

## アンダーマッチング溶接により組み立てられた超高強度鋼箱形断面CFT柱梁接合部パネルのせん断性能

松尾, 真太郎  
九州大学大学院人間環境学研究院

一戸, 康生  
一般社団法人日本鋼構造協会

村上, 行夫  
JFEスチール株式会社

伊藤, 浩資  
日本製鉄株式会社

<https://hdl.handle.net/2324/7174392>

---

出版情報 : STEEL CONSTRUCTION ENGINEERING. 28 (111), pp.11-25, 2021-09-25. Japanese Society of Steel Construction

バージョン :

権利関係 : © 2021 Japanese Society of Steel Construction



# アンダーマッチング溶接により組み立てられた超高強度鋼箱形断面 CFT 柱梁接合部パネルのせん断性能

## SHEAR PERFORMANCE OF CONCRETE-FILLED BOX SECTION COLUMN TO BEAM CONNECTION PANEL MADE OF ULTRA-HIGH STRENGTH STEEL ASSEMBLED BY UNDERMATCHED WELDS

松尾 真太郎\*<sup>1</sup> 一戸 康生\*<sup>2</sup> 村上 行夫\*<sup>3</sup> 伊藤 浩資\*<sup>4</sup>  
Shintaro MATSUO\*<sup>1</sup> Yasuo ICHINOHE \*<sup>2</sup> Yukio MURAKAMI \*<sup>3</sup> Hiroshi ITO \*<sup>4</sup>

**ABSTRACT** The purpose of this study is to clarify the structural performance of concrete-filled box section column to beam connection panel made of ultra-high strength steel (H-SA700B) assembled by undermatched welds. We conducted monotonic loading tests and experiments in which a constant axial force and repeated shear forces were applied to the beam-to-column connection of a cruciform subassembly. Experimental parameters include strength of the weld metal at corner joint, width-to-thickness ratio, panel aspect ratio and others. Based on the results, it is revealed that a CFT panel assembled by undermatched welds has the sufficient performance for practical use. Furthermore, the shear strength equations, which can evaluate the effect of the weld metal strength at corner joints of panel, were proposed.

**Keywords:** 超高強度鋼, 溶接組立箱形断面, アンダーマッチング溶接, CFT 柱梁接合部パネル  
Ultra-high Strength Steel, Built-Up Box Section, Undermatched Weld,  
Concrete-Filled Tubular Column to Beam Connection Panel

### 1. 序

#### 1.1 目的

近年, 引張強さ 800~1000N/mm<sup>2</sup> の超高強度鋼を用いて, 震度7クラスの地震に対しても無損傷の建築構造を目指した研究が行われてきた[1]. 一般に部材の組立ては母材強度と同等以上の強度を有する溶接材料を用いたオーバーマッチング溶接が前提であるが, 超高強度鋼の場合, 溶接割れ防止や溶接金属の強度・靱性確保の観点から予熱, 入熱量, パス間温度等の溶接条件が厳しく制限され, 製作上の作業効率が大きく低下することが問題となっている. これに対してアンダーマッチング溶接が可能となれば, 溶接条件が大幅に緩和され作業効率が上昇する.

\*<sup>1</sup> 第2種正会員

博士 (工学) 九州大学大学院  
人間環境学研究院 准教授  
(〒819-0395 福岡市西区元岡 744)

\*<sup>2</sup> 博士 (工学)

一般社団法人日本鋼構造協会 常務理事  
(〒103-0027 東京都中央区日本橋 3-15-8)

\*<sup>3</sup> 工修 JFE スチール株式会社

(〒100-0011 東京都千代田区内幸町 2-2-3)

\*<sup>4</sup> 第1種正会員

博士 (工学) 日本製鉄株式会社  
(〒100-8071 東京都千代田区丸の内 2-6-1)

本研究は, 超高層建物を対象とした超高強度鋼 (H-SA700B) を用いた箱形断面 CFT 柱について, 角継手にアンダーマッチング溶接を適用した場合の構造性能の解明とその評価法の提案を目的としたものである. 著者らは既に同部材の曲げせん断性能について実験的に明らかにしている[2]. 本論では, 箱形断面 CFT 柱梁接合部パネル (以下, 接合部パネルと称する) を対象とし, 2 シリーズの載荷実験を実施し, 接合部パネルの力学的挙動について検討する. 1 シリーズ目の実験では, 単調載荷により幅厚比・辺長比 (パネルの高さと幅の比)・コンクリート強度などの諸変数が接合部パネルのせん断挙動に与える影響を箱形断面 CFT 柱の角継手部強度 (アンダーマッチング溶接・オーバーマッチング溶接) の比較を通じて分析する. 2 シリーズ目の実験では, 十字形部分架構試験体を用いた一定柱軸力下繰返し載荷により, 接合部パネルの繰返し挙動に与える角継手部強度の影響について分析する. さらに, 降伏耐力 (短期許容耐力) および終局耐力の評価法を提案する.

#### 1.2 既往の研究

超高強度鋼にアンダーマッチング溶接を用いた純鉄骨の研究として, 山田ら[3]は, 780 ニュートン級超高強度鋼 (HT780) の鋼板による箱形断面柱試験体

の接合部パネルの繰返しせん断実験を行った。その際、角継手部の溶接には、母材と同強度以上の溶接材料（オーバーマッチング溶接）、および母材より低強度の 590 ニュートン級鋼（HT590）用の溶接材料（アンダーマッチング溶接）を適用した。実験から、アンダーマッチング溶接は、接合部パネルの強度や変形性能をほとんど低下させないことを明らかにした。また、岡田ら[4,5]は、1000 ニュートン級超高強度鋼を用いた箱形断面柱の十字形骨組の実験を行っている。角継手部の溶接は、同強度の溶接材料による完全溶込み溶接とした場合と、初層を低強度溶接材料によるシールビード、第二層以降を母材と同強度の 1000 ニュートン級溶接材料による部分溶込み溶接とした場合を検討した。後者は結果的にアンダーマッチング溶接に相当するが、溶接部に必要なせん断耐力を確保すれば、両者の接合部パネルの剛性は同等であること、ただし、降伏耐力はやや低下することを示した。このほか、純鉄骨の柱梁接合部パネルについては田中ら[6]～[8]の研究がある。これらを基に、純鉄骨において部材断面を構成する継手にアンダーマッチング溶接を適用した場合の設計や施工方法が文献[1]に提案されている。一方、アンダーマッチング溶接で組み立てられた超高強度鋼 CFT 柱梁接合部パネルに関する研究は行われておらず、

充填コンクリートの体積膨張がアンダーマッチング溶接による角継手部に不利な影響を及ぼすかどうか、また超高強度材料において鋼・コンクリート合成断面としての耐力を発揮できるかどうか等について検証しておくことは重要である。

## 2. 単調載荷実験

### 2.1 試験体

図 1, 2 に単調載荷実験用試験体の形状、表 1 に試験体一覧を示す。試験体の鋼管は板厚 9mm の H-SA700B 鋼板をアンダーマッチング溶接 (UM) もしくはオーバーマッチング溶接 (OM) により組み立てた箱形断面であり、鋼管幅 ( $B$ ) は 250mm と 150mm の 2 種類とする。その他の実験変数として、コンクリート強度、載荷方向、辺長比を採用し、すべての試験体について UM と OM を設定している。本実験は、接合部パネルの力学的挙動および破壊性状等を把握する目的としており、接合する梁は外ダイアフラム PL-40 または PL-32 (SN490B) とウェブプレート PL-9 (SN490B) のみで簡素化している。外ダイアフラムには 10mm の部分開先 (60 度) を両側にとり、鋼管に部分溶込み溶接している。溶接ワイヤは外ダイアフラムの強度に合わせており、予熱は行っていない。パネル部材のみでは曲げの影響が入りやすく

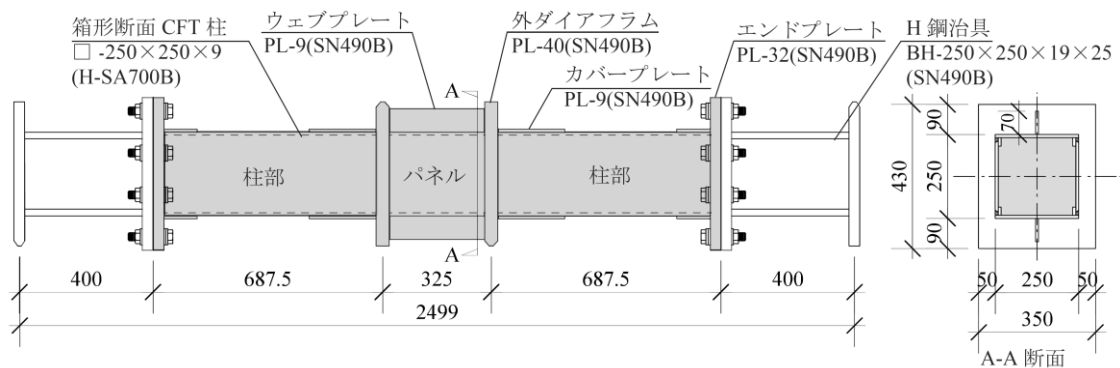


図 1 試験体 ( $B/t=27.8$ )

