

耐震性に優れた鋼構造柱梁接合部に関する研究（その1）

—— 小形スカラップ工法を用いた円形鋼管柱・H形梁接合部の検証 ——

杉本 浩一 関根 誠司

A Study on the Performance of an Improved Steel Beam-to-Column Connection (Part 1)

—— Revised Tiny Scallop Employed in CHS Column-to-Beam Connection ——

Hirokazu Sugimoto Seiji Sekine

Abstract

Some of the damage to steel frame structures caused by the Hyogo-ken Nanbu Earthquake was brittle fracture of rigid frames in the vicinity of column-beam connections after those portions went through plastic deformation. Poor workmanship in welding work was pointed out after the earthquake, and a new joint connection method has recently been proposed without scallops at ends of the beams. However, this paper describes a revised tiny scallop connection, utilizing conventional welding techniques as far as possible, to improve plastic deformation performance and load bearing capacity. The effectiveness of this method with different shaped scallops has been confirmed by low temperature dynamic loading tests, assuming that an instantaneous force will have a more severe effect on a steel structure. Under high-velocity loading at a temperature of 0~5°C, the conventional scallop employed in column-beam connection went through plastic yielding and then came off, starting from the bottom of the scallop, in same manner as in the earthquake. However, under the same loading condition, the revised tiny scallop started to come off at the heat-affected zones at the sides of the base metal. This confirmed qualitatively and quantitatively that the energy absorbing performance was improved.

概 要

兵庫県南部地震でみられた鉄骨の被害現象の幾つかは鋼構造ラーメン架構の梁端の塑性履歴後破断であった。特に、柱梁接合部近傍のスカラップ底を起点とする脆性的な破断が観察された。地震後、溶接施工の問題点が指摘され、最近梁端部にスカラップを採らない工法が提案されている。本報では、従来の手法をできる限り踏襲しつつスカラップ形状を変化させて、塑性変形能力や耐力の向上を図った小形スカラップを提案し、瞬発力が鋼材にとって不利な低温時に作用する状況を想定して実験を行い、その有用性を確認した。その結果、試験温度0~5°Cでの高速荷重を受け、従来型スカラップ工法の試験体は塑性降伏後破断し、その破断の起点は地震でみられた被災状況と同じスカラップ底であった。一方、小形スカラップ工法の場合の破断の起点は母材側熱影響部であり、エネルギー吸収能力も向上し、改良効果が定性的かつ定量的に確認された。

1. はじめに

兵庫県南部地震では、鉄骨ラーメン構造物の柱梁接合部近傍での破断が多くみられた。特に、注目すべき被害現象の一つは、梁フランジの塑性履歴後の脆性的破断であった¹⁾。鋼構造物が脆性的な破壊に及ぶ原因として、溶接部の材質変化による鋼の靱性不足、スカラップの形状、裏当て金・エンドタブなどの溶接周辺のディテール、初終端処理・運棒方法などの問題点が指摘されており、最近、梁端部にスカラップを採らない工法や高靱性材の採用などが提案されているが、実務上、それに対応できる施工・管理・検査体制は試行錯誤の状況であるといえる。

本報では、これらの問題点を解決するため、溶接施工に関しては従来の手法をできるだけ踏襲することを前提として、塑性変形能力や耐力の向上を図るために、ウェブの断面欠損を可能な限り小さくした改良型スカラップ（小形スカラップ）工法を提案する。

