

衝撃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

真下和彦^{*1}・源一臣^{*2}・佐藤由教^{*3}・
熊田陽志^{*3}・鈴木悠子^{*3}

Ultimate Strength of Carbon Fiber Chip Reinforced Concrete Cylindrical Shells with Openings under Impact Line Load

by

Kazuhiko MASHITA, Kazuomi MINAMOTO, Yoshinori SATO,
Takashi KUMADA, Yuko SUZUKI

(Received on Aug. 20, 2001, accepted on Nov. 21, 2001)

Abstract

The main purpose of this paper is to investigate both experimentally and theoretically, the strength of carbon fiber chip reinforced concrete circular cylindrical shells with openings under impact line load.

Recently in our highly developed and complicated society, it is favorable that not only standard static load but also impact load for shell and spatial structures might be taken into account as the design load, because these shell structures could provide for large capacity of audience and sometimes refuge shelter from a natural disaster.

Although the features on carbon fiber chip reinforced concrete shell could show the highly isotropy and homogeneity in mechanical behavior and smooth adaptability to curved surfaces in construction, the strength on a shell with edge beams and openings under impact load could be hardly estimated.

In this paper the effect of edge members and openings on shell strength under impact line load was investigated. The experimental study was conducted on small-scaled carbon fiber chip reinforced and standard steel reinforced concrete shell specimens. The theoretical study was conducted using the nonlinear transient dynamic finite element analysis. The strength and failure patterns of a shell with edge beams and openings under impact line load were discussed based on the results of the experiments and numerical analysis.

Keywords: Concrete Shell, Carbon Fiber Chip, Impact Line Load

1. まえがき

本論文の主目的は、衝撃線荷重を受ける開口部付炭素短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検討することである。近年、高度に発展し複雑化した社会の中で、シェル構造物は大容量の観客を収容し、自然災害の避難施設としても有用であるため、シェル空間構造に於いて通常の静荷重ばかりでなく衝撃荷重も設計荷重として考慮していくことが好ましい。炭素短繊維補強コンクリート造シェルの特徴として、力学的挙動に於ける高度の等方性と同質性、並びに施工時の曲面に対する円滑な適応性等を指摘することができるが、縁梁及び開口部等の不連続境界が衝撃荷重時のシェル耐力に与える影響を推定することは明らかにされていない¹⁾。

本研究に於いて、衝撃線荷重時のシェル耐力に及ぼす縁梁と開口部の影響を検討した。実験的研究は、炭素短繊維補強及び通常の鉄筋補強のコンクリート造シェル供試体を用いて行った。

理論的研究は、非線形過渡動的有限要素解析を用いて行った。縁梁及び開口部付シェルの耐力及び破壊形態について、実験と数値解析の結果に基づき検討を加えた。

2. 実験概要

CFCRC 造開口部付円筒殻に衝撃線荷重が作用した場合に於いて、破壊形態及びシェル耐力を検討するため CFCRC 造実験供試体を 2 体作製した。また、比較のため RC 造実験供試体を 2 体作製した。更に既往の研究より RC 造 2 体(ROLC 及び ROPV)も検討に加えた²⁻³⁾。

実験供試体の寸法は Fig.1 に示す通り、水平投影面に於いて 1120mm × 1120mm(L1 × L3)の正方形、ライズ・スパン比(L2/L1)を 1/5、曲率半径 812mm、全開角 87.1°、設計シェル厚 8mm とした。尚、シェル境界は幅 40mm の縁梁及び縁アーチで補剛した。実験供試体は RC 造、CFCRC 造共に開口部無し供試体を 1 体、開口部付供試体を 1 体それぞれ作製した。ここで開口部付実験供試体の開口位置はシェル中心部より直線母線方向へそれぞれシェル幅の 1/4(280mm)を開口中心とし、開口半径はシェル

