

# CFT柱・合成コンクリートはり接合部の高速破壊実験

## HIGH SPEED LOADING TEST OF JOINT BETWEEN CFT COLUMN AND STEEL-CONCRETE COMPOSITE BEAM

黒木勇人\*, 太田貞次\*\*, 香月智\*\*\*, 石川信隆\*\*\*\*

Hayato KUROKI, Teiji OHTA, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA

\*防衛大学校 理工学研究科学生 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

\*\*博士(工学) (株) 宮地鐵工所 技術開発部 (〒103 東京都中央区日本橋小伝馬町 15-18)

\*\*\*工博 防衛大学校助教授 土木工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

\*\*\*\*工博 防衛大学校教授 土木工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

This paper presents an experimental approach for the dynamic behavior of the joint between CFT (concrete filled tube) column and steel-concrete composite beam under high speed loading. Four kinds of joint specimens, i.e., welding, stud shear connector, perforating shear connector and built-in key connector, are served and are collapsed by static loading and high speed loading tests, respectively. Their carrying capacities and ductilities are compared with each other from the view point of utilization for the rock shed structure. The stud shear connector type in which CFT head and the stud connectors are welded, shows largest carrying capacity and ductility. The welding joint whose CFT head and steel element of beam are connected, and the perforated shear connector whose CFT head is perforated have almost same carrying capacities as the one of the stud shear connector but smaller ductility. The built-in key connector type in which the CFT column and steel-concrete composite beam is connected by a key perforated steel tube inserted in the CFT head shows smallest carrying capacity and ductility.

Key Words : beam-column joint, high speed loading, CFT column, steel-concrete composite beam

### 1. 緒 言

豊浜の岩盤崩落事故<sup>1)</sup>や、ルランベツ覆道<sup>2)</sup>における落石災害などの落石事故によって、落石に対する道路交通のより高い安全性が求められるようになってきた。このためロックシェッドの構造は、大型化する傾向にあるが、ロックシェッドの谷側斜面での基礎構造に使用できる地積は一般に狭く、上部構造の重量に制約を受けることが多い。そこで、はりの抵抗力を限界吸収エネルギーで評価<sup>3)</sup>することにより、小断面でも高い耐衝撃性を有する構造設計を行うことやサンドクッションの衝撃吸収効果を高めるための三層緩衝構造にする方法<sup>4)</sup>なども提案されている。一方、断面内での鋼材配分の設計自由度が大きい鋼・コンクリート合成構造を使用することが考えられている<sup>5)</sup>。ところで、鋼・コンクリート合成構造によってロックシェッドを構成する場合には、柱部にCFT(Concrete Filled Tube)<sup>6)</sup>を使用することが現場施工の利便性に優れている。CFTは、いわゆる鋼管内部にコンクリートを充填したものであるもので、コンクリートの拘束効果による強度増加が期待できるとともに、現場では中空鋼管を用いて梁柱構造を組み立て、その後コンクリートを充填することにより鋼管部を型枠代わりに使用できる利点がある。しかし、CFT柱と合成梁を接合する場合の接合部の強度、特に落石の衝撃荷重をはり部に受けた場合の動的曲げ伝達能力に関する研究はあまり見当たらず、未解明のままである。

そこで本研究は、CFT柱と合成構造はりの接合部高

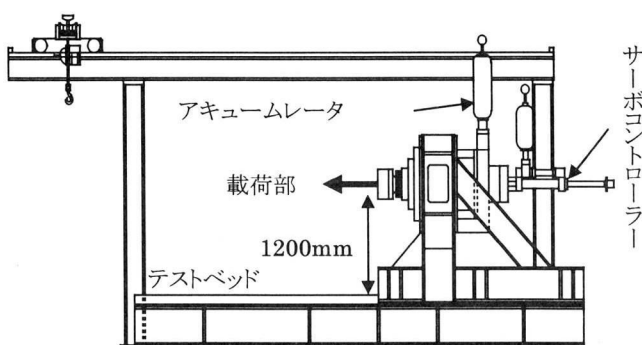
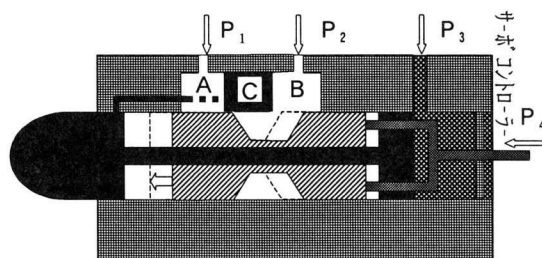


図-1 水平高速載荷装置



- |               |                               |
|---------------|-------------------------------|
| ■ : 固定部       | P <sub>1</sub> : バランス油圧 (1)   |
| ■ : 載荷ラム      | P <sub>2</sub> : バランス油圧 (2)   |
| □ : 油圧部       | P <sub>3</sub> : メインアクチュエータ油圧 |
| ▨ : メインサーボバルブ | P <sub>4</sub> : サーボコントロール力   |

図-2 高速載荷制御機構

速載荷実験を行い、その曲げ耐力およびじん性について検討したものである。

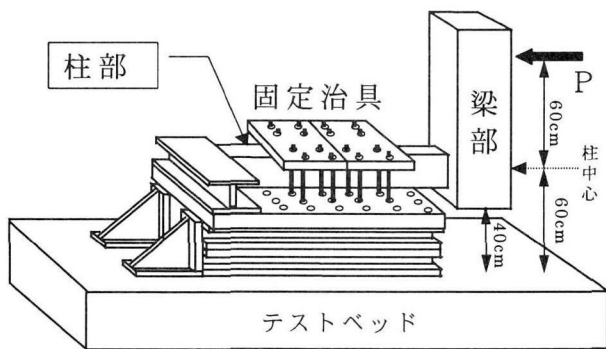


図-3 実験要領

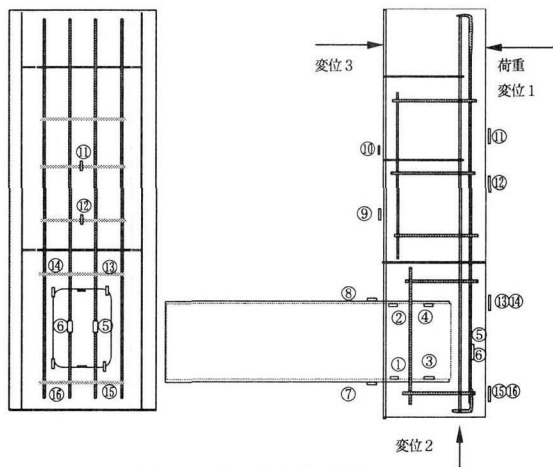


図-4 ゲージ添付位置

## 2. 実験の概要

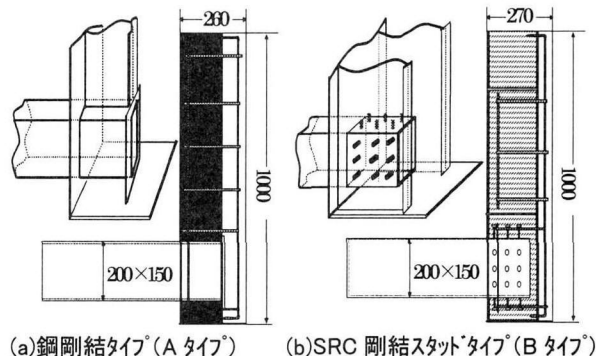
### 2. 1 水平高速荷重装置

静的荷重実験および高速荷重実験は、図-1 に示す水平高速荷重装置を用いて行った。この装置は、テストベッドの上方 120cm にある荷重部が 3.0m/sec までの速度で水平方向に高速に押し出され、その前方にある供試体を荷重するものである。ここで取り扱う高速変形の最大速度 3.0m/sec は、瞬間的な速度でなく破壊終了まで持続的に速度を保持するもので、条件的には極めて厳しい速度といえる。例えば、重量 5tf の落錘が高さ 5m (落下速度約 10m/sec) からサンドクッション上へ落下したときロックシェッドのひびきが変形するときの最大変形速度は約 1.7m/sec である<sup>7)</sup>。

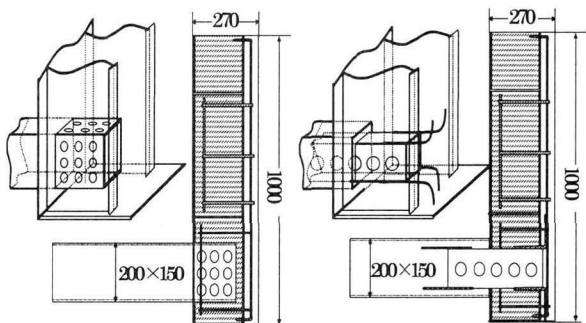
さて、この高速荷重装置の機構<sup>8)</sup>は、図-2 に示すように、荷重に使用するメインアクチュエータの油圧  $P_3$  に対して、バランスアクチュエータ内部でバランスする油圧を発生させ、バランス油圧を必要に応じて減ずることにより、荷重部の押し出し速度を制御するものである。すなわち、高速荷重実験では、

① バランス油圧  $P_1$  をメインバルブの油圧に抗するに十分な圧力に上げる。この際、サーボバルブは図中の実線状態となっており、バランス油圧室 A と B とは、隔離された状態となっている。

② メインのアクチュエータ油圧  $P_3$  を十分に上げる。この際、 $P_1$  は  $P_3$  に対して若干大きな油圧を有して閉じられているので、荷重ラムは動かない。