2. 小形スカラップの提案

2.1 既往の問題点

従来、スカラップを採った柱梁接合部では、応力が最も大きくなる部位に断面欠損が存在し、その応力の集中する部分で切欠きが起りやすいガス切断や裏当て金の仮

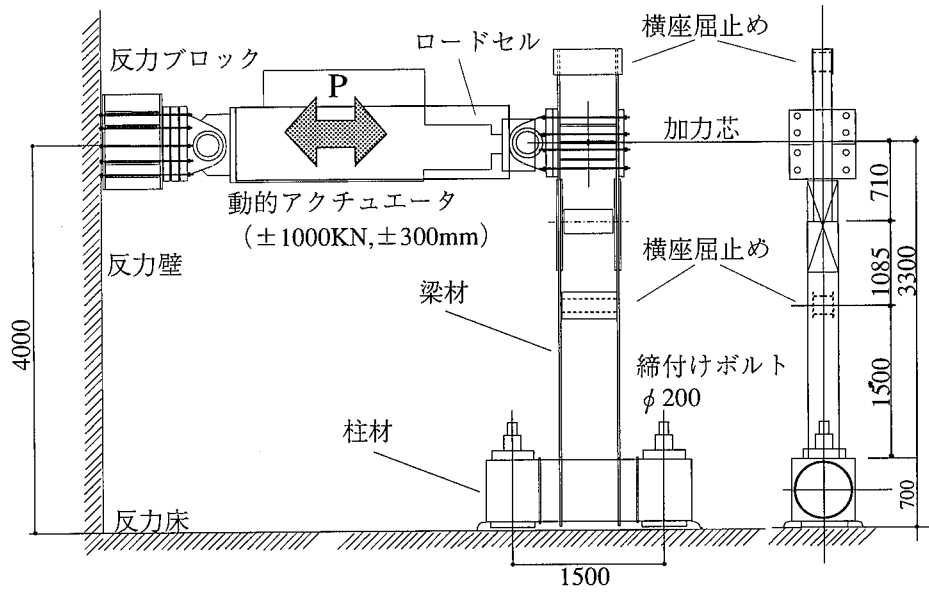


Fig. 1 試験体形状と加力装置
Specimen Setup on the Loading Apparatus (mm)

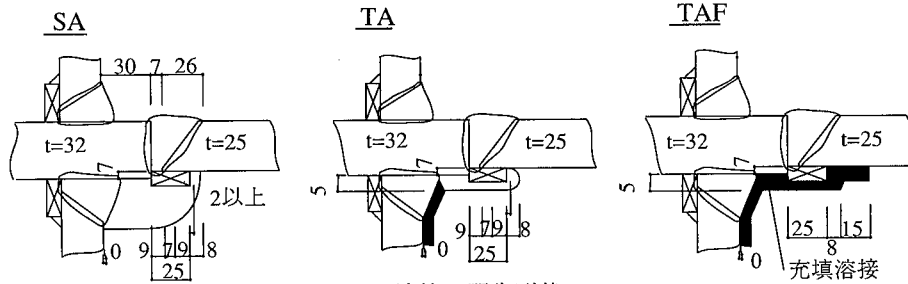


Fig. 2 溶接の開先形状
Details of Beam-Flange Groove Welds

付け溶接が行われるため、局所的な脆化を助長させやすいディテールであった。森田教授ら²⁾が実施した弾塑性FEM解析(梁端スカラップ接合部のスカラップ周辺の歪分布および応力3軸度分布の数値解析)によれば、スカラップ形状の影響は、スカラップ底の歪集中を避ける表面仕上げが施されているならば、3軸応力状態は大幅に緩和される。すなわち、止端を直角に仕上げた在来型スカラップ(R=35mm)よりも曲率Rの小さい(R=10mm返り)スカラップの方が応力集中は生じないことが判明している。

また、田淵教授ら³⁾が実施したFEM解析によれば、スカラップの梁材軸方向の長さが大きくなるほど、梁ウェブ近傍のフランジおよびダイアフラムに二次的な曲げ応力が大きくなるため、ウェブ位置での歪集中は大きくなる。さらに、その実験例では、裏当て金の組立て溶接がスカラップ底やフィレット部の返り部(R=10mm返り)に施されていると早期の脆性破壊が生じる場合があったことが報告されている。