* 1 工学部建築学科 教授・工博

* 2 大成建設株式会社

* 3 工学研究科博士課程前期建築学専攻

衝撃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

スパンの 1/8(140mm)とした。RC 造実験供試体のシェル面内配筋は、直線母線方向及び円形指導線方向に 1.2mm の鉄筋を 20mm 間隔でそれぞれ単配筋するものとした。CFCRC 造実験供試体にはシェル面配筋を施さず、炭素短繊維(K661)をセメント重量比に対して 4%混入した。縁部材については、縁アーチせい 40mm 縁梁せい 20mm の形状を設定した。縁部材の主筋として、せいが 40mm の縁部材は 4-D3、せいが 20mm の縁部材は 2-D3 とした。あばら筋としては、0.85mm のなまし鉄線を使用し、20mm 間隔で配筋した。尚、縁部材せい 20mm の単配筋はシェルの縁梁効果が殆ど期待できない場合を想定して設定したものである。実験供試体の支持方法については、縁アーチ両端に於いて水平スラストを拘束する隅角部 4 点ピン支持とした。この水平方向の拘束は反力フレームと実験供試体隅角部支持点との間に 20mm のナットをあてがい、更に鋼板数枚とシリン

ダアタッチメントを介して実験供試体の並進運動を拘束させた。荷重装置図を Fig.2 に示す。衝撃荷重は組合せ鋼製円盤(総重量 166.6N)を高さ 1000mm から自由落下させ、線荷重アタッチメントを介し、荷重を行った。

Table 1 に各供試体モデル名及びコンクリートの材料定数並びにシェル板厚比、シェル厚の標準偏差を示した。同表のモデル名は 4 文字で構成している。第 1 文字目は構成材料を、第 2 文字目は開口部の有無を、第 3 文字目は荷重状態を、第 4 文字目は縁部材タイプをそれぞれ表している。同表シェル板厚比は、破壊実験終了後に無開口モデルで 289 点、開口モデルで 343 点の板厚を実測し、その平均値(T)を求め、設計シェル厚($T_0=8\text{mm}$)で除した値(T/T_0)である。

また、Table 2 及び Table 3 には炭素短繊維及び鉄筋の材料定数を示した。

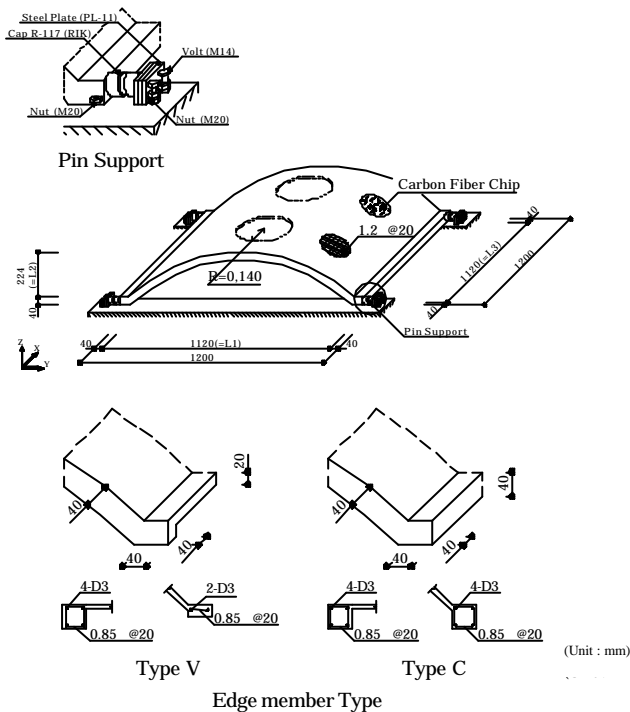
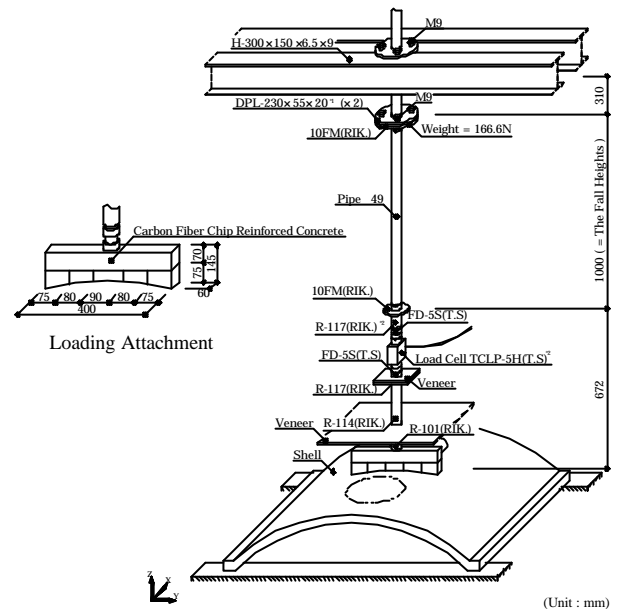


Fig.1 Shell Model.



