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

STRENGTH OF CONCRETE CYLINDRICAL SHELLS REINFORCED WITH COMPOSITE CARBON FIBER UNDER CONCENTRATED LOAD

川崎 健二郎*, 眞下 和彦**

Kenjiro KAWASAKI and Kazuhiko MASHITA

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 concentrated load. It is defined in this study that composite 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. An experimental study was conducted on concrete shells reinforced with composite carbon fiber under concentrated load. A theoretical study was conducted by material and geometrical nonlinear finite element analyses including tension cutoff and tension stiffening effects. The ultimate strength of the shell with composite carbon fiber reinforcement was discussed on the basis of the results of the fracture experiments and nonlinear analyses.

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

コンクリートシェル, 炭素短繊維, 炭素繊維シート

1. 序論

コンクリートシェル構造は、自由で多様な空間形態の創造が可能であり、これまで、幾多の著名な設計者により歴史的建築構造物が建設されると共に、主として分布荷重を対象とした実験的研究が行われ、シェルの力学的特性が明らかにされてきた¹⁻⁴⁾。近年、破壊実験との比較検討を混えて、特定の境界条件を対象とした耐力評価式⁵⁾及び数値解析^{6,7)}により耐力の評価が可能となってきた。高い耐荷能力を有するコンクリートシェル構造は、内部空間および外部空間を同時に多目的利用したり、災害時の避難施設として使用できる可能性を有しているが、従来のコンクリートシェル構造の補強は、鉄筋の錆等による経年変化の問題も懸念されてきている。こうした中で、新素材によるコンクリート補強が提案され、中でも炭素繊維補強は、軽量、高耐力、高対候性等の特徴を有し、注目されている⁸⁾。炭素繊維シート補強は、主として橋脚や柱の補強等への応用が報告されているが、コンクリートシェル構造への適用は殆ど検討されていない。加えて、炭素短繊維補強によるコンクリートシェル構造への応用は、筆者等の報告を除くと⁹⁾、殆ど報告されていない。本研究においては、これまで筆者等が検討を行ってきた炭素短繊維補強コンクリート (Carbon Fiber Chip Reinforced Concrete; CFCRC) 造に対して、新たに炭素繊維シート補強を同時併用した補強形態として、複合炭素繊維補強コンクリート (Composite Carbon Fiber Reinforced Concrete; CCFRC) 造シェルを提案し、これによ

るシェルの耐力と破壊形態を実験的及び数値解析的に検証を行い、基礎的検討を行ったのでその結果を報告する。なお、比較のために、従来の鉄筋コンクリート (RC) 造シェルに、炭素繊維シート補強を施した炭素繊維シート補強鉄筋コンクリート (Carbon Fiber Sheet Reinforced Concrete; CFSRC) 造シェルの破壊実験および非線形数値解析を実施し、これらの結果と比較検討を行った。加えて、炭素繊維シート補強の貼付領域を変化させて、シェルの耐力に及ぼす効果に関しても検討を加えた。以上より、複合炭素繊維補強コンクリート造シェルの耐力並びに破壊形態の特徴を明らかにした。更に、炭素繊維シート補強領域が、シェルの耐力に及ぼす影響を明示すると共に、従来の鉄筋コンクリート造シェルの場合と対比させて、炭素繊維シート補強がシェルの耐力へ及ぼす影響を明らかにした。

2. 破壊実験の概要

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の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、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° となる。シェ

* 東海大学工学研究科 大学院生

** 東海大学工学部建築学科 教授・工博

Graduate Student, Graduate School of Eng., Tokai Univ.

Prof., Dept. of Architecture and Building Eng., Faculty of Eng., Tokai Univ., Dr. Eng.

