

## (43) 津波漂流物の衝突を対象としたCFT部材の耐衝撃性能に関する実験的研究

財津 周平<sup>1</sup>・EFFENDI Mahmud Kori<sup>2</sup>  
河野 昭彦<sup>3</sup>・松尾 真太郎<sup>4</sup>・窪寺 弘顕<sup>5</sup>

<sup>1</sup>正会員 九州大学大学院人間環境学府・修士課程 (〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎6-10-1)  
E-mail: shuheizaitsu@yahoo.co.jp

<sup>2</sup>正会員 九州大学大学院人間環境学府・博士課程 (〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎6-10-1)  
E-mail: pak\_kori@yahoo.com

<sup>3</sup>正会員 九州大学大学院人間環境学府・教授 (〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎6-10-1)  
E-mail: kawano@arch.kyushu-u.ac.jp

<sup>4</sup>正会員 九州大学大学院人間環境学府・助教 (〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎6-10-1)  
E-mail: matsuo@arch.kyushu-u.ac.jp

<sup>5</sup>正会員 九州大学工学部・技術職員 (〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎6-10-1)  
E-mail: kubotera@arch.kyushu-u.ac.jp

大規模な津波で発生した漂流物は建築物に衝突し、致命的な損傷を与える衝撃荷重となる。コンクリート充填鋼管(CFT)は優れた耐衝撃性能を有する。筆者等は、角形・円形断面のCFTと中空鋼管の単純梁試験体に重錘を高さ2.5m(衝突速度7m/s)から落下させる衝撃試験を行った。津波漂流物の速度は津波の流速以下とする。中空鋼管は打撃部の局部変形が激しく、全体も大きく曲げ変形したが、CFTの局部変形は僅かで全体の残留変形も小さかった。試験体の荷重変形関係から推定した吸収エネルギーは、重錘の位置エネルギーと強い相関を示した。この場合、部材に吸収されるエネルギーは漂流物の運動エネルギーからエネルギーロス(振動、減衰、変換損失等)を除いたものであり、本論ではこの定量化を行った。

**Key Words :** *Tsunami Flotsam, Impact Loading Test, Absorbed energy, Concrete Filled Steel Tubular*

### 1. はじめに

2011年3月に発生した東北地方太平洋沖地震は、岩手県、宮城県、福島県、千葉県など東日本の太平洋沿岸の各県を中心に広い範囲にわたって地震動や津波によって甚大な人的、物的被害をもたらした。死者と行方不明者2万人近くの多くは津波の犠牲者である<sup>1,2)</sup>。今回の未曾有の大型津波を始めとして、近年だけでも甚大な被害をもたらす津波が断続的に発生している。内閣府は、2004年のスマトラ島沖地震に鑑みて2005年6月に「津波避難ビル等に係るガイドライン」<sup>3)</sup>を公表し、この避難方法を具体的に公表した。また、ガイドラインをベースに、東北地方太平洋沖地震の教訓を踏まえて、国土交通省は2011年11月に「東日本大震災における津波による建築物被害を踏まえた津波避難ビル等の構造上の要件に係る暫定指針」<sup>4)</sup>を公表した。暫定指針では、津波避難ビルの要件の解説<sup>5)</sup>が記されており、そこでは、避難

ビルは構造種別に関わらず、堅牢な建築物であるべきとし、設計例として鉄骨造では、10階建て事務所建築で浸水深が10mの場合は浸水部分の柱をCFTとしている。これはCFTの耐衝撃性能に期待した措置と考えられるが、定量的評価は行われていない。暫定指針より、津波波圧は概ね予測可能の段階と考えられる。一方、漂流物は、流速については浸水深によってほぼ推定できるものの、質量や衝突方向は確率的な問題を含んでいる。また、市中を走るバス、乗用車、あるいは津波に流される住宅等は、浸水域全域に散在するため漂流を食い止める手段がない。このため、避難ビルは少なくともこれらの衝突に対する設計を行う必要がある。しかし、漂流物が建物に衝突する場合の壁や柱の衝撃耐力が明らかにされていない。従って本研究では、津波漂流物を対象としたCFT部材の耐衝撃性能の解明および定量的評価法の開発を行うことを目的とする。本論文では、その基礎研究として重錘落下実験を実施、その後、報告する。

## 2. 実験計画

### (1) 津波漂流物の流速

巨大津波の道路橋に関する津波平均速度は $V_f=5\text{m/s}$ と考えてよいという報告がある<sup>5)</sup>。また、東北地方太平洋沖地震で宮城県名取川左岸地区のビデオから推計された津波流速は $7\text{m/s}$  ( $25\text{km/h}$ ) とする報告がある<sup>1)</sup>。陸上での津波流速の推定式として次式が提案されている<sup>6),7)</sup>。

$$u = 1.1\sqrt{gh_f} \quad (1)$$

$$u = 2.0\sqrt{gh_r} \quad (2)$$

ここで、

$u$ : 陸上津波流速

$g$ : 重力加速度

$h_f$ : 建物前部の浸水深、

$h_r$ : 建物後部の浸水深

本研究では津波流速は概ね $7\text{m/s}$  (この時、 $h_f=4.13\text{m}$ )とし、漂流物速度 $v$ も同じとする。そこで、重錘の落下によるポテンシャルエネルギーと漂流物の運動エネルギーを等価とすると、力学的エネルギー保存の法則より、