Note : (*1)DPR-R₁ × R₂ × T₁, where DPL is a steel disk and R₁, R₂ and T₁ are the outer radius, the inner radius and the thickness, respectively. (*2)T.S : Manufactured by Tokyo Sokki Laboratory. RIK : Manufactured by Riken.

Fig.2 Impact Loading System.

Table 1 Shell Specimen and Material Properties of Concrete.

Model	Label = [1]-[2]-[3]-[4]				Material Properties of Plain Concrete and CFCRC One				Thickness Ratio (T/T ₀ , T ₀ =8mm)	Standard Deviation (mm)
	[1] Material	[2] Radius of Opening	[3] Loading Type	[4] Edge Beam Depth (mm)	Young's Modulus (GPa)	Ultimate Compressive Strength : F _c (MPa)	Ultimate Tensile Strength : F _t (MPa)	Poisson's Ratio		
RCLV	RC	Closed	Line Load	20(V)	33.39	66.65	4.13	0.236	1.09	1.42
ROLV	RC	Opened	Line Load	20(V)	31.64	62.07	3.48	0.225	1.16	1.45
ROLC	RC	Opened	Line Load	40(C)	23.95	51.61	3.78	0.227	1.30	1.38
ROPV	RC	Opened	Point Load	20(V)	23.98	55.57	3.03	0.241	1.39	1.49
FCLV	CFCRC	Closed	Line Load	20(V)	31.85	65.43	5.41	0.240	1.07	1.60
FOLV	CFCRC	Opened	Line Load	20(V)	31.03	68.28	5.74	0.235	1.01	1.43

Table 2 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	18.0	17.0	1.77	180	1.00	1.86 × 10 ³	1.90

Table 3 Material Properties of Steel.

Steel Bar Diameter (mm)	Young's Modulus (GPa)	Yield Strength (MPa)	Ultimate Tensile Strength (MPa)
0.85	186	162	250
1.2	235	364	468
D3	198	334	487

3. 非線形数値解析概要

3.1 非線形有限要素解析

円筒殻に衝撃荷重が線荷重として作用した場合に於いて、動的な非線形特性を検証するため有限要素解析を行った。

非線形動的有限要素法に於いて、ニューマーク(Newmark)の法を用いて解析を行った。尚、法に於いて $\alpha=0.25$, $\beta=0.50$ を採用した。

シェルモデル化に於いては、20 節点アイソパラメトリック立体要素を使用し、薄肉シェルに対応させるため、最適積分法を適用して剛性評価を行った。鉄筋のモデル化に於いては、1 軸方向の剛性のみを有する等価板厚の鋼層としてモデル化を行い、コンクリート要素に付加して計算した。尚、鉄筋の応力・歪関係はバイリニア型(Bilinear)を採用した。

コンクリートの材料非線形モデル化に於いては、以下の仮定を行なった。

圧縮挙動に於いて、弾・粘塑性のモデル化に降伏面 F_0 と強度限界面 F_f の仮定を用いた。2 軸応力状態についてはクーパー(Kupfer)の実験結果を考慮した。尚、コンクリートの終局圧縮歪は 0.003 とした。

$$F_0(\underline{s}, \underline{s}_0) = 0.1775I_1 + \sqrt{0.0315I_1^2 + 4.065I_2} - s_0 = 0$$

$$F_f(\underline{s}, \underline{s}_f) = 0.1775I_1 + \sqrt{0.0315I_1^2 + 4.065I_2} - s_f = 0$$

ここで I_1 は第 1 応力不変量、 I_2 は第 2 応力不変量である。また、 s_0 は降伏応力度、 s_f は破壊応力度である。

引張挙動に於いては、引張剛性は e 関数で表示し、以下の式より求めた。

$$\underline{s} = E_0 \underline{e} \quad (\underline{s} \leq f'_t) \quad \underline{s} = E_0 \underline{e}_0 e^{-(e-e_0)/a} \quad (\underline{s} > f'_t)$$