(a)鋼剛結タイプ(Aタイプ) (b)SRC 剛結スタッドタイプ(Bタイプ)



(c) SRC 剛結孔明きタイプ(Cタイプ) (d)差込キータイプ(Dタイプ)

図-5 実験供試体

表-1 材料諸元

| コンクリート          | 鉄筋              | 鋼材             |
|-----------------|-----------------|----------------|
| 最大寸法 10mm       | 主筋 SD295 D13    | 柱部(鋼管) STER400 |
| スランブ 12cm       | スターラップ SD295 D9 | 150×200×6      |
| 28 日強度 36.3N/mm |                 | はり部 SS400      |

表-2 実験ケースおよび供試体数

| 供試体(タイプ)             | 静的荷重 | 高速荷重 |
|----------------------|------|------|
| 鋼剛結タイプ (Aタイプ)        | 2体   | 2体   |
| SRC 剛結スタッドタイプ (Bタイプ) | 2体   | 2体   |
| SRC 剛結孔明きタイプ (Cタイプ)  | 2体   | 2体   |
| 差込キータイプ (Dタイプ)       | 2体   | 2体   |

③ 所定の移動速度に制御されたサーボコントローラーの力  $P_4$  によって、メインサーボバルブを前方に動かすと、サーボバルブが破線の状態のように移動し、バランス油圧室 A と B が接続された状態になる。よって、 $P_3$  にバランスしていた油圧  $P_1$  が急激に減ずるため荷重ラムが前方に押し出される。この際、荷重ラムがメインサーボバルブの速度よりも速く移動すると図中 C の部分が前方に進んで自動的にバランス油圧室 A と B との接続が閉じられるため、ブレーキがかかることになる。すなわち、荷重棒はサーボコントローラーの速度と同速度で移動する。

④ 静的荷重実験では、バランス油圧  $P_1$  を無効状態にしておき、手動によってメインアクチュエータ油圧  $P_3$  を上昇させてラムを徐々に押し出し荷重を行う。

### 2. 2 荷重要領

図-3 に示すように供試体を荷重台上に柱部が曲げ変形しないように固定支持し、水平高速荷重装置の荷重ストロ

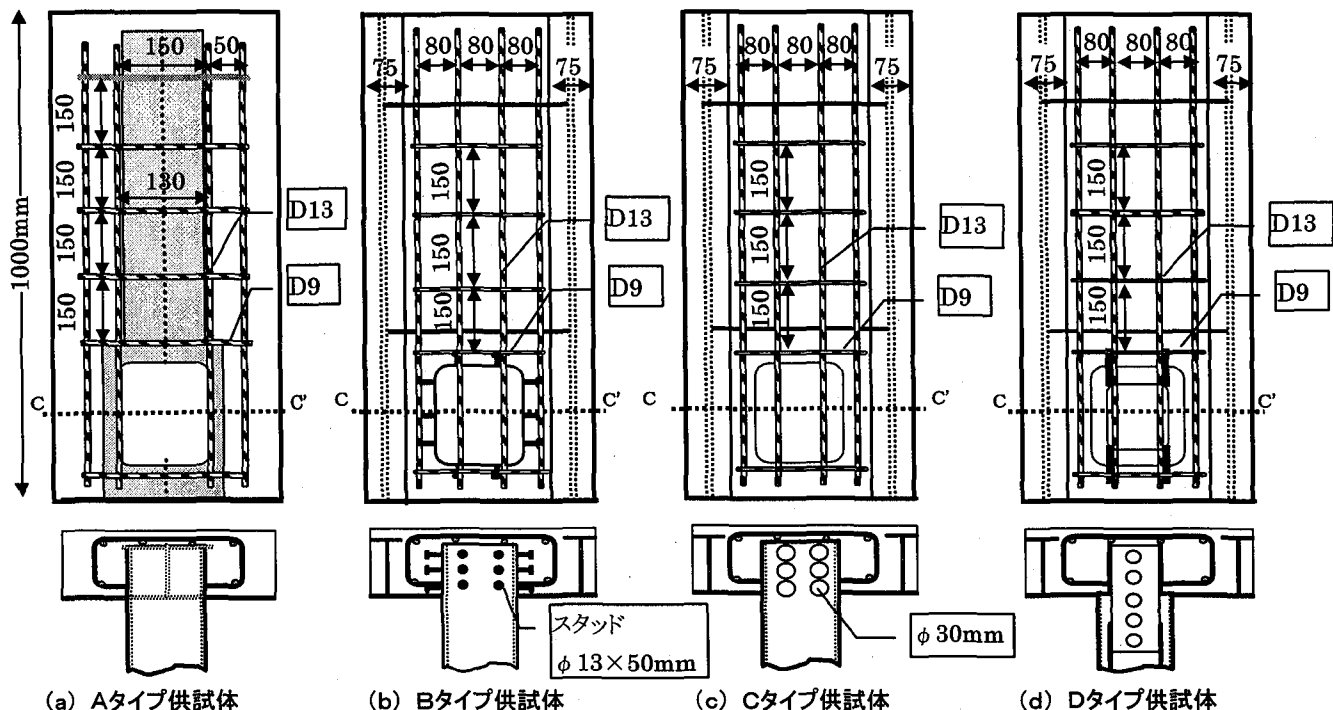


図-6 配筋図

ーク限界が充分な曲げ回転変形を与えられることを考慮して、柱中心から 60cm 離れたはりの中央を水平高速載荷装置により点載荷した。このように水平方向にセットしたのは、垂直方向載荷では、はり部の自重によってもたれ変形するが、これを防止するためである。測定項目は、載荷点荷重、変位および供試体各部のひずみであり、荷重は載荷体に付属したロードセルで、各変位はレーザー式変位計を用いて載荷板の変位（供試体載荷部変位）と載荷点反対側の変位および柱部の変位を計測し、ひずみについては図-4 に示す位置にひずみゲージを貼付して測定した。これらのデータをシグナル・コンディショナー、高速の A/D コンバーターを経てパーソナルコンピューターへデジタルデータとして保存した。

### 2. 3 実験供試体

供試体の選定に先立って、標準的な設計条件下の合成ロックシェッドの仮設計を行った。その上で現行の許容応力度設計法に基づいて考えられるはり・柱接合法候補として図-5 に示す 4 タイプを選定し、比較検討することにした。すなわち、(a) 鋼剛結タイプ (A タイプ)、(b) SRC 剛結スタッドタイプ (B タイプ)、(c) SRC 剛結孔明きタイプ (C タイプ)、(d) 差込キータイプ (D タイプ) の合計 4 種類の供試体を用いた。表-1 に供試体作成に用いた材料諸元を示す。柱は、全ての供試体で共通であり、角形鋼管（角形鋼管：150mm×200mm、肉厚：6mm、長さ：700mm）の中に静的 28 日強度 36.3N/mm<sup>2</sup> のコンクリートを充填したコンクリート充填鋼管である。鋼剛結タイプ (A タイプ) は、図-5 (a) に示すようにはり中央に H 型鋼（H-130×6×700）を通してうえて、この側面と角形鋼管柱を接合部内部において溶接接合したものである。この構造は、はり主部の鋼と柱が直接接合されているため剛であるが、施工面

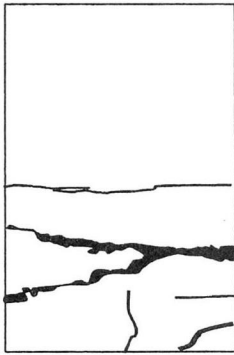
では柱の上へはり部を建て込む時に支保工を必要とし、現場溶接作業も必要とするため利便性にかける。図-5 (b) の SRC 剛結スタッドタイプ (B タイプ) は、柱部にスタッドを溶接しコンクリートとの間のズレ止めせん断抵抗を期待するものである。この場合にも、はり底板の柱差し込み穴が通過できないためにスタッドを現場で溶接する必要がある、あまり便利な構造ではない。図-5 (c) の SRC 剛結孔明きタイプ (C タイプ) は、B タイプの施工上の難点を克服するためにスタッドを除き、代わりに柱の角形鋼管に孔を開けることによって鋼管内部と外側のコンクリートが一部連続面を持つため、その抵抗によってせん断抵抗力を伝達することを期待したものである。図-5 (d) の差込キータイプ (D タイプ) は、さらに施工性を向上させるために、柱をはりに差し込むことなく、はりと柱をはりの底鋼板で溶接接合したうえて、柱角形鋼管より一回り小さい差込キーと呼ぶ孔明き角形鋼管を差し込んでコンクリートによる一体化を図ったものである。なお、はり部の設計曲げモーメント耐力は A タイプが 156kN・m、B、C、D タイプは 174kN・m とほぼ同じである。これらの供試体に対する実験ケースと実験体数を表-2 に示す。また、図-6 に各供試体の配筋図を示す。

## 3. 実験結果および考察

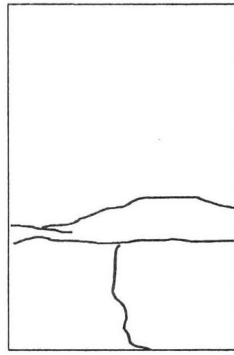
### 3. 1 破壊形態

#### (1) 静的載荷実験

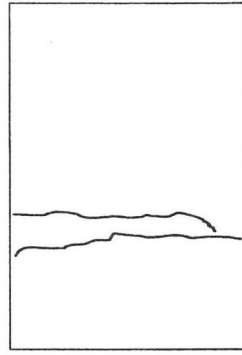
写真-1 に静的載荷実験終了後の各供試体の破壊形態を、図-7 にはり背面のひびわれ分布図を示す。破壊形態には大別して図-9 に示すようなはり破壊型、柱破壊型、接合部破壊型の 3 種類の破壊形態が現れた。まず、鋼剛結タイプ (A タイプ) は、はり部分に曲げモーメントによるコンクリー