$$H = \frac{v^2}{2g} \quad (3)$$

ここで、

$v$ : 速度

$H$ : 重錘の落下高さ

(3)式より、 $v=7\text{m/s}$ のとき $H=2.5\text{m}$ となる。

### (2) 衝撃荷重の定義

衝突速度が $10\text{m/s}$ 以下の場合には低速衝撃問題と呼ばれるが、津波漂流物はこれに当たる。この場合、衝撃力作用時間は $10\sim 20\text{ms}$ 程度とされており、部材損傷の指標として力積は相応しくなく、入力エネルギーが適切と考えられる<sup>8)</sup>。そこで、ここでは、次のエネルギーの釣合いが成立するとする。

$$E_I = E_{OP} + E_E + E_{LP} + E_V + E_L \quad (4)$$

ここで、

$E_I$ : 衝撃荷重による入力エネルギー

$E_{OP}$ : 部材全体の塑性変形による吸収エネルギー

$E_E$ : 弾性ひずみエネルギー+弾性振動エネルギー

$E_{LP}$ : 衝撃荷重作用点の局部塑性変形吸収エネルギー

$E_V$ : 応力波伝播による減衰吸収エネルギー

$E_L$ : ポテンシャルエネルギーから入力エネルギーに変換するときに生じるエネルギーロス

低速衝撃の場合は $E_I$ は小さいと考えられ、さらにCFTの場合は $E_{LP}$ も小さいと考えられる。よって、実験により $E_I$ に対する $E_{OP}$ 、 $E_E$ の割合を明らかにする。中空鋼管の場合は $E_{LP}$ を調べるのが重要になる。

### (3) 試験体の概要

#### a) 試験体の機械的性質

試験体として使用した鋼管とコンクリートの機械的性質を表1に示す。円形鋼管も角形鋼管も全長 $1000\text{mm}$ 、外形は約 $100\text{mm}$ である。使用したコンクリートは圧縮強度 $60\text{N/mm}^2$ の高流動高強度コンクリートで打設から約4週間後に実験を行った。衝撃荷重載荷実験の実験変数は断面形状、充填コンクリートの有無、重錘落下高さで試験体数は6体である。併せて、静的荷重載荷実験も行った。実験変数は断面形状、充填コンクリートの有無で試験体数は4体である。実験変数を表2にまとめて示す。

表2 実験変数

名称	断面形状	種類	載荷方法	落下高さ $H(\text{m})$	重錘質量 $M(\text{kg})$		
Cf1	円形	充填鋼管	衝撃	1.00	95.9		
				1.75			
				2.50			
Cf2		充填鋼管	衝撃	2.50	95.9		
Cf3				静的			
Cv4	中空鋼管	衝撃	1.00	95.9			
Cv5			静的				
Sf1	角形	充填鋼管	衝撃	1.00	95.9		
Sf2				衝撃		1.75	95.9
						2.50	
Sf3		充填鋼管	静的				
Sv4				中空鋼管	衝撃	1.00	95.9
						1.25	
	2.50						
Sv5	中空鋼管	静的					

表1 使用鋼材の機械的性質

断面形状	鋼管									コンクリート 圧縮強度 $F_c(\text{N/mm}^2)$
	材質	板厚 $t(\text{mm})$	幅(径) $D(\text{mm})$	幅(径) 厚比 $D/t$	断面積 $A(\text{cm}^2)$	塑性 断面係数 $Z_p(\text{cm}^3)$	降伏 応力 $\sigma_y$ ( $\text{N/mm}^2$ )	降伏 ひずみ $\varepsilon_y(\%)$	ヤング 係数 $E$ ( $\text{N/mm}^2$ )	
円形	STK400	2.97	101.7	34.2	9.21	29.0	450	0.414	$1.85 \times 10^5$	73.8
角形	STKR400	2.97	100.3	33.8	11.56	42.2	415	0.429	$1.99 \times 10^5$	

b) 終局耐力

静的試験体における終局モーメントの理論値は図1に示すような応力分布に基づく。この断面は圧縮外縁から距離 $x_n$ に中立軸を持つ。計算手順は以下のとおりである。中立軸の位置は軸力の合計がゼロの位置を設定し、終局モーメントを計算することによって得られる<sup>9)</sup>。

$$N_u = {}_c N_u + {}_s N_u = 0 \quad (5)$$

$$M_u = {}_c M_u + {}_s M_u \quad (6)$$

●円形CFT：

充填コンクリート部分の終局耐力

$${}_c N_u = (\theta_n - \sin \theta_n \cos \theta_n) \cdot \frac{{}_c D^2 \cdot {}_c \sigma_{cB}}{4} \quad (7)$$

$${}_c M_u = \sin^3 \theta_n \cdot \frac{{}_c D^3 \cdot {}_c \sigma_{cB}}{12} \quad (8)$$

$${}_c \sigma_{cB} = {}_c r_u \cdot F_c + \frac{1.56t \cdot {}_s \sigma_y}{D - 2t} \quad (9)$$