ここで E_0 は弾性ヤング係数、 e_0 はひび割れ歪、 a は軟化定数、 f'_t はひび割れ域の引張歪である。軟化定数 a は以下の式より求めた。

$$a = G_f / l_c E_0 e_0$$

$$l_c = (dV)^{1/3}$$

ここで G_f は破壊エネルギー、 l_c はひび割れ判定に於けるサンプリング点の特定値、 dV はサンプリング点により表されるコンクリート容積である。尚、破壊エネルギー G_f は RC では 100N/m を、CFCRC では 200N/m を採用した。これは、CFCRC 材料の引張剛性増大効果を考慮しての採用である。

3.2 計算概要

前述の破壊実験と対応した実験対応数値解析を行った。構成材料諸元については、各解析モデルそれぞれ対応した実験供試体の材料諸元を採用した。

最初に個別板厚数値解析(Discrete Model)では、破壊実験終了後に無開口モデルで 289 点、開口モデルで 343 点の板厚を測定し、その中から無開口モデルで 225 点、開口モデルで 271 点の板厚を節点毎に対応させ、解析に反映させた。尚、個別板厚数値解析に反映されていない点、即ち要素分割に反映されていない点、例えば無開口モデルで 64(289-225)点は平均板厚、低減板厚、最小板厚の各数値解析に於いて反映させている。

次に、破壊実験終了後に測定した板厚から平均板厚及び低減板厚並びに最小板厚を求め、これらを均一の板厚として解析を行った。また、全測定点の相加平均値を板厚として採用した平均板厚解析(Average Model)、平均板厚から標準偏差を低減した低減板厚解析(Reduced Model)、全測定点の最小値を採用した最

小板厚解析(Minimum Model)の均一板厚解析ではシェルのモデル化に於いて、対称性を考慮し 1/4 部分を対象とした解析を行った。

動的な非線形応答計算に於いては時刻歴応答解析を行い、1step 0.0005 秒の時間刻みで、100step まで応答計算を行った。尚、ひび割れ形態の入力荷重に関しては、各モデルそれぞれ対応した破壊実験最大応答荷重値をヘビサイト関数により与えた。破壊実験では、荷重応答形態は三角形荷重であるが、本研究では 4 種の数値解析に於いて破壊到達時間を厳密に比較するため、あえてヘビサイト関数を使用した。

4. 実験及び解析結果

本研究では破壊実験及び動的な非線形数値解析により、主としてひび割れ形態と耐力に関する検討を行った。

最初に、ひび割れ形態を Fig.3 に示した。同図は破壊実験及び数値解析により得られたひび割れ形態をシェル表面、裏面についてそれぞれ掲載したものである。尚、平均板厚及び低減板厚並びに最小板厚の均一板厚解析に於いては、対称性を考慮し、1/4 部分を掲載した。まず構成材料による比較を行うと、破壊実験より得られたひび割れ図に於いて、全体的に RC 造では表面に載荷点周辺から多数のひび割れが確認され、それらはシェル面全体へと進展している。特に開口部付の供試体(ROLV)に於いてその傾向が強く認められる。しかし、裏面に関しては表面と比較すると、シェル面のひび割れ量は極端に減少され、シェル面のひび割れ量が少ないのに比べ縁部材にはひび割れ発生が確認された。続いて CFCRC 造では RC 造程、ひび割れ範囲が広範囲には至らず、縁部材へと続く直線的なひび割れ形態が特徴的で、ひび割れ量についても少なくなっている事が確認できる。

続いて開口部による比較を行うと、破壊実験より得られたひび割れ図に於いて、RC 造、CFCRC 造共通して開口部付供試体では、二つの開口部より縁アーチ方向へ延びる直線的なひび割れが特徴的である。また、CFCRC 造では、開口部無し供試体(FCLV)よりも開口部付供試体(FOLV)に於いて、載荷点周辺に陥没破壊が明確に認められる。

Fig.3 に掲載した供試体は、縁アーチせいと比較して縁梁せいを低減させた供試体だが、破壊実験で得られたひび割れ図では全供試体に於いてせいを低減させた縁梁自身のひび割れを確認した。それに対し、縁アーチのひび割れは RCLV 及び ROLV 並びに FOLV に於いては確認できるが、FCLV に於いては確認されず、ひび割れが縁アーチとシェルの境界で止まっている事が確認できる。

