

# 超高強度繊維補強コンクリートを用いた複層立体トラスの開発

# DEVELOPMENT OF DOUBLE LAYER SPACE TRUSS WITH ULTRA HIGH STRENGTH FIBER REINFORCED CONCRETE

長谷川嘉子 —\* 1      金久保利之 —\* 2  
飯干福馬 —\* 3      白井一義 —\* 4  
米丸啓介 —\* 5

Yoshiko HASEGAWA — \* 1      Toshiyuki KANAKUBO — \* 2  
Fukuma IIHOSHI — \* 3      Kazuyoshi SHIRAI — \* 4  
Keisuke YONEMARU — \* 5

キーワード：  
複層立体トラス, 繊維補強コンクリート, プレストレス, トラス部材

Keywords:  
Double layer space truss, Fiber reinforced concrete, Prestress, Truss member

This study aims to develop a truss system by precast concrete members using Ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete, UFC, which shows ductile behavior and high durability.

A pyramid shaped truss with prestressed truss members were designed, and a constructional experiment was carried out. The result of cyclic loading test on the pyramid shaped truss demonstrated that this structure could be applied to an actual double layer space truss structure. Finally, the failure process of the structure was described in this paper.

## 1. はじめに

大空間のスペースを有効に利用することが可能で、かつ、施工性、経済性に優れた複層立体トラス構造には、従来、鋼製あるいはアルミニウム製のトラス部材が使用されてきた。これらの材料は比強度、比剛性が大きいという利点を有している反面、耐久性維持のための継続的なメンテナンスが必要であったり、使用状況によっては耐火被覆が必要となる。また、部材形状の決定やトラス構造の特性は、トラス部材の圧縮性能に支配されることが多い。

高靱性繊維補強複合材料 (Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composite、以下 DFRCC) はセメント系材料を繊維で補強した複合材料であり、曲げ応力下において複数ひび割れ特性を示し、曲げ、引張、圧縮破壊時の靱性を大幅に向上させられる材料である。セメント系材料のため成形が自由で、耐久性も優れており、メンテナンスフリーな材料である。DFRCC を用いることで、従来のトラス部材の欠点を改善できる可能性がある。

著者等はこれまでに、プレストレスを導入した DFRCC 製トラス部材の研究<sup>1)</sup>を行っている。本報告では、DFRCC の中でも補強繊維に鋼繊維を用い、200MPa クラスの圧縮強度を有する超高強度繊維補強コンクリート (Ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete、以下 UFC) を利用し、トラス部材の接合方法の検討を含めた、複層立体トラス構造の最小単位であるピラミッド型トラスを作製し、その施工性および力学性状を確認して、実構造物への適用可能性を検討する。

## 2. 本研究の課題と目的

既往の研究<sup>1)</sup>で、プレストレスの導入された UFC 製トラス部材単体の開発がなされており、その力学性能に関する研究が進められた。しかし、その具体的な設計方法、部材同士の接合方法や施工方法に関しては未だ検討がなされていない。

そこで本報告では、すでに実構造物に採用されている、ある複層立体トラス構造<sup>2)</sup>を例にとり、その構造体に適用することを想定して、最小要素であるピラミッド型のトラスを具体的に設計し、施工実験を行う。その後、ピラミッド型トラスを加力し、実構造物への適用可能性を検討することを目的とする。想定する複層立体トラス構造を図 1 に示す。

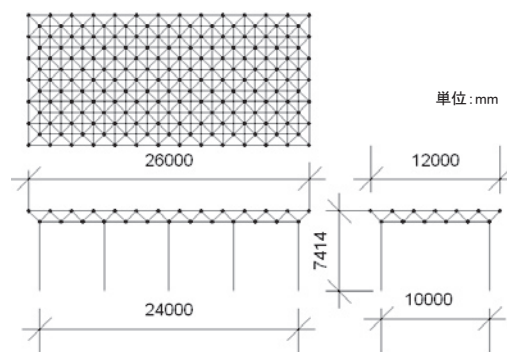


図 1 想定する複層立体トラス構造

\*1 筑波大学工学システム学類 (〒305-8573 茨城県つくば市天王台1-1-1)  
\*2 筑波大学大学院システム情報工学研究科 准教授・博士(工学)  
\*3 高周波熱錬(株)  
\*4 太平洋セメント(株)中央研究所 博士(工学)  
\*5 清水建設(株)技術研究所 博士(工学)

\*1 College of Engineering Systems, University of Tsukuba  
\*2 Assoc. Prof., GSSIE, University of Tsukuba, Dr. Eng.  
\*3 Netsuren Co., Ltd.  
\*4 Research & Development Center, Taiheiyo Cement Corporation, Dr. Eng.  
\*5 Institute of Technology, Shimizu Corporation, Dr. Eng.