鋼管部分の終局耐力

$${}_s N_u = \{\beta_1 \theta_n + \beta_2 (\theta_n - \pi)\} \left(1 - \frac{{}_s t}{D}\right) \cdot D \cdot {}_s t \cdot {}_s \sigma_y \quad (10)$$

$${}_s M_u = (\beta_1 + \beta_2) \sin \theta_n \frac{\left(1 - \frac{{}_s t}{D}\right)^2}{2} \cdot D^2 \cdot {}_s t \cdot {}_s \sigma_y \quad (11)$$

$$x_{n1} = \frac{x_n}{{}_c D} \quad (12)$$

$$\theta_n = \cos^{-1}(1 - 2x_{n1}) \quad (13)$$

$$\beta_1 = 0.89, \beta_2 = 1.08 \quad (14)$$

●角形CFT：

充填コンクリート部分の終局耐力

$${}_c N_u = x_{n1} \cdot {}_c D^2 \cdot {}_c r_u \cdot F_c \quad (15)$$

$${}_c M_u = \frac{1}{2} (1 - x_{n1}) x_{n1} \cdot {}_c D^3 \cdot {}_c r_u \cdot F_c \quad (16)$$

鋼管部分の終局耐力

$${}_s N_u = 2(2x_{n1} - 1) \cdot {}_c D \cdot {}_s t \cdot {}_s \sigma_y \quad (17)$$

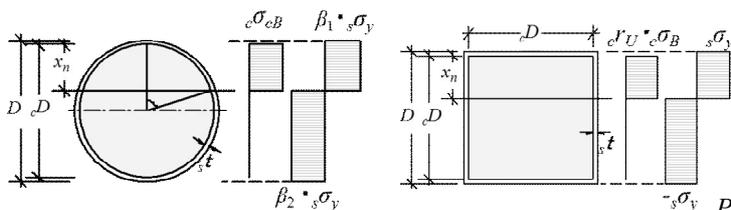


図1 断面の応力分布図

$${}_s M_u = \left[ \left[1 - \frac{{}_s t}{D}\right] D^2 + 2[1 - x_{n1}] x_{n1} \cdot {}_c D \right] {}_s t \cdot {}_s \sigma_y \quad (18)$$

ここで、

$N_u$ ：終局軸力

$M_u$ ：終局曲げモーメント

${}_c N_u$ ：コンクリートの終局軸力

${}_s N_u$ ：鋼管の終局軸力

${}_c M_u$ ：コンクリート終局曲げモーメント

${}_s M_u$ ：鋼の終局曲げモーメント

$D$ ：幅または鋼管断面の直径

${}_c r_u$ ：コンクリート強度の低減係数(=1.0とする)

${}_c D$ ：コンクリート断面の幅又は直径

$t$ ：鋼管の厚さ

$x_n$ ：中立軸の位置パラメータ、

${}_s \sigma_y$ ：鋼管の降伏応力、

$\sigma_{cB}$ ：拘束コンクリートの圧縮強度

$F_c$ ：充填コンクリートの設計基準強度

以下に中空鋼管の終局曲げモーメントを示す。

$$M_u = M_p = {}_s \sigma_y \cdot Z_p \quad (19)$$

ここで、

$Z_p$ ：塑性断面係数

表3に各試験体の全塑性モーメント $M_u$ を示す。

3. 静的実験概要

(1) 実験装置

衝撃荷重載荷実験と同様に試験体の両端をピンローラーで支持し、スパン $L$ は900mmである。また、加力点の先端は衝撃実験と同様のものを使用する。横力は能力50t試験機によって一方向加力を行う。また、試験機のヘッドの移動量を50mm差動式変位計で測定した。図2に静的載荷試験の写真を示す。

表3  $M_u$ と5%変形時のエネルギー

	円形		角形	
	充填	中空	充填	中空
$M_u$ (kNm)	17.4	14.0	22.0	18.7
$\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	450	450	415	415
$P_u$ (kN)	77.3	62.0	97.6	83.0
$E_{op(5\%)}$ (joule)	3480	2790	4392	3734
$M$ (kg)	141.9	113.8	179.2	152.3

