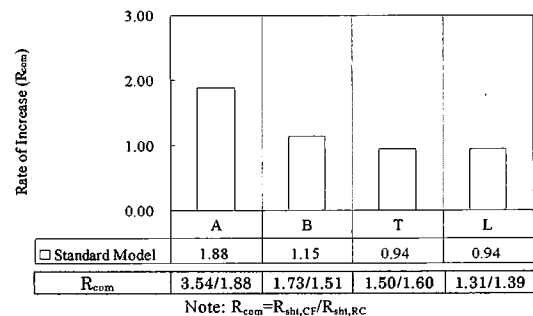


Fig.5 The Rate of Ultimate Strength Increase by Composite Reinforcement.

強領域 T 及び L の補強効果は CFSRC 造に於いて顕著であることが示された。これは、シート補強を施さない状態に於ける応力伝達範囲の相違に起因しているものと考えられる。RC 造は鉄筋を構成材料としており、応力伝達の連続性が広領域に確保されているが、CFCRC 造は炭素短繊維を構成材料としており、応力伝達の連続性が小領域に限定されている。補強領域 A もしくは B にシート補強を施すことにより、小領域に限定されていた応力伝達の連続性が、広領域に拡大したものと考えられる。これより、炭素繊維シートは、適切な領域に施すことで RC 造に於ける鉄筋の役割と同様な、補強材としての効果を発揮することが示された。

4.2 荷重-変位関係

破壊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.6 に示した。同図の縦軸は鉛直荷重を示し、横軸は載荷点直下の鉛直方向変位を示している。また、数値解析は個別及び平均板厚モデルの双方を掲載している。同図より、初期剛性に於いて、全てのモデルに対して、個別及び平均板厚モデル共に実験結果に対して良好な対応を示している。一方、CFA 及び CFB の平均板厚モデルに於いては、塑性降に入ると実験と異なり、変形量が增大している。この理由は、両モデルともシェル中央部の板厚が厚く、後述の「4.3 シェルの破壊形態」の Fig.7(b)に示されているように、シェル境界部で板厚の薄い部分を確認され、平均板厚モデルではこの影響を反映できないと考えられる。しかし、終局耐力は、個別及び平均板厚モデル

の数値解析の結果と実験の結果が比較的良く対応している。

4.3 シェルの破壊形態

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領域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.7(a)~(c)に破壊実験、個別及び平均板厚モデルに於ける破壊形態を、施工シェル板厚変動分布図と共に示した。同図より、シェル表面の全面にシート補強を施した CFT とシェル裏面の全面にシート補強を施した CFB 及びシェル表裏全面にシート補強を施した CFA を比較すると、表面に於いては破壊実験及び数値解析結果共に顕著な相違は見られないが、裏面に於いては数値解析結果より、CFT がシェル面に放射状にひび割れが伸展し、広範囲で圧壊を起こしているのに対して、CFB 及び CFA はシェル全面に均等にひび割れが伸展し、狭い範囲での圧壊に留まっていることが確認できる。破壊実験に於いても数値解析ほど顕著ではないものの、裏面に於けるひびわれ抑制の傾向は確認できる。これより、シェル裏面の全面にシート補強を施すことで、引張剛性が高まり、シェルに加えらるる荷重を均等に分散させる、力の分散効果が生み出され、ひび割れ、圧壊を抑制することが確認された。

次に、同一荷重時の破壊形態を比較する。Fig.8 に基準板厚モデルに於ける 2.25kN 荷重時の破壊形態を示した。2.25kN は CFN の終局耐力である。同図に於いても、シート補強による、ひび割れ抑制が明確に示された。また、特にシェル裏面の全面に於けるシート補強が有効であることが確認された。

