

## 科学研究費助成事業 研究成果報告書

平成 26 年 6 月 12 日現在

機関番号：13601

研究種目：基盤研究(B)

研究期間：2011～2013

課題番号：23360243

研究課題名(和文) 高張力鋼を用いた現場型柱梁溶接接合部の変形能力向上に関する破壊力学的研究

研究課題名(英文) Fracture Mechanics Study on deformation capacity steel structure of field-type beam-to-column welded connection using high-tensile steel

研究代表者

中込 忠男 (NAKAGOMI, Tadao)

信州大学・工学部・教授

研究者番号：60111671

交付決定額(研究期間全体)：(直接経費) 15,600,000円、(間接経費) 4,680,000円

研究成果の概要(和文)：鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力を向上させるために有孔フランジ工法、フランジ拡幅工法、H型鋼のスカラップ部分のフィレットを残した工法、現場での擬似ノンスカラップ工法など多くの実大破壊実験をおこなった。

次に3次元有限要素法解析をおこない有孔フランジ工法に有効な穴数の決定方法を検討した。また、残存フィレット部の高さは2mm前後が適切であることを確認した。その結果、変形能力を向上させるための推奨工法を幾つか提案することができた。

研究成果の概要(英文)：To improve the deformation capability of the steel structure beam-to-column welded connection, using specimens such as the following, were subjected to many fracture experiments. Test specimens are the following four types. The pseudo non-scallop method on site welding, the method of drilled flange, the flange widening method and the method that left fillet of scallop part of the H-shaped steel. Then I was subjected to a three-dimensional finite element method analysis. I examined the method for determining the number of holes available in the method of drilled flange. In addition, the height of the remaining fillet was confirmed to be around 2mm is appropriate. As a result, it could be proposed several recommended method for improving the deformation capacity.

研究分野：鋼構造

科研費の分科・細目：建築学、建築構造・材料

キーワード：建築構造・材料 鋼構造 耐震構造 破壊力学 溶接構造 現場溶接

### 1. 研究開始当初の背景

現在、建築構造物の高層化、大スパン化に伴い高張力鋼の実用化が進みつつある。しかし、一般的に鋼材は高強度になるほど高降伏比となり塑性変形能力が低下する。

また、柱梁溶接接合部は工場溶接接合形式と現場溶接接合形式の2種類に大別され、実施工で高層建築物に用いる場合、工場溶接接合形式に比べ、輸送の面で現場溶接接合形式が用いられることが多い。現場溶接型柱梁溶接接合形式は現場にて下フランジの完全溶け込み溶接を下向き姿勢で行う為、柱梁の溶接接合の際スカラップを設けることを避けられず、スカラップ底を起点とする脆性破壊が危惧される。

降伏比が高く、溶接熱影響部での軟化が懸念される鋼材の場合、塑性変形能力は低下するがSM490鋼を用いた際にRBS工法の孔空きフランジ方式を使用することで施工性を保持したままで変形能力の向上が見られる。その際に梁端部が負担する応力と断面欠損部が負担する応力の比率が変形能力に大きな影響を及ぼす因子となり、応力比が1.07の孔空きフランジ工法を適用することで工場溶接型ノンスカラップ工法と同等の変形能力を確保できることが確認されている。しかし、SA440鋼を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部に用いた場合は十分な変形能力を得られないことが確認されている。

この様な背景のもと現場型柱梁溶接接合部の変形能力を十分に確保できる改善策を確立することが急務となっている。

### 2. 研究の目的

本研究は現場型柱梁溶接接合部の変形能力を向上させることとし、有孔フランジ工法の適切な応力比による孔サイズの提案及び新たな工法の確立を最終目的とする。

### 3. 研究の方法

#### (1) 実大柱梁溶接接合部破壊実験

本研究では実大柱梁溶接接合部破壊実験を行い、応力比による変形能力の違い、2列目以降の孔径のサイズによる変形能力の違い、スカラップにおけるフィレット部高さによる変形能力の違いについて検討した。図1に試験体設置状況を示す。

#### 応力比による変形能力の違い

試験体は柱梁溶接接合部をモデル化した実大ト型試験体とした。梁部材に組立H形鋼BH-600×200×19×25を使用し、柱部材はB-400×400×32、ダイアフラムにはPL-32を用いた。使用鋼材には全てH-SA700Bを使用した。工場溶接接合形式は上下フランジ共に外開先とした。現場溶接接合形式は、通常下側梁フランジの開先は内開先、上側梁フランジの開先は外開先とするが、実験のため上