$P_u$ ：終局耐力  $M$ ：必要重錘質量

$E_{OP}$ ：残留変形がスパンの5%となる時のエネルギー

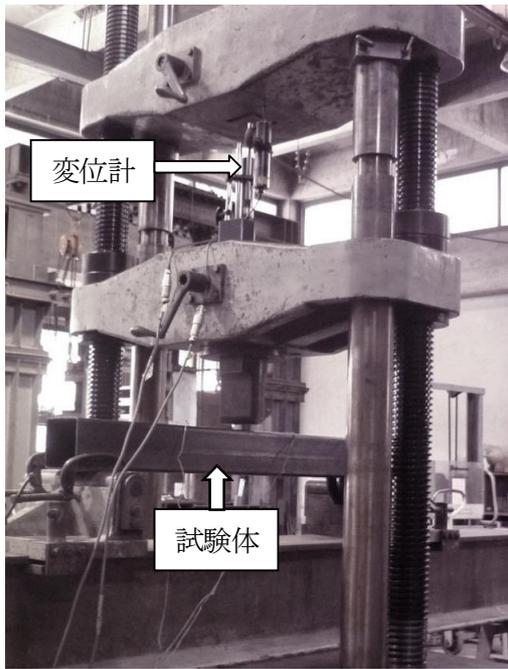


図2 静的载荷実験

	円形	角形
CFT		
中空鋼管		
	Cf3	Sf3
	Cv5	Sv5

図3 静的载荷後

## (2) 実験結果

### a) 塑性変形と局所崩壊

試験体の終局破壊は局所変形破壊と全体曲げ破壊である。図3に示されるように充填コンクリートは試験体の局所変形を大きく低減させる。

### b) 荷重-変形関係

静的载荷試験の荷重と変形の関係を図4に示す。図4(a)に円形CFT(Cf3)と円形中空鋼管(Cv5)、図4(b)に角形CFT(Sf3)、角形中空鋼管(Sv5)の結果を示す。図4(a)、(b)より、円形CFTと円形中空鋼管は角形CFTと角形中空鋼管に比べて最大耐力付近で大きな変形が生じる。

各試験体の初期剛性を  $K$  とした時の  $K/3$  を接線の傾きとする接点を降伏点、 $K/6$  を接線の傾きとする接点を終局点とする。この結果は後述する表4に示す。

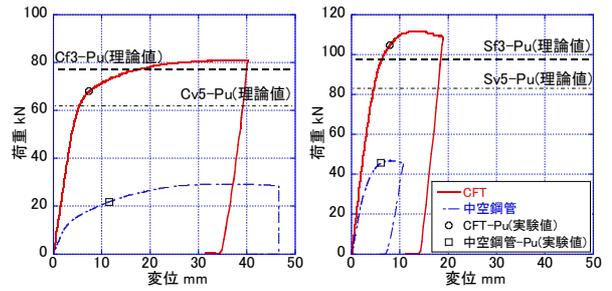


図4 荷重-変形関係

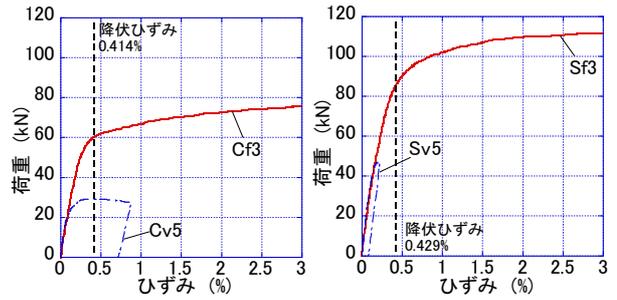


図5 荷重-ひずみ関係

### c) 荷重-歪関係

図5(a)に円形断面、(b)角形断面の荷重と中央の引張側のひずみの関係を示している。円形鋼管の降伏ひずみは  $\epsilon_y = 4140 \times 10^{-6}$  で、Cf3は60.2kN、Cv5は29.2kN時に達した。角形鋼管の降伏ひずみは  $\epsilon_y = 4290 \times 10^{-6}$  で、Sf3は86.1kN時に達し、Sv5は降伏ひずみには到らなかった。降伏後、崩壊するまでに残留強度があると考えられることができる。図5(b)より、Sv5の引張ひずみが降伏ひずみに到らなかったのは、試験体が静的载荷点で局所的に変形したためと考えられる。

## 4. 衝撃実験概要

### (1) 実験装置

CFTまたは中空鋼管の試験体に重錘を落下させる衝撃実験を行う。実験装置を図6に示す。試験体の両端はピンローラーで支持し、支点が自由に回転できる支柱の先端に取り付けた重錘を試験体中央に落下させる。重錘の落下高さは衝突時速度が津波漂流物の平均速度程度(7m/s)となる場合を基準高さ(2.5m)とする。加力の一つの試験体に対して落下高さを基準高さまで数段階に分けて上げ、各段階で重錘を落下し、衝撃時応答(中央たわみ、支点反力、各部の歪等)や残留たわみ、損傷を調査する。このほか最初から基準高さから落下させる実験も行う。载荷中の支点反力を計測するために200kN、500kNロー