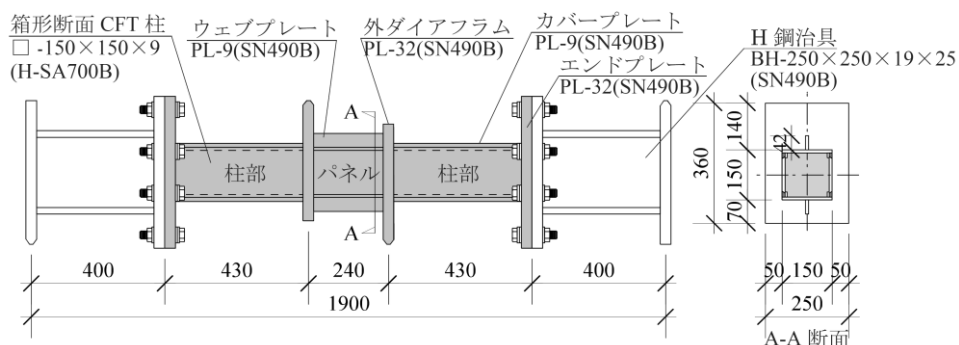


図 2 試験体 ( $B/t=16.7$ )

表1 試験体一覧

試験体		幅 B [mm]	板厚 t [mm]	幅厚比 B/t	コンクリート 設計基準強度 Fc [N/mm <sup>2</sup> ]	パネル 高さ [mm]	辺長比	載荷 方向	溶接 条件	角溶接 一柱 強度比
No.	名称									
1	P13-250U-Fc70	250	9	27.8	70	325	1.3	0°	UM	0.632
2	P13-250O-Fc70								OM	0.985
3	P13-150U-Fc70								UM	0.565
4	P13-150O-Fc70	OM		0.913						
5	P13-150U-Fc150	UM		0.565						
6	P13-150O-Fc150	OM		0.913						
7	P13d-150U-Fc150	150	16.7	150	195	1.3	45°	UM	0.583	
8	P13d-150O-Fc150							OM	1.02	
9	P16-150U-Fc150	150	16.7	150	240	1.6	0°	UM	0.583	
10	P16-150O-Fc150							OM	1.02	

※角溶接一柱強度比：角溶接金属の降伏点と柱の降伏点の比

表3 鋼材の機械的性質

柱断面	部位	鋼種	板厚 t [mm]	降伏点 $\sigma_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	引張強さ $\sigma_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]	ヤング係数 E [N/mm <sup>2</sup> ]	降伏比 Y	伸び [%]	備考
B□-250×250	柱	H-SA700B	9.68	797	824	1.97×10 <sup>5</sup>	0.967	25.7	-
	角溶接金属 UM	YGW11	-	504	624	2.10×10 <sup>5</sup>	0.808	30.4	-
	角溶接金属 OM	G78A	-	785	989	2.09×10 <sup>5</sup>	0.794	21.2	-
B□-150×150	柱	H-SA700B	9.65	793	821	1.97×10 <sup>5</sup>	0.966	25.5	-
	角溶接金属 UM	YGW11	-	448	590	2.06×10 <sup>5</sup>	0.759	27.4	*1
			-	462	595	2.10×10 <sup>5</sup>	0.776	26.3	*2
	角溶接金属 OM	G78A	-	724	931	2.06×10 <sup>5</sup>	0.778	21.7	*1
			-	809	972	2.01×10 <sup>5</sup>	0.832	14.3	*2

※試験片の規格：JIS Z2241 5号 (H-SA700B)，JIS Z3111 A2号 (角溶接金属)

※降伏点の定義：明瞭な降伏棚が生じた場合はそれが確認できる範囲の平均応力  
明瞭な降伏棚が生じない場合は0.2%オフセット耐力

※ヤング係数の定義：引張強さの1/3となる点と原点との割線剛性

※溶接金属の機械的性質は，部材両端から採取したすべての試験片の平均値とする。

※備考欄\*1は試験体 No.3~6，備考欄\*2は試験体 No.7~10に対応する。

パネルが保有する耐力を低減させてしまう懸念があったこと，実際の接合部パネルには本来梁ウェブが存在し，それによるパネルの変形拘束効果も期待されることなどから，本載荷装置のなかで可能な範囲でウェブプレート設けることとした。すべての試験体はパネル部のせん断降伏が先行するように設計されており，柱部の鋼管にはパネル部の破壊に先行して曲げ降伏しないようにカバープレート PL-9 (SN490B) を溶接している。

図1，2の右図にパネル部の断面図，図3に角継手溶接詳細図を示す。図3に示すように角継手溶接はUMとOMの完全溶込み溶接とし，UMでは溶接材料としてYGW11 (490N/mm<sup>2</sup>級)，OMではG78A (780N/mm<sup>2</sup>級)を用いている。UMでは3層3パス，OMでは3層5パスとし，表2に示すように，

表2 角継手溶接条件

溶接条件	溶接材料	予熱温度 [°C]	入熱 [kJ/cm 以下]	パス間 温度 [°C]	パス数
UM	YGW11	200	30	300	3
OM	G78A	50	12	50	5

所定の入熱量ならびにパス間温度以下となるよう調整している[8]。ルートギャップはすべての試験体で7mmとしている。

## 2.2 材料の機械的性質

表3に使用鋼材，溶接金属 (OM, UM) の機械的性質をそれぞれ示す。溶接金属の機械的性質は，溶接部試験のための溶接組立箱形断面部材 (B□-150×

150とB□-250×250, それぞれUMあるいはOMで溶接)を計4体制作し, これらの試験体の溶接部から, 試験片を切り出す. 角溶接部の溶接条件は表2に示す通りである. 切り出し位置は部材の両端とし,

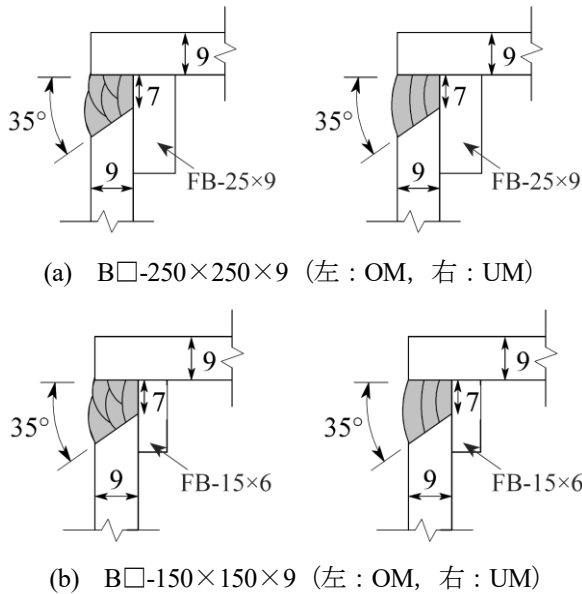


図3 角継手部溶接詳細図

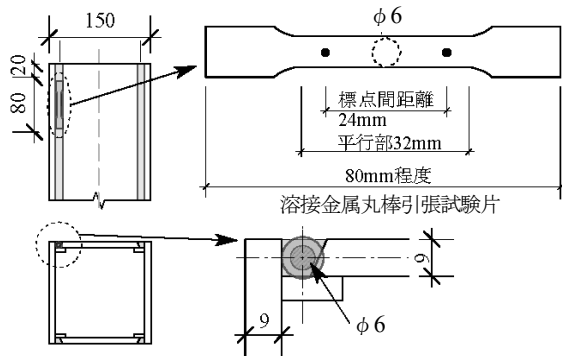


図4 溶接金属の引張試験片と採取位置の例

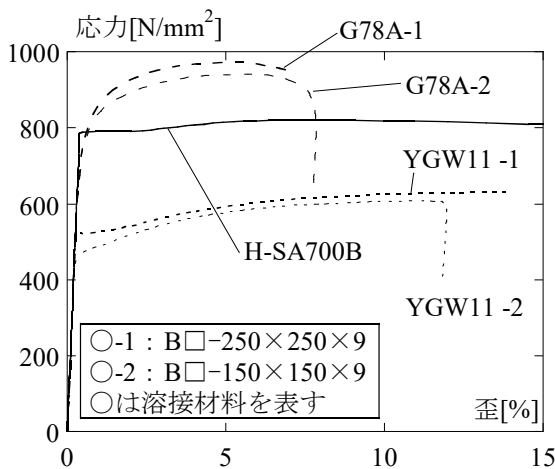


図5 鋼材と溶接金属の応力-歪関係の一例

各部位より4体ずつ溶接金属試験片を採取する. 図4に断面上の切り出し位置と切り出して旋盤加工した溶接金属丸棒引張試験片を示す.

表3に示す通り, 引張強さはUMでは鋼板部分より低く, OMでは高くなっており, アンダーマッチングとオーバーマッチングの条件を満たしている. 降伏点は必ずしもそのようにはなっていないが, 明瞭な降伏棚を示しているUM(YGW11)溶接金属に比べて, その領域における超高強度鋼(H-SA700B)の応力は大きい値を示していることから, オーバーマッチングの条件に問題はないと考えられる.

表4にコンクリートのシリンダー圧縮試験による機械的性質を示す. 圧縮試験は, 各試験体の荷荷日に実施しており, ヤング係数は, 圧縮強度の1/3点と原点との割線剛性として算定している.