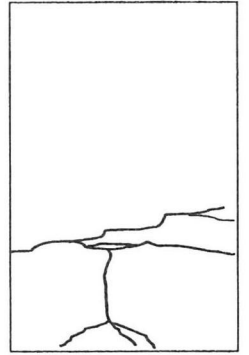
(a) Aタイプ破壊形態



(b) Bタイプ破壊形態

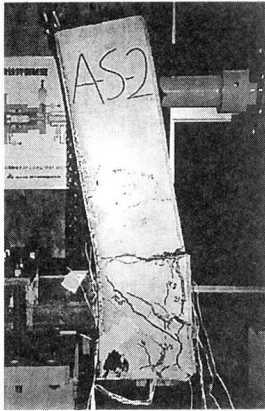


(c) Cタイプ破壊形態

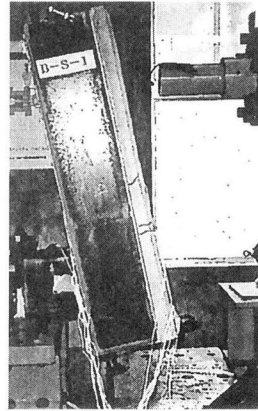


(d) Dタイプ破壊形態

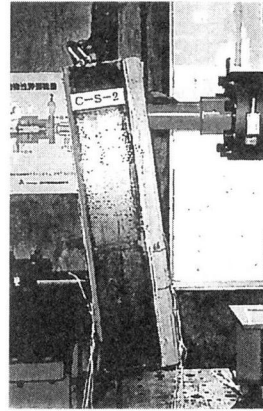
図-7 静的載荷実験のはり背面のひび割れ図



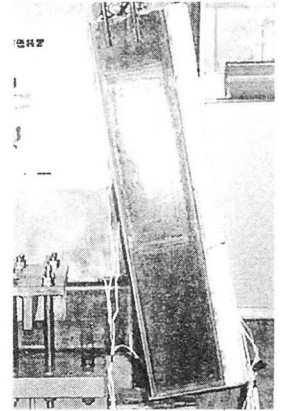
(a) Aタイプ破壊形態



(b) Bタイプ破壊形態

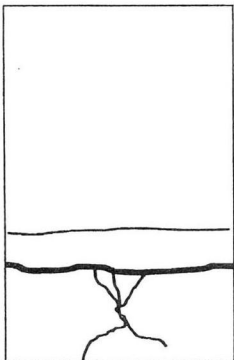


(c) Cタイプ破壊形態

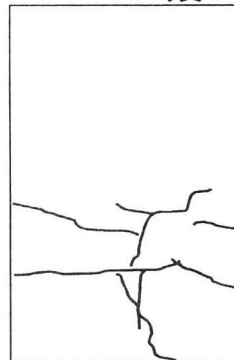


(d) Dタイプ破壊形態

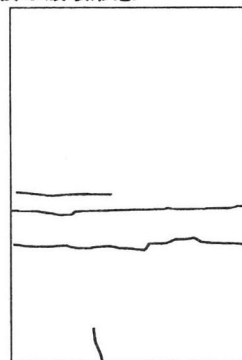
写真1 静的実験の破壊形態



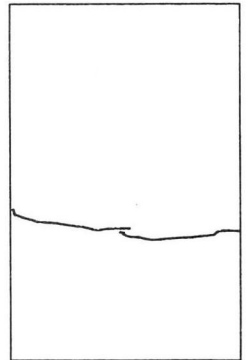
(a) Aタイプ破壊形態



(b) Bタイプ破壊形態

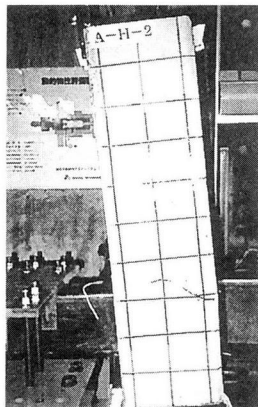


(c) Cタイプ破壊形態

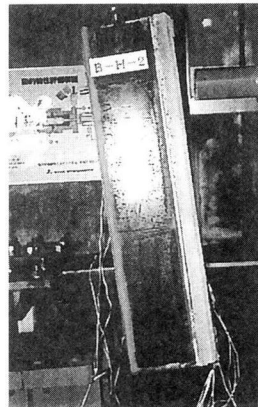


(d) Dタイプ破壊形態

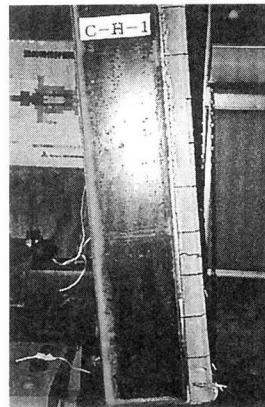
図-8 高速載荷実験のはり背面のひび割れ図



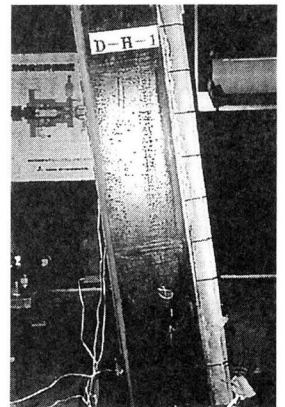
(a) Aタイプ破壊形態



(b) Bタイプ破壊形態



(c) Cタイプ破壊形態



(d) Dタイプ破壊形態

写真2 高速実験の破壊形態

表-3 外観による破壊形態の分類

| 供試体 (タイプ)               | 静的荷重       | 高速荷重       |
|-------------------------|------------|------------|
| 鋼剛結タイプ<br>(Aタイプ)        | はり部<br>破壊型 | はり部<br>破壊型 |
| SRC 剛結スタッドタイプ<br>(Bタイプ) | 柱部<br>破壊型  | 柱部<br>破壊型  |
| SRC 剛結孔明きタイプ<br>(Cタイプ)  | 接合部<br>破壊型 | 接合部<br>破壊型 |
| 差込キータイプ<br>(Dタイプ)       | 接合部<br>破壊型 | 接合部<br>破壊型 |

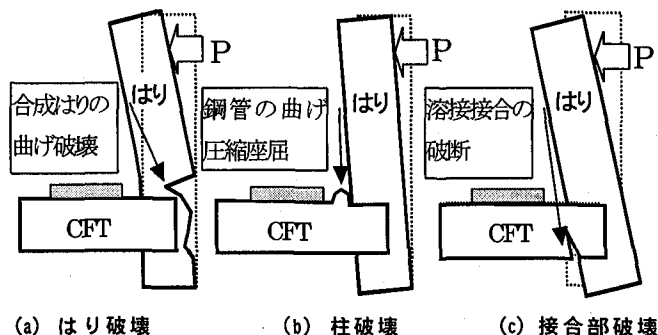


図-9 破壊形態の分類

ト部の破壊が先行して起こり、その後、はり柱の溶接接合部が破壊した。SRC剛結スタッドタイプ(Bタイプ)は、はりには顕著な破壊は観察されず、柱部に接合部近くで曲げ圧縮による局所的な座屈破壊を示す盛り上がり観察された。SRC剛結孔明きタイプ(Cタイプ)および差込キータイプ(Dタイプ)は、はりや柱には著しい破壊は観察されないが、柱接合部の引張変形側のはり鋼板と柱鋼板の溶接接合が切断し、あたかも柱が抜け出すような変形によって破壊に至る、いわゆる接合部の破壊となっている。

## (2) 高速荷重実験

写真-2 に高速荷重実験終了後の各供試体の破壊形態を、図-8 にはり背面のひびわれ分布図を示す。各供試体ごとの破壊形態の分類は、表-3 に示すように全ての供試体において静的荷重と同じ傾向を示した。高速荷重では計測装置の制約上、最大変位を 80mm としたため、鋼剛結タイプでは静的荷重のようなかぶりコンクリートの剥離までは至らなかったが、図-8(a)に示すようにはり表面のひび割れ形状は図-7(a)の静的荷重と非常に良く似たものとなっている。SRC剛結スタッドタイプは、高速荷重でも静的荷重と同様に、はりには顕著な破壊は観察されず、柱部に接合部近くで曲げ圧縮による局所的な座屈破壊を示す盛り上がり観察された。そのはり表面には、図-7(b)の静的荷重と同様に十字線状にひび割れが発生している。SRC剛結孔明きタイプについては、図-8(c)に示すように柱部圧縮側の上面のはり部に横断する細いひび割れが形成される。差込キータイプは、静的荷重と同様に柱下部の引張力を受ける部分が抜け出すような挙動を示した。しかし、そのはり背面のひび割れは、静的荷重では図-7(d)に示すように縦横に多数のひび割れが発生するのに対して、高速荷重では細い横断ひび割れが 1 本のみ発生している。

## 3. 2. 静的荷重実験の荷重～変位関係と破壊の進展

### (a) 鋼剛結タイプ

図-10 に鋼剛結タイプ (Aタイプ) の荷重～変位関係を示す。これより、供試体の耐力は約 210 kN (曲げ耐力 126 kN・m) であることがわかる。初期降伏耐力 160 kN には、変位 20mm で達しているが、図-11(a)に示す CFT 頭部の直上にある引張鉄筋のひずみ応答を見ると、変位 20mm でやや増加の度合いに変化が生じ、30mm でひずみ No. 6 が切断していることから変位 20mm 付近で、図-7(a)で観察された