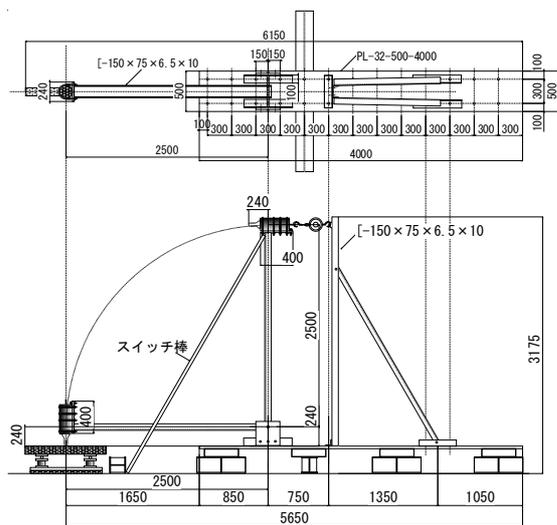


図6 衝撃実験装置

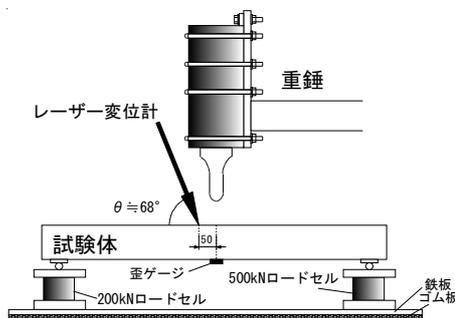


図7 重錘接触点の詳細

ドセルをスパン $L=900\text{mm}$ となるように設置した。歪ゲージは各試験体に3つ添付した。載荷点から $D(=100\text{mm})$ 離れた両側の点と載荷点の真裏の点である。また、中央のたわみを計測するためにレーザー変位計を使用した。試験体と重錘の接触点付近の詳細図を図7に示す。衝撃荷重が試験体に入力される時間は極僅かであり、この短時間内の入力荷重、変位量、歪の値を測定するためにデータのサンプリング間隔が $1/20000\text{sec}$ の動歪計を使用した。落下物の質量は、重錘の質量に支柱鉄骨の半分の質量を加えた $95.9\text{kg}$ とする。また、重量増加に伴う損傷程度を調査するために $184.5\text{kg}$ の重錘も使用する。

## (2) 試験体の崩壊に要するエネルギー

試験体の崩壊は中央残留たわみが特定の値を超えたときと定義する。その値はここではスパン長さ $L$ の5%とする。この場合、弾性変形と減衰に起因するエネルギーは小さく、試験体の塑性変形による吸収エネルギーが大半である。次に、全体の崩壊に要する吸収エネルギー $E_{op}$ は以下のように定義される。

$$E_{OP(5\%)} = P_p (0.05L) \quad (20)$$

ここで、試験体のスパン $L=900\text{mm}$ で、塑性崩壊荷重

重錘	95.9kg	184.5kg
Cf2		
Cv4		
Sf2		
Sv4		

図8 衝撃載荷後(落下高さ $H=2.5\text{m}$ )

$P_p$ は部材の $M_p$ によって式(21)で計算される。

$$P_p = 4M_p / L \quad (21)$$

部材破壊のために必要な落下錘の質量 $M$ は、式(22)によって計算される。その結果は表3に示している。

$$M \cong E_{OP(5\%)} / gH \quad (22)$$

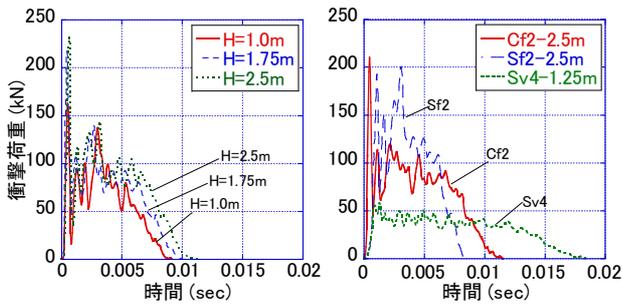
## (3) 実験結果

### a) 崩壊モード

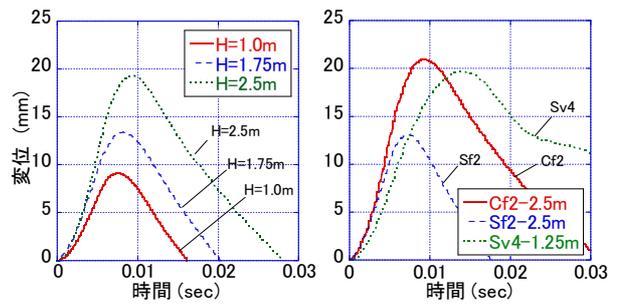
全体崩壊が発生する前に衝撃荷重の載荷点付近で試験体すべてが崩壊した。円形と角形の両方の鋼管断面における充填コンクリートの効果が大幅に局部崩壊に対する抵抗を強化した。図8より中空鋼管とCFTの局部崩壊の違いが明確に現れている。

### b) 衝撃荷重の時刻歴応答

図9は、(a)円形CFT(Cf1)の落下高さの違いによる衝撃荷重の時刻歴応答、(b)円形CFT(Cf2)、角形中空鋼管(Sv4)と角形CFT(Sf2)の衝撃荷重の時刻歴応答を示している。ここで、円形中空鋼管はデータ取得に失敗した。衝撃荷重は、両端支持の反力を合計している。中空鋼管の衝撃荷重作用時間はCFTの試験体よりも長くなっている。これらの計測データは、載荷条件、支持条件、試験体の構造的特徴等が影響していると考えられる。したがって、絶対的な評価について議論することはできないが、CFTの試験体が中空鋼管よりも衝撃荷重に対して高い抵抗力をもつことは確かである。