### 2.3 荷荷方法および計測方法

図6にB□-150×150×9の接合部パネル試験体の荷荷装置を示す. 荷荷には5000kN試験機を使用し, 軸力は作用させず, 接合部パネルのせん断力が卓越する逆対称加力を行う. 図6に示すように, 荷重 $P_1$ を受ける加力点の境界条件をピン, その他の加力点および支持点の境界条件をピンローラーとしている. なお, 加力点と支持点に接触する外ダイアフラムやH鋼治具エンドプレート(図1, 2)には面取りを施して10mm幅相当が接触するようにしている. 実験は単調荷荷とし, 試験体の破断等の現象が確認されるか変位計ストロークの限界に達するまで荷荷する. 変位計測項目は接合部パネル各部の鉛直変位・水平変位・対角方向の相対変位, 角継手部のせん断変形である. 接合部パネルのせん断変形角 $\rho\gamma$ については,  $B=250\text{mm}$ の場合に対角方向相対変位を用いた(1)式,  $B=150\text{mm}$ の場合に鉛直変位と水平変位を用いた(2)

表4 充填コンクリートの機械的性質

試験体		材 齢	圧縮 強度	ヤング 係数
No	名称	[日]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
1	P13-250U-Fc70	44	72.5	3.83×10 <sup>4</sup>
2	P13-250O-Fc70	53		
3	P13-150U-Fc70	59	64.1	3.78×10 <sup>4</sup>
4	P13-150O-Fc70	71		
5	P13-150U-Fc150	84	133.0	5.09×10 <sup>4</sup>
6	P13-150O-Fc150	91		
7	P13d-150U-Fc150	32	140.8	5.13×10 <sup>4</sup>
8	P13d-150O-Fc150	35		
9	P16-150U-Fc150	42	146.3	5.09×10 <sup>4</sup>
10	P16-150O-Fc150	45		

式により算出する (図7, 8).

$$p\gamma = \frac{d_1 - d_2}{2} \cdot \frac{\sqrt{h^2 + B^2}}{h \cdot B} \quad (1)$$

$$p\gamma = \frac{v_2 - v_1}{h} + \frac{u_1 - u_2}{B} \quad (2)$$

ここで,  $h$ : パネル軸方向測定点間距離,  $B$ : 鋼管幅 (=パネル幅),  $d_1, d_2$ : パネルの対角方向相対変位 (図7),  $u_1, u_2$ : パネル上下の水平変位 (図8,  $u_1=(u_{11}+s_{11})/2$ ,  $u_2=(u_{12}+s_{12})/2$ ),  $v_1, v_2$ : パネル左右の鉛直変位である (図8).

その他, パネル上下に接続するウェブプレートのパネル高さ方向中央におけるせん断歪を3軸歪ゲージにより計測する. ここで得られるせん断歪は, 後述する (2.4.3 項参照) パネル部の負担せん断力を推測するために用いる.

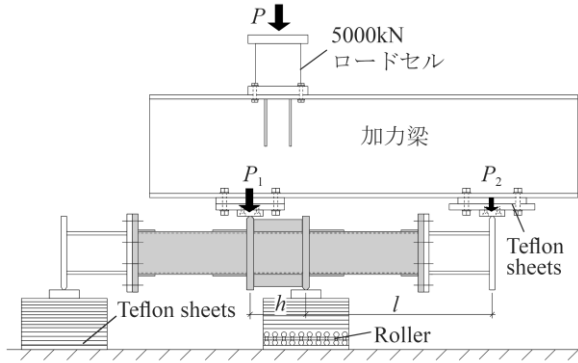
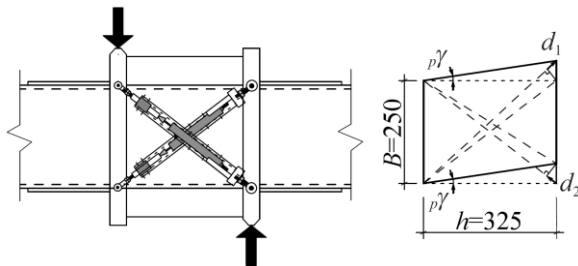
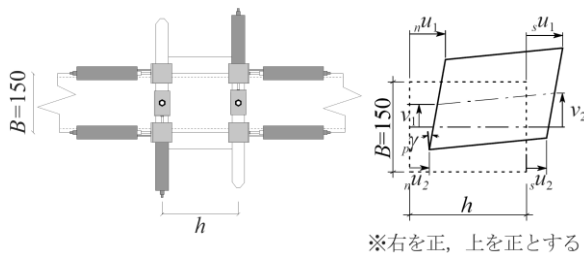


図6 荷装置 ( $B=150\text{mm}$ )



※パネル両面の変位平均値を採用

図7 パネルせん断変形角の計測 ( $B=250\text{mm}$ )



※パネル両面の変位平均値を採用

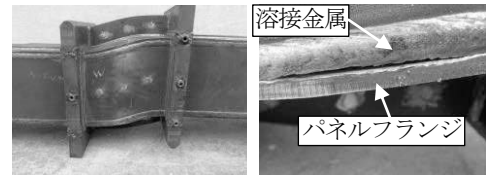
図8 パネルせん断変形角の計測 ( $B=150\text{mm}$ )

## 2.4 実験結果

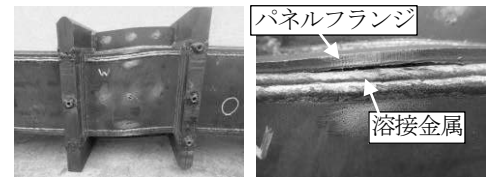
### 2.4.1 履歴挙動と破壊性状

図9に代表的な試験体の終局状態を示す. 図9(a)と(b)は試験体 No.1,2 であり, いずれもパネル中央において大きなせん断変形が生じ, パネル高さ中央付近の角継手部における破断により終局を迎えた. 破断面は溶接金属とパネルフランジ (非開先側) との境界において確認できる. その他, 加力方向が0度の試験体 (No.3~6,9,10) についても同様の破壊性状が確認できた. 一方, 加力方向が45度の試験体 No.7, 8 については, 図9(c)に示す通り, 他の試験体と同様の破断に加えてダイアフラムとパネル間の溶接部 (曲げ引張側) において亀裂が生じた. 以上のように, 本実験では角継手部の破断はいずれも溶接金属とパネルフランジの境界において生じたが, 一因として熱影響部の軟化の可能性が考えられる.

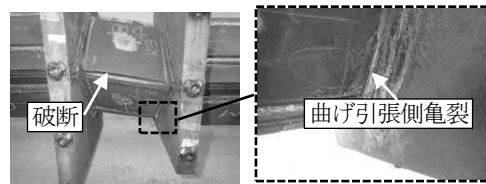
図10にパネルせん断力  $pQ$ —せん断変形角  $p\gamma$  関係



(a) P13-250U-70



(b) P13-250O-70



(c) P13d-150O-150

図9 試験体の終局状態

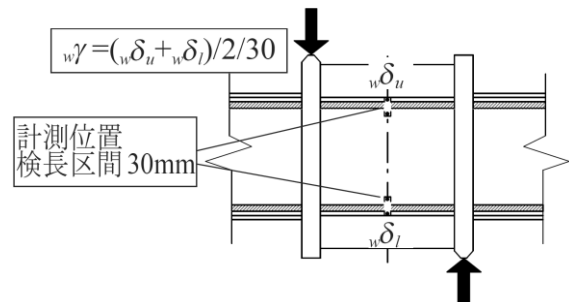


図11 角継手部せん断変形計測位置

を示す。同図に降伏耐力実験値（接線剛性が初期剛性の1/3となるとき）のせん断力[9]を○印，終局耐力実験値（ $p\gamma=0.01\text{rad}$ 時のせん断力[10]）を△印，最大耐力実験値を□印で示している。すべての試験体において急激な耐力低下は見られず安定した履歴性状が確認できる。载荷装置の限界まで载荷しても最大耐力を示さなかったものもあるが，全体的な傾向として，UM試験体の方が数%程度耐力は低く，角継手部強度の影響が現れたといえる。特に最大耐力が確認できた図10(a),(d),(e)について見ると，最大耐力後の劣化の度合いがOM試験体の方が大きく，UM試験体は緩やかに耐力劣化しながら変形も伸びている様子がうかがえる。

長区間30mmで除した値である。一部のデータについてはある $p\gamma$ 以降で一定値を示しているが，これは変位計のストロークが限界に達したためである。図より，グラフの勾配がある点を境に急変していることが確認できるが，OM試験体に比べてUM試験体の方がこの勾配の変化が大きく，角継手部のせん断変形が大きい傾向にあることが分かる。OM試験体ではグラフの勾配が急変する以前に降伏耐力実験値（▲印）に達しているのに対し，UM試験体ではグラフの勾配の急変後に降伏耐力実験値（▲印）に達しているものが多いことから，角継手部の溶接金属が鋼管(H-SA700B)より先に降伏したものと考えられる。

### 2.4.2 角継手部のせん断挙動

図11に角継手部のせん断変形の計測位置を示す。パネル高さ中央の上下2ヶ所で角溶接線をまたぐようにクリップ型変位計を設置し，パネルフランジウェブ間の相対変位を計測した。図12に角継手部せん断変形角 $w\gamma$ —パネルせん断変形角 $p\gamma$ 関係を示す。ここで， $w\gamma$ は図11の変位計測値2点の平均値を検

### 2.4.3 耐力に与える実験変数の影響

図13に角継手部強度がパネル耐力に与える影響を実験変数毎に比較して示す。ここで，パネル耐力実験値はウェブプレートを含む耐力からウェブプレートが負担するせん断力を差し引いた値とした。ウェブプレートが負担するせん断力は，3軸歪ゲージによる計測値から推定したせん断歪 $\gamma$ にせん断弾性