2.2 小形スカラップの提案

これらの文献のディテールよりも小形でしかも、理論的にFig.2のような最小形のスカラップを提案する。この

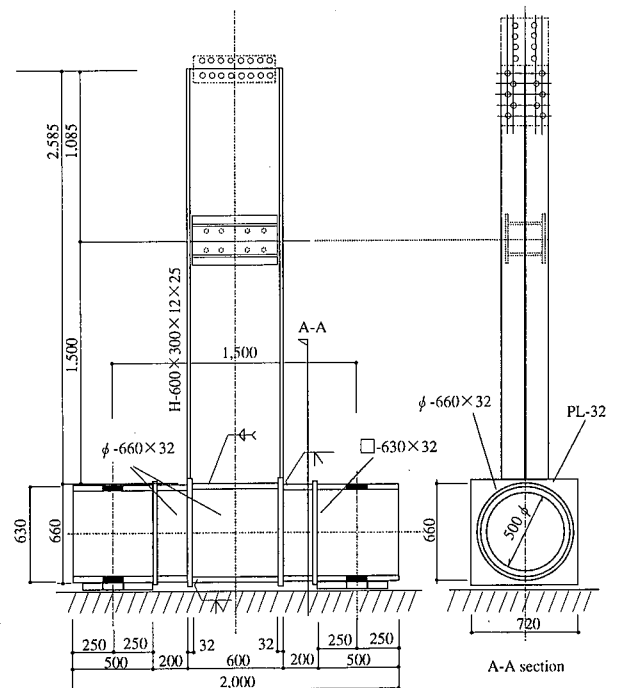


Fig. 3 試験体詳細
Detail of Specimen

スカラップでは裏当て金方式を採用するので、従来からノンスカラップ工法で指摘されてきたきたフランジ・ウェブの交叉部に不溶着が残存する問題点はなく、さらに超音波探傷による検査および判定が従来どおりの手法で可能である。ここで、兵庫県南部地震のように、塑性範囲の歪速度が非常に速い瞬発的な外力を、鋼材にとって不利な冬期を想定して、低温動的载荷による実験により、その有用性を検証する。

3. 実験概要

3.1 試験体

試験体はT字形であり、加力装置を含めた試験体形状をFig.1に示す。部材の一覧をTable 1に、溶接の開先形状をFig.2, 試験体詳細をFig.3に示す。試験体は4体、柱梁仕口部は従来型サイコロ (Conventional Joint) であり、主要パラメータはFig.2のようなスカラップ (SA, TA, TAF), サブパラメータが载荷速度 (1, 2) であり、名称の中に記号を組み込み、CJ1-SA, CJ1-TA, CJ2-TA, CJ1-TAFと名付ける。CJ1-SAはスカラップ工法裏当て金付き (Standard Scallop), CJ1-TA, CJ2-TA, CJ1-TAFは小形スカラップ工法裏当て金付き (Tiny Scallop) で接合した試験体である。

CJ1-SAのスカラップは、 $r=35\text{ mm}$ の1/4円と30mmの直線からなる。裏当て金 (FB-25x9) は、ウェブを貫通し、Fig.2に示すようにJASS 6に従い、溶接止端部がスカラップ底に掛からないように、梁幅の4分の1の位置ですみ肉溶接 (長さ50~60mm) した。CJ1-TA, CJ1-TAF, CJ2-TAのスカラップは、 $r=6\text{ mm}$ の1/2円とダイヤモンドの出に合わせた直線からなる。開先ベベル角度は通常の35°, 裏当て金 (FB-25x9) はウェブ貫通とした。CJ1-TAFは柱側突合せ溶接の余盛に沿うようにスカラップ孔に充填溶接した。溶接には鋼製エンドタブを用い、運棒法には、横向姿勢の1層多パスのストリンガービードを採用した。

改良型スカラップ工法の概要を示す。

- 1) ドリルピットを開先加工に適用し、断面欠損を可能な限り小さくしている。
- 2) 裏当て金方式であるため、ノンスカラップ工法で指摘されてきたきたフランジとウェブの交叉部に不溶着が残存する問題点はなく、さらに超音波探傷による検査および判定が従来どおりの手法で可能である。
- 3) JASS 6の規定を守り、裏当て金、エンドタブ等の溶接周辺のディテールや初終端処理・運棒方法を行っている。