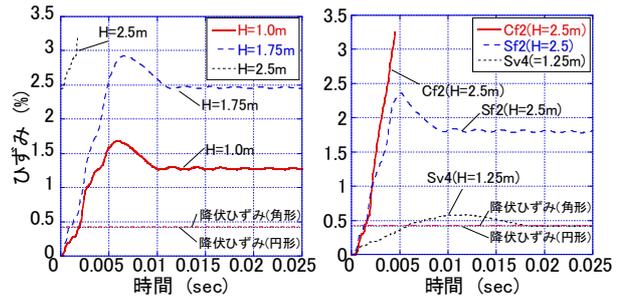
(a)落下高さ比較 Cf1 (b)断面比較 Cf2,Sf2,Sv4  
図9 衝撃荷重の時刻歴応答



(a)落下高さ比較 Cf1 (b)断面比較 Cf2,Sf2,Sv4  
図10 中央たわみの時刻歴応答

表4 実験値と理論値の  $M_p$  比較

	実験値		理論値	
	$P_u$ (kN)	$eM_u$ (kNm)	$t M_u$ (kNm)	$eM_u/t M_u$
Cf3	67.8	15.3	17.4	0.88
Cv5	21.8	4.9	14.0	0.35
Sf3	104.8	23.6	22.0	1.07
Sv5	45.6	10.3	18.7	0.55



(a)落下高さ比較 Cf1 (b)断面比較 Cf2,Sf2,Sv4  
図11 中央断面曲げひずみの時刻歴応答

### c) 中央たわみの時刻歴応答

図10は、レーザー変位計によって得られた試験体中央のたわみを示している。充填コンクリートの影響で曲げ強度が増加し、局部変形が低下するため、角形中空鋼管(Sv4-1.25m)のたわみは角形 CFT(Sf2-2.5m)に比べて小さくなっている。衝撃荷重の終わりの時間と中央部のたわみが最大のときの時間に若干の差がある。一因として計測装置のタイムラグが考えられる。

### d) 中央断面引張側の曲げ歪の時刻歴応答

試験体中央断面引張側の曲げ歪に関して、Cf1-2.5m, Cf2 はデータレコーダーの範囲を超えたため3%を超えた以降は計測できなかった。Sf2, Sv4-1.25mの最大永久歪は1.8%, 0.42%であり降伏歪の値を超えている。この試験での試験体はすべて降伏した。また、Sv4-1.25mの歪の値がCFTより小さいのは接触部分で局所崩壊が発生したからである。図11に曲げ歪の時刻歴を示す。

## 5. 考察

### (1) 静的実験での終局耐力

静的実験による終局曲げモーメント(実験値)と理論値を比較すると、CFTに関しては、円形は過大評価、角形は過小評価ではあるが、10%程度の差であった。中空鋼管に関しては、全体変形に局部変形も含まれており、局部変形によって断面耐力は発揮されず、終局曲げモーメントの実験値が断面剛の仮定の理論値を大きく下回った。

### (2) 耐衝撃性能評価

部材の耐衝撃性能指標としてエネルギー吸収率を用いる。この衝撃荷重実験の場合では、入力エネルギーに対する吸収エネルギー(部材の変形に要するエネルギー)の比となる。

#### a) 入力エネルギー

入力エネルギー  $E_I$  を算出するにあたって、単純なポテンシャルエネルギー  $E_I'$  と回転慣性を考慮した回転の運動エネルギー  $E_I''$  の2通りを考える。重錘を支える鉄骨支柱の質量が大きいため単純なポテンシャルエネルギー  $E_I'$  を算出する際に鉄骨支柱の質量を考慮する必要がある。そこで簡易的に鉄骨支柱の半分の質量が重錘に加算されると仮定する。そこで、この仮定の精度を検証するために、重錘と鉄骨支柱の質量と重心を求めたうえで、回転慣性を考慮した回転の運動エネルギー  $E_I''$  と比較する。結果を表5にまとめる。

$$E_I' = MgH = (m_1 + \alpha \cdot m_2)gH \quad (23)$$

ここで、

$m_1$ : 重錘部分のみの質量

$m_2$ : 鉄骨支柱の質量

$\alpha$ : 落下重錘の質量に加算する鉄骨支柱の割合(=0.5)

$g$ : 重力加速度

$H$ : 重錘落下高さ(重錘の位置を基準)

$$E_I'' = \frac{1}{2} I \omega^2 \quad (24)$$

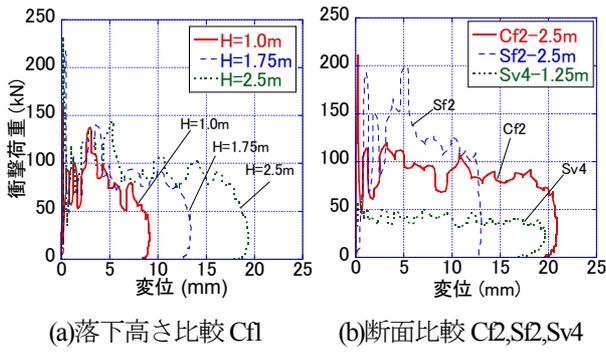


図 12 荷重-変形関係

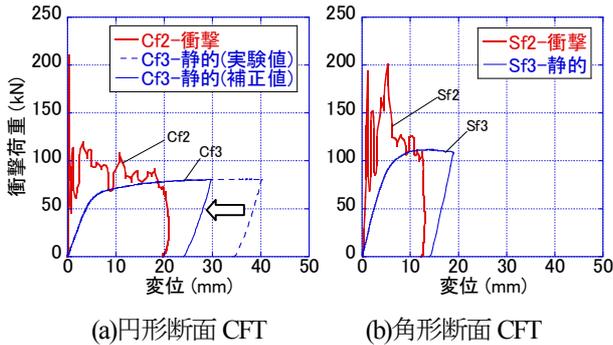


図 13 衝撃と静的の比較(荷重-変形関係)