### 3. UFC 製トラスの構成

UFC 製トラス部材および接合部の詳細図を図 2 に示す。トラス部材部材はプレストレスを導入したプレキャスト製とし、①～⑤により構成される。作製手順としては、まずアンボンド PC 鋼棒②を配置した状態で UFC①を打設し蒸気養生する。その後、UFC の先端にアンカープレート③とナット④をとりつける。PC 鋼棒を緊張した状態でナットを締め、プレストレス力を導入する（ポストテンション方式）。棒部材先端に設けたシアコッター⑤により、後から打設する接合部の UFC と棒部材を一体化させることができ、棒部材の UFC に引張力を伝達させることが可能である。

接合部は棒部材および⑥～⑩から構成される。まず棒部材の PC 鋼棒先端を接合用鋼板⑥に差し込み、鋼板の内側からナット⑦で固定する。その後、接合部全体を覆うように型枠を設け、UFC⑧を打設する。

接合用鋼板の形状を図 3 に示す。鋼板は内側からナットを締めて棒部材を固定するため、内側に手を入れて作業できるスペースを確保した最小の寸法とした。この鋼板を用いると接合部には、図 4 に示すように最大で 8 本の棒部材を接続することができる。

UFC は自己充填性が高いため、形状が複雑な接合用鋼板の内部にもバイブレーターを用いずに十分に充填が可能である。よってトラス部材の接合作業時は特殊な機材等は不要である。また、接合部を UFC で覆ったことにより、高い耐久性を期待することができる。

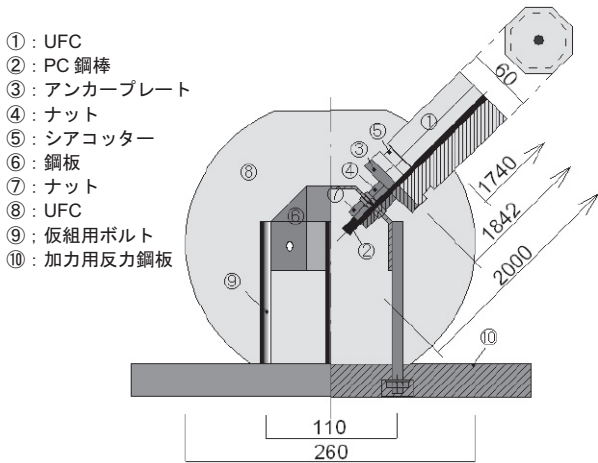


図 2 トラス部材および接合部の詳細図

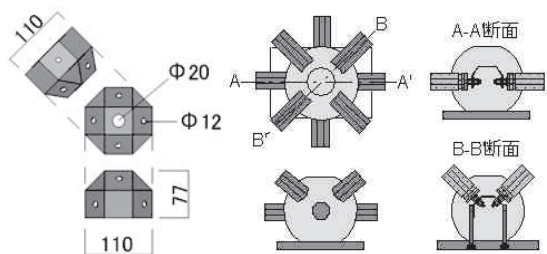


図 3 部材接合用鋼材

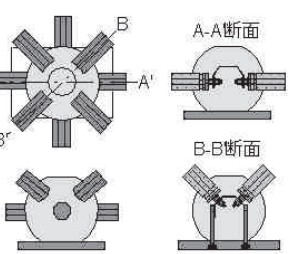


図 4 接合部外観と断面図

### 4. トラス棒部材

#### 4.1 断面の選定

設計に用いたトラス棒部材の諸元を表 1 に示す。棒部材 1 本あたりの重量は、トラス部材の扱い易さを念頭に置き、人が 1 人で持ち

運べる 15kg 前後とした。部材の圧縮性能を決定するオイラー座屈荷重を検討するため、図 1 の構造に対してフレーム解析により設計荷重が加わるときの軸力を概算した結果、軸力の最大圧縮荷重は 27.5kN であった。安全率を 3 倍以上とし、オイラー座屈荷重 90kN を目標値とした。選定した部材断面と重量およびオイラー座屈荷重の設計値を表 2 に示す。オイラー座屈荷重は、支持条件をピン-ピン、有効座屈長さを接合部芯々間距離 2000mm とし、PC 鋼棒の影響を無視して算出した。