下フランジ共に内開先とした。スカラップを有する試験体のスカラップ形状はJASS6で推奨されているr=35mmのスカラップ底にr=10mmのアールを設けた複合円型スカラップとした。

$$\sigma_h = \frac{M_h}{Z_{ph}} \dots (1) \quad \sigma_f = \frac{M_f}{Z_{pf}} \dots (2)$$

$$M_h = P \times (L - a) \dots (3) \quad M_f = P \times L \dots (4)$$

$$\gamma = \frac{\sigma_h}{\sigma_f} = \frac{Z_{pf} \times (L - a)}{Z_{ph} \times L} \dots (5)$$

- $\sigma_h$ : 孔欠損(梁端から最も近い孔)を有する断面の応力
- $\sigma_f$ : スカラップ欠損を考慮した梁端部の応力
- $Z_{ph}$ : 孔欠損(梁端から最も近い孔)を有する断面の塑性断面係数
- $Z_{pf}$ : スカラップ欠損を考慮した梁端部の塑性断面係数
- $L$ : 柱表面から加力点までの距離(=2850mm)
- $a$ : 柱表面から孔部(梁端から最も近い孔)を中心までの距離

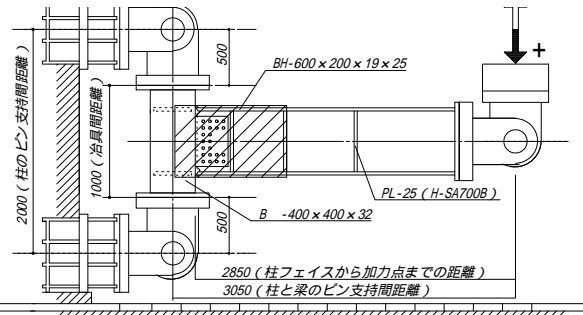


図1 試験体設置状況

有効フランジ工法を用いた柱梁溶接接合部の変形能力の優劣は梁端部に対して孔部にどれだけ応力を負担させるかという応力比が大きく影響している。図2及び上式(1)~(5)に応力比の算出方法を示す。

表1に実験パラメータを示す。過去の報告より、孔空きフランジ方式を用いた試験体は、最小断面部に作用する応力/梁端部に作用する応力(応力比)が1.07以上で、孔部からの破壊に移行し、工場溶接型ノンスカラップ工法と同等の変形能力を示したと報告されている。本研究では既報を参考に、応力比

1.07とするが、H-SA700は溶接金属のアンダーマッチや梁HAZ部の軟化を考慮して応力比を1.07よりも大きくする必要があると考えられる。そのため、応力比=1.12、1.17とした試験体を一体ずつ製作した。

試験体は柱上下端をピン支持とし、雑賀はアクチュエータを用いた。载荷は、スカラップの有無を考慮した梁部材の断面係数ZとF値の積で求めたモーメント時の荷重で10回、降伏モーメントcMy時の荷重で10回の一定振幅正負交番繰返し载荷を荷重制御により行った。一定振幅载荷で梁が破断しない場合は梁部材の全塑性モーメントcMp時の変形量c<sub>p</sub>を基準に、载荷振幅を2c<sub>p</sub>、3c<sub>p</sub>と漸増させる、正負交番繰返し载荷を試験体が破断するまで行った。なお、図1中の斜線部を試験体設定温度0°Cで冷却し、30分保持した後载荷を行い、载荷中も設定温度を保持

した。

破壊起点となりうる母材部、溶接部について引張試験、シャルピー衝撃試験を行った。表2、3に試験結果を示す。

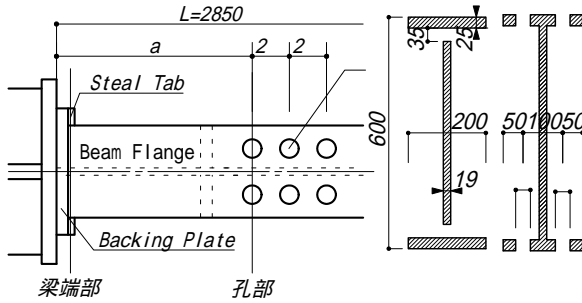


図2 応力比の算出方法

表1 実験パラメータ

試験体名	鋼材	接合形式	接合部ディテール	フランジ幅	応力比
G.S			従来型ストレート	200mm	-
G.DF12	H-SA700B	現場溶接型	孔空きフランジ方式	200mm	1.12
G.DF17				300mm	1.17