次に破壊実験より得られたひび割れ図と各数値解析モデルより得られた結果との比較、検討を行う。比較的板厚変動の大きい FCLV に於いて、板厚分布図及び破壊実験ひび割れ図を比較すると、板厚の比較的薄い方向へひび割れが進展しており、板厚変動がシェルの破壊形態に及ぼす影響が確認された。また、破壊実験ひび割れ図と個別板厚数値解析によるひび割れ図を比較すると、シェル右方向及び右上方向へ延びるひび割れに於いて比較的良い対応が確認された。また、板厚変動の小さい RCLV についても同様の検討を行うと、破壊実験ではひび割れ判定と比較して圧縮降伏及び破壊を確認することが比較的困難であるが、数値解析では容易に判定できる。従って、数値解析に於け

衝撃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

るシェル中央部圧壊の周囲にひび割れ発生が確認できる点に於いて、破壊実験に於ける楕円状のひび割れ発生との良い対応が確認された。

次に板厚変動を除去し、シェル板厚を一定に設定した平均板厚解析及び低減板厚解析並びに最小板厚解析の比較検討を行うと、開口部の有無によるひび割れ形態の影響が確認された。均一板厚解析の開口部付モデル(ROLV 及び FOLV)のひび割れ形態を検討すると、シェル面全体にひび割れが及んでいるのに対し、開口部と縁アーチに挟まれる領域にはひび割れが極端に少なくなっている。これは衝撃荷重の影響が、載荷点を挟む形で配置されている二つの開口部により遮断された為と考えられる。しかし、破壊実験ひび割れ図及び個別板厚解析ひび割れ図に於いてはこの領域のひび割れが確認でき、この領域に於いても板厚の変動がひび割れ形態に影響を与えることが確認された。

Fig.4 には数値解析より得た耐力グラフを示した。尚、線荷重密度が一定の等分布荷重とした。同図(a)は個別板厚解析, (b)は平均板厚解析, (c)は低減板厚解析, (d)は最小板厚解析の各モデルに於ける初ひび割れ荷重とその到達時間, 終局荷重とその到達時間を示した。尚, 同図(b), (c)及び(d)は Fig.3 のひび割れ図同様, 均一板厚解析による結果を掲載した。

最初にそれぞれのグラフに於いて開口部の有無による比較を行う。まず, RC 造の終局荷重に於いて, ROLV と RCLV の比較を行うと, (a)個別板厚解析では 20% (1.6 : 2.0), (b)平均板厚解析では 25% (1.2 : 1.6), (c)低減板厚解析では 21% (1.1 : 1.4),

(d)最小板厚解析では 25% (0.9 : 1.2)の耐力減少がそれぞれ確認された。続いて CFCRC 造に於いても同様に FOLV と FCLV の比較を行うと, (a)個別板厚解析では 21%(2.2 : 2.8), (b)平均板厚解析では 15%(1.7 : 2.0), (c)低減板厚解析では 21%(1.5 : 1.9), (d)最小板厚解析では 28%(1.3 : 1.8)の耐力減少がそれぞれ確認された。以上より開口部設置により RC 造に於いて 20%~25%, CFCRC 造に於いて 15%~28%の終局耐力減少が確認された。

次に, 各グラフに於いて縁梁せいの相違による比較を ROLV と ROLC を対象として行う。終局荷重に於いて, (a)個別板厚解析では 27%(1.6 : 2.2), (b)平均板厚解析では 40%(1.2 : 2.0), (c)低減板厚解析では 35%(1.1 : 1.7), (d)最小板厚解析では 31%(0.9 : 1.3)の耐力減少がそれぞれ確認された。従って縁梁のせいを低減させることにより, 終局耐力に於いて 27%~40%の耐力減少を確認した。

以上より 本研究に於いて開口部と縁梁の影響を比較すると, 開口部の設置よりも縁梁せいを低減させたモデルに於いて耐力減少率が大きいことが認められた。

続いて点荷重と線荷重による荷重形態が耐力に及ぼす検討を行う。各グラフ ROPV と ROLV に於いて終局荷重を対象として行う。(a)個別板厚解析では 25%(1.2 : 1.6), (b)平均板厚解析では 8%(1.1 : 1.2), (c)低減板厚解析では 9%(1.0 : 1.1), (d)最小板厚解析では 11%(0.8 : 0.9)の耐力減少がそれぞれ示された。以上より点荷重では線荷重に対し, 8%~25%の終局耐力減少がそれぞれ確認された。また, この減少率は均一板厚解析に於いては