表 1 トラス棒部材の諸元

諸元	単位	値
長さ	mm	1842
単位重量	UFC kg/m <sup>3</sup>	2470
	鋼 kg/m	0.522
ヤング率	UFC GPa	52
	鋼 GPa	201

表 2 トラス棒部材設計値

設計値	単位	値
断面寸法	mm	
重量	kg	14.2
オイラー座屈荷重	kN	90.8

#### 4.2 プレストレス力導入量の検討

プレストレス力導入量は UFC の引張強度も期待し、最大引張荷重が座屈荷重と同程度の 90kN となることを目標とした。プレストレス力導入後の棒部材の荷重-変形関係を検討するために、PC 鋼棒および UFC の応力-ひずみ関係<sup>3)</sup>を、図 5 に示すモデルで表現し、各材料の荷重-変形関係の線形和による解析を行った。プレストレス力導入量と最大引張荷重の関係の解析結果を表 3 に示す。解析結果より、棒部材のプレストレス力導入量の目標値を 50kN とした。プレストレス力 50kN の場合の棒部材の荷重-変形関係を図 6 に示す。

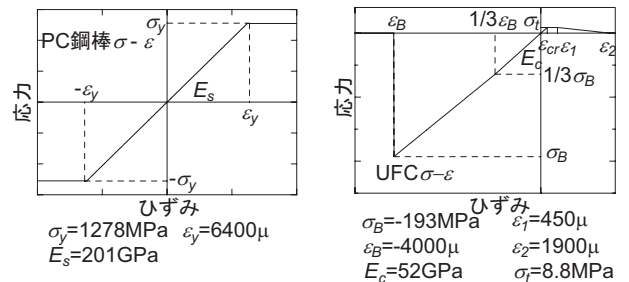


図 5 解析モデル

表 3 プレストレス力と最大引張荷重の解析値

プレストレス力(kN)	最大引張荷重(kN)
0	84.7
10	84.7
20	84.7
30	84.7
40	85.5
50	93.0
60	100.5
70	108.0
80	108.3
90	108.3

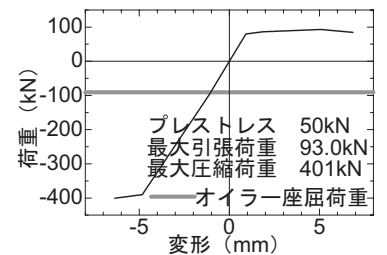


図 6 プレストレス 50kN 時の棒部材の荷重-変形関係解析値

### 4.3 トラス棒部材施工実験

#### 4.3.1 UFC 打設

型枠の中央にアンボンド PC 鋼棒を配置し、UFC は横打ちとした。UFC 硬化後、90℃で 48 時間の蒸気養生を行った。UFC には文献<sup>3)</sup>に示される標準配合粉体（水セメント比 22%）を用いた。

#### 4.3.2 プレストレス導入

材齢 55 日で棒部材にプレストレスを導入した。プレストレス導入時の UFC の材料試験結果を表 4 に、PC 鋼棒の力学特性を表 5 に示す。プレストレス導入には 2000kN 万能試験機を用いた。プレストレス導入手順を図 7 に示す。PC 鋼棒の引張荷重が 60kN となったときにナットを締め付け、その後除荷した。プレストレス力を安定させるため同じ作業を 2 回繰り返した。

プレストレス力導入時に棒部材中央部の UFC ひずみを計測した。ひずみゲージの取付け位置を図 8 に示す。(1)式を用いて求めた荷重-PC 鋼棒ひずみ関係の計算値と荷重-UFC ひずみ関係の実測値の一例を図 9 に示す。さらに、プレストレス力導入直後の UFC ひずみ、PC 鋼棒ひずみおよび(2)式を用いて求めたプレストレス力導入量を表 6 に示す。図 9 に示すように、PC 鋼棒の引張力を除荷していくと、UFC に圧縮ひずみが生じ、プレストレスが導入される様子が分かる。二つのひずみゲージの値の差が開いていないことから、大きな曲げモーメントを生じることなく正常にプレストレスが導入された様子がうかがえる。また、表 6 に示すようにすべての部材に 50kN 以上のプレストレスが導入された。

$$\epsilon_s = \frac{T - \epsilon_c \cdot A_c \cdot E_{c1}}{A_s \cdot E_s} \quad (1)$$