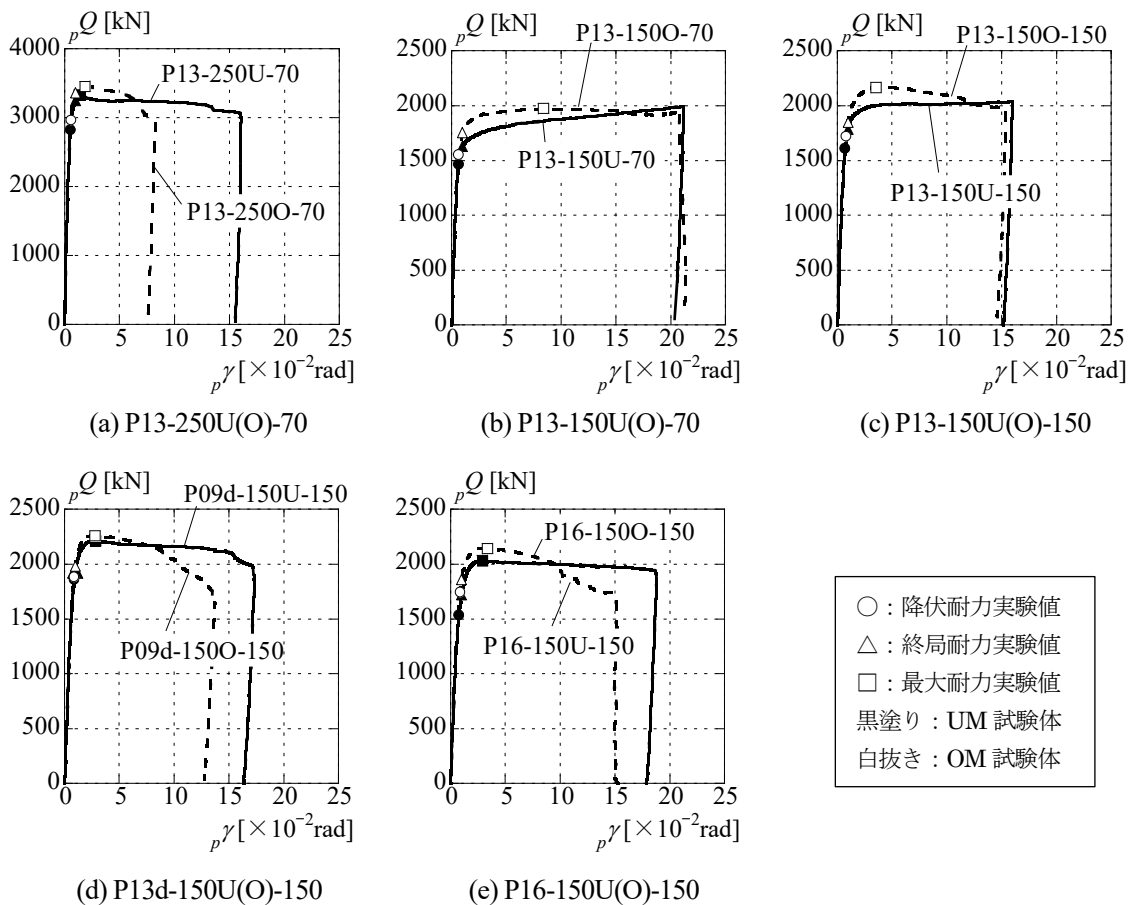


図10 パネルせん断力 $pQ$ —せん断変形角 $p\gamma$ 関係

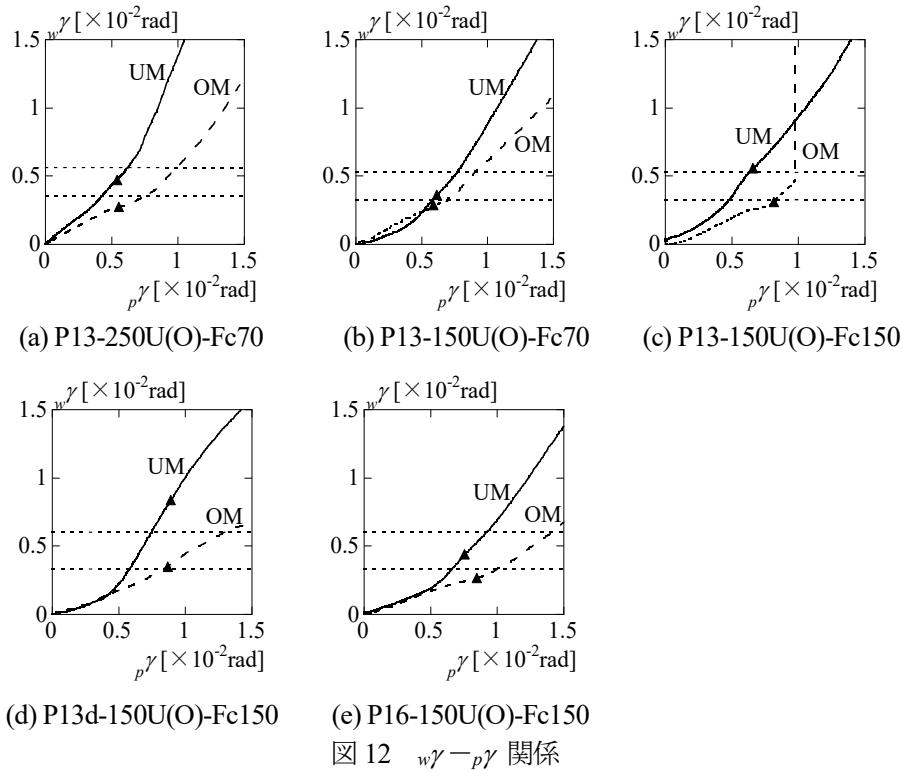


図 12  $w\gamma - p\gamma$  関係

係数  $G$  (材料試験から得られたヤング係数とポアソン比 0.3 による計算値) を乗じて求めたせん断応力と断面積の積として得られる。なお、図 14 に示す通り、上下のウェブプレートを一枚の長方形断面とみなしたせん断応力分布を仮定した。同図中に算定に利用した歪ゲージ貼付位置とせん断応力算定式を示す。ウェブプレートの負担せん断力の実験値は、図 10 の  $pQ$  に対して、降伏耐力時で 3~5%、終局耐力時で 3~6%程度であることを確認している。図 13 中の●、○印は降伏耐力および終局耐力時を示している。図よりパネル辺長比が大きいくほど、また充填コンクリート強度が低いほど、UM 溶接による耐力低下の割合が大きくなるのがわかる。一方で、加力方向が 45 度の試験体では、UM 溶接による耐力低下が小さいが、これは角継手部の破断よりもパネルとダイアフラムの溶接部 (曲げ引張縁側) における破

断がパネルの挙動に大きく影響したためであると考えられる。

### 3. 十字形部分架構繰返し载荷実験

2 章では梁を簡素化した接合部パネルの単調载荷による力学性状を確認した。本章では、実大 CFT 十字形部分架構を対象とし、角継手部強度が接合部パネルの繰返し挙動に与える影響について検討する。

#### 3.1 試験体および载荷・計測概要

図 15 に試験体形状および载荷方法、表 5 に試験体一覧を示す。試験体数は計 2 体で、接合部パネルの角継手部に YGW11 を用いて UM 溶接とする試験体 F-U と、G78A を用いて OM 溶接とする試験体 F-O である。両試験体のパネルおよび柱には H-SA700B を用いた溶接組立箱形断面鋼管 (B□-350×350×19) を採用し、設計基準強度  $F_c=100\text{N/mm}^2$  の高強度コン

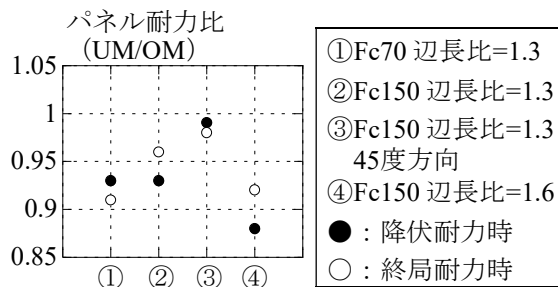


図 13 角継手部強度の影響

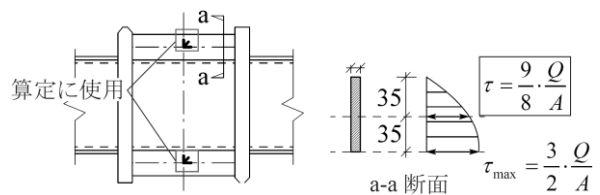


図 14 3 軸歪ゲージ貼付位置とせん断応力分布の仮定

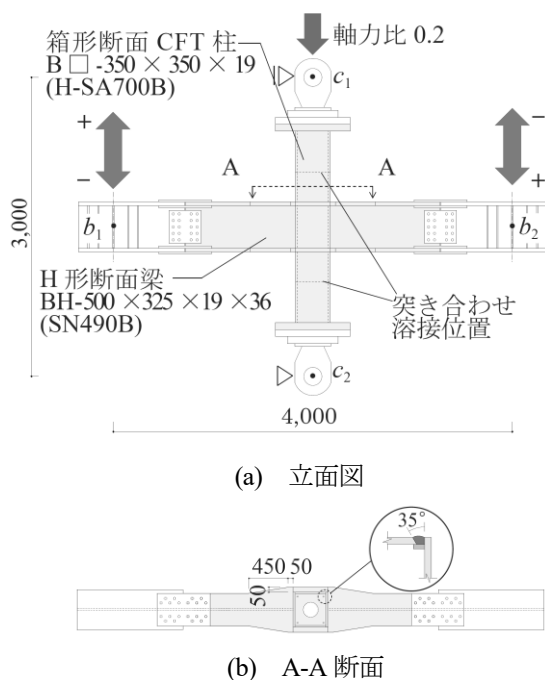


図 15 試験体形状および荷重方法

表 5 十字形部分架構試験体一覧

試験体	F-U	F-O
溶接条件	UM	OM
角溶接-柱強度比	0.573	1.23
パネル幅	350mm	
パネル高さ	464mm	
パネル板厚	19mm	
幅厚比	18.4	
辺長比	1.3	
コンクリート設計基準強度 $F_c$ [N/mm <sup>2</sup> ]	100	