3.2 加力方法

加力方法は、Fig. 1に示すように柱の両端を試験床上に固定し、梁端に水平力 (P) を加える片持ち梁形式とした。動的载荷は、梁の変形部材角で制御し、Fig.4に示すように周波数1Hzの正弦バースト3波の加振波形とし、弾性域の部材角 1/750, 1/375rad. の予備加振の後、部材角

Table 1 試験体一覧
Schedules of Specimens

名称	スカラップ形状	充填溶接有無	载荷方法	梁材	柱材
CJ1-SA	従来型 R35	なし	動的低温	RH-600x300x12x25 (高炉SM490A)	φ-660.4x32 (高炉STK490)
CJ1-TA	改良型 R6	なし	動的低温		
CJ2-TA	改良型 R6	なし	静的低温		
CJ1-TAF	改良型 R6	充填	動的低温		

Table 2 化学成分
Chemical Composition

元素	C		Si		Mn		P		S		Cu		Ni		Cr		V		Nb		Ce q	
	×100		×1000		×1000		×1000		×100		×100		×1000		×1000		×1000		×1000		×1000	
成分分析値	16	41	139	22	8	1	2	4	6	1	2	5	5	2	40.45							
ミルシート	16	41	140	23	9	1	2	5	5	2	40.74											

Ceq-JIS=C+Mn/6+S i/24+Ni/40+C r/5+Mo/4+V/14

Table 3 引張試験結果
Mechanical Properties

対象	板厚 (mm)	採取位置	本数	降伏点 (tf/cm ²)	引張強さ (tf/cm ²)	降伏比 (%)	破断伸び (%)
梁フランジ	25	幅の1/4圧延方向	6	3.67	5.57	65.9	29.0
梁ウェブ	12	せいの1/4圧延方向	3	4.25	5.71	74.4	24.0

Table 4 衝撃試験結果
Charpy Test Results

対象	ノッチ位置	0°Cにおける吸収エネルギー (J)	50%脆性破面遷移温度 vTrs(°C)	破面遷移温度の吸収エネルギー vEs=50 (J)
母材	材軸に直角方向 幅の1/4	56	—	—
フィレット部	材軸に直角方向 梁内側	24	42	99
熱影響部	材軸に直角方向 小端面に平行	108	-13	92

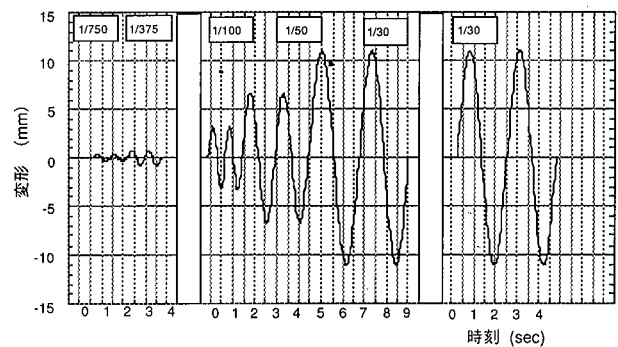


Fig. 4 動的载荷の加振波形
Displacement History of Dynamic Waves

1/100, 1/50, 1/30rad.の正負交番2回の加振を行った。さらに、破壊するまで1/30rad.の正負交番の加振を繰返した。動的载荷はCJ1-SA, CJ1-TA, CJ1-TAFに対して行った。なお、変形部材角が1/30rad.の加力で、アクチュエータの加力速度は加振限界の23cm/secであった。