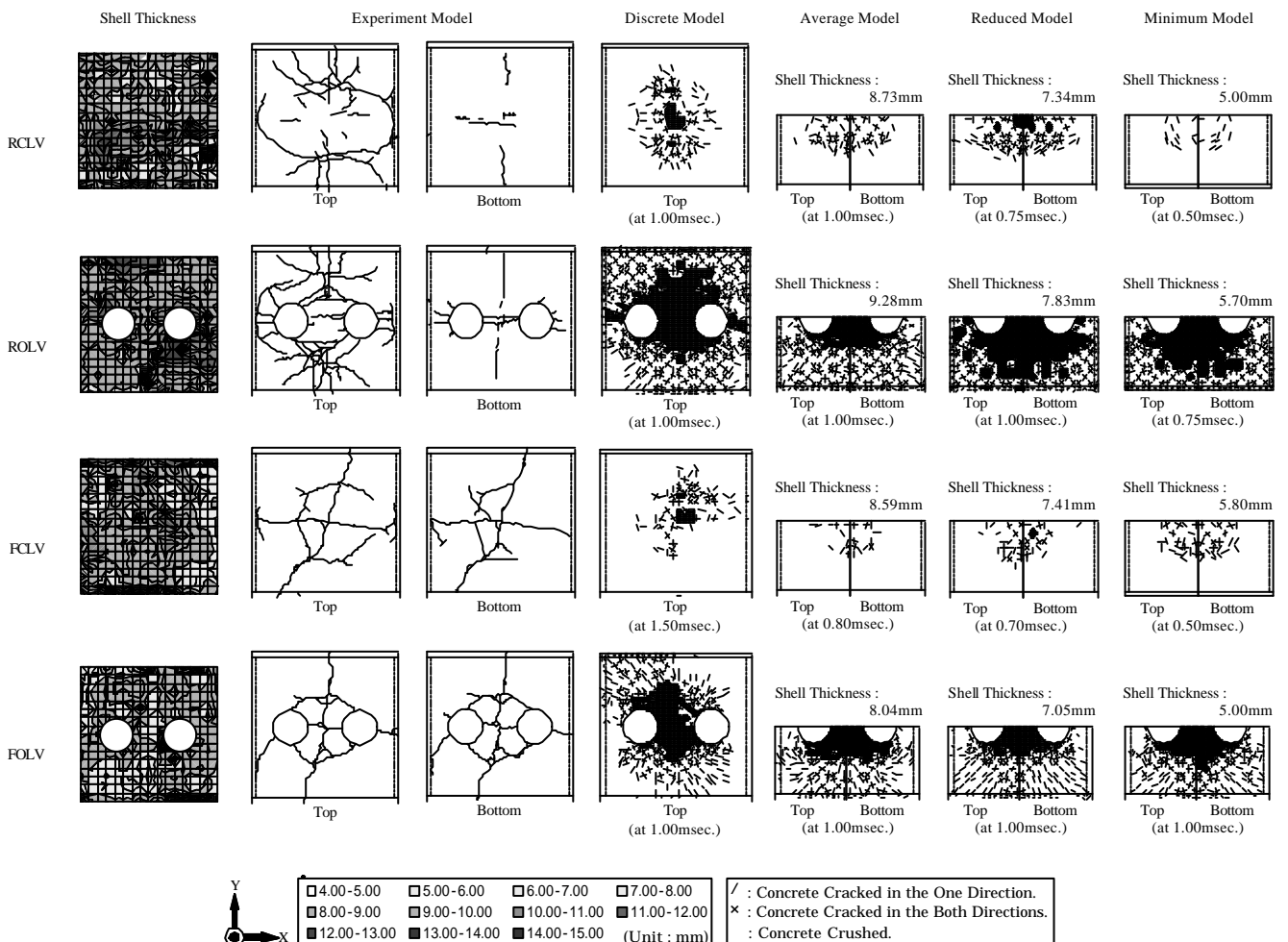


Fig.3 Cracking Pattern.