クリートを充填して CFT 柱としている。梁には溶接組立 H 形鋼 (BH-500×325×19×36, SN490B) を採用している。試験体は接合部パネルの降伏が先行するように設計されており、後述する材料試験結果を考慮すると、接合部パネルの全塑性耐力に対して梁の全塑性耐力で 8%程度、柱の全塑性耐力(軸力比 0.2 を考慮)で 20%程度の余力があることを確認している。なお、柱鋼管は 3 分割したものをパネル断面外で突き合わせ溶接している。また、柱梁仕口部は板厚 40mm の内ダイアフラム (SN490B) と板厚 36mm の外ダイアフラム (SN490B) で補剛する形式としている。ここで、内ダイアフラムを用いた理由について説明する。単調荷重実験では外ダイアフラムを介してパネルに圧縮荷重のみを与えるのに対して、十字形部分架構実験では梁端モーメントによる偶力が引張荷重としてもパネルに作用するため、外ダイア

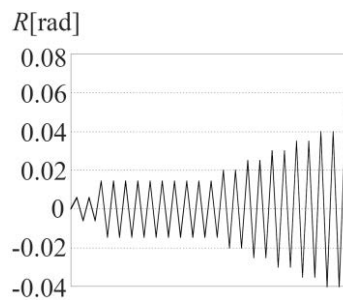


図 16 荷重プログラム

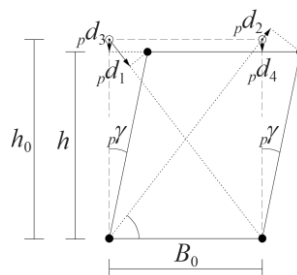


図 17 パネルせん断変形角  $p\gamma$

フラムのみでは鋼管壁の局部変形の影響が入ってしまう。そこで局部変形の影響を排除するために内ダイアフラムを用いることとした。なお、外ダイアフラムを併用した理由は、超高強度鋼と梁フランジの突合せ溶接に加えて、柱梁仕口強度に余力を持たせるためである。実験は試験体柱両端をピン支持とし、梁両端に取り付けた荷重治具を介して逆対称の正負交番繰返し漸増振幅荷重を行う。柱ピン支持点間距離は 3,000mm、梁端荷重点間距離は 4,000mm である。荷重は一定の柱軸力(荷重装置の能力も加味して軸力比 0.2 相当の軸力 6,000kN を導入)を作用させた状態で行い、梁両端の加力は梁端にせん断力が生じないように柱軸力を導入した後に行った。また、荷重は層間変形角  $R$  (3式) で制御するものとし、図 16 に示す通り弾性範囲の振幅で正負 2 回荷重し、次に弾性限界相当の振幅で正負 10 回荷重を行った後、 $R = \pm 0.02\text{rad}$  から  $\pm 0.04\text{rad}$  まで 0.005rad 刻みで各振幅を 2 回ずつ荷重し、最後に一方向に単調荷重するものとした。

$$R = \frac{b_1 d_v - b_2 d_v}{L} - \frac{c_1 d_h - c_2 d_h}{H} \quad (3)$$

ここで、 $b_1 d_v, b_2 d_v$ : 梁端荷重点  $b_1, b_2$  の鉛直変位 (図 15(a)),  $c_1 d_h, c_2 d_h$ : 柱端支点  $c_1, c_2$  の水平変位 (図 15(a)),  $L$ : 梁端荷重点間距離 (4,000mm),  $H$ : 柱支点間距離 (3,000mm) である。

パネルせん断変形角  $p\gamma$  は、柱軸力によるパネルの軸方向縮みの影響を考慮して図 17 より(4)式に基づいて算定する。

$${}_p\gamma = \frac{{}_p d_2 - {}_p d_1}{2} \cdot \frac{\sqrt{h^2 + B_0^2}}{h \cdot B_0} \quad (4a)$$

$$h = h_0 + \frac{{}_p d_3 + {}_p d_4}{2} \quad (4b)$$

ここで、 $h_0$ : 載荷前のパネル高さ (464mm),  $h$ : 軸方向縮みを考慮したパネル高さ,  $B_0$ : パネル幅方向の計測点間距離 (331mm),  ${}_p d_1, {}_p d_2$ : パネル対角方向相対変位 (伸びを正),  ${}_p d_3, {}_p d_4$ : パネル軸方向相対変位 (伸びを正) である。

### 3.2 材料の機械的性質

図 18 に角継手部溶接金属の積層方法, 表 6 に溶接条件を示す。角継手部は裏当て金 FB-25×9 (SN490B) を用いた完全溶込み溶接であり, パネルウェブ側に開先加工を施している。試験体 F-U は G78A を用いて 6 層 14 パスで溶接し, 試験体 F-U は YGW11 を用いて 5 層 5 パスで溶接した。表 7~9 に試験体を使用した鋼材, 溶接金属, 充填コンクリートの材料試験から得られた機械的性質, 図 19 に鋼材・溶接金属の代表的な応力-歪関係を示す。なお, 溶接金属の材料試験に用いた引張試験片は実験に使用した試

表 6 溶接条件

試験体	溶接材料	予熱温度 [°C]	入熱 [kJ/cm 以下]	パス間温度 [°C]	層数	パス数
F-U	YGW11	200	30	200	5	5
F-O	G78A	50	12	50	6	14

表 7 鋼材の機械的性質

部位	鋼種	板厚	ヤング係数	降伏応力	引張強さ	破断伸び	降伏比
		[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[%]
柱ウェブ	H-SA700B	19.5	2.08×10 <sup>5</sup>	763	822	34.4	92.9
		19.5	2.10×10 <sup>5</sup>	758	818	33.9	92.7
梁ウェブ	SN490B	19.1	2.13×10 <sup>5</sup>	332	515	49.1	64.6
		36.4	2.14×10 <sup>5</sup>	391	534	31.9	73.2
ダイアフラム		40.5	2.12×10 <sup>5</sup>	391	524	34.4	75.1

※試験片の規格: JIS Z2241 1A 号 (SN490B (PL-36,40)), JIS Z2241 5 号 (H-SA700B, SN490B (PL-19))

表 8 溶接金属の機械的性質

試験体	溶接材料	ヤング係数	降伏応力	引張強さ	破断伸び	降伏比
		[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[%]
F-U	YGW11	2.03×10 <sup>5</sup>	437	565	24.4	77.4
F-O	G78A	2.04×10 <sup>5</sup>	975	1076	13.7	90.6

※試験片の規格: JIS Z3111 A2 号 (角溶接金属)

験体とは別に用意した溶接部引張試験片採取用の溶接組立箱形鋼管の角継手部から採取した。鋼材および溶接金属の降伏点は 0.2% オフセット耐力で算定し, ヤング係数は引張強さの 1/3 となる点と原点との割線剛性とした。また, 充填コンクリートのヤング係数は圧縮強度の 1/3 となる点と原点との割線剛性とした。図 19 より UM と OM では, 降伏応力と引張強さに明瞭な差が確認できる。

### 3.3 実験結果

#### 3.3.1 接合部パネルの履歴性状と破壊性状

図 20 に両試験体のパネルせん断力  ${}_p Q$ -パネルせん断変形角  ${}_p \gamma$  関係を, 表 10 に剛性・耐力の実験値の比較を示す。なお,  ${}_p Q$  は次式により算出する。

$${}_p Q = \left( \frac{L-B}{h} - \frac{L}{H} \right) \cdot \frac{{}_b P_1 + {}_b P_2}{2} \quad (5)$$

ここで,  $B$ : CFT 柱幅 (350mm),  ${}_b P_1, {}_b P_2$ : 梁せん断力である。

降伏耐力実験値  ${}_p Q_{y,e}$  は  ${}_p Q$ - ${}_p \gamma$  関係における接線剛性が初期剛性  ${}_p K_e$  の 1/3 となるときの耐力と定義し,  ${}_p K_e$  はほぼ線形とみなせる  ${}_p \gamma = 0 \sim 0.0025 \text{ rad}$  のデータから最小二乗近似により得られた傾きとする。終局

表 9 充填コンクリートの機械的性質

試験体	材齢	圧縮強度	ヤング係数
	[日]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
F-U	83	107	4.59×10 <sup>4</sup>
F-O	67	105	4.57×10 <sup>4</sup>

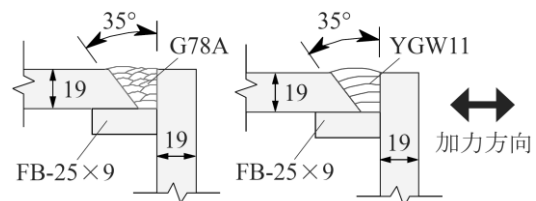


図 18 角継手部溶接金属の積層要領

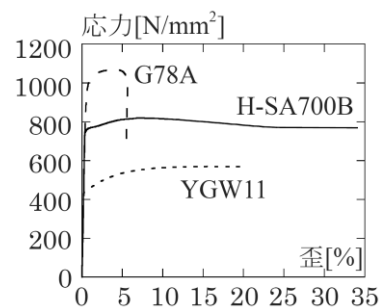


図 19 使用鋼材・溶接金属の応力-歪関係

耐力実験値  $pQ_{u,e}$  は  $p\gamma=0.01\text{rad}$  の時の耐力とした[10].