一方、CJ2-TAに対して行った静的载荷は周期のみを約3分に替えた加振波形とした。耐力壁側の梁フランジが

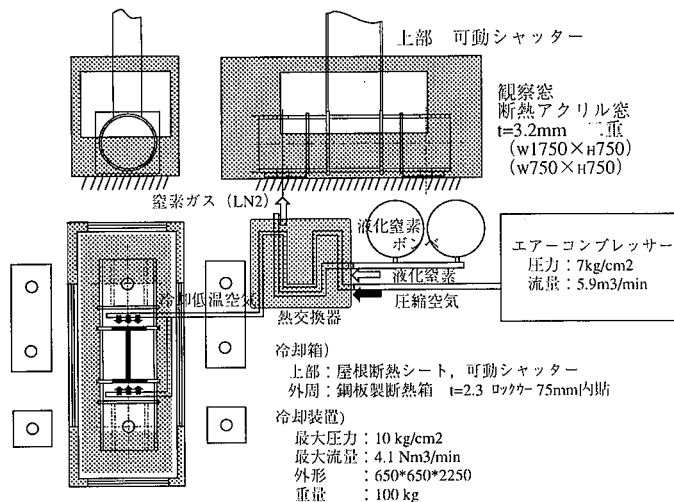


Fig. 5 冷却装置
Experimental Setup with the Cooling Apparatus

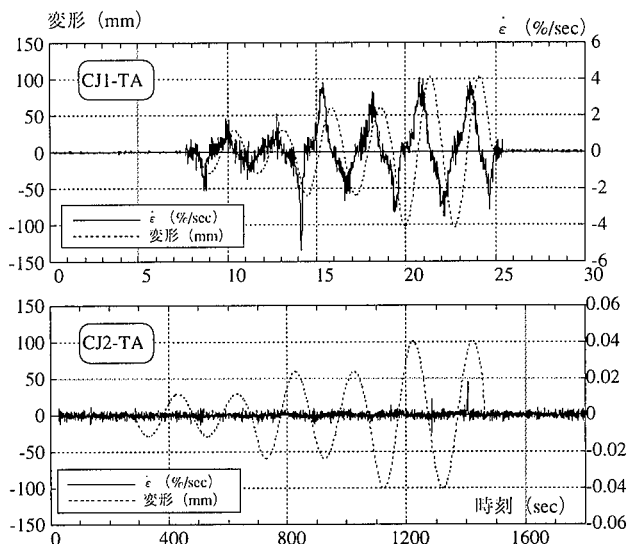


Fig. 6 動的波と静的波の歪速度時刻歴
Time of Strain Rate in the Dynamic and Static Waves

Table. 5 試験結果一覧表
Experimental Results

試験体	計算値			実験値							破壊形式
	cPp (tf)	cPu (tf)	cδp (mm)	ePu (tf)	ePu/cPp	ePu/cPu	回数	η _{t+} η _r	η _{s+} η _{s-}	η	
CJ1-SA	58.2	71.0	27.9	+ 80.7	1.39	1.14	7.5	+ 13.1	+ 5.19	25.80	スカラップ底から脆性破断
- 80.1				1.38	1.13	- 12.7		- 4.67			
CJ1-TA				+ 79.8	1.37	1.12	8	+ 17.8	+ 5.64	37.30	梁フランジの破断
- 80.9				1.39	1.14	- 18.3		- 6.43			
CJ1-TAF				+ 81.2	1.40	1.14	10.5	+ 26.9	+ 6.07	51.25	梁フランジの破断
- 81.0	1.39	1.14	- 28.6	- 6.47							
CJ2-TA (静的)	+ 77.1	1.32	1.09	7.5	+ 13.3	+ 2.68	25.80	熱影響部の破断と梁フランジの破断			
- 75.0	1.29	1.06	- 10.7		- 3.09						

cPp: 全塑性耐力計算値 (=192tm/3.3m) cPu = $b \cdot t \cdot \sigma_{ur} \cdot h_b / L_b$ (σ_{ur} : 梁フランジの引張強さ)
 ePu: 最大耐力実験値 cδp: cPp時の変形量 (=cPp · L³ / (3 · E · I) + cPp · L / (G · Aw))
 ePu/cPp: 降伏後の耐力上昇値 ePu/cPu: 破断耐力と全塑性耐力の比
 η_{s+}, η_{s-}: 骨格曲線で得られた累積塑性変形倍率 (ΣWs / (cPp · cδp))
 η_{t+}, η_r: 破壊側の歪エネルギー累積塑性変形倍率 (ΣWf / (cPp · cδp))
 θ_p: 梁の全塑性モーメントに対応する梁端回転角
 η: 両側の累積塑性回転角に基づく塑性変形倍率 (Σθ / (θ_p))