はりの引張コンクリートのひび割れが生じたことにより耐力が最大値に達したものと思われる。続いて、変位 50mm で耐力が低下し始めるが、図-11(b)に示す CFT 頭部に貼付したひずみ応答によるとはり内部と CFT との溶接部直近にあるひずみ No. 2 がこの変位で切断しており、変位 50mm で CFT 頭部とはりの鋼材の接合に異状が生じたことが要因となってこのように耐力の低下が開始されたことがわかる。図-11(b)によると変位 70mm で、CFT 頭部ひずみ No. 1, 3 のひずみゲージが切断しており、CFT 頭部周りのコンクリートが剥離してしまったものと推定される。これは、図-10 の変位 70mm で再度荷重が低下するのと同調しており、図-11(c)に明らかなように、この耐力低下過程において CFT の首部のひずみはすべて弾性応答範囲内にあり、CFT の部材自体には破壊は生じなかったことがわかる。

### (b) SRC 剛結スタッドタイプ

図-12 に SRC 剛結スタッドタイプ (Bタイプ) の荷重～変位関係を示す。これより供試体の耐力は 225 kN (曲げ耐力 135 kN・m) であり、その耐力は、変位 40mm から荷重を中止した 140mm まで安定して持続することがわかる。図-13(c)には、CFT の首部に貼付したひずみ～変位関係を示しているが、首部のひずみが変位 30mm において急激に増加しており、首部の鋼管座屈がこの供試体の耐力を決定づけているものと思われる。図-13(b)には、CFT 頭部のひずみ～変位の関係を示すが、CFT 頭部のひずみ No. 1, 2, 3 は、ほぼ荷重の増加に応じて単調に増加しており、大きな乱れがないことから、CFT 頭部の接続部には顕著な破壊が生じなかったことがわかる。しかし、ひずみ No. 4 は首部が座屈したのと同時期に大きくひずみが増加しており、首部の負担が大きいことがわかる。さらに、図-13(c)の CFT 頭部直上のひずみ (No. 5, 6) については大きな乱れもなく推移していることから、図-7(b)で観察されたひび割れは軽微であり、はり構造の破壊はなかったことがわかる。すなわち、図-12 に示した荷重～変位関係は、CFT 柱首部の曲げ耐力によって決定づけられたものであることがわかる。

### (c) SRC 剛結孔明きタイプ

図-14 に SRC 剛結孔明きタイプ (Cタイプ) の荷重～変位関係を示す。この供試体の耐力も 200 kN (曲げ耐力 120

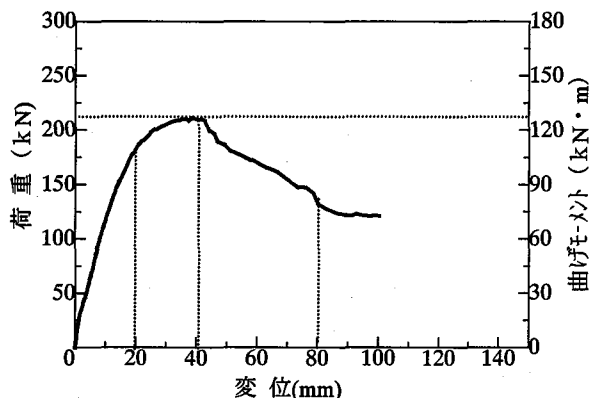


図-10 鋼剛接タイプの荷重～変位関係  
(静的載荷実験)

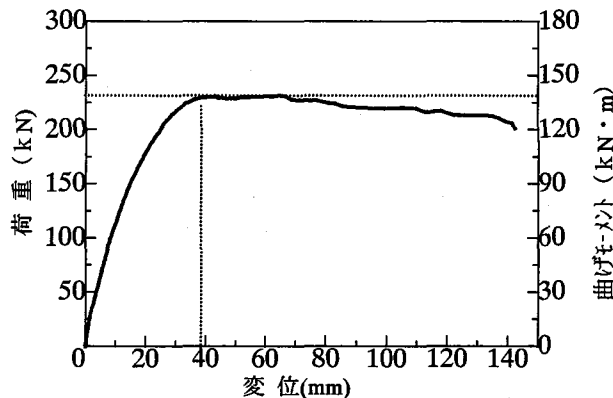
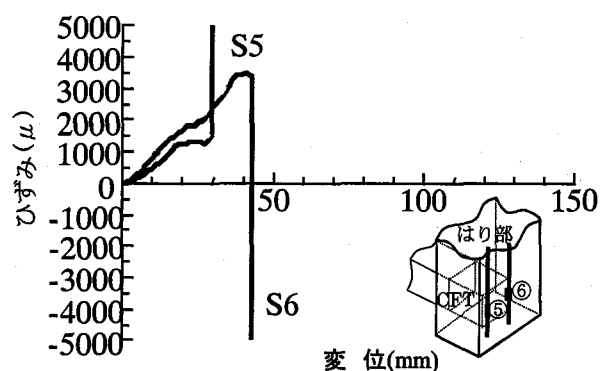
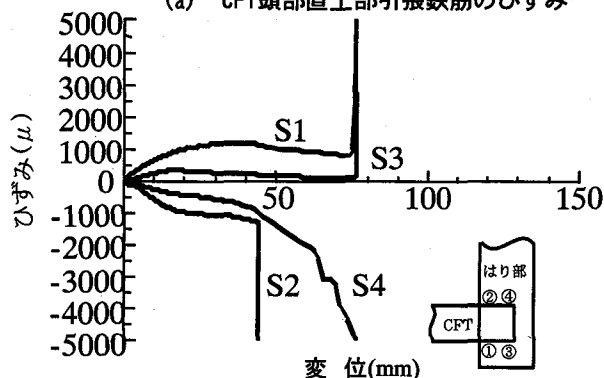


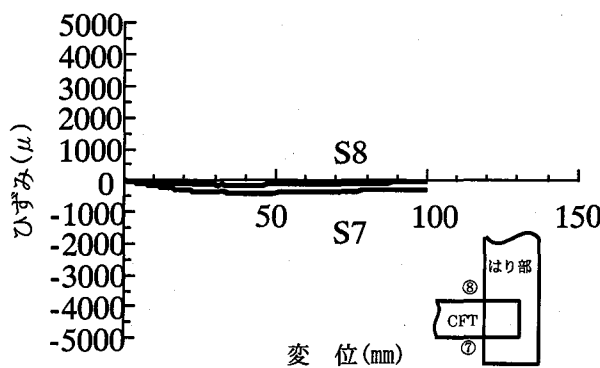
図-12 SRC剛接スタッドタイプの荷重～変位関係  
(静的載荷実験)



(a) CFT頭部直上部引張鉄筋のひずみ

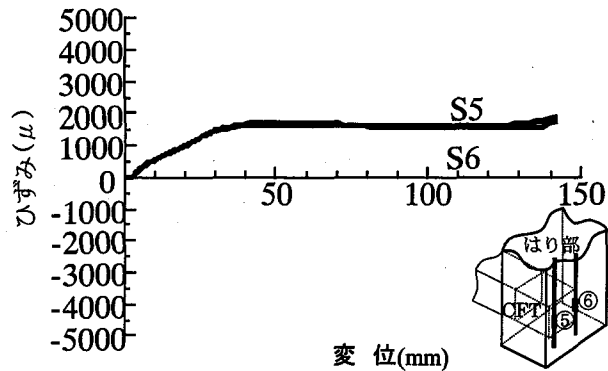


(b) CFT頭部のひずみ

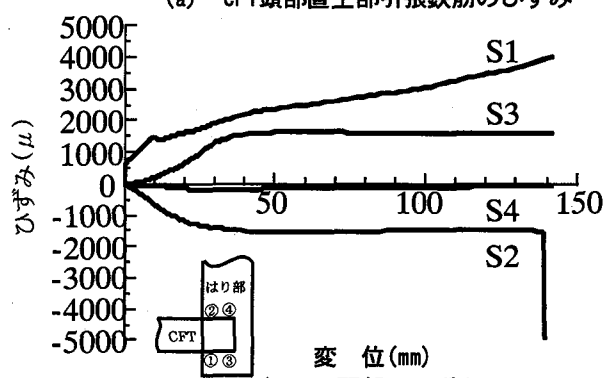


(c) CFT首部のひずみ

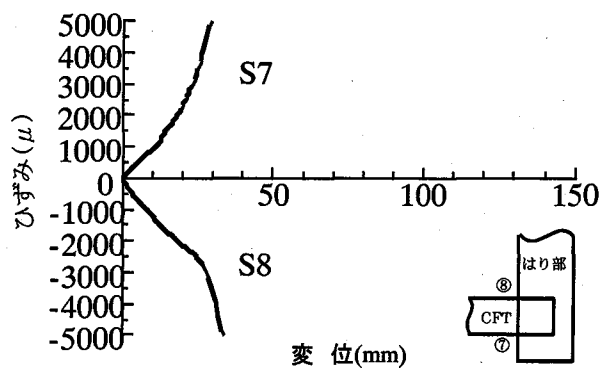
図-11 鋼剛接タイプのひずみ～変位関係  
(静的載荷実験)



(a) CFT頭部直上部引張鉄筋のひずみ



(b) CFT頭部のひずみ



(c) CFT首部のひずみ

図-13 SRC剛接スタッドタイプのひずみ～変位関係  
(静的載荷実験)