$\epsilon_s$ : PC 鋼棒ひずみ  $T$ : 荷重  $\epsilon_c$ : UFC ひずみ  $A_c$ : UFC 断面積  
 $E_{c1}$ : UFC1/3 圧縮強度割線剛性  $A_s$ : PC 鋼棒断面積  $E_s$ : PC 鋼棒ヤング率

$$P_{pre} = \epsilon_c \cdot A_c \cdot E_{c2} \quad (2)$$

$P_{pre}$ : プレストレス量  $\epsilon_c$ : UFC ひずみ  $A_c$ : UFC 断面積  
 $E_{c2}$ : UFC360 $\mu$ 時割線剛性

表 4 UFC の材料試験結果

名称	材齢	1/3 圧縮強度割線剛性 $E_{c1}$ (GPa)	360 $\mu$ 時割線剛性 $E_{c2}$ (GPa)	圧縮強度 $\sigma_B$ (MPa)	圧縮強度時ひずみ $\epsilon_B$ ( $\mu$ )
UFC 棒部材	55 日	52.1	52.7	193	3955

表 5 PC 鋼棒の力学特性

径 (mm)	ヤング率 $E_s$ (GPa)	0.2% オフセット耐力 $\sigma_s$ (MPa)	降伏ひずみ $\epsilon_y$ ( $\mu$ )
9.2	201	1245	6360

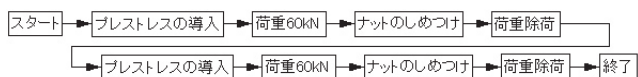


図 7 プレストレス導入手順

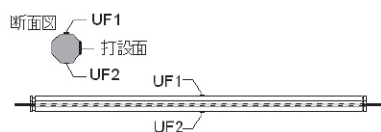


図 8 ひずみゲージ取付け位置

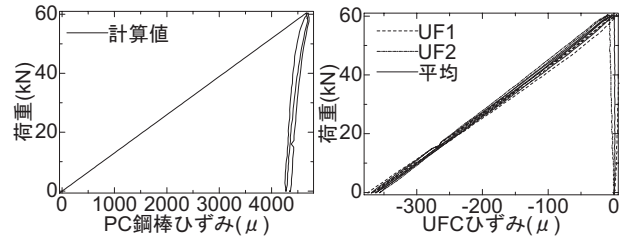


図 9 荷重-PC 鋼棒ひずみ 荷重-UFC ひずみ(部材名称 C1)

表 6 プレストレス力導入直後の UFC および

PC 鋼棒ひずみとプレストレス力導入量

部材名称	UFC ひずみ( $\mu$ )	PC 鋼棒ひずみ( $\mu$ )	プレストレス力(kN)
C1	-368	4352	56.3
C2	-369	4379	56.4
C3	-363	4299	55.6
C4	-371	4404	56.8
T1	-359	4268	55.0
T2	-356	4225	54.5
T3	-355	4183	54.2
T4	-362	4262	55.3

### 5. ピラミッド型トラス

#### 5.1 施工手順

接合部の施工手順を図 10 に示す。

①接合用鋼板を加力用反力鋼板に固定する。接合用鋼板に棒部材を取り付ける。②すべての部材を組んだ後、発泡スチロール製の球状型枠を、接合部を覆うように設置する。③UFC を打設する。④養生後、型枠を脱型する。

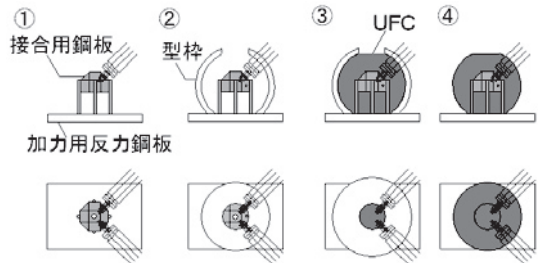


図 10 接合部施工手順

#### 5.2 ピラミッド型トラス施工実験

接合用鋼板は剛性が小さく、ある程度は変形を許容するため、鋼板に棒部材を取り付ける際にナットを緩締めすることにより、最後の棒部材まで問題なく組み付けることができた。鋼板は十分な強度を有しており、すべての部材を組んだ後は、トラスは自立できた。大規模なトラス構造を製作する場合にも、地組みで最小単位のピラミッド型トラスを組み合わせていくことを考えると、同様の手法で可能であると思われる。型枠は球状の発泡スチロールを複数に切断し、接着剤を用いて組み合わせるように取り付けた。型枠と棒部材との間にできた隙間をコーキング材で埋めた。接合部型枠を写真 1 に示す。UFC は棒部材と同様の標準配合粉体を使用した。蒸気養生は行わず気中養生とした。施工は一貫して人の手により行われ、特殊な機械は不要であった。接合部打設状況を写真 2 に示す。