ル境界を、縁部材幅及びせいが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 ϕ 0.85mmの鉄線を20mm間隔とした。CFCRC造及びCCFRC造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%とした。更に、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を0.25%混入した。一方、CFSRC造のシェル面内配筋は ϕ 1.2mmの鉄線を20mm間隔で単配筋とした。炭素繊維シートは一層の平織りを採用した。シートは17 μ mの束を織り込んであり、その厚さは0.19mmである。このシートを直交二方向、即ちシェルの母線方向と円弧方向となる様、エポキシ樹脂でコンクリート面に接着した。Fig.2は、シェル中央部に集中荷重が作用した場合に、引張応力度が卓越する領域を選定し比較検討を行うためのシート貼り付け位置を選定したものである。即ち、FT12及びRT12は、シェル表面縁梁近接領域であり、FB11とRB11は、シェ

ル中央部下面部分領域である。ここで、貼り付け部分領域は、合計でシェル面の1/4領域となるように設定を行った。なお、FNNNとRNNNは共に、シート補強無しのタイプである。また、Table 1の補強領域の座標値は以下により定めた。まず、シェル面中央に原点を持ち、母線方向(x)と指導線方向(y)を+1から-1まで無次元化したデカルト座標を設定した。次に、xとy各方向の各全長の1/4から構成される補強領域ユニットを定義した。全補強領域は、4枚の補強領域ユニットから構成した。このユニットの中央点の座標を同表に、2/4、1/4等と記した。荷重載荷は油圧式のロードセルを用いて、接地面積1963.5mm²(直径50mm)の鉛直方向集中荷重とし、シェル面中央部が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部4点ピン支持とした。また、Table 1には各実験供試体の文字構成、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求めたものである。Table 2-4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。なお、本研究で使用した炭素繊維シートの厚さは0.19mmであり、シェルの設計板厚(T_D)に対する繊維シート厚(T_C)の比を、シート板厚比 $R_C(=T_C/T_D)$ と定義すると、 R_C は2.38%(=0.19mm/8mm)程度となる。また、本研究の鉄筋コンクリートシェル鉄筋比(S)は、0.707%(設計シェル板厚8mmで直径1.2mm ϕ の20mm間隔、単配筋)であり、この鉄筋比(S)に対するシート板厚比(R_C)を複合補強パラメータ $R_S(=R_C/S)$ と定義すると、本研究のシート補強領域において、 R_S は3.37(=2.38%/0.707%)程度となる。鉄筋比と繊維シート量の相互関係が、シェルの耐力に及ぼす影響に関して、破壊実験を含めた今後の詳細な資料の蓄積が望まれる。

Fig.1 Loading System and Boundary Condition.

CCFRC	FT12	FB11	FNNN
CFSRC	RT12	RB11	RNNN

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]	
	[1]	[2]	[3] [4]		Young 's Modulus : E [GPa]	Ultimate Compressive Strength : F _c [MPa]	Ultimate Tensile Strength : F _t [MPa]	Poisson 's Ratio : ν	Average	Standard Deviation
	Material Properties	Reinforced Surface	Reinforced Region							
			x	y						
FNNN	F: Carbon Fiber Chip Reinforced Concrete	N : None	—	—	26.6	69.2	7.16	0.234	9.37	2.19
FT12			± 1/4	± 2/4	22.8	65.7	7.05	0.250	9.65	1.90
FB11		T : Top	± 1/4	± 1/4	27.8	78.3	6.52	0.232	9.23	2.29
RNNN			—	—	26.1	67.4	3.62	0.195	11.6	2.23
RT12	R Reinforced Concrete	B : Bottom	± 1/4	± 2/4	22.8	65.7	3.75	0.250	11.8	2.62
RB11			± 1/4	± 1/4	22.8	65.7	3.75	0.250	9.33	2.49

Table 2 Material Properties of Steel Bar.

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

Table 3 Material Properties of Carbon Fiber Sheet.

Type	Texture	Fiber Diameter	Tensile Strength	Tensile Elasticity Modulus	Elongation	Density	Specific Gravity	Weight
		[μ m]	[GPa]	[GPa]	[%]	[N/mm ³]		[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 4 Material Properties of Carbon Fiber Chip.