初期剛性を比較すると、試験体 F-U の  $pK_e$  は試験体 F-O に比べて 1.4%低い結果となった。また、各耐力を比較すると試験体 F-U は試験体 F-O に比べて  $pQ_{y,e}$  で 2.0%、 $pQ_{u,e}$  で 2.7%、 $pQ_{max,e}$  で 2.8%低い結果と

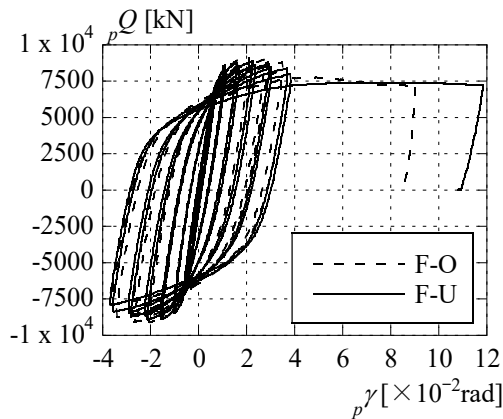


図 20  $pQ-p\gamma$  関係



(a) F-O



(b) F-U

図 21 接合部パネルの終局状態

表 10 初期剛性および耐力実験値の比較

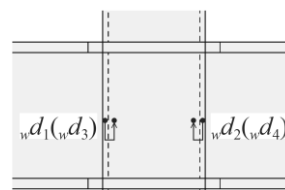
試験体	F-U	F-O
初期剛性 $pK_e$ [kN/rad]	$1.26 \times 10^6$	$1.28 \times 10^6$
降伏耐力 $pQ_{y,e}$ [kN]	7,714	7,869
降伏耐力時変形 $p\gamma_{y,e}$ [ $\times 10^{-2}\text{rad}$ ]	0.84	0.83
終局耐力 $pQ_{u,e}$ [kN]	8,216	8,443
終局耐力時変形 $p\gamma_{u,e}$ [ $\times 10^{-2}\text{rad}$ ]	1.00	1.00
最大耐力 $pQ_{max,e}$ [kN]	8,809	9,061
最大耐力時変形 $p\gamma_{max,e}$ [ $\times 10^{-2}\text{rad}$ ]	2.23	2.10

なった。最大耐力に至る時のパネルせん断変形角を比較すると、試験体 F-O と試験体 F-U はほぼ同じことから、UM 溶接を用いても初期剛性および耐力は数%程度の低下に止まり、靱性に富んだ挙動を示すことが確認できた。なお、弾性限界相当での 10 サイクルの繰返し载荷に対してパネルは一定の耐力を保持することを確認している。

図 21 に载荷終了後の各試験体の角継手部破断箇所の一列を示す。試験体 F-O では、 $R=0.04\text{rad}$  の 2 サイクル目でパネルの片方の角継手部の溶接止端部近くで亀裂が生じていることを確認し、その後、パネルのもう一方の角継手部にも同様の亀裂を確認した。一方向単調载荷時には、角継手部パネル高さ中央で確認された亀裂がパネル端部へと進展していく様子が確認された。試験体 F-U では  $R=0.04\text{rad}$  の 2 サイクル目ではパネルの角継手部に亀裂は確認されなかった。その後、一方向単調载荷中にパネルのすべての角継手部溶接金属内においてパネル高さ中央に亀裂が生じた後、溶接ビード方向に進展していく様子が確認された。このように、UM 試験体である F-U のみ亀裂の発生個所に違いが生じたことについて、明確な理由を説明することは難しいが、一因として繰返し载荷の影響が考えられる。OM 溶接に比べて強度が低く、早い段階から塑性変形し、それが繰返しにより累積することで、パネルフランジと溶接金属の境界における変形性能よりも先に溶接金属の性能限界に達した可能性があると思われる。

### 3.3.2 パネル角継手部のせん断挙動

図 22 に角継手部変位計計測箇所を示す。角継手部のせん断変形挙動を確認するために、図 22 に示す位置で溶接ビードをまたぐように設置した変位計により角継手部のせん断変形  $w_d$  を計測した。図 23 に各試験体の角継手部せん断変形角  $w\gamma$  - パネルせん断変形角  $p\gamma$  関係の一例 (計測箇所:  $w_d1$ ) を示す。なお、 $w\gamma$  は図 22 の  $w_d$  を検長区間 (40mm) で除した値である。ここで、図 23 中の□印は、パネルウェブ中央に貼付した 3 軸歪ゲージより算出したせん断歪が降伏せん断歪 (パネルウェブに用いている H-SA700B の材料試験結果に基づく値) に達した時の  $w\gamma$  であり、

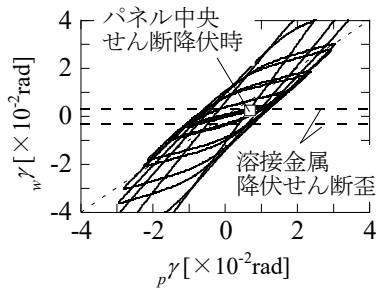


※ ( ) は裏側変位計の相対変位

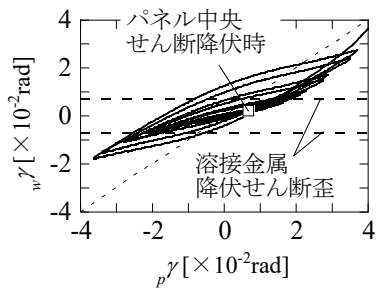
図 22 角継手部変位計計測図

表 11 変形性能比較

試験体	$p\gamma_{max,e}$ [ $\times 10^{-2}$ rad]	$p\gamma_{95,e}$ [ $\times 10^{-2}$ rad]	$\frac{p\gamma_{95,e}}{p\gamma_{max,e}}$
F-U	2.23	3.69	1.65
F-O	2.10	3.55	1.69



(a) F-U



(b) F-O

図 23  $w\gamma - p\gamma$  関係

図 23 中の破線は材料試験より得られた溶接金属の降伏せん断歪である。図 23 より試験体 F-O に比べて試験体 F-U の角継手部のせん断変形が大きい。また、試験体 F-O はパネルウェブ面降伏後に  $w\gamma$  が溶接金属の降伏せん断歪に達するのに対し、試験体 F-U はパネルウェブ面の降伏とほぼ同じ時期に  $w\gamma$  が溶接金属の降伏せん断歪に達しており、以降はグラフの勾配が急増することも確認できる。以上より、試験体 F-U では角継手部の溶接金属がパネルに先行して降伏したものと考えられる。

### 3.3.3 変形性能

文献[10]では、CFT 柱梁接合部パネルの変形能力を限界変形角  $p\gamma_{95,e}$  に基づいて評価している。 $p\gamma_{95,e}$  は  $pQ - p\gamma$  関係において最大耐力以後に  $pQ$  が最大耐力の 95% に低下した時点の変形角  $p\gamma$  である。表 11 に本実験における最大耐力時の変形角  $p\gamma_{max,e}$  に対する  $p\gamma_{95,e}$  の比 (変形倍率) を示す。表 11 より試験体 F-U の接合部パネルは試験体 F-O の接合部パネルと比べて同等の変形性能を有することが確認できる。

## 4. 耐力の評価

2 章および 3 章で明らかにしたように、角継手部に UM 溶接を採用した場合、パネル母材に先行して角継手部が降伏する可能性がある。そこで、本章

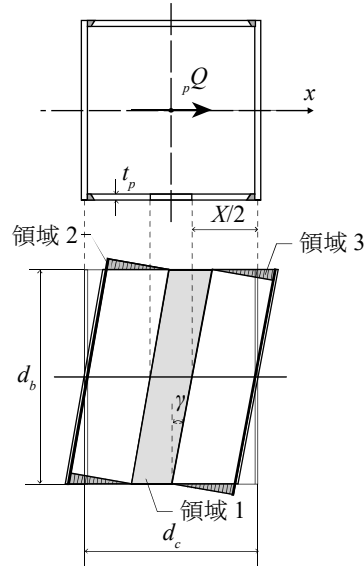


図 24 鋼管の崩壊機構[1]

では、角継手部強度を考慮した CFT 柱梁接合部パネルの耐力評価式を誘導し、その精度について検証する。

### 4.1 耐力式の誘導

文献[10]では、角継手部強度を考慮した CFT 柱梁接合部パネルの耐力は対象としていない。文献[1]では、UM 溶接を用いた箱形断面鋼管の接合部パネル耐力の低減係数を示している。文献[10]によれば、CFT 柱梁接合部パネルの耐力は鋼管と充填コンクリートの累加強度として評価することができる。そこで本論では、文献[1]による鋼管の耐力式と文献[10]による充填コンクリートの耐力式の累加による耐力評価を試みる。