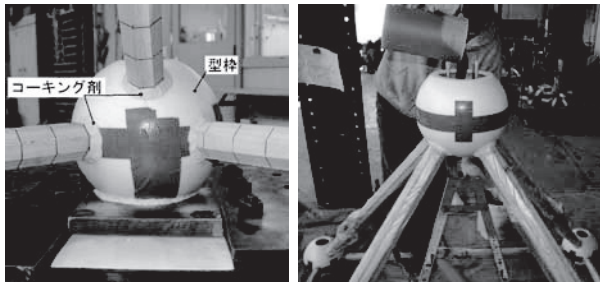


写真 1 接合部型枠

写真 2 接合部打設状況

## 6. 加力実験

### 6.1 試験体概要

試験体の形状を図 11 に、試験体諸元を表 7 に示す。加力日に行った棒部材および接合部の UFC 材料試験結果を表 8 に示す。なお引張特性は JCI-S-003-2007 による。プレストレス力導入直後と加力実験直前の、UFC ひずみとプレストレス力の変化を表 9 に示す。UFC のクリープにより、プレストレス導入量が 10kN 程度 (平均 18%) 低下した。

材料試験結果とプレストレス導入量の変化を反映させた棒部材の最大荷重の解析結果を表 10 に示す。ただし圧縮荷重は有効座屈長さを  $l_1$  とし、最も安全側に評価したオイラー座屈荷重の値を示す。

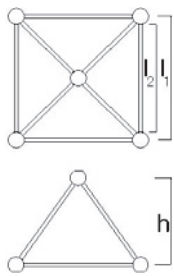


図 11 試験体形状

表 7 試験体諸元

諸元	記号	単位	値
高さ	$h$	mm	1414
接合部芯々間距離	$l_1$	mm	2000
接合部直径	$\phi$	mm	260
棒部材長さ	$l_2 (= l_1 - \phi)$	mm	1740
接合部重量	$W_n$	kg	22.7
棒部材重量*	$W_m$	kg	13.5

\*接合部内の重量を除く

表 8 UFC 材料試験結果

名称	材齢	圧縮特性			引張特性	
		割線剛性	圧縮強度	圧縮強度時ひずみ	引張強度	終局ひずみ
		$E_c$ (GPa)	$\sigma_B$ (MPa)	$\epsilon_B$ ( $\mu$ )	$\sigma_t$ (MPa)	$\epsilon_u$ ( $\mu$ )
UFC 接合部	28 日	44.9	113.6	3421	8.5	10968
UFC 棒部材	103 日	50.6	196.3	4172	13.7	11848

表 9 UFC ひずみとプレストレス力の変化

部材名称	UFC ひずみ ( $\mu$ )		プレストレス力 (kN)	プレストレス変化量 (kN)
	プレストレス導入直後	加力実験直前		
C1	-368	-327	46.8	-9.6
C2	-369	-334	47.9	-8.6
C3	-363	-281	40.3	-15.4
C4	-371	-338	48.5	-8.4
T1	-359	-324	46.5	-8.6
T2	-356	-326	46.7	-7.9
T3	-355	-321	46.0	-8.3
T4	-362	-298	42.8	-12.6

表 10 棒部材最大荷重解析結果

引張材	最大引張荷重 (kN)	圧縮材	最大圧縮荷重 (kN)
T1	97.8	C1	107
T2	98.0	C2	
T3	97.3	C3	
T4	93.8	C4	

## 6.2 実験方法

### 6.2.1 加力装置

加力装置を図 12 に示す。2本の鋼棒を反力床の下に設置された油圧ジャッキで引くことにより試験体頂点に鉛直下向きの力を加える。支点部の詳細を図 13 に示す。接合部を固定している反力鋼板の底面および側面にテフロンシートを敷き、その両側を2枚の鋼板で挟み込むようにし、支点の45度方向以外の変位を拘束した。加力時の状況を写真 3 に示す。