表2 引張試験結果(0)

試験体	温度(°C)	Y.P.(N/mm <sup>2</sup> )	T.S.(N/mm <sup>2</sup> )	Y.R.(%)	E.L.(%)
梁フランジ	0	805	861	93	18
梁ウェブ		810	875	93	19
柱フランジ		677	789	86	19
溶接金属		918	971	95	20

表3 シャルピー衝撃試験結果

試験体採取位置	vTE(°C)	vTS(°C)	vE0(J)	vEshelf(J)	vB0(%)	
梁フランジ	母材	-112.3	-109.6	258	258	0
	HAZ	-32.7	-31.4	197	247	13
柱フランジ	母材	-79.8	-78	276	276	0
	HAZ	6.7	-12.4	85	186	31
溶接金属	-83	-83.1	148	157	5	

vTE: エネルギー遷移温度 vE0: 0 吸収エネルギー  
vTs: 破面遷移温度 vEshelf: 上部欄吸収エネルギー  
vB0: 0 脆性破面率

表4 実験パラメータ

試験体名	鋼材	接合形式	接合部ディテール	応力比
G.S			従来型ストレート	-
G.DF12	SA440	現場溶接型	孔空きフランジ方式	1.03
G.DF11h			孔空きフランジ方式	1.07
G.DF17			孔空きフランジ方式	1.11

表5 引張試験結果(0)

鋼材	力学的性能				
	Y.P.(N/mm <sup>2</sup> )	T.S.(N/mm <sup>2</sup> )	Y.R.(%)	E.L.(%)	
SA440B	梁フランジ	455	634	72	23
	梁ウェブ	509	668	76	23
	柱	446	611	73	23
MG-60	溶接金属	664	737	90	24

表6 シャルピー衝撃試験結果

試験体採取位置	vTE(°C)	vTS(°C)	vE0(J)	vEshelf(J)	vB0(%)	
梁フランジ	母材	-69.7	-66.1	287	287	0
	HAZ	-9.8	-6.6	190	337	42
	BL	-33.7	-25.4	237	250	13
柱フランジ	HAZ	-52.0	-47.8	268	271	1
	MG-60	-83.0	-83.1	148	157	5
溶接金属	BL	6.0	-9.7	84	284	42

表7 実験パラメータ

試験体名	鋼材	接合形式	接合部ディテール
F.N.S	SM490A	工場溶接型	ノンスカラップ工法
S.S		現場溶接型	在来(フィレット高さ2mm)

表8 引張試験結果(0)

鋼材	機械的性質				
	Y.P.(N/mm <sup>2</sup> )	T.S.(N/mm <sup>2</sup> )	Y.R.(%)	E.L.(%)	
SM490A	梁フランジ(t=28)	390	562	69	25
	梁ウェブ(t=16)	379	566	67	30
KC-55G	溶接金属	518	668	78	27

表9 シャルピー衝撃試験結果

試験片採取位置	vTE(°C)	vTS(°C)	vE0(J)	vEshelf(J)	vB0(%)	
母材	-38.5	-30.8	240	250	5	
	-74.9	-62.7	267	268	0	
溶接金属	KC-55G	-29.5	-3.0	181	216	41

vTE: エネルギー遷移温度, vTS: 破面遷移温度, vE0: 0°C吸収エネルギー  
vEshelf: 上部欄エネルギー, vB0: 0°C脆性破面率

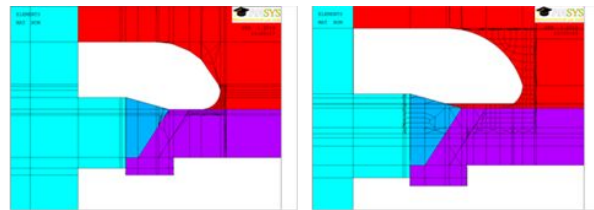


図3 解析モデル

2列目以降の孔径のサイズによる変形能力の違い

既往の研究では上記の計算を第一孔部のみで行っており、後続の孔は第一孔部で算出された孔径を用いていた。そのため、後続の孔に応力比を計算して負担させることは考慮されてこなかった。そこで、本実験では第二孔部以降の後続の孔部にも十分に応力を負担させるようにモーメント勾配を考慮して孔径を徐々に大きくしていく設計とした。表4に実験パラメータを示す。