#### 4.1.1 鋼管の耐力式

図 24 に文献[1]で提案されている鋼管の崩壊機構を示す。この崩壊機構を用いてパネルの全塑性耐力を推定し、得られた全塑性耐力を断面のせん断に関する形状係数  $k$  で除して降伏耐力を評価することとしている[1]。この崩壊機構は、パネルのせん断降伏 (領域 1)、溶接線のすべり (領域 2) およびパネル上下端の軸方向降伏 (領域 3) により形成される。図中の  $X$  は領域 3 の範囲を示す未知数であり、崩壊荷重を最小化することにより求めることができる。文献[1]では以上を踏まえて以下の式が提示されてい

る。ただし、一部の記号については本論用に変更している。

$$p_s Q_u = 2d_c \cdot t \cdot \alpha_w \sqrt{1 - \left(\frac{N}{N_0}\right)^2} \cdot \frac{\sigma_{sy}}{\sqrt{3}} \quad (6a)$$

$$p_s Q_y = \frac{p_s Q_u}{\kappa} \quad (6b)$$

ここで、 $p_s Q_u$ ：鋼管の全塑性耐力、 $p_s Q_y$ ：鋼管の降伏耐力、 $d_c$ ：鋼管の板厚中心における幅、 $t$ ：鋼管の板厚、 $N$ ：接合部パネル（鋼管+充填コンクリート）に作用する柱軸力、 $N_0$ ：CFT 柱の軸降伏耐力（ $A_s \sigma_{sy} + A_c \sigma_B$ ）、 $\sigma_{sy}$ ：鋼管の降伏応力、 $\sigma_B$ ：充填コンクリートの圧縮強度、 $A_s$ ：鋼管の断面積、 $A_c$ ：充填コンクリートの断面積、 $\kappa$ ：せん断に関する形状係数（=9/8）、 $\alpha_w$ ：角継手部の溶接金属強度が母材強度に比べて小さい場合の低減係数であり、次式で与えられる（強度が母材以上の場合には、 $\alpha_w=1$  とする）

$$\alpha_w = 1 - \frac{d_b}{2\sqrt{3}d_c} \left(1 - \frac{\sigma_{wy}}{\sigma_{sy}}\right)^2 \quad (7)$$

ここで、 $d_b$ ：パネル高さ、 $\sigma_{wy}$ ：溶接金属の降伏応力である。なお、上述の  $N$  と  $N_0$  については、文献[1]では鋼管に作用する軸力と降伏軸力と定義されているが、本論では CFT 部材を対象とするため、修正している[10]。

#### 4.1.2 充填コンクリートの耐力式

図 25 に文献[10]で提案されている充填コンクリートの終局耐力評価モデルを示す。このモデルはダイアフラム形式によらない[10]。このモデルより得られる終局耐力に低減係数 $\beta_p$  (9b)式) を乗じる形式で降伏耐力を評価することとしている[10]。終局耐力と降伏耐力は以下の式で与えられる。

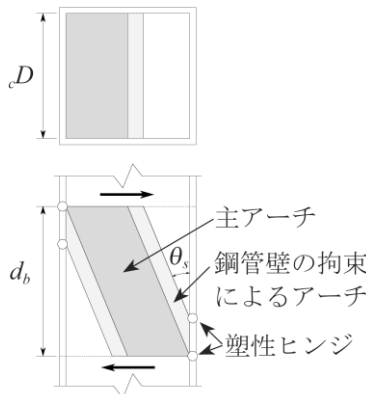


図 25 充填コンクリートの終局耐力評価モデル[10]

$$p_c Q_u = \left( \frac{D_c}{2} \tan \theta_s + 2t \sqrt{\frac{B \cdot \sigma_{sy}}{D_c \cdot \sigma_B}} \sin \theta_s \right) \cdot D_c \cdot \sigma_B \quad (8a)$$

$$p_c Q_y = \beta_p \cdot p_c Q_u \quad (8b)$$

ここで、 $p_c Q_u$ ：充填コンクリートの終局耐力、 $p_c Q_y$ ：充填コンクリートの降伏耐力、 $D_c$ ：充填コンクリート断面のせい、 $B$ ：鋼管幅、 $\theta_s$ ：圧縮ストラット（主アーチ）の角度（(9a)式）、 $\beta_p$ ：充填コンクリート断面の低減係数（(9b)式）である。

$$\theta_s = \tan^{-1} \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{d_b}{D_c}\right)^2} - \frac{d_b}{D_c} \right\} \quad (9a)$$

$$\beta_p = 0.228 \frac{d_b}{D_c} + 0.520 \frac{N}{N_0} + 0.295 \quad (9b)$$

なお、 $\beta_p$  は充填コンクリート終局耐力に対する鋼管降伏時の充填コンクリート負担耐力の比率に相当し、表 12 に示す実験資料に基づいて求めた回帰式である[10]。表より、充填コンクリート強度については本論で対象とする強度を含んでいないものの、後述するように耐力実験値と計算値は比較的良好なことを勘案して、(9b)式を用いることとした。

#### 4.1.3 CFT 接合部パネルの耐力式

CFT 接合部パネルの耐力式は、文献[10]にしたがって鋼管の耐力と充填コンクリートの耐力の累加により求める。すなわち、

【終局耐力 ((6a)式と(8a)式の和)】

$$p Q_u = p_s Q_u + p_u Q_u \quad (10a)$$

【降伏耐力 ((6b)式と(8b)式の和)】

$$p Q_y = p_s Q_y + p_u Q_y \quad (10b)$$

表 13 に 2 章および 3 章の実験より得られた耐力実験値と計算値の比較を示す。表には(10)式による計算値に加えて(6)式～(9)式による計算値も併記し

表 12 充填コンクリート部分の耐力検討資料[10]

因子		文献[10]	本実験
		範囲 (角形断面)	
鋼管	幅厚比	12.3~79.6	16.7~27.8
	一般化幅厚比	0.48~3.40	1.06~1.76
	降伏応力 [N/mm <sup>2</sup> ]	222~796	763~793
	引張強さ [N/mm <sup>2</sup> ]	334~854	821~822
充填コンクリート圧縮強度 [N/mm <sup>2</sup> ]		24~117	64~146
辺長比		0.67~1.61	1.3~1.6
軸力比		-0.26~0.87	0~0.2
試験体数		61	12

表 13 パネル耐力の実験値と計算値

試験体名	$\alpha_w$	降伏耐力					終局耐力					
		実験値		計算値			実験値		計算値			$\frac{pQ_{ue}}{pQ_u}$
		$pQ_{ye}$	$p_sQ_y$	$p_cQ_y$	$pQ_y$	$\frac{pQ_{ye}}{pQ_y}$	$pQ_{ue}$	$p_sQ_u$	$p_cQ_u$	$pQ_u$		
		[kN]					[kN]					
P13-250U-70	0.95	2,724	1,803	588	2,391	1.14	3,125	2,028	954	2,982	1.05	
P13-250O-70	1.00	2,852	1,903	588	2,491	1.15	3,234	2,141	954	3,095	1.04	
P13-150U-70	0.91	1,390	999	207	1,206	1.15	1,522	1,124	290	1,414	1.08	
P13-150O-70	1.00	1,489	1,098	207	1,305	1.14	1,670	1,236	290	1,525	1.09	
P13-150U-150	0.91	1,548	999	361	1,360	1.14	1,718	1,124	506	1,630	1.05	
P13-150O-150	1.00	1,670	1,098	361	1,459	1.14	1,792	1,236	506	1,741	1.03	
P16-150U-150	0.91	1,488	1,008	389	1,397	1.07	1,667	1,134	545	1,679	0.99	
P16-150O-150	1.00	1,693	1,102	389	1,492	1.14	1,809	1,240	545	1,785	1.01	
F-U	0.93	7,714	4,580	1,955	6,535	1.18	8,216	5,152	2,645	7,797	1.05	
F-O	1.00	7,869	4,944	1,924	6,868	1.15	8,443	5,562	2,600	8,162	1.03	

ている。表より降伏耐力実験値と計算値の比 ( $pQ_{ye}/pQ_y$ ) は 1.07~1.18, 終局耐力実験値と計算値の比 ( $pQ_{ue}/pQ_u$ ) は 0.99~1.09 であり, 本論で提示した算定法により概ね安全側に評価できることがわかる。また UM 溶接と OM 溶接の結果を比較すると, 同程度の比であることから, 角継手部の溶接強度がパネル耐力に与える影響も適切に評価できているものと考えられる。なお, 本論では軸力の影響を含めた耐力式を提示しているが, 本実験では F-U および F-O の 2 体の結果しか得られておらず, 定量的評価の妥当性については今後の課題である。

#### 4.2 角継手部溶接強度がパネル耐力に与える影響

前節の検討結果から, 本論で提示する耐力式 ((10a)式, (10b)式) により角継手部溶接強度の影響を考慮できることがわかった。本節では, この耐力式を用いて UM 溶接の強度 (母材強度に対する溶接強度の割合) によってパネル耐力がどの程度低下するかについて検討する。図 26 に検討結果を示す。各図の横軸は溶接強度  $\sigma_w$  と母材強度  $\sigma_y$  の比, 縦軸は  $\alpha_w=1$  のときのパネル耐力に対する  $\alpha_w < 1$  のときのパネル耐力の比 (以下, 耐力比) である。図 26(a)~(c) は降伏耐力 ((10b)式), 図 26(d)~(f) は終局耐力 ((10a)式) の結果である。表 14 に図 26 の検討パラメータの組合せを示す。図 26 より以下のことがわかる。