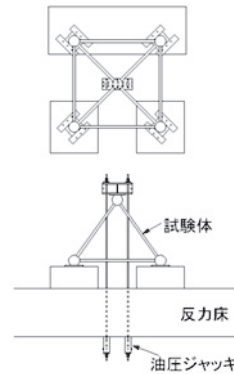


図 12 加力装置

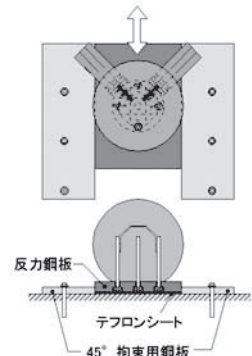


図 13 支点部詳細

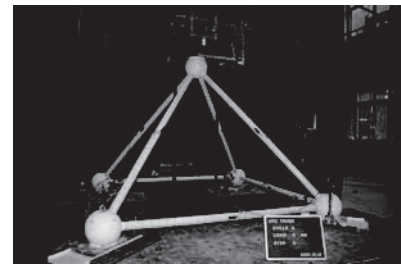


写真 3 加力時の状況

### 6.2.2 加力履歴

試験体頂点に鉛直下向きに入力する荷重を決定するにあたり、図 1 に示す複層立体トラス構造が表 7 に示す部材で構成される場合の設計荷重時の応力解析を行った。常時、積雪時、暴風時の部材軸力の最大値を表 11 に示す。ピラミッド型試験体においては、これらの軸力が引張材、圧縮材のそれぞれに作用するように入力荷重を決定する。入力荷重を表 11 に併せて示す。

加力履歴を図 14 に示す。10kN、20kN、40kN、70kN はそれぞれ暴風時の圧縮荷重、引張荷重、常時の圧縮荷重、引張荷重に対応しており、載荷を 10 回繰り返す。80kN、120kN はそれぞれ積雪時の圧縮荷重、引張荷重に対応しており、載荷を 2 回繰り返す。最後に 120kN の 2 倍の 240kN を 2 回繰り返した後、耐力低下が生じるまで載荷する。

表 11 複層立体トラスの部材軸力の最大値と

ピラミッド型試験体頂点への入力荷重

	引張 (kN)		圧縮 (kN)	
	最大軸力	入力荷重	最大軸力	入力荷重
常時	12.7	72.1	15.5	43.9
積雪時	22.2	125.5	27.5	77.7
暴風時	3.56	20.1	3.7	10.5

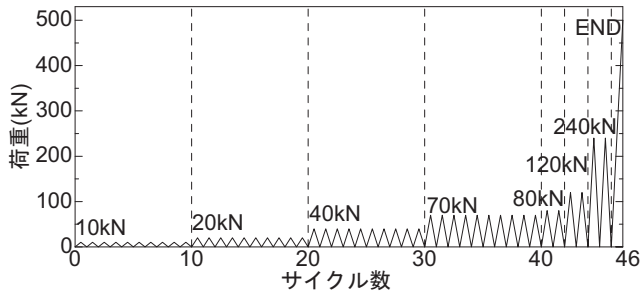


図 14 加力履歴

### 6.2.3 測定方法

棒部材の UFC ひずみはプレストレス導入時に用いたひずみゲージを使用する。支点および加力点の変位は図 15 のように測定する。

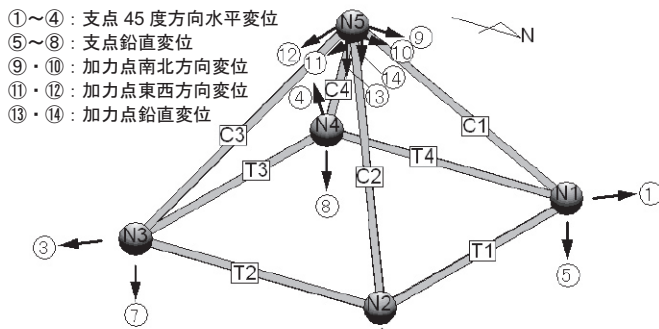


図 15 変位測定位置

### 6.3 実験結果

加力点(N5)の荷重と支点(N1,N2,N3,N4)の 45 度方向水平変位の関係を図 16 に示す。加力点(N5)の荷重と鉛直変位の関係を図 17 に示す。

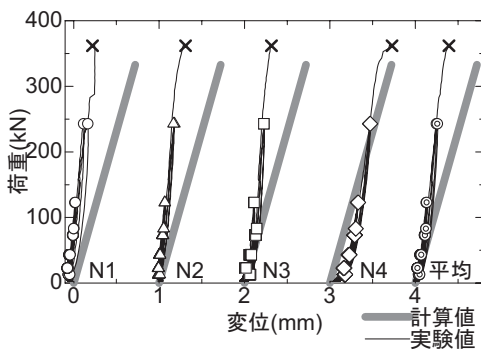


図 16 荷重—一点水平変位関係(N1,N2,N3,N4)