試験体形状はと同形状とし、梁材、柱材、ダイアフラムに SA440B を、裏当金、スチールタブには SM490 を用いた。また、と同様の素材試験結果を表5、6に示す。

スカラップにおけるフィレット部高さによる変形能力の違い

従来現場型ではウェブにスカラップを設ける際にフィレット部を残さないように削り取る場合があり、フランジに対してフラットにすることで少しでも応力集中が起こらないように配慮されている。しかし、その施工性に問題があり技術者によっては誤って

フランジまで削ってしまうような事もある為、フィレットを残すことも数多くある。そこで、フィレット部を2mm 残し試験体を制作した。実験パラメータを表7に示す。試験体形状は と同形状とし、梁材、柱材、ダイアフラム、裏当金、スチールタブに SM490A を用いた。また、 と同様の素材試験結果を表8、9に示す。

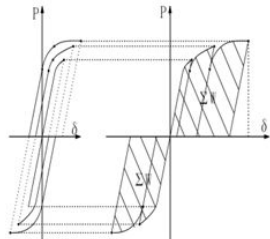


図4 トータル吸収エネルギー算出方法

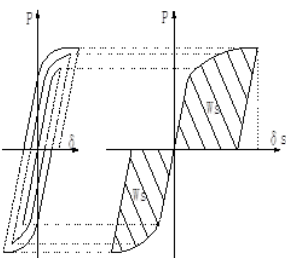


図5 スケルトン曲線算出方法

$$\eta = \Sigma W / (cP_p \times c\delta_p) \dots (6)$$

$$\eta_s = W_s / (cP_p \times c\delta_p) \dots (7)$$

$W_s$ : 吸収エネルギー

$cP_p$ : 梁端部における全塑性時の荷重

$c\delta_p$ : 梁端部における全塑性曲げ耐力時の変形量

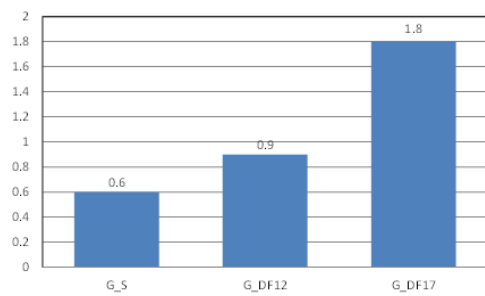


図6 累積トータル塑性変形倍率 w 比較

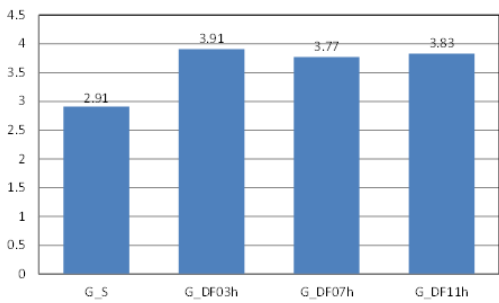


図7 累積塑性変形倍率 s 比較

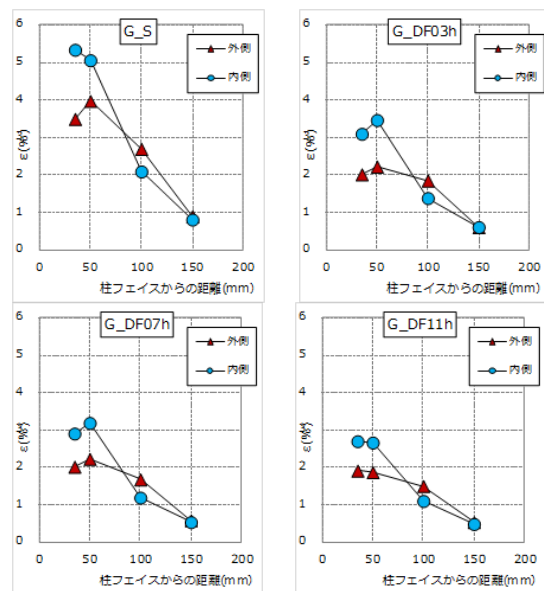


図8 材軸方向歪分布比較図

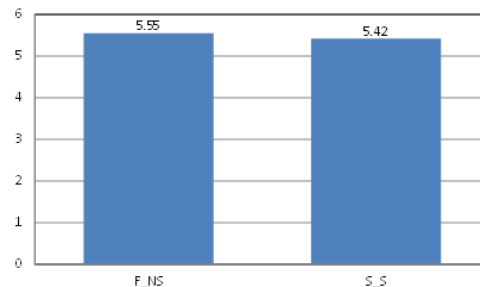


図9 累積塑性変形倍率 s 比較

## (2) 3次元弾塑性有限要素法解析

フィレット部の高さによる応力や歪の分布の違いを検討する為、3次元弾塑性有限要素法解析を行った。図3に要素分割した解析モデルを示す。解析モデルは3次元モデルとし対称性を考慮し、梁フランジ幅方向に関して1/2モデルとした。

解析は非線形構造解析プログラム ANSYS9.0により梁端部に強制変位を与え、行った。降伏条件は von Mises の降伏条件、塑性域には等方硬化則を用い、要素は8節点のソリッド要素を用いた。解析に用いた素材特性は引張試験から得られた公称応力 - 公称歪を真応力 - 真歪に置き換え、それを梁部材、柱部材、溶接金属部材、ダイアフラム材のそれぞれの入力データとして用いた。なお、柱はダイアフラムの値を用い、HAZ 部は考慮していない。ヤング係数は  $E = 2.06 \times 10^5 (N/mm^2)$ 、ポアソン比は  $\nu = 0.3$  とした。