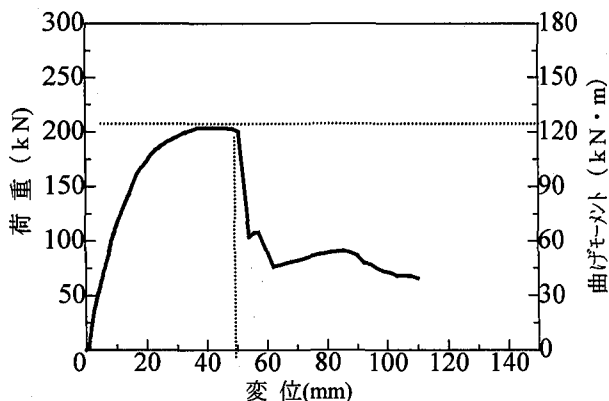


図-14 SRC剛接孔明けタイプの荷重～変位関係  
(静的載荷実験)

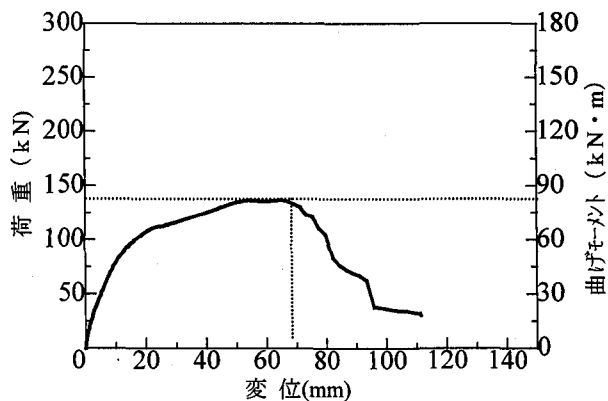
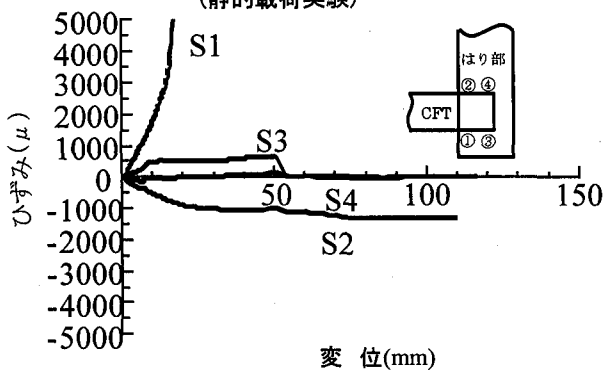
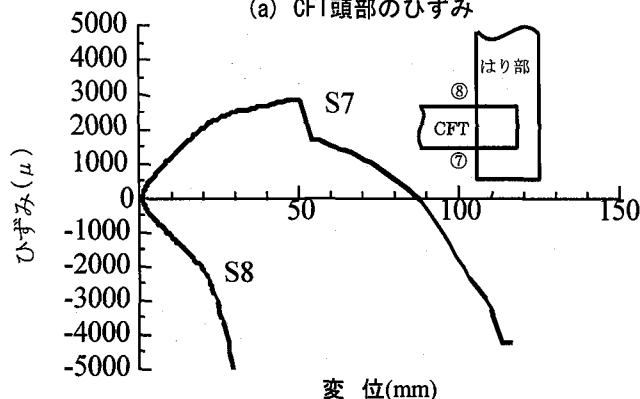


図-16 差込キータイプの荷重～変位関係  
(静的載荷実験)

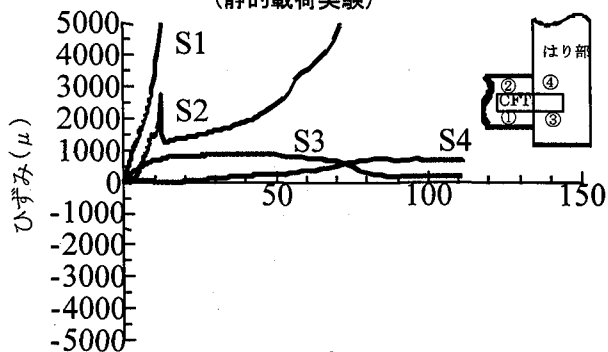


(a) CFT頭部のひずみ

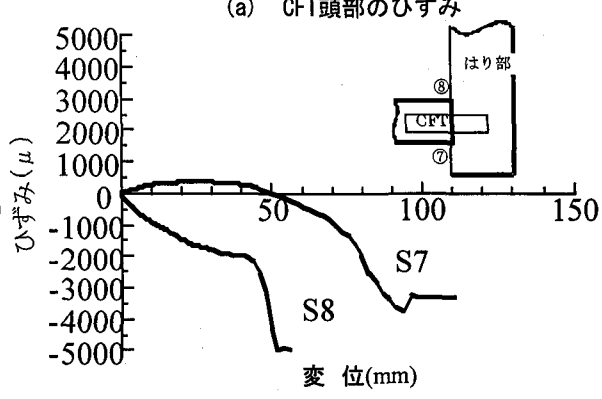


(b) CFT首部のひずみ

図-15 SRC 剛結孔明けタイプ 各部のひずみ～変位関係  
(静的載荷実験)



(a) CFT頭部のひずみ



(b) CFT首部のひずみ

図-17 差込キータイプ 各部のひずみ～変位関係  
(静的載荷実験)

kN・m)とA, Bタイプのものとはほぼ同等であるが、変位50mmにおいて瞬間的に耐力が低下している。図-15(a)には、CFT頭部のひずみ～変位関係を示しているが、No. 1のひずみが変位20mm付近で急激に増加発散しており、この時、この周囲のコンクリートとCFT鋼管の剥離または滑りが生じたことがわかる。このため、図-14の耐力の上昇が止まり、継手部の耐力を決定づけていることがわかる。図-15(b)には、CFT首部に貼付したひずみの応答を示すが、当初、引張ひずみが生じていたNo. 7のひずみが変位50mmにおいて瞬間的に低下し、変位90mmでは圧縮に転じている。すなわち、この点で写真-1(c)で示したように、はり底部鋼板とCFTとの溶接が亀裂破断したものであり、溶接部の破断が図-14の変位50mmにおける耐力の急激な低下の原因となったことがわかる。

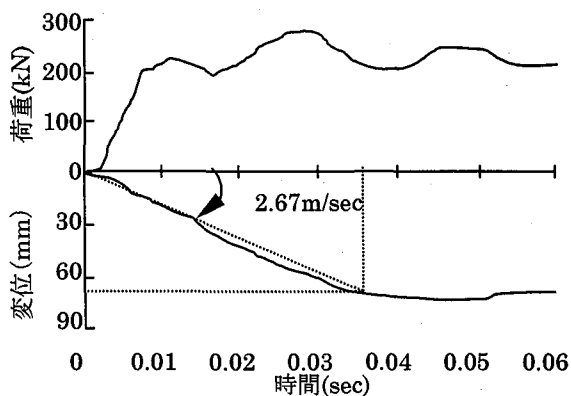


図-18 高速載荷実験の荷重および変位の時刻歴応答  
(Aタイプ供試体)

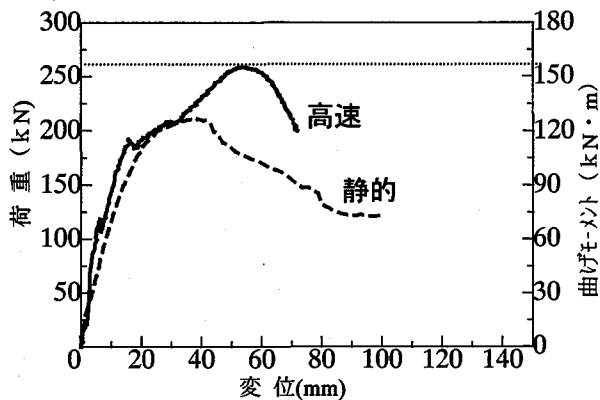


図-19 鋼剛接タイプの荷重～変位関係  
(高速荷重実験)

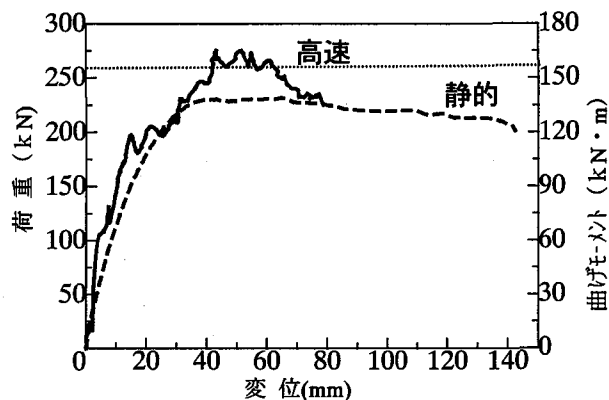
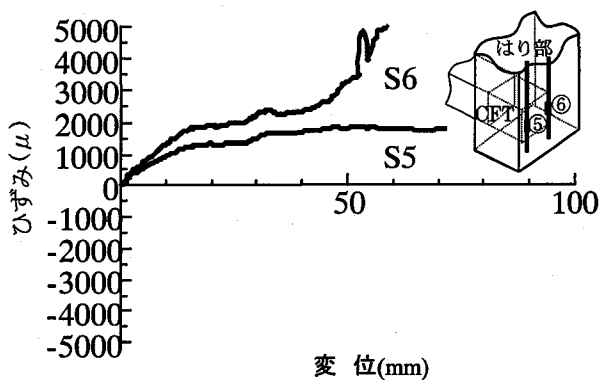
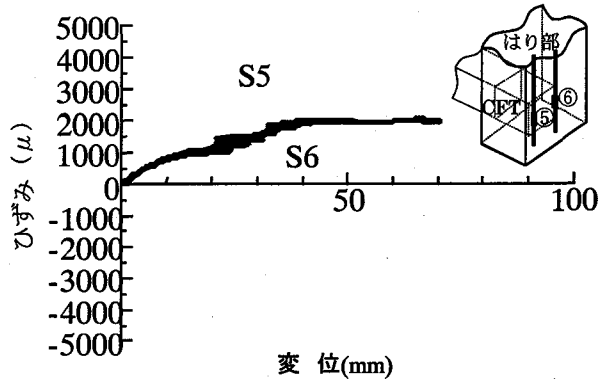