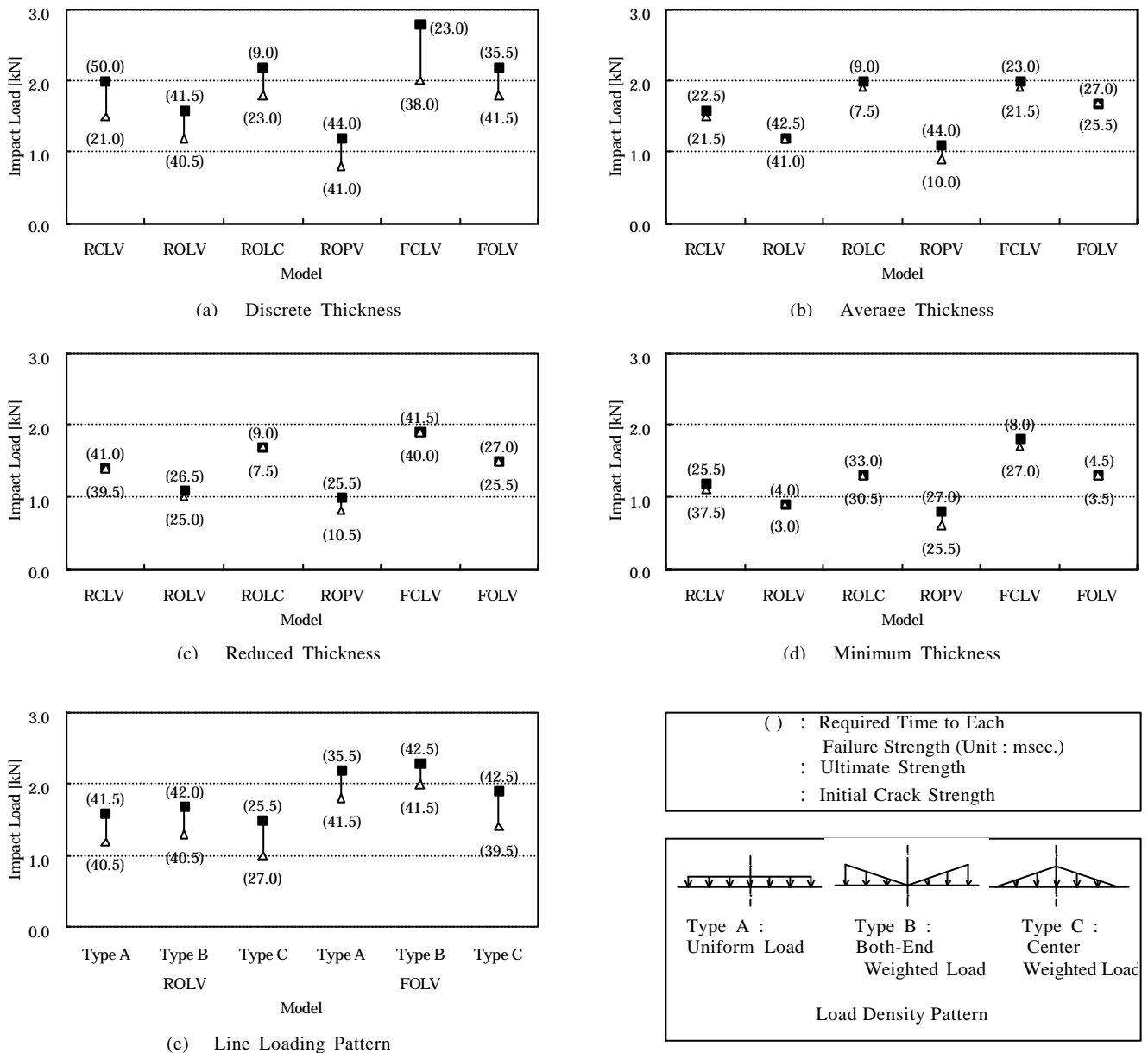


Fig.4 Initial Crack Strength and Ultimate Strength.