## 4. 研究成果

### (1) 実大柱梁溶接部破壊実験

既往の研究にて繰り返し荷重のスケルトン曲線と単調荷重は概ね等価であり地震荷重のようなランダムな外力を受ける鋼部材の変形能力を評価する上で適切な指標となりうる事が報告されている。本研究では変

形能力の指標として全履歴ループにおけるトータル吸収エネルギーより算出する累積トータル塑性変形倍率  $w$  及び、スケルトン曲線から算出する累積塑性変形倍率  $s$  を使用する。図 4 にトータル吸収エネルギー、図 5 にスケルトン曲線の算出方法、式(6)、(7)に  $w$ 、 $s$  のそれぞれの算出式を示す。

#### 応力比 による変形能力の違い

図 6 に累積トータル塑性変形倍率  $w$  の比較を示す。最小断面部に作用する応力/梁端部に作用する応力(応力比)を 1.12 とすることで、現場型スカラップ試験体の  $w$  の 1.5 倍、1.17 とすることで 3.0 倍となり、応力比が大きいほど累積トータル塑性変形倍率も大きくなる傾向となった。しかし、過去の報告では、従来鋼を用いた孔空きフランジ方式試験体は応力比=1.07 で最も高い変形能力を示したが、H-SA700 を梁材に用いた場合では、応力比を 1.07 から 10%大きくしても十分な塑性変形能力を発揮させることができなかった。

#### 2 列目以降の孔径のサイズによる変形能力の違い

図 7 に累積塑性変形倍率  $s$  の比較を、図 8 に梁フランジ幅方向にウェブより左右に 50mm の位置での歪の平均の値を在軸方向にプロットしたものをそれぞれ示す。

現場溶接型ストレート試験体に比べ 1.31 ~ 1.34 倍に上昇した。断面欠損部において塑性化が促され梁端部だけでなく孔部周辺が同時に変形することで変形能力が向上したと考えられる。しかし、工場型ノンスカラップとは同等の値とはならなかった。これは溶接熱影響部の軟化域において鋼材の強度が 18%程度減少したことが挙げられる。設計上では梁端部に対して断面欠損部で 3% ~ 11%程度高い応力を負担しているが、軟化によって梁端部の強度が低下したため、実際には断面欠損部において設計上の応力を負担できていなかったと予想される。

上記の理由より、孔空きフランジ方式で大きな変形能力を得るには、応力比をより大胆に大きく設定する必要があると考えられる。

また、歪分布を見ると応力比が 1.03、1.07、1.11 と大きくなるに従って、フランジ内側の歪の減少方向に推移している。一方でフランジ外側の歪はほぼ変化していなかった。孔空きフランジ方式を用いることで、通常の現場溶接型の場合よりもフランジの外側と内側の歪の差が低下し、さらに、2 列目以降の応力を負担させることにより、その差をさらに下げることができると考えられる。