$$I = I_{mass} + I_{member} \quad (25)$$

$$I_{mass} = \frac{1}{2} m_1 L^2 \quad (26)$$

$$I_{member} = \int_0^L m' y^2 dy = \frac{1}{3} m' L^3 = \frac{1}{3} m_2 L^2 \quad (27)$$

$$\omega = \sqrt{Mgh/I} \quad (28)$$

ここで、

$I$  : 慣性モーメント(kg・m<sup>2</sup>)

$\omega$  : 回転角速度(1/sec)

$I_{mass}$  : 質点の慣性モーメント

$I_{member}$  : 部材の慣性モーメント

$m'$  : 部材の単位長さあたりの質量(=18.6kg/m)

$M$  : 重錘と鉄骨支柱の合計質量

$h$  : 重錘と鉄骨支柱を合成した重心位置の高さ

### b) 吸収エネルギー

ここで、吸収エネルギーとは近似的に  $E_E + E_{OP} + E_{LP}$  である。吸収エネルギー量は荷重-変形曲線の値を積分することで求められる。ここでは、図 12 は、衝撃荷重と中央たわみの関係を示す。落下高さが高いほど、衝撃荷重と変形量は大きくなる。吸収エネルギー量は落下高さの増加に伴って増加する。図 12(a)は、Cf1 の落下高さの比較を示す。落下高さが増加すればより大きなエネルギーを吸収する。図 12(b)は、角形中空鋼管 Sv4 と角形・円形 CFT 部材の衝撃応答の比較を示す。衝撃荷重に対し

表 5 エネルギー吸収率

名称	落下高さ $H$ (m)	重錘質量 $M$ (kg)	ポテンシャルエネルギー $E_I'$ (kJ)	回転の運動エネルギー $E_I''$ (kJ)	吸収エネルギー $E_{OP} + E_E + E_{LP}$ (kJ)	エネルギー吸収率 $\frac{E_I'}{E_I' + E_I''}$ (%)	エネルギー吸収率 $\frac{E_{OP} + E_E + E_{LP}}{E_I' + E_I''}$ (%)
Cf1	1.00	95.9	0.94	0.90	0.70	74.1	77.2
	1.75	95.9	1.65	1.58	1.16	70.3	73.2
	2.50	95.9	2.35	2.26	1.77	75.3	78.4
Cf2	1.00	95.9	2.35	2.26	1.82	77.3	80.5
	2.50	184.5	4.52	4.47	No data		
Cv4	1.00	95.9	0.94	0.90	No data		
	2.50	95.9	2.35	2.26	No data		
Sf1	1.00	95.9	0.94	0.90	No data		
	1.75	95.9	1.65	1.58	No data		
	2.50	95.9	2.35	2.26	No data		
Sf2	2.50	95.9	2.35	2.26	1.56	66.5	69.2
	2.50	184.5	4.52	4.47	No data		
Sv4	1.00	95.9	0.94	0.90	0.52	55.6	57.9
	1.25	95.9	1.18	1.13	0.76	64.7	67.4
	2.50	95.9	2.35	2.26	No data		

表 6 衝撃と静的の比較

		吸収エネルギー $E_I$ (kJ)	最大変形 $\delta_{max}$ (mm)	残留変形 $\delta$ (mm)	衝撃最大荷重 $P_{max}$ (kN)	静的塑性崩壊荷重 $P_u$ (kN)	動的増幅率 $P_{max}/P_u$
衝撃	Cf2	1.8	20.9	15.7	210.3	-	3.1
静的	Cf3 実験値	2.7	40.2	34.4	-	67.8	
	Cf3 補正值	1.8	29.7	23.9	-		
衝撃	Sf2	1.6	13.1	8.1	200.4	-	1.9
静的	Sf3	1.5	19.0	13.9	-	104.8	
衝撃	Sv4	0.5	19.7	14.6	58.7	-	1.3
静的	Sv5	0.3	10.7	7.1	-	45.6	

て充填コンクリートの影響は明らかである。充填コンクリートの影響で衝撃荷重は上昇する。

### c) エネルギー吸収率

表 5 より、円形 CFT のエネルギー吸収率は入力エネルギーの違いに関わりなく 70-80%程度である。Cf1 では落下高さを変数として 3 度衝撃実験を行ったが吸収率は一定であり、残留変形が徐々に増加していった。円形中空鋼管 Cv4 のデータ取得ができなかったため CFT と中空鋼管の比較をすることができない。