Type	Fiber Length (mm)	Fiber Diameter (μ m)	Tensile Strength (GPa)	Tensile Elasticity Modulus (GPa)	Elongation (%)	Density (N/mm ³)	Specific Gravity
K661	18.0	17.0	1.77	180	1.00	1.90×10^{-5}	1.90

3. 数値解析の概要

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幾何学的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、ドラッカー・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。なお、これらの引張剛性に関する応力度歪み度曲線を Fig. 3(a) に示した。更に Fig. 3(b) に、文献 10) と同様に、引張剛性パラメータ (α) と終局引張歪み (ϵ_m) の変動に伴う終局耐力図を、FNNN において示した。同図は、上述のコンクリート終局引張強度の 8 割の応力度を歪みに反比例させた計算結果が、破壊実験の耐力を若干下回り、安全側の対応を示している。鉄筋の応力-歪関係には、バイリニア型 (Bilinear) を適用した。

3. 2 計算の概要

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。

3. 3 炭素繊維シートのモデル化

Fig.3 Tension Stiffening.

炭素繊維シート補強の数値モデルの設定は下記の通りである。シートは直交二方向、即ちシェルの母線方向と円弧方向に、それぞれ伸び剛性を有し、その面内せん断剛性は期待できない。樹脂を接着した炭素繊維シートの基礎的な数値モデル作成において、面内せん断剛性を考慮した場合を板剛性モデル (Plate Stiffness Model) として、また面内せん断剛性を無視した直行二方向の直応力のみで抵抗する場合を、直剛性モデル (Normal Stiffness Model) として定義した。繊維方向となるシェルの母線と指導線に平行な方向の引張及び圧縮強度は炭素繊維シートに対応する強度とそれぞれ一致させた。更に、シートのヤング係数は、コンクリートの 3 倍程度が示されているが、接着剤を含んだシートのヤング係数に関する十分な資料が得られないため、本研究では、シートのヤング係数の下限値として、コンクリートのヤング係数と同一にした場合の (Table 5 の Concrete) と、その上限値としてシートのヤング係数と同一にした場合 (Table 5 の Sheet) の 2 種を設定した。また、ポアソン比は、上記のコンクリートと設定した場合には、コンクリートと同程度に仮定し、シートと設定した場合には、膜構造の資料の一例を参照して¹¹⁾、0.4 を採用した。以上を纏めて Table 5 に示した。同表の PSCC は、板剛性、シートの引張と圧縮強度、及びコンクリートのヤング係数とポアソン比に仮定した。PSSS は、板剛性、シートの引張と圧縮強度、及びシートのヤング係数とポアソン比に仮定した。NSC は、直剛性、シートの引張と圧縮強度、及びコンクリートのヤング係数に仮定した。NSS は、直剛性、シートの引張と圧縮強度、及びシートのヤング係数に仮定した。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. 4 に示した。さらに、RB11 及び FB11 の終局耐力誤差比

Table 5 Numerical Model for Carbon Fiber Sheet.

Model	Stiffness	Tensile Strength	Young's Modulus	Poisson's Ratio
PSCC	Plate	Sheet	Concrete	Concrete
PSSS	Plate	Sheet	Sheet	Sheet
NSC	Normal	Sheet	Concrete	—
NSS	Normal	Sheet	Sheet	—

Note) Plate: Plate Stiffness, Normal: Normal Stiffness,
 Sheet Tensile Strength : 1.12GPa, Sheet Young's Modulus : 71.6GPa,
 Sheet Poisson's Ratio : 0.4

Fig.4 Cracking Pattern (Bottom Surface of B11).

Fig.5 Error Ratio (R_{err}) of Ultimate Strength.

(R_{err}) を Fig. 5(a-b) に示した。ここで、終局耐力誤差比 (R_{err}) は、数値解 (P_{num}) と実験値 (P_{exp}) を用いて、次式により定義した。

$$R_{err} = [P_{num} - P_{exp}] / P_{exp} \quad (1)$$

最初に、Fig. 4 のひび割れ形態より、RB11 に関しては、タイプ NSS 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 NSS において、大幅なひび割れ低減が示されている。

次に、Fig. 5 に示した終局耐力誤差比 (R_{err}) において、FB11 に関しては個別板厚モデル及び平均板厚モデル共に NSS 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、RB11 に関しては PSSS の平均板厚モデルを除くと、タイプ NSS 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。

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ると、タイプ NSS 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 NSS 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. 6 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. 6 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 及び y 軸を設定し、この座標系で補強領域の中心位置を

Fig.6 Reinforced Region with Carbon Fiber Sheets.