#### スカラップにおけるフィレット部高さによる変形能力の違い

図 9 に累積塑性変形倍率  $s$  の比較を示す。フィレットを 2mm 残したことにより向上型ノンスカラップ試験体とほぼ同程度の変形能力を示した。これはスカラップにおいてフィレット部を 2mm 残したことによる応力集中の緩和が要因と考えられる。

#### (2) 3次元弾塑性有限要素法解析

図 10 に解析結果の応力及び歪のコンター図を示す。解析結果より、フィレット部高さ  $2\text{mm} <$  現場型(フィレット部高さ  $0\text{mm}$ )となり解析値は高くなった。これよりフィレットはある一定の高さまでなら現場型(0mm)よりも応力集中を緩和できる。

スカラップを設け、断面欠損がある事から応力集中を受け、フィレット部を残すことによりさらに複雑な応力集中を受ける可能性があると想像することは既往の研究で明らかにされている事から十分に考えられる。

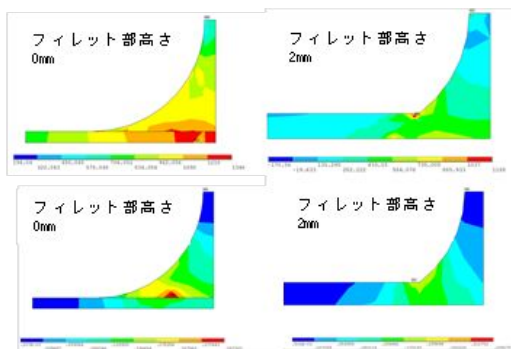


図 10 解析結果によるコンター図  
(上：応力、下：歪)

#### 3) まとめ

本研究にて得られた知見を以下に示す。

##### 応力比 による変形能力の違い

- ・応力比が大きいほど累積トータル塑性変形倍率も大きくなる傾向となる。しかし、高張力鋼 H-SA700B を使用した場合、降伏比の高さや伸び能力の低さ及び梁フランジ HAZ での軟化から、梁フランジ HAZ で早期破断に至る可能性があり十分な塑性変形能力を発揮させることができない。

##### 2 列目以降の孔径のサイズによる変形能力の違い

- ・SA440 鋼を現場溶接型柱梁溶接接合部に用いた場合、溶接熱影響部の軟化域の存在、靱性の低下、高降伏比による伸び能力の低下により早期に破断に至る。

- ・孔空きフランジ方式においてモーメント勾配を考慮して後続の孔径を決定した場合、モーメント勾配を考慮せずに後続の孔を決めた場合に比べて塑性域を広く確保できる。

- ・溶接熱影響部での軟化が顕著に現れている場合、SA440 鋼に孔空きフランジ方式を用いても変形能力を期待することはできない。また、孔空きフランジ方式において応力比を増大させても変形能力に大きな変化はなかった。

##### 補強ビードを施した場合による変形能力の違い

- ・現場溶接型柱梁溶接接合部であってもフィレット部を残すことによりスカラップ底での応力集中を緩和でき、早期破断を防ぎ工場溶接ノンスカラップ型と同程度の変形能力を示すことが出来る。

## 5. 主な発表論文等

(研究代表者、研究分担者及び連携研究者には下線)

[雑誌論文](計 1 件)

崎野良比呂,川端洋介,中込忠男

H-SA700B を用いた柱梁溶接部の変形能力に及ぼす梁端ディテールの影響,鋼構造論文集,第 20 巻,第 79 号,81-89,2013.9, 査読有,

[学会発表](計 3 件)

鈴木励一,河西龍,菅哲男,中込忠男

スカラップ底補強溶接工法による柱梁接合部の変形能力向上:その 2 試験結果,日本建築学会学術講演会,2013.8.30,北海道,

鈴木励一,河西龍,菅哲男,中込忠男

スカラップ底補強溶接工法による柱梁接合部の変形能力向上:その 1 試験結果,日本建築学会学術講演会,2013.8.30,北海道,

放生政志,中込忠男,山根正寛,藤牧勇太,崎野良比呂,

H-SA700 を用いた柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究その 4 実験結果及び考察,日本建築学会学術講演会,2012.9.12,仙台

## 6. 研究組織

(1)研究代表者

中込 忠男 (NAKAGOMI, Tadao)

信州大学・工学部・教授

研究者番号: 60111671