引張応力を受ける加力を正載荷とする。

なお、載荷は0℃の低温状態で行ったが、Fig.5の冷却装置を採用した。試験体を冷却箱で囲い、梁端の温度センサー(熱電対)で温度を制御しつつ、液化窒素で冷却した圧搾空気を鉄骨面に吹付けた。冷却箱と装置配置をFig.5に示す。圧搾空気は梁の上下フランジに2箇所から噴射して、溶接部近傍の温度(梁端エンドタブの小端に熱電対を埋め込んで測定する)が-15℃程度になるまでいったん冷却し、その後、5℃まで温度が上昇するごとに液化窒素の供給口を調整し、載荷するときの温度が、0℃±5℃を保持するように冷却装置を管理した。

4. 試験体の材料特性

4.1 材料特性

梁にはSM490Aの圧延H形鋼、柱にはSTKR50の冷間成形角形鋼管を使用した。梁材について、化学成分をTable 2に、引張試験結果をTable 3に、シャルピー衝撃試験結果をTable 4に示す。化学成分の主要5元素はSM490Aの規格を、炭素当量はSM490Bの規格値(0.44%以下)を満足していた。降伏点はフランジよりもウェブの方が約15%大きく、伸びはフランジよりもウェブの方が小さい。降伏比、破断伸びはSN490Bの規格値を満足してい