Table 6 Model Name.

Model Name	Materials	Reinforced Surface	Reinforced Region	
			x ₁	y ₁
F(R)T13	F: Fiber Chip 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	R: Reinforced Concrete	B: Bottom	± 1/4	± 3/4
F(R)B12			± 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	—	—

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. 7 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_{sht}) を示している。ここで、シート補強終局耐力比 (R_{sht}) は、シート有無の各耐力 (P_{nnn} , P_{sht}) を用いて、次式により定義した。

$$R_{sht} = [P_{sht} - P_{nnn}] / P_{nnn} \quad (2)$$

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の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、若干のシェルの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、シート補強効果が期待される補強領域 11 及び補強領域 12 を対象として実験及び数値解析を行った。

4. 結果及び考察

4. 1 シェルの耐力

破壊実験による耐力に対して、数値計算による耐力から破壊実験による耐力を差し引いた耐力誤差との比を求め、耐力誤差比として、Fig. 8 に示した。数値計算として、平均板厚及び個別板厚の両者を比較して示した。尚、実験の終局耐力は、同図の括弧内に示した通り、RNNN で 5.79kN, RT12 で 4.67kN, RB11 で 5.26kN, FNNN で 3.32kN, FT12 で 5.04kN, FB11 で 6.14kN が示された。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

Fig.7 Ultimate Strength Ratio (R_{sht}) by Sheets.

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

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た。一方、シート無しのモデル 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% 減が示された。これは、施工板厚分布が比較的均一であることに起因しているものと思われる。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_{sht}) 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_{sht}) 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。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) に対する各対応シート補強モデルの値を

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

Table 7 Strength Ratio Adjusted by Shell Thickness.

Strength	E00	S00	TG1	TL1	E10	EG1	EG1 ²	EG1 ³	EL1	EL1 ²	EL1 ³
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

示している。同表の E00 は、破壊実験の終局耐力を基に、シート無補強タイプの耐力に対する各シート補強タイプの耐力の耐力比を示している。同様に、S00 は、設定板厚 (8mm) 及び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。E00 の値は、供試体の板厚が均一で、設計板厚に近ければ、S00 の耐力比と対応してくると予想され、これにより実験と数値計算の耐力の整合性が確認できる根拠となり得ると考えられる。その整合比を E10 として掲載した。即ち、E10 は、上記 S00 に対する比率として求めた耐力整合比である。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り、TL1 は、集中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。これらによる実験耐力の線形・二次・三次補正を求め、上記 S00 との各整合比を、シェル全面の平均板厚に関して $EG1, EG1^2, EG1^3$, 載荷点直下近傍の平均板厚に関して $EL1, EL1^2, EL1^3$ 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。

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

上記のシェルの耐力において、シェルの伸び剛性が卓越している場合は線形補正、曲げ剛性が卓越している場合は 3 次補正、両者が共に卓越している場合は 2 次補正が、それぞれ有効であると考えられる。なお、板厚計測結果の一例として FNNN を Fig. 10 に示した。同図の影付き領域は、載荷点に隣接した限定領域内の板厚を示す。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 $EG1, EG1^2$ 及び $EG1^3$ 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、EL1、