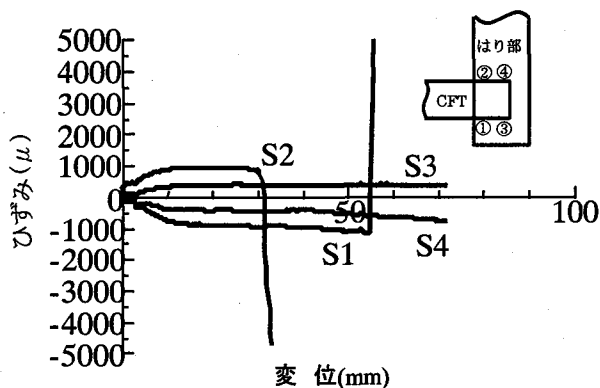
図-21 SRC剛接スタッドタイプの荷重～変位関係  
(高速荷重実験)



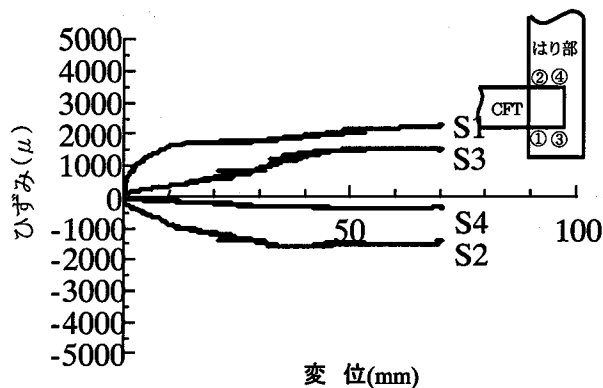
(a) CFT頭部直上部の引張鉄筋ひずみ



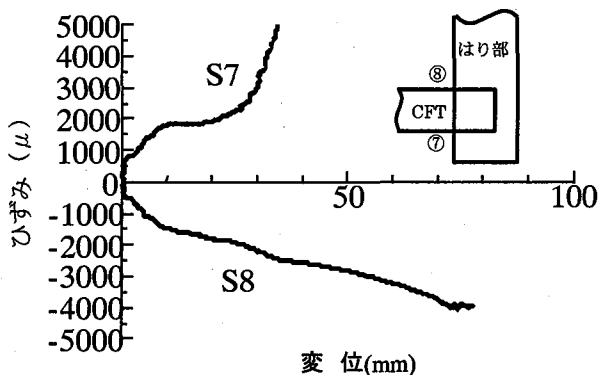
(a) CFT頭部直上部の引張鉄筋ひずみ



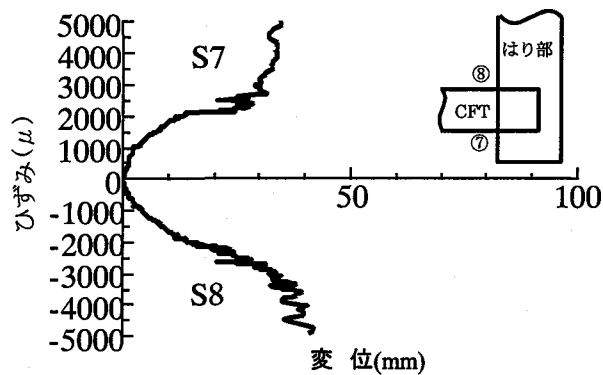
(b) CFT頭部のひずみ



(a) CFT頭部直上部の引張鉄筋ひずみ



(c) CFT首部のひずみ



(c) CFT首部のひずみ

図-20 鋼剛接タイプのひずみ～変位関係  
(高速荷重実験)

図-22 SRC 剛接スタッドタイプのひずみ～変位関係  
(高速荷重実験)

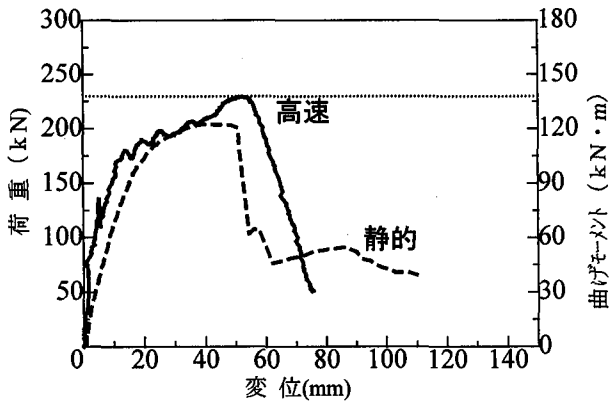


図-23 SRC剛接孔明きタイプの荷重～変位関係  
(高速載荷実験)

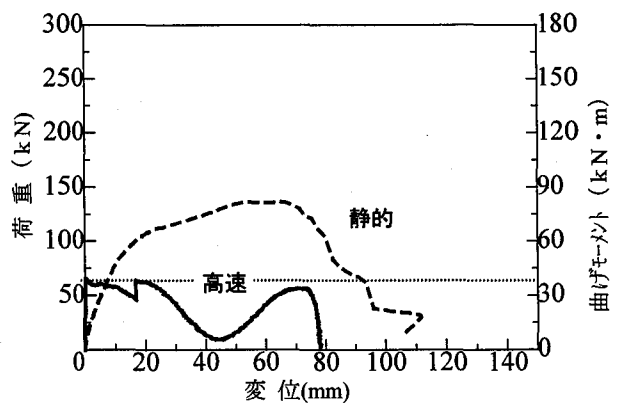
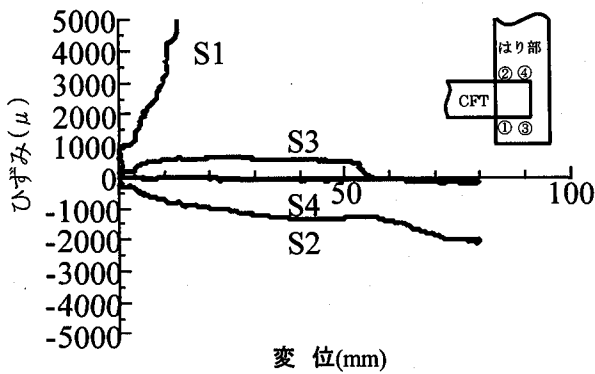
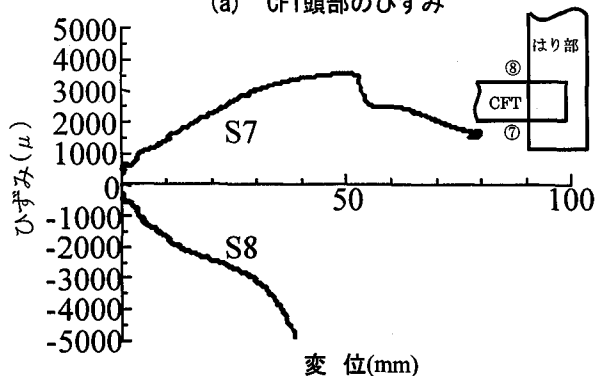


図-25 差込キータイプの荷重～変位関係  
(高速載荷実験)



(a) CFT頭部のひずみ

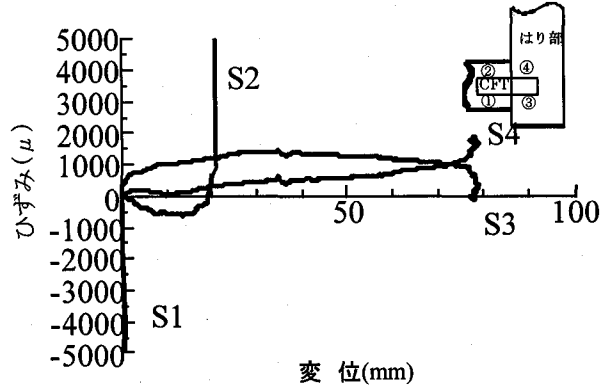


(b) CFT首部のひずみ

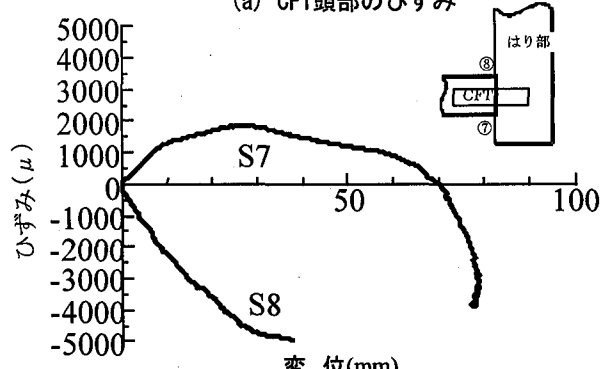
図-24 SRC 剛結孔明きタイプのひずみ～変位関係  
(高速載荷実験)