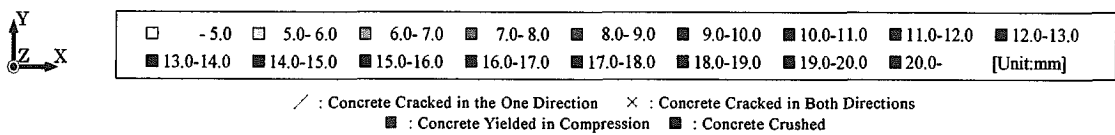
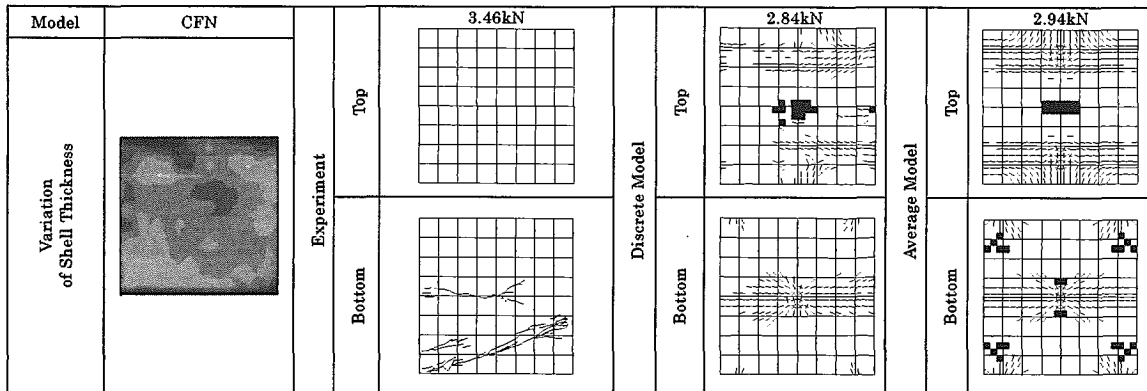
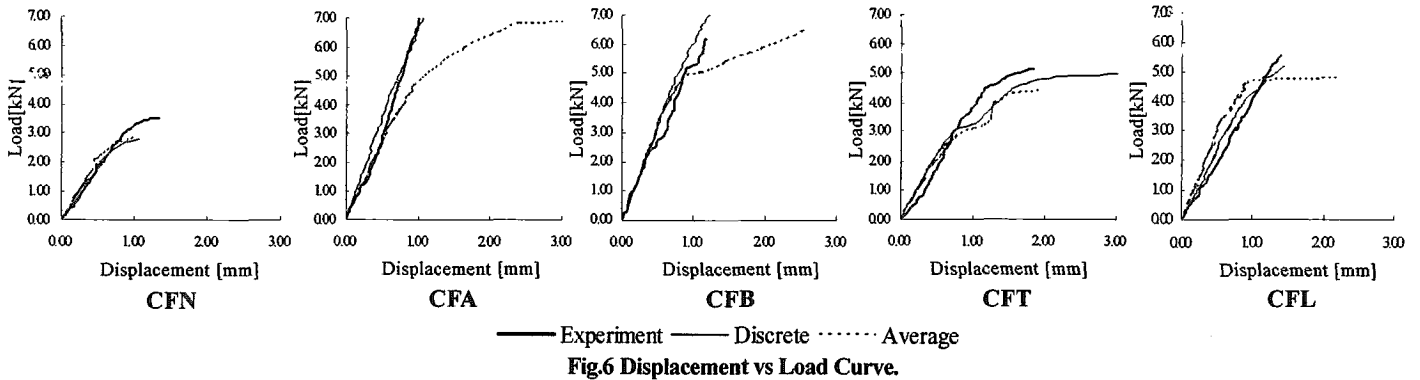


Fig.7(a) Cracking Pattern of Model CFN at Ultimate Strength.