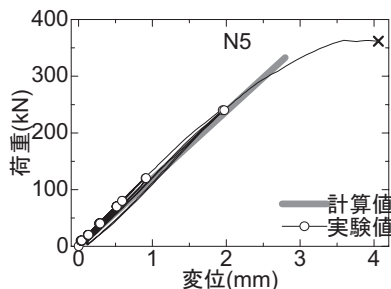


図 17 荷重—加力点鉛直変位関係(N5)

す。荷重と圧縮材 UFC ひずみの関係を図 18 に、荷重と引張材 UFC ひずみの関係を図 19 に示す。荷重と加力点(N5)の水平変位の関係を図 20 に示す。なお、計算値はすべて、材料試験の実測値を用いて弾性解析を行った結果である。

#### (1) 加力時の状況について

図 16 に示すように、支点は実験値と計算値が一致せず、支点によって変位量にばらつきがある。支点と床や 45 度拘束鋼板等の間に摩擦が生じ、すべり床の不具合があったと考えられる。しかし、支点同士の相対的な変位を表す平均値は、実験値の方が計算値よりも剛性が大きくなっているものの荷重 80kN 以下の範囲では実験値と計算値がよく一致している。また、図 17 に示すように、荷重と加力点の鉛直変位の関係は実験値と計算値がよく一致している。

#### (2) 繰返し载荷について

図 17、図 18 に示すように、荷重と加力点の鉛直変位、圧縮材の UFC ひずみはほぼ直線を描き、実験値と計算値がよく一致している。図 19 に示すように、荷重と引張材の UFC ひずみは支点のすべり床の不具合により、計算値よりも実験値のほうがやや剛性が高く、曲線を描いている。

240kN 以下の荷重で繰返し载荷を行ったが、支点および加力点の変位および棒部材の UFC ひずみのすべてにおいて残留変形は生じず、接合部および棒部材の機能に問題がないことを確認した。

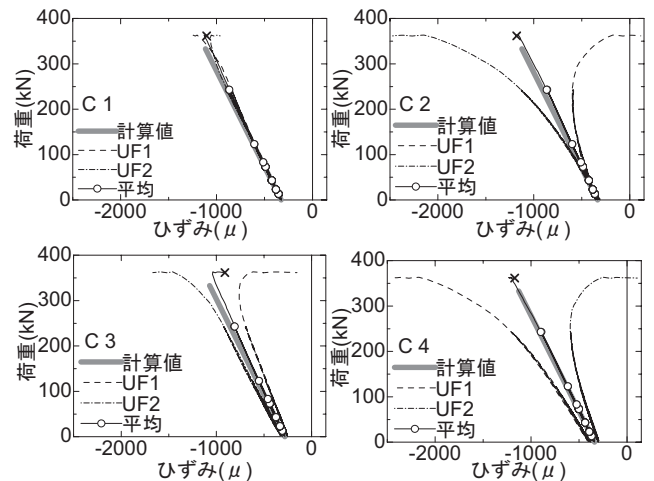


図 18 荷重—圧縮材ひずみ関係(C1,C2,C3,C4)

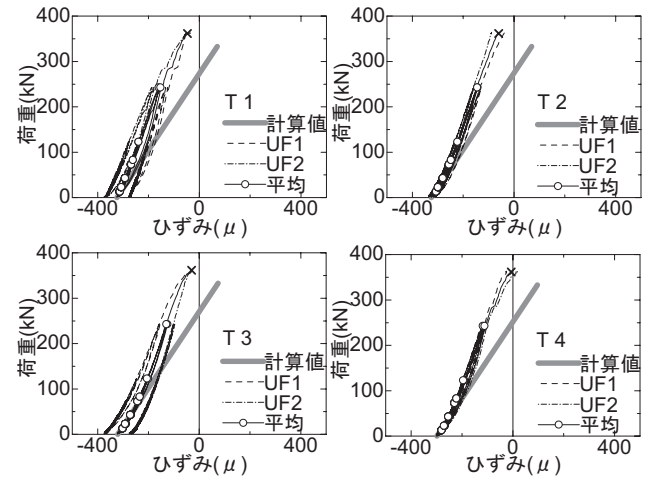


図 19 荷重—引張材ひずみ関係(T1,T2,T3,T4)