11.5	11.9	12.5	11.9	12.1	13.1	11.6	13.0	11.8	12.0	13.3	13.3	13.3	13.7	13.8	12.2	8.2
8.1	9.0	9.8	9.1	9.4	11.5	10.7	9.6	8.8	10.6	10.4	8.0	9.0	8.3	6.8	5.8	7.8
7.6	7.7	9.4	9.4	8.3	9.8	8.6	9.5	10.5	12.6	12.5	13.7	13.5	11.0	10.9	13.3	8.0
10.7	10.6	10.5	8.2	8.6	7.8	9.6	11.1	10.4	10.0	11.4	12.2	14.6	12.3	10.3	7.9	10.2
7.0	10.5	9.4	9.0	9.2	11.2	8.6	11.4	11.5	10.9	10.1	12.6	12.2	12.4	12.6	11.7	10.1
9.1	8.3	10.1	10.3	12.8	14.5	12.2	13.0	10.5	14.6	13.0	12.8	13.5	13.9	13.9	13.5	11.4
8.1	11.1	10.5	10.4	12.3	13.8	14.3	14.2	13.1	14.0	13.5	11.7	14.4	14.3	14.3	11.7	12.2
7.9	13.2	13.2	12.6	13.5	12.9	12.8	15.2	14.4	14.8	13.0	11.1	11.9	13.0	14.4	12.7	9.7
9.5	11.8	14.1	11.8	12.8	12.2	12.5	15.1	13.7	13.8	12.9	12.0	11.3	11.1	11.5	11.1	9.4
10.5	13.4	13.2	12.4	14.1	13.5	12.4	13.5	15.3	15.4	15.7	14.4	13.4	12.8	11.3	11.5	9.0
10.4	13.6	13.5	15.8	13.2	12.1	13.4	13.7	14.3	16.1	15.7	14.1	12.8	12.1	13.7	14.5	10.8
10.4	12.8	10.7	14.2	15.5	15.4	15.6	14.7	14.1	16.6	8.1	13.4	13.6	13.5	13.6	13.4	10.6
9.9	7.9	10.1	12.8	14.0	14.8	13.3	15.0	15.0	14.9	13.7	12.0	12.1	8.1	13.1	14.8	10.6
8.5	9.5	13.9	12.5	12.4	11.0	13.9	14.0	12.0	14.3	12.9	11.8	12.4	14.1	12.2	12.7	11.5
10.6	11.0	11.0	11.2	11.9	11.5	13.2	12.8	10.8	12.3	13.0	12.8	12.1	11.8	10.0	15.1	10.8
8.2	8.6	9.0	7.6	7.7	9.1	9.0	8.4	9.6	7.3	10.0	11.8	12.9	11.1	10.1	9.0	7.5
7.6	7.9	6.8	9.2	8.8	9.2	9.2	10.7	12.7	10.6	10.1	9.3	8.4	10.0	9.2	7.0	9.9

Fig.10 Actual Thickness at FNNN.

[Unit:mm]

EL1² 及び EL1³ 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 EL1² 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、CFCRC 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比を考慮すると、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. 11 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 (b) の実験値は、機械式ダイヤルゲージとマグネットスタンドの取り付け部ネジの不具合により剛性が低く評価されている。同計算値は、同図 (a) より低い耐力を示しており、これは RNNN の平均

Fig.11 Displacement vs. Load Curve.

板厚が RB11 より厚いことに起因していると考えられる。同図よりシート補強の無い RNNN 及び FNNN の実験結果に対して、個別板厚モデルは、平均板厚モデルと同等またはそれ以上の良い対応を示している。しかし、シート補強を行った場合に、上述の理由で RB11 は実験値との直接の比較が困難であるが、FB11 は、初期剛性において、個別板厚モデルと比較して、平均板厚モデルが多少良い対応を示している。

今回の破壊実験から、鉄筋コンクリート造に関しては、シート補強のタイプ RB11 の変形が把握できていないこと及びシート無しのタイプ RNNN の板厚が厚いこと等より、明確な特徴は確認できないが、炭素短繊維コンクリート造の FNNN と複合炭素繊維補強コンクリート造の FB11 との比較において、明確に弾性範囲の増大と変形能力の増大が確認される。

4. 4 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範囲の相違がシェルの破壊形態に及ぼす影響に関して検討を行った。Fig. 12 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 造の実験及び個別板厚モデルの数値計算に於いては、シート補強を載荷点から離して設置した場合の 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。平均板厚モデルにおいては、終局耐力が実験及び個別板厚モデルの結果より増大し、終局状態のひび割れ減少は確認されない。