#### (d) 差込キータイプ

図-16に差込キータイプ(Cタイプ)の荷重～変位関係を示す。これより供試体の耐力は、130kN(曲げ耐力81kN・m)と他の3つの供試体に比べて小さい。図-17(a)には、差込キーの鋼管に貼付したひずみ～変位の関係を示す。この4つのひずみは全て引張応答を示していることから、差込キーは、接合部の曲げ変形を生じると同時に抜け出すように引張変形していることがわかる。一方、図-17(b)に示したCFT首部のひずみでは、No.7のひずみが一旦引張を示すものの変位50mmを境に圧縮側に転じ全断面が圧縮状態にあることがわかる。この差込キーと首部の動きから差込キータイプでは、はり部が柱に押し付けられる変形と同時に曲げ回転によるはり内部の引き抜き変形が同時に生



(a) CFT頭部のひずみ



(b) CFT首部のひずみ

図-26 差込キータイプのひずみ～変位関係  
(高速載荷実験)

じていることになり、接合部の曲げモーメント伝達力が弱いことがわかる。

### 3.3 高速載荷実験

#### (a) 鋼剛結タイプ

図-18に、鋼剛結タイプ(Aタイプ)の高速載荷実験における荷重および載荷点変位の時刻歴応答を示す。変位は、載荷開始後ほぼ線形的に増加しており、載荷状態がほぼ等速であったことがわかる。その勾配から平均速度を求めると概ね2.67m/secの載荷速度が得られる。また、35msecで変位の増分がなくなり、停止状態に移行している。図-19には、時間軸を同調させて処理した鋼剛結タイプの高速載荷実験の荷重～変位関係を、静的載荷と比較して示す。高速載荷時の耐力特性は、静的載荷のものと良く似ている

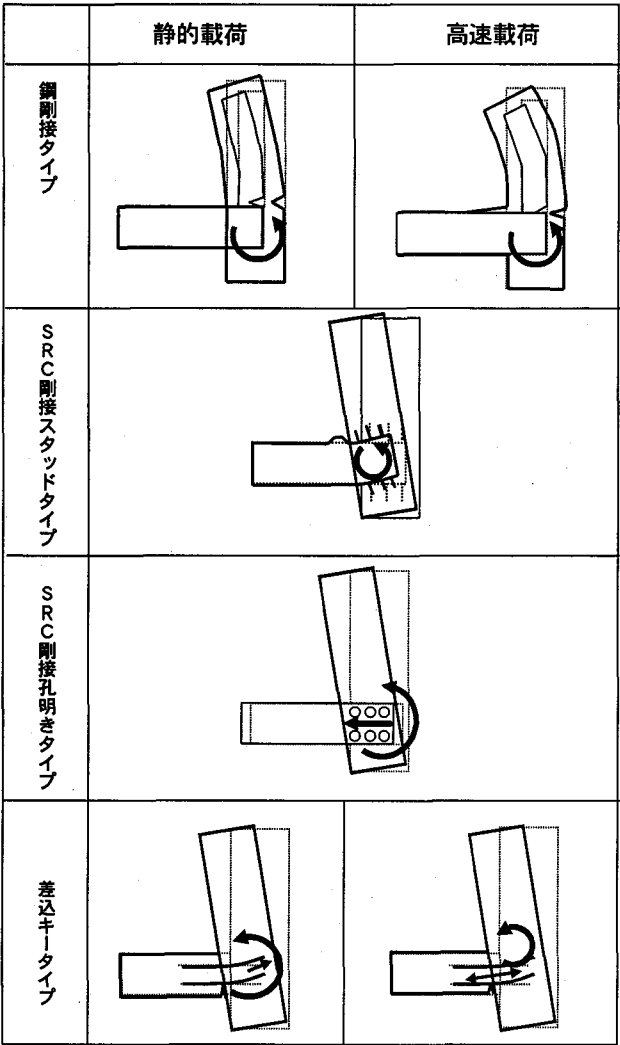


図-27 各供試体の変形メカニズム

が、変位 60mm 付近で、静的載荷では耐力の低下域に入るのに対して、高速載荷ではさらに耐力が上昇し、その最大値は 270kN(曲げ耐力 162 kN・m)となっている。このように、高速載荷実験の方が静的載荷よりも耐力が大きくなる傾向は、後述する SRC 剛結スタッドタイプおよび SRC 剛結孔明きタイプにも見られる。一般的には、このような耐力上昇は材料のひずみ速度効果と考えられるが、ひずみ速度効果に依存する場合には、変形や破壊のメカニズムが静的載荷と高速載荷で一致している必要がある。そこで、内部のひずみ応答を調べてみる。図-20 には、静的載荷と同様に供試体各部のひずみ～変位関係を示す。図-20(a)より、CFT 直上部の鉄筋ひずみは、静的載荷の場合と異なり、ほぼ均等に上昇している。図-20(b)の CFT 頭部の No. 2 のひずみが、変位 30mm で、No. 1 のひずみは変位 55mm で異状を示し、内部の接合に異状が生じていることを示している。図-20(c)の CFT 首部のひずみを見ると引張と圧縮が明瞭に分かれており、さらにひずみ No. 7 は、変位 30mm 付近で急上昇し、図-19 の 2 回目の荷重の上昇とよく同調している。これらより、高速載荷になると、主たる破壊メカニズムは、はりと柱部の溶接接合の破壊であるが、これに加えて CFT 首部の曲げ変形の影響を受けていること

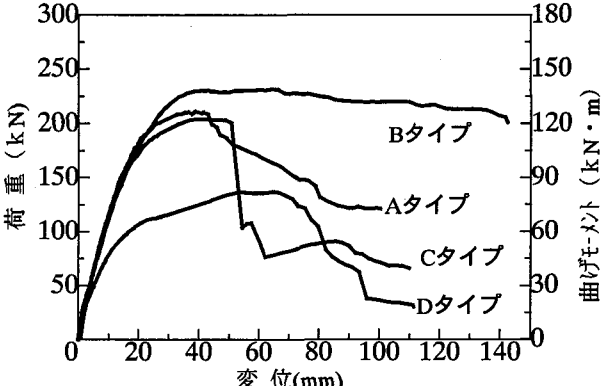


図-28 静的載荷実験の荷重～変位関係の比較

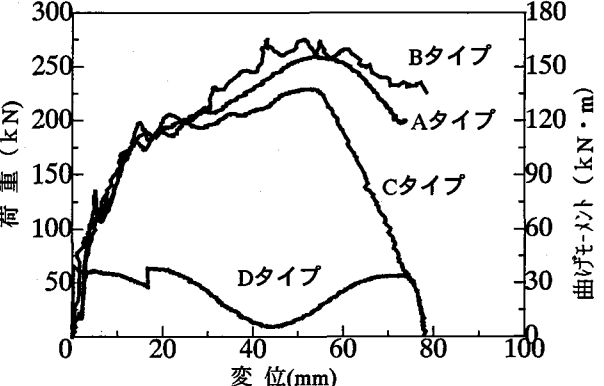


図-29 高速載荷実験の荷重～変位関係の比較

表-4 CFT 柱とよりの曲げ強度推定値と実験値の比較

|               | 実験値 (kN・m) |     | 推定値 (kN・m) |     |
|---------------|------------|-----|------------|-----|
|               | 静的         | 高速  | 柱          | はり  |
| 鋼剛結タイプ        | 126        | 162 | 150        | 156 |
| SRC 剛結スタッドタイプ | 135        | 162 |            | 174 |
| SRC 剛結孔明きタイプ  | 120        | 138 |            |     |
| 差込キータイプ       | 81         | 42  |            |     |

がわかる。

(b) SRC 剛結スタッドタイプ

図-21 に SRC 剛結スタッドタイプ (Bタイプ) の高速載荷時の荷重～変位関係を、図-22 に各部のひずみ～変位関係を示す。まず、高速載荷時の荷重～変位関係は、静的載荷のものと非常によく一致している。また、供試体各部のひずみの進展パターンも、図-13 に示した静的載荷時のものと同様な応答を示している。すなわち、SRC 剛結スタッドタイプでは、高速載荷時においても CFT 柱首部の曲げ耐力によって接合部の耐力が決定づけられたことがわかる。

(c) SRC 剛結孔明きタイプ

図-23 に SRC 剛結孔明きタイプ (Cタイプ) の荷重～変位関係を、図-24 に各部のひずみ～変位関係を示す。図-23 より高速載荷においても、その耐力とじん性は静的載荷のものと同様であり、また、図-24 のひずみ応答の推移も図-15 で示した静的実験のものと良く似ている。すなわち、CFT 頭部のひずみ No. 1 近くのコンクリートと鋼材の付着が切れて剥離した後に、はり底部鋼板と CFT との溶接が切れて耐力を失うメカニズムとなっている。

#### (d) 差込キータイプ

図-25に差込キータイプ(Dタイプ)の供試体の荷重～変位関係を静的載荷実験と比較して示す。高速載荷時の耐力は瞬時に失われ静的載荷に比べて小さいことがわかる。図-26(a)には、差込キー鋼管本体のひずみ～変位の関係を示すが、ひずみ No. 1 が載荷直後に振り切れている。すなわち、差込キー鋼管と周辺のコクリートとの間に異状が生じている。その後全体的に伸び変形していることから、差込キーが引き抜かれるように継手部が変形していることがわかる。このように、高速載荷状態では差込みキーが脆性的にその応力伝達能力を失うため、継手の耐力も脆性的に失われることがわかる。