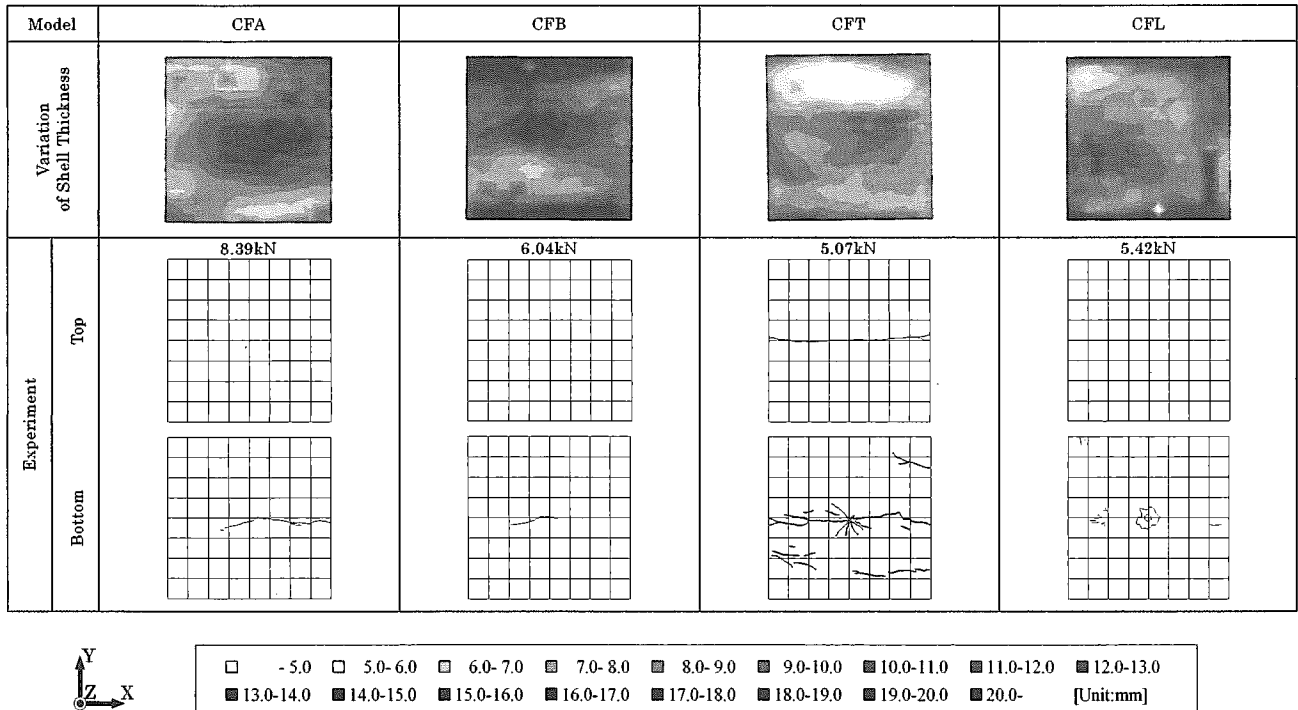


Fig.7(b) Cracking Pattern of Experimental Model at Ultimate Strength.