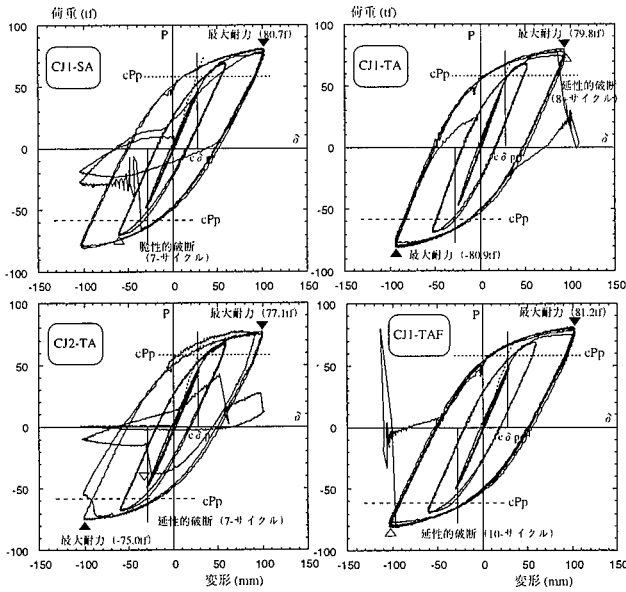


Fig. 7 荷重-変形の関係
Load (P)-Displacement (δ) Relationships

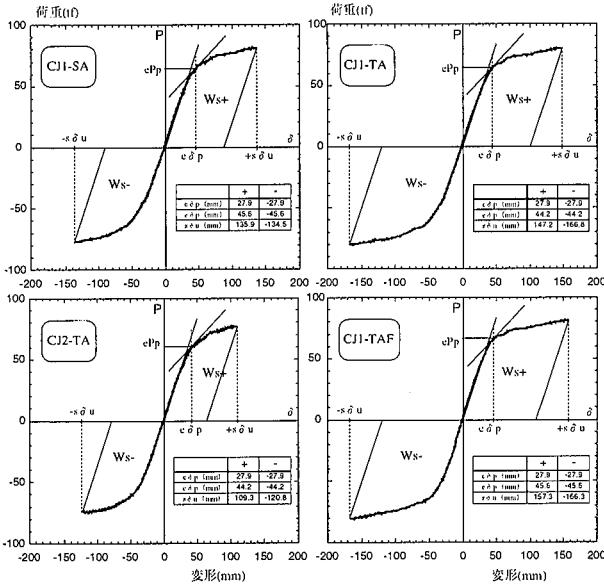


Fig. 8 骨格曲線
Skeleton Curve of P- δ Relationships

た。梁フランジ部の0℃における吸収エネルギーの値は大きいですが、フィレット部の脆性破面遷移温度は+4.2℃であり、常温で脆性的な性質を呈する可能性がある。

5. 実験結果

各試験体の変位の時刻歴をFig.6に、荷重(P)-変形(δ)関係をFig.7に、その骨格曲線をFig.8に、実験結果をTable 5に示す。図中には、初期剛性と無欠損断面の全塑性耐力(cPp)を併記した。表中のc δ pは弾性状態と考えた場合のcPpに対応する変形量である。

η_s は骨格曲線、 η_f はエネルギー吸収曲線を用いて破壊した加力サイクル側のエネルギー吸収能力に基づく累

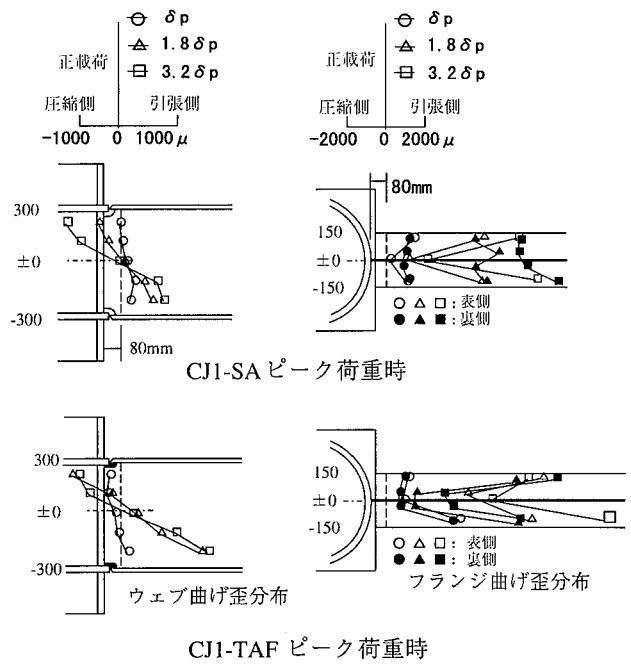


Fig. 9 充填と非充填すみ肉溶接の梁端歪分布
Strain Distribution of Beam End in Unfilled and Filled-up Fillet Weld

積塑性変形倍率を示しており、梁フランジが破断するまでに梁端部が吸収した累積塑性歪みエネルギー W_s 、 W_f を弾性限界歪エネルギー cW_p の2倍で無次元化した値である。また、 η は累積塑性回転角に基づく累積塑性変形倍率を示している。歪速度の時刻歴をFig.9に、き裂進展方向をFig.10に、なお、Fig.6とFig.9のひずみは、柱面より80mm離れた位置の梁フランジ・ウェブの材軸方向に貼付したゲージの測定値である。

6. 考察

6.1 歪速度

梁端で測定した歪速度を考察する。正弦波形の変位制御荷重であったため、時刻ごと変位速度が変動し、それに伴い、フランジの歪速度もFig.6とFig.9のように変化した。CJ1-SAのスカラップ端部は1/30rad.の+1サイクルで塑性流れを起し、約5%/secの最大歪速度を示すが、このピークを除けば、約2~3%/secであったと推察される。