角形については CFT と中空鋼管は同程度の吸収率 (65-70%程度)を示した。Sv4 の落下高さ 1.0m の時の吸収率が他と比較して低いのは、入力エネルギーが一撃目で局部変形エネルギーに大きく割かれ、2 撃目で全体の塑性変形エネルギーに割かれたものと考えられる。局部変形の影響によって角形中空鋼管(Sv4)は他の CFT より吸収エネルギーが小さい。

### (3) 衝撃載荷と静的載荷の応答の比較

衝撃載荷と静的載荷の荷重-変形関係を図 13 に示す。津波漂流物の衝撃荷重による負荷応答は動的増幅率を考慮するべきである。この実験による増幅率は静的載荷による塑性崩壊荷重  $P_p$  に対する衝撃実験による最大衝撃荷重  $P_{max}$  の比と定義する。動的増幅率は表 6 より断面形

状、充填コンクリートの有無で異なった値となる。また、CFT について衝撃載荷と静的載荷の吸収エネルギーが同程度の時の変形量を比較する。角形 CFT は吸収エネルギーは同程度であるが、円形 CFT は静的載荷による荷重変形曲線を補正して吸収エネルギーを同程度に合わせた。その時の最大変形、残留変形ともに静的載荷の方が大きい。よって、同程度のエネルギーを吸収する場合、載荷速度の影響が大きく作用すると考えられる。

## 6. 結論

本稿では、円形と角形断面の CFT 鋼管・中空鋼管の津波漂流物に対する静的及び衝撃荷重下の挙動を実験的に調査した。

- 1) 静的載荷実験において、中空鋼管は、衝突点で大きく局所変形し崩壊した。CFT の試験体は局所変形は小さく、充填コンクリートが大幅に局所変形を抑制し抵抗力を上げた。
- 2) 衝撃載荷実験においても、充填コンクリートが大幅に局所変形を抑制し抵抗力を上げた。
- 3) 衝撃載荷実験において、落下高さの違いによらず衝撃荷重の応答形状、最大衝撃力到達時間は一致する。しかし、最大衝撃力、衝撃継続時間は落下高さが高くなるほど大きくなる。
- 4) 衝撃載荷実験において、角形断面 CFT と角形断面中空鋼管の最大衝撃力到達時間は一致した。角形断面 CFT よりも円形断面 CFT の方が最大衝撃力到達時間が早かった。また、CFT よりも中空鋼管の方が衝撃継続時間が

大きかった。

- 5) 本論は津波漂流物の衝撃荷重に対するコンクリート充填鋼管部材の構造的挙動に関する実験的研究のための基礎となる。

**謝辞：**実験を行うにあたり、九州大学の河野研究室の学生諸氏にご協力を頂いた。ここに記して謝意を表する。

## 参考文献

- 1) 国土交通省国土技術政策総合研究所独立行政法人建築研究所：平成 23 年東北地方太平洋沖地震調査研究（速報），建築研究資料 No. 132, 2011 年 5 月。
- 2) 日本建築学会：2011 年東北地方太平洋沖地震災害調査速報，2011 年 7 月。
- 3) 内閣府：津波避難ビル等に係るガイドライン，2005 年 6 月。
- 4) 国土交通省：東日本大震災における津波による建築物被害を踏まえた津波避難ビル等の構造上の要件に係る暫定指針，2011 年 11 月。
- 5) 新道路技術会議：国土交通省道路局，国土技術政策総合研究所，道路政策の質の向上に資する技術研究開発成果報告レポート No. 19-2 「津波による道路構造物の被害予測とその軽減策に関する研究」，2010 年 6 月。
- 6) 松富英夫，飯塚秀則：津波の陸上流速とその簡易推定法，海岸工学論文集，第 45 巻，pp. 361-365, 1998 年。
- 7) 飯塚秀則，松富英夫：津波氾濫流の被害想定，海岸工学論文集，第 47 巻，土木学会，pp. 381-385, 2000 年。
- 8) 岸徳光，三上浩，松岡健一，安藤智啓：静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の耐衝撃設計法に関する一提案，土木学会論文集，No. 647/1-51, pp. 177-190, 2000 年 4 月。
- 9) 日本建築学会：コンクリート充填鋼管構造設計施工指針 2008 年。

## An Experimental Study on the Impact Resistant Capacity of Concrete Filled Steel Tubular Members under Tsunami Flotsam Impact

Shuhei ZAITSU, EFFENDI Mahmud Kori,  
Akihiko KAWANO, Shintaro MATSUO, and Hiroaki KUBOTERA

Flotsams in extraordinary Tsunami may cause serious damage on buildings by the way of impact loads. The concrete filled steel tube (CFT) member are expected to have excellent impact-resistant performances so that the structure composed of CFT member could survive well the collision of Tsunami flotsams. Therefore, the authors performed an impact loading test in which the lump of steel weight is dropped down to a specimen of simply-supported CFT beam. The weight height is set as 2.5m which corresponds to the flotsam average velocity. Absorbed energy of a CFT member specimen obtained from the impact load and deformation relation in the test showed a strong correlation with the potential energy of the weight.