CFSRC 造及び RC 造に於いては、CCFRC 造及び CFCRC 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、載荷点直下の炭素繊維シート補強は、シェルの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、数値解析によるシート補強効果と対応した整合性のあるシェルの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。更に、今回の炭素短繊維補強コンクリート造と複合炭素繊維補強コンクリート造の荷重変位曲線から、シート補強による弾性範囲及び変形能力の増大が確認された。

(5) 数値解析に於いてシートをモデル化するためには、本論で定

義した、面内せん断剛性を考慮しない直剛性タイプで引張及び圧縮強度並びに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。

コンクリート表面へのシート貼り付け補強により、力の流れのメ

カニズムとしては、シェル面のコンクリート引張強度が強化され、初ひび割れ荷重の上昇、即ち弾性域の上昇をもたらし、結果としてひび割れ抑止と終局耐力の上昇効果がもたらされる。これらの傾向は、複合炭素繊維補強コンクリート造の荷重変位曲線、破壊実験のひび割れ形態、並びに破壊実験及び数値解析の終局耐力より確認されている。今後、繊維シート貼り付け面の規模や鉄筋比を変化させた破壊実験並びにより詳細な数値モデルの構築等により、更に精密な効果が抽出できるものと期待される。その応用として、損傷を受けたシェルの修復や脆性的な破壊の防止、よりシェル面の均質な補強等への発展が期待される。

謝辞

本研究の一部は、文部科学省平成15年度科学研究費補助金（基盤研究(c)(2)）（課題番号:15560498, 代表:真下和彦）によるもので、深謝致します。本研究の資料作成にご協力いただきました須永耕平・熊本千大両氏に厚くお礼申し上げます。

参考文献

- 1) 加藤 渉, 倉田 博, 細谷隆二, 榎並 昭, 西村敏雄: シャーレン(曲板)屋根の終局荷重設計法に関する実験的研究(その4), 日本建築学会論文集, 第54号, 頁329~332, 1956.9
- 2) 坪井善勝, 青木 繁, 酒井 康, 川口 衛: 水平力を受ける円筒殻の実験的研究, 日本建築学会論文報告集, 第54号, 頁345~348, 1956.9
- 3) エドゥアルド・トロハ, 川口衛 監修・解説: エドゥアルド・トロハの構造デザイン, IASS2001組織委員会 訳, 相模書房, 2002.9

4) 國枝治郎, 加藤史郎, 高山誠, 半谷裕彦, 真下和彦, 皆川洋一, 山田聖志: 「鉄筋コンクリートシェル耐荷力実験資料集」, 日本建築学会, 連続体構造小委員会, 1993.3

5) 皆川洋一: 裾梁を有する直交異方性円筒シェル屋根の解析解と静的挙動, 日本建築学会構造論文報告集, 第463号, 頁75~84, 1994.9

6) Scordelis, A.: Nonlinear Material, Geometrical and Time-Dependent Analysis of Reinforced and Prestressed Concrete Shells, Proc. IASS, Madrid, pp.57-70, 1989.9

7) 高山 誠, 中村博志, 加藤史郎: 形状初期不整を有する鉄筋コンクリート円筒シェルの破壊性状と最大耐力に関する実験と数値解析の比較, 日本建築学会構造系論文報告集, 第429号, 頁111~124, 1991.11

8) J. G. Teng and L. Lam, Compressive Behavior of Carbon Fiber Reinforced Polymer-Confined Concrete in Elliptic Columns, J of Structural Engineering, ASCE, pp.1535-1543, 2002.12

9) 真下和彦, 小林 剛: 点荷重を受ける開口部付き炭素短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539号, 頁79-86, 2001.1

10) 石井良和, 真下和彦, 永井啓二, 「線荷重を受けるCFRC円筒殻の耐力(その1.)破壊実験」, 日本建築学会大会梗概集, 頁851~852, 1998.9

11) 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, 膜構造協会, pp.69-105, 1990.12

(2004年9月8日原稿受理, 2005年3月7日採用決定)