(3) 終局時の挙動に関して

4本の圧縮材(C1,C2,C3,C4)のうちC3およびC4の2本がオイラー座屈し、耐力低下を起こした。最終的に破壊した圧縮材(C3,C4)を写真4に示す。部材の種々の破壊が最初に起こるとして、弾性解析により最大荷重を推定した計算値を表12に示す。最大荷重の実験値は360.6kNであり、有効座屈長さが1740mmの圧縮材がオイラー座屈した場合に近い値となった。

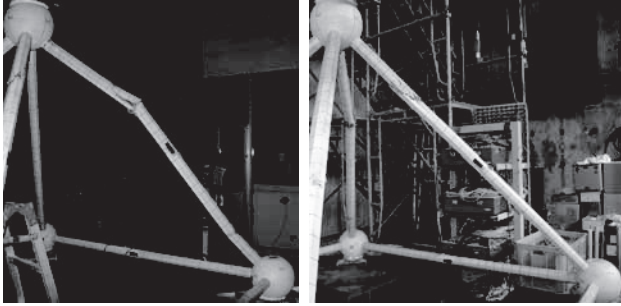


写真4 圧縮材の座屈破壊状況(左:C3 右:C4)

表12 破壊状況による最大荷重の計算値

最大荷重 (kN)	圧縮材 軸力 (kN)	引張材 軸力 (kN)	破壊状況
303	-107	53.5	圧縮材オイラー座屈 (有効座屈長さ 2000mm)
333	-116	60.2	圧縮材オイラー座屈 (有効座屈長さ 1740mm)
521	-182	93.8	引張材引張破壊(T4)
540	-189	97.3	引張材引張破壊(T3)
543	-190	97.8	引張材引張破壊(T1)
544	-191	98.0	引張材引張破壊(T2)

破壊状況を見ると、C3の両端部にひび割れが多くみられることから、棒部材端部と接合部の支持条件は回転拘束であったと考えられる。さらに、図20に示すように、荷重が大きくなるほど、加力点(N5)の接合部が水平方向に大きく変位していたため、加力点の支持条件は水平面外への回転が拘束されたローラーであったと考えられる。支持条件が固定-固定ローラーの場合、有効座屈長さは棒部材と接合部との境界から境界までの長さ $l_2$ と等しい1740mmであり、理論値とよく一致する。写真4を見ても、部材の中央よりやや加力点よ

りの位置で最も破壊が進行しており、固定-固定ローラーの場合の座屈モードに近い形状となっている。

図18に示すように、圧縮材は破壊直前ではひずみゲージUF1とUF2の差が急激に大きくなっており、曲げが生じ、座屈していることが分かる。図19に示すように、引張材はT4を除いて破壊時においてもUFCひずみが引張の領域に入っていないことが分かる。また、T4においても、引張破壊に至る引張ひずみは生じていないことが分かる。

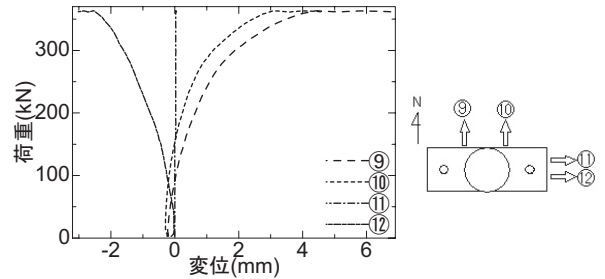


図20 荷重-加力点水平変位関係(N5)

7. まとめ

高耐久性を有するUFC製複層立体トラスを開発するために、本研究ではその最小要素であるピラミッド型トラスの設計方法・施工方法を検討し、作製した。繰返し载荷を行い、部材や接合部の力学性状に問題がないことを確認した。また、最終的な破壊状況は圧縮材の座屈破壊であり、最大荷重の実験値と計算値がよい対応を示した。

謝辞

本研究は建築研究開発コンソーシアム「コンクリートトラス研究会」の活動として行われたものである。同コンソーシアムの研究費支援制度の援助を得た。

参考文献

- 1) 米丸啓介, 金久保利之, 飯干福馬, 白井一義, 清水克将, 上猶優美: コンクリート系トラス部材の力学性能に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), B-1構造1, pp.817~820, 2007.8
- 2) 米丸啓介, 藤崎忠志, 杉崎健一, 中辻照幸: CFRP製立体トラスの開発(その3)-設計法-, 清水建設研究報告, 第76号, pp.23~30, 2002.10
- 3) 土木学会: 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案), コンクリートライブラリー113, 2004.9

[2008年2月20日原稿受理 2008年5月1日採用決定]