10%前後の少ない減少率であったが、個別板厚解析では25%の耐力減少が認められ、特に板厚変動の影響を受けることが考えられる。

次に構成材料による比較をFCLVとRCLV及びFOLVとROLVの終局荷重を対象として行う。開口部無しモデルに於いて(a)個別板厚解析では40%(2.8 : 2.0), (b)平均板厚解析では25%(2.0 : 1.6), (c)低減板厚解析では36%(1.9 : 1.4), (d)最小板厚解析50%(1.8 : 1.2)の耐力増加をそれぞれ確認した。次に開口部付モデルに於いて(a)個別板厚解析では38%(2.2 : 1.6), (b)平均板厚解析では42%(1.7 : 1.2), (c)低減板厚解析では36%(1.5 : 1.1), (d)最小板厚解析では44%(1.3 : 0.9)の耐力増加をそれぞれ確認した。以上よりFCRC造はRC造に比べ25%~50%の終局耐力増加を確認した。

最後に板厚の変化による解析種類別の比較を行う。各モデルの初ひび割れ耐力比(終局荷重値に対する初ひび割れ荷重値)を計算すると、(a)個別板厚解析では0.67~0.82の値を示すのに対

し、(b)平均板厚解析では0.82~1.00、(c)低減板厚解析では0.80~1.00、(d)最小板厚解析では0.75~1.00と均一板厚解析に於いては1.00に近い値を示し、初ひび割れ荷重と終局荷重の差が少ない事が確認できる。以上より板厚が均一な場合は個別板厚解析に比べ、脆性的な破壊を迎えることが予想される。

Fig.4 (e)には個別板厚解析ROLV及びFOLVのモデルに於いて、荷重密度形態を等分布型(Type A)及び両端集中型(Type B)並びに中央集中型(Type C)と変化させた耐力グラフを掲載した。ROLVの終局耐力に於いてType BとType A及びType CとType Aを比較すると、両端集中型では等分布型に比べ6%(1.7 : 1.6)耐力増加したのに対し、中央集中型では等分布型に比べ6%(1.5 : 1.6)耐力減少が確認された。同様にFOLVの終局耐力に於いては、両端集中型では等分布に比べ5%(2.3 : 2.2)耐力増加したのに対し、中央集中型では等分布に比べ14%(1.9 : 2.2)の耐力減少が認められた。

5. まとめ

衝撃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について、実験的及び理論的に検討を行った結果、以下の結論を得た。

(1) 破壊実験より得られたひび割れ図では、板厚分布図で板厚が比較的薄い方向へひび割れが進展していることが認められ、板厚変動がシェルの破壊形態に及ぼす影響が確認された。また、破壊実験及び各数値解析によるひび割れ形態の比較を行った結果、破壊実験と個別板厚数値解析の破壊形態に於いて良い対応が確認された。

(2) シェル板厚を変動させた各数値解析の終局耐力に於いて、開口部の有無による比較を行うと、開口部設置により15%～28%の耐力減少が確認された。また、縁梁せいの相違による比較を行うと、縁梁のせいを低減させることにより、27%～40%の耐力減少が確認された。以上より、本研究に於いては開口部の設置よりも縁梁せいを低減させたモデルに於いて終局耐力減少率が大きいことが認められた。

(3) 破壊実験終了後に測定した板厚を反映させた各数値解

析、即ち個別板厚数値解析、平均板厚数値解析、低減板厚数値解析及び最小板厚数値解析の初ひび割れ耐力比(終局荷重値に対する初ひび割れ荷重値)の比較を行うと、個別板厚数値解析では各モデルそれぞれ0.67～0.82の値を示すのに対し、残りの均一板厚数値解析では各モデルそれぞれ0.75～1.00と1.00に近い値を示し、初ひび割れ荷重と終局荷重の差が少ないことが認められた。以上より板厚が均一な場合は個別板厚数値解析に比べ、脆性的な破壊を迎えることが考えられる。

参考文献

- 1) 真下和彦, 源一臣, 佐藤由教, 東秀: 衝撃点荷重を受ける縁部材付き炭素短繊維補強コンクリート造円筒殻の耐力, 東海大学紀要工学部, (2000), Vol.40, No.2, pp55-59
- 2) 真下和彦, 永井啓二, 田中博己: 衝撃荷重を受ける開口部付き鉄筋コンクリート造円筒殻の耐力, 東海大学紀要工学部, (1999), Vol.39, No.1, pp125-130
- 3) 真下和彦, 永井啓二, 源一臣: 衝撃点荷重を受ける縁部材付き鉄筋コンクリート造円筒殻の耐力, 東海大学紀要工学部, (2000), Vol.40, No.1, pp71-76