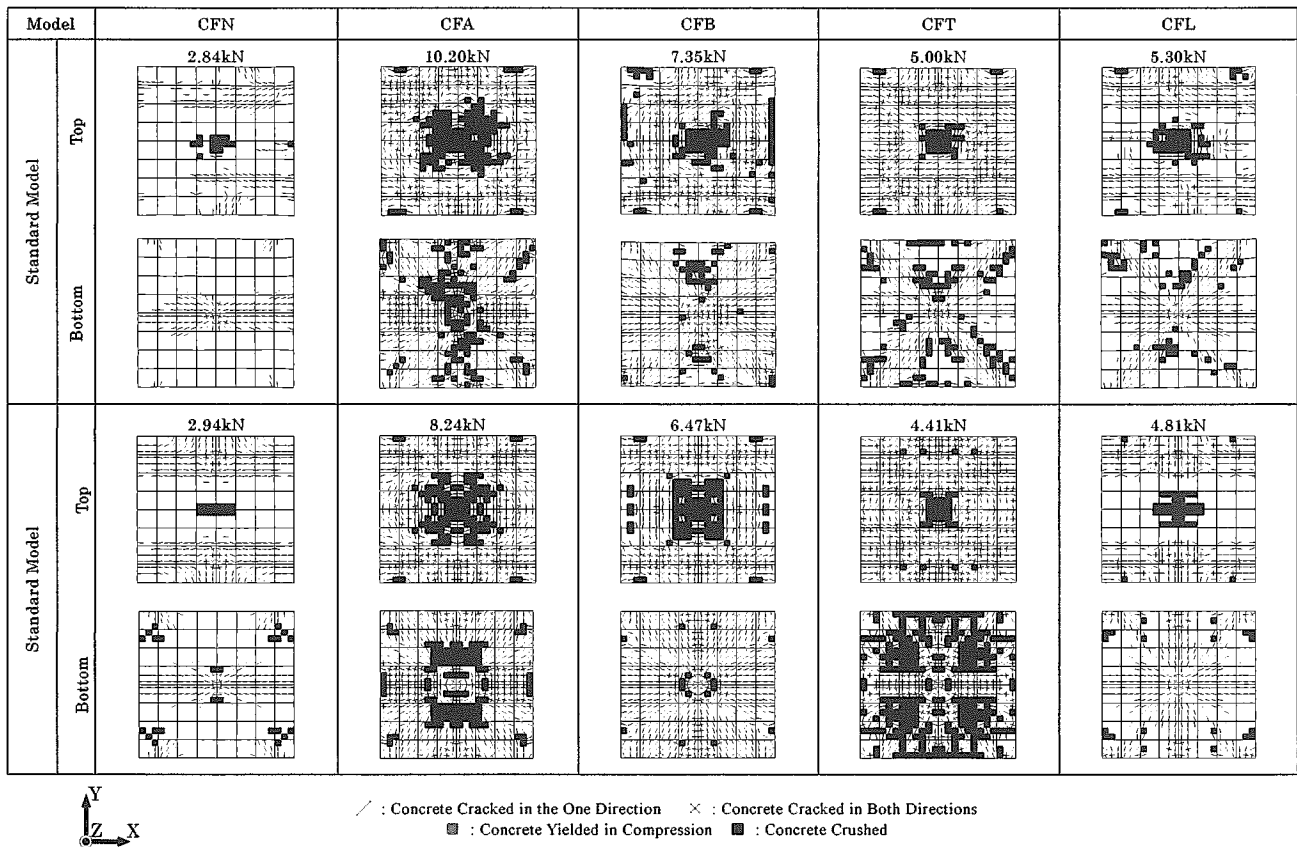
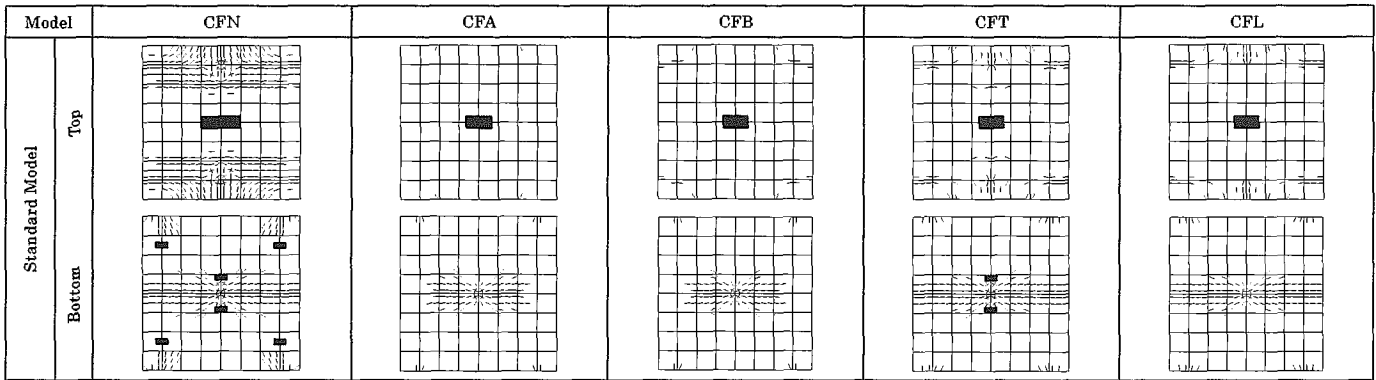


Fig.7(c) Cracking Pattern of Numerical Model at Ultimate Strength.



: Concrete Cracked in the One Direction
 : Concrete Cracked in Both Directions
 : Concrete Yielded in Compression
 : Concrete Crushed
 Ultimate Strength: CFN=2.55kN, CFA=9.02kN, CFB=4.41kN, CFT=3.82kN, CFL=3.33kN



Fig.8 Cracking Pattern of Standard Model at 2.55kN (=CFN Ultimate Strength).

5. 結論

本研究では、複合炭素繊維補強コンクリート造屋根形円筒殻に静荷重が作用した場合に於いて炭素繊維シート補強がシェル構造の終局耐力及び破壊形態に及ぼす影響を検討した結果以下の結論を得た。

(1) 今回対象とした補強領域における炭素繊維シート補強は、シェルの終局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確認された。また、最も有効なシート補強は、シェル表裏全面への補強であり、2 から 3 倍の終局耐力増大を確認した。

(2) 炭素繊維シートは適切な領域に施すことで RC 造に於ける鉄筋の役割と同様な、補強材としての効果を発揮することが

確認され、シート補強を施すことにより鉄筋の削除も可能となり得ることが示された。

(3) 裏全面に炭素繊維シート補強を施すことによって、力の分散効果が生み出され、ひび割れ、圧縮破壊を抑制することが、破壊実験及び数値解析結果より示された。

参考文献

- 1) 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コンクリート造円筒殻の耐力, 東海大学紀要工学部, Vol.44, No.1, 2004, pp35-40
- 2) 熊本千大, 真下和彦, 須永耕平, 川崎健二郎, 静的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(その2)数値解析, 日本建築学会 大会学術講演梗概集 B-1 2004 年 pp.775-776