#### 3. 4 各接合タイプの特性

図-27に、供試体各部のひずみ応答から考察された各供試体の変形メカニズムを示す。鋼剛結タイプは、静的載荷では、はり曲げ耐力が弱部となり全体の変形メカニズムが決定される。しかし、高速載荷では、柱部の曲げ耐力もはり曲げ耐力と同等に弱部となり、継手全体の変形メカニズムを支配する。SRC剛結スタッドタイプでは、CFT頭部のスタッドによる連結強度が十分に大きいので、CFT柱の曲げ耐力が弱部となり、その変形メカニズムの支配要因は、CFT首部の曲げ変形に集中する。SRC剛結孔明きタイプでは、底鋼板とCFTの溶接が切れると、回転の力の釣り合いのバランスが失われるため耐力が低下する。差込キータイプでは、静的載荷では、差込キー本体を引き抜くような回転変形が生じ、その継手耐力は、差込キー鋼管本体の引き抜き強度に支配されるようである。一方、高速載荷では、載荷直後にはり部が、柱に対して押しつけるように変形するが、この時に差込キー周辺のコクリートとの摩擦抵抗が失われる。よって、その後の継手の曲げ変形にともなう引き抜き抵抗力が失われ、脆弱な継手耐力になってしまう。このように、載荷速度の変化にかかわらず変形メカニズムが安定しているという点においてSRC剛結スタッドタイプもしくはSRC剛結孔明きタイプが望ましいことがわかる。図-28, 29には、それぞれ静的および高速載荷実験の各供試体の荷重～変位関係を比較して示す。これより、SRC剛結スタッドタイプの耐力が静的、高速載荷ともに大きな耐力を大変形まで持続でき強い接合となっていることがわかる。しかし、ロックシェッド全体の構造としては、柱部の曲げ破壊が柱の座屈破壊を助長することも考えられ、柱破壊先行型のメカニズムとなることになり、ロックシェッドの生存空間確保の観点から見るとあまり好ましくない。また、ラーメン構造の安定性が崩れることになり好ましくない。同様に、Aタイプのようなはり破壊型も接続部付近のはりの強度が低下しており、はり全体が落下する可能性もあり好ましいとはいえない。継手の曲げ耐力伝達力が失われた後も、はりと柱は損傷せずに、はりが柱の上に乗っているメカニズムを確保するには、C・Dタイプの破壊形態が望ましい。しかし、図-

29から明らかなように差込キータイプでは、高速載荷時に極めて脆弱であり、破壊メカニズムと耐力・じん性のバランスおよび施工性の観点からCFT頭部の孔明き型の連接方法がもっとも好ましい。しかし、これらの実験で明らかなように継手部がどの破壊メカニズムを選択するかは、①はりの曲げ耐力、②柱の曲げ耐力および③継手の曲げ耐力の最弱メカニズムによって決定づけられるものであり、それぞれに対する推定法が必要となる。そこで参考のために、はり部の曲げ耐力を断面分割法<sup>9)</sup>によって推定した。また、CFT柱については、CFT構造技術指針<sup>9)</sup>の終局曲げ強度推定式を用いて推定を試みた。CFT構造技術指針では、CFTの終局曲げ強度を、次式によって求めるものとしている。

$$M_u = {}_sM_u + {}_cM_u \quad (1)$$

ここで、 $M_u$  : CFTの終局曲げ強度、 ${}_sM_u$  : 鋼管部分の全塑性モーメント、 ${}_cM_u$  : コンクリート部分の曲げ耐力

$${}_cM_u = \frac{D_c^3}{2} \left( \frac{X_n}{D_c} - \frac{X_n^2}{D_c^2} \right) {}_cF_c \quad (2)$$

ここで、 $D_c$  : 充填コンクリートの断面高、 $X_n$  : 圧縮変形部の断面高さ、 ${}_cF_c$  : 拘束効果を考慮したコンクリート圧縮強度、

$${}_cF_c = F_c + K_R \left( \frac{t}{B} \right)^2 {}_s\sigma_y \quad (3)$$

ここで、 $F_c$  : コンクリートの強度、 $K_R$  : 拘束係数 (= 21)<sup>9)</sup>、 $t$  : 鋼管の板厚、 $B$  : 角型鋼管の幅、 ${}_s\sigma_y$  : 鋼管の降伏応力度。

なお、材料の強度は、表-1のものを用いて推定した。表-4には各推定値を実験結果と比較して示す。まず、鋼剛結タイプの推定値を見るとCFT柱が150kN・mであるのに対してはり部が156kN・mと、推定に基づくCFT柱の方が弱部となるが、微妙な大小関係にあることがわかる。実験では静的載荷で126kN・m、高速載荷で162kN・mとなっており、静的載荷では、はり曲げ耐力の推定値がやや過大推定になっていることがわかる。SRC剛結スタッドタイプでは、実験でもCFT部が曲げ耐力を決定づけているが、その推定値156kN・mに対して、静的載荷時の耐力は135kN・mとなり、若干の過大な推定となっている。SRC剛結孔明きタイプおよび差込キータイプについては、実験で内部の機構により耐力が決定づけられているので、当然のことながら推定値は、過大な推定となっている。すなわち、接合部の耐力の推定において、はりまたは柱の曲げ耐力については若干の過大推定となるが、既存の方法でほぼ推定可能である。しかし、連接内部の継手部については破壊機構が未解明のため、その推定法も未だない。よって、SRC剛結孔明きタイプのような連接部自体の破壊による曲げ

耐力を推定するには、今後の詳細な検討が必要である。

#### 4. 結 言

本研究は、CFT柱・合成コンクリートはりの接合部に対する静的および高速載荷実験を行い、その破壊挙動および耐力に及ぼす載荷速度の影響について検討を行ったものである。本研究の成果を要約すると以下ようになる。

(1) 本実験で用いた4種類の継手構造の中では、SRC剛結スタッドタイプが最も大きな曲げ耐力およびじん性があった。これは、静的載荷に限らず、載荷速度を2.6m/sec(曲げ速度4.45rad/sec)とした場合も変わらない。しかし、最弱部が柱部に発生し、継手部の耐力はCFTの曲げ耐力に決定づけられた。

(2) SRC剛結孔明きタイプの曲げ伝達能力は、SRC剛結スタッドタイプとほぼ同等であった。このタイプでは、CFT頭部の摩擦抵抗が耐力を決定づけており、その耐力はCFT柱の曲げ耐力より若干小さい程度である。また、じん性ははり底部の鋼板とCFT柱の溶接接合部によって決定づけられ、この接合方法によって継手のじん性が支配される。

(3) 差込キータイプでは、その曲げモーメント伝達能力が他のものに比して小さい。さらに高速載荷を受けると差込キー周辺のコンクリートとの摩擦が瞬時に失われ、脆性的な破壊を示した。

(4) ロックシェッドの継手部の破壊メカニズムでは、破壊後の生存空間確保の観点も考慮する必要がある。SRC剛結孔明きタイプのように柱を破壊させない破壊メカニズムが好ましい。

(5) SRC剛結スタッドタイプおよびSRC剛結孔明きタイプの継手部の高速載荷による破壊メカニズムは、静的載荷と同じメカニズムをたどって破壊に至るため、その継手部の性能は載荷速度に依存せず安定しており、好ましい挙動である。

(6) はり部分の静的曲げ耐力については、断面分割法によって、柱部分の静的曲げ耐力については、CFT柱の曲げ耐力推定法によって概ね推定が可能である。なお、本研究で用いた供試体の溶接接合箇所については、供試体サイズの制約上用いたものであり、実物サイズでは、ボルト接合に替えることが考えられるので、この点についても検討が必要である。

(7) はりや柱が降伏または破壊することなく、接合構造そのものが降伏または破壊する場合の耐力については、推定法がなく、今後の検討が必要である。また、はりや柱の耐力についても高速載荷時のものについては必ずしも良い推定値が得られないので、今後の検討や修正が必要と思われる。

#### 謝 辞

本研究を実施するにあたり伊藤一雄氏、園林栄喜氏、別府万寿博氏の協力を得ました。ここに記して感謝の意を表します。

#### 参考文献

- 1) 三田地利之：豊浜トンネル岩盤崩落とその教訓，土木学会誌，事故速報，pp.2～7，1996年4月。
- 2) 熊谷守晃：ルランベツ覆道における落石災害に関する報告，第2回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集，pp.286～290，1993年6月。
- 3) 園田恵一郎：落石覆工の設計法についての一提案，構造工学論文集，Vol.39A，pp.1563～1572，1993年3月。
- 4) 中野修，今野久志，岸徳光，遠藤紘：三層緩衝構造の緩衝性能に及ぼす裏面材料の影響，土木学会北海道支部論文報告集，pp.211～216，平成4年。
- 5) 太田貞次，山本恭嗣，園田佳巨，石川信隆：剛体ばねモデルによる鋼・コンクリート合成はり部材の衝撃応答解析，第2回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム論文集，1993年6月。
- 6) CFT構造技術指針・同解説：社団法人 新都市ハウジング協会：1997年1月。
- 7) 佐藤昌志，今野久志，岸徳光，渡辺敏：実規模PC覆工の衝撃破壊実験，第4回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集，pp.271～276，1998年6月。
- 8) 前川試験機製作所，油圧式高剛性テストシステム，PAT. 931278。
- 9) 園林栄喜，小林一隆，香月智，石川信隆：高速載荷時の円形スパイラル筋で補強したPCはりの弾塑性挙動に関する一考察，構造工学論文集，Vol.42A，pp.1235～1240，1996年3月。

(1998年9月18日受付)