- ・ 耐力比に与える影響は, 辺長比が最も大きい。
- ・ 鋼管と充填コンクリートの強度比が耐力比に与える影響は小さい。
- ・ 本解析範囲では, 例えば  $\sigma_w/\sigma_y$  が 0.5 の場合でも耐力比は 0.9 以上あり, 実用上はパネル耐力算定において角継手部の影響を無視できる可能性がある。

#### 5. 結論

H-SA700B の鋼板をアンダーマッチング溶接で組み立てた箱形断面部材に高強度コンクリートを充填した試験体による単調せん断加力実験, および実大 CFT 十字形部分架構による一定軸力下漸増振幅繰返し載荷実験を実施し, 以下の知見を得た。

##### 【単調せん断加力実験】

- (1) すべての試験体において急激な耐力低下は起こらず, 安定した履歴性状が確認された。主な破壊性状は, 角継手部におけるせん断破断であったが, 加力方向が 45 度の試験体に関しては, OM 試験体の場合, 角継手部の破断に加えてダイアフラム-パネル間溶接部の曲げ引張破断, UM 試験体の場合, 角継手部の破断は生じず曲げ引張破断により終局を迎えた。
- (2) UM 試験体は OM 試験体に比べると, 角継手部のせん断変形が大きく塑性化するのも早い。結果と

表 14 図 26 の検討因子の組合せ

図番号	変動パラメータ	固定パラメータ
図 24(a), (d)	充填コンクリート 圧縮強度 $\sigma_c$	$\sigma_y=700 \text{ N/mm}^2$ $B/t=20$ $d_b/B=1.5$ $N/N_0=0.2$
図 24(b), (e)	辺長比 $d_b/B$	$\sigma_y=700 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_c=150 \text{ N/mm}^2$ $B/t=20$ $N/N_0=0.2$
図 24(c), (f)	幅厚比 $B/t$	$\sigma_y=700 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_c=150 \text{ N/mm}^2$ $d_b/B=1.5$ $N/N_0=0.2$

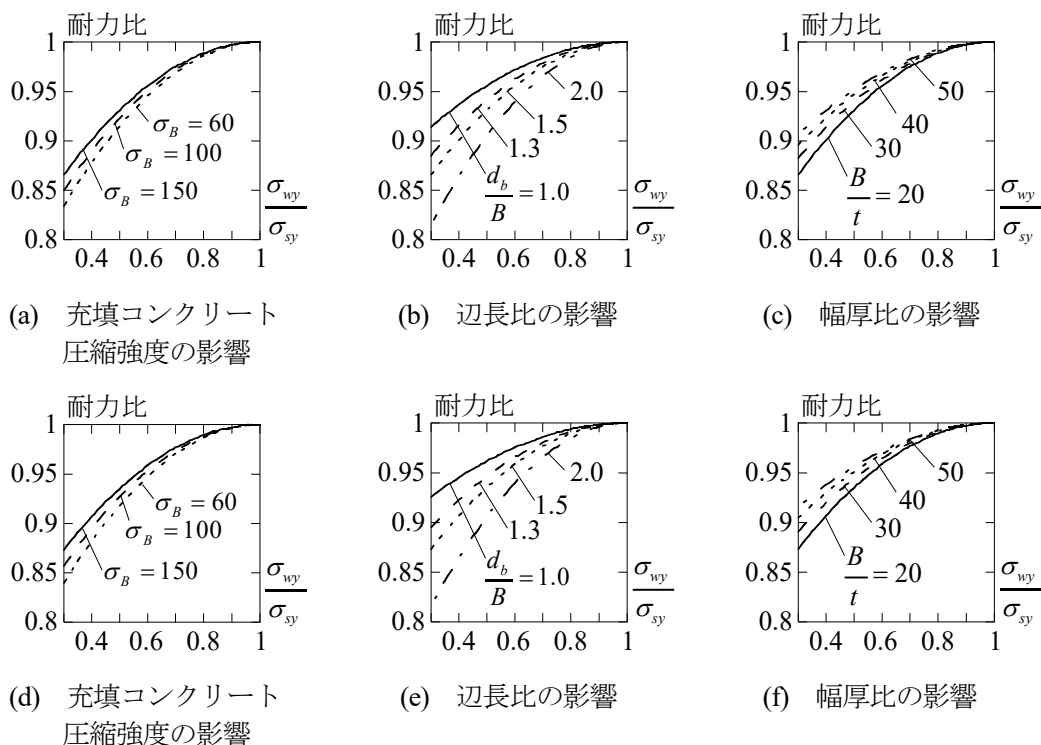


図 26 角継手部溶接強度がパネル耐力に与える影響 (上段：降伏耐力，下段：終局耐力)

して、UM 試験体の耐力は OM 試験体に比べて低くなり、その程度はパネル辺長比が大きいほど、また充填コンクリート強度が低いほど大きくなる。

【CFT 十字形部分架構繰返し実験】

- (3) 両試験体において弾性限界相当の繰返しによる耐力低下は見られず一定の耐力を保持し、その後の漸増振幅荷重においても急激な耐力低下は生じず、終局に至るまで安定した履歴性状を呈した。
- (4) UM 試験体と OM 試験体の各種構造的な性能の比較より、UM 溶接を用いても初期剛性・耐力は数%程度の低下にとどまり、変形性能も同等であることが確認できた。
- (5) いずれの試験体も角継手部のせん断破断により終局を迎えたが、破断箇所の違いが確認された。すなわち、OM 試験体の場合、溶接止端部における破断であるのに対し、UM 試験体の場合、溶接金属内における破断であった。

【パネルせん断耐力の評価】

- (6) 角継手部強度を考慮した CFT 柱梁接合部パネルの耐力は、(10a)および(10b)式により算定できる。鋼管パネル部の耐力[1]と充填コンクリートの耐力[10]の累加により評価する方法である。本評価法により各試験体のせん断耐力(終局、降伏)を算定した結果、実験値とよく一致し、UM 溶接による耐力の低減を適切に予測できることが示さ

れた。

- (7) 角継手部強度がパネル耐力に与える影響について検討した結果、本解析範囲においては、例えば溶接金属強度が鋼管強度の半分程度であってもパネル耐力比は 0.9 以上であることから、実用上はパネル耐力算定において角継手部の影響を無視できる可能性を指摘した。なお、本実験では、UM 試験体の溶接金属強度は鋼管強度に対して 0.56~0.63 であり、パネル耐力比は概ね 0.9 程度以上を示しており、解析の結果とも概ね対応している。

謝辞

本研究は、(一社)日本鉄鋼連盟により助成を受けて実施したものである。本研究を遂行するにあたって、九州大学 河野昭彦名誉教授、蜷川利彦教授から貴重なご意見をいただいた。試験体の製作においては五光工業(株)にご協力をいただいた。実験の実施にあたっては、九州大学の学生諸兄、および技術職員の窪寺弘顕氏、武田良太氏、川添浩史氏にご尽力いただいた。記載内容の多くは、澗上陽介氏(現鹿島建設)、伊藤晶氏(現大成建設)、酒井勇気氏(現日本製鉄)が修士論文として取りまとめたものである。ここに記して謝意を表す。

## 参考文献

- [1] 一般社団法人日本鉄鋼連盟：建築構造用高強度780N/mm<sup>2</sup>鋼材(H-SA700)利用技術指針, 2017.3
- [2] 松尾真太郎, 河野昭彦, 一戸康生, 村上行夫, 伊藤浩資:アンダーマッチング溶接により組み立てられた超高強度鋼箱形断面 CFT 柱の曲げせん断性能, 鋼構造論文集, 第 28 巻, 第 109 号, 2021.3 (掲載決定済)
- [3] 山田隆夫, 福島暁男:軟質溶接継手を適用した 80 キロ鋼柱梁接合部の力学特性, 鋼構造論文集, 第 1 巻, 第 1 号, pp.119-126, 1994.3
- [4] 岡田郁夫, 山中昌之, 時野谷浩良, 一戸康生, 佐々木正道, 小林光博:角溶接を部分溶込み溶接とした 1000N/mm<sup>2</sup> 級鋼溶接組立箱形断面柱-梁接合部の性能 その 1 柱梁接合部パネルの十字骨組実験 (実験概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.771-772, 2013.8
- [5] 木村慧, 福田浩司, 平山博巳, 中塚光一, 鈴木康正, 小林光博:角溶接を部分溶込み溶接とした 1000N/mm<sup>2</sup> 級鋼溶接組立箱形断面柱-梁接合部の性能 その 2 柱梁接合部パネルの十字骨組実験 (結果と考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.773-774, 2013.8
- [6] 藤澤一善, 田中剛:高強度鋼 H-SA700 を用いた柱梁接合部パネルの十字形架構実験 その 1 柱断面形状および溶接部強度を因子とした載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1253-1254, 2012.9
- [7] 田中剛, 藤澤一善:高強度鋼 H-SA700 を用いた柱梁接合部パネルの十字形架構実験 その 2 破壊状況およびパネルせん断耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1255-1256, 2012.9
- [8] 横井大輔, 田中剛:高強度鋼 H-SA700 を用いた柱梁接合部パネルの十字形架構実験 その 3 溶接部強度を因子とした円形鋼管柱梁接合部パネルの載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.769-770, 2013.8
- [9] 独立行政法人建築研究所・社団法人日本鉄鋼連盟:鋼構造建築物の構造性能評価試験法に関する研究委員会報告書, 2002.4
- [10] 日本建築学会:コンクリート充填鋼管構造設計施工指針, 2008.10

(2021年2月2日原稿受理)