6.2 荷重変形関係

Fig7のP- δ 関係によると、CJ1-SAは層間変形角1/30rad.の第8サイクルまで紡錘形の履歴ループ性状を保ち、サイクル目の正載荷で80.7tfの最大荷重を示した後、負載荷で破断して耐力低下を起こした。一方、TAシリーズではCJ1-TAは1/30rad.の第7サイクルまで紡錘形の履歴ループ性状を保ったが、8サイクル目の正載荷で79.8tfの最大荷重を示した後、破断した。CJ1-TAFは1/30rad.の第9サイクルまで紡錘形の履歴ループ性状を保ったが、10サイクル目の正載荷で81.2tfの最大荷重を示した後、負

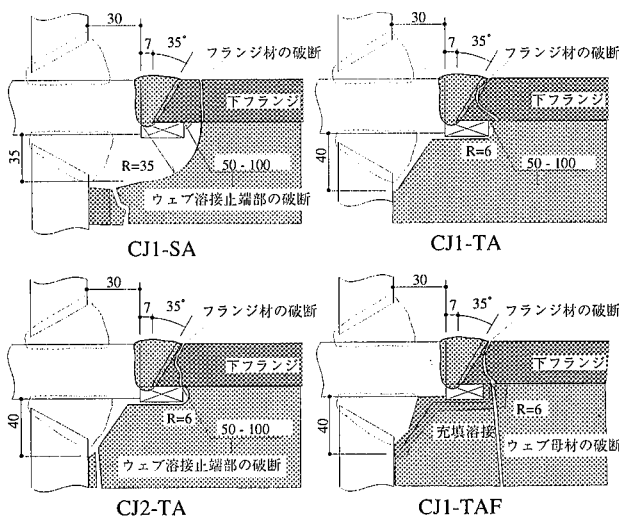


Fig. 10 き裂の進展方向
Direction of Cracks Propagated

載荷で破断した。Table 5のように動的載荷の最大荷重は無欠損断面の全塑性耐力計算値 ($cPp = 58.2tf$) を約40%上回り、破断耐力計算値 ($cPu = 71.0tf$) を約14%上回っていた。これに比べ、静的に載荷したCJ2-TAは層間変形角 $1/30rad.$ の第5サイクルまで紡錘形の履歴ループ性状を保ち、7サイクル目の正載荷で $77.1tf$ の最大荷重を示した後、負載荷で耐力低下を起こした。その最大荷重は無欠損断面の全塑性耐力計算値を約32%上回り、破断耐力計算値を約9%上回っていた。Table 5の耐力上昇値は同一変形振幅での多数回の繰返し載荷の影響やウェブ部分の応力伝達への寄与などが考えられ、動的実験で確認された耐力上昇は静的実験よりやや高めであった。なお、素材の降伏点 (σ_{y0})、引張強さ (σ_{u0}) と歪速度 ($\dot{\epsilon}$) との関係で、次式が成り立つことが一般に認められている⁴⁾。

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + 20.3 \times \log (\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0) \dots \dots (1)$$

$$\sigma_u = \sigma_{u0} + 7.25 \times \log (\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0) \dots \dots (2)$$

TAシリーズの静的載荷と動的載荷で得られた梁端の歪速度、 $\dot{\epsilon}_0 = 10^{-3}/s$ 、 $\dot{\epsilon} = 5\%/s$ と素材の引張試験結果 $\sigma_{yy} = 36.7 (N/mm^2)$ 、 $\sigma_{u0} = 546 (N/mm^2)$ を用いて式(1)および式(2)により、降伏点の比 ($= \sigma_y / \sigma_{y0}$)、引張強さの比 ($= \sigma_u / \sigma_{u0}$) で換算し、高速載荷による上昇率を計算すると、それぞれ、約1.09 (401/367)、約1.02 (=558/546) であった。これらの値を用いて歪速度による影響を除くと、CJ1-TAの動的載荷の降伏後の耐力上昇値(= ePu/cPp)は破壊が生じた側で換算すると、約1282 (=137/109/102) となり、CJ2-TAの静的載荷の耐力上昇値(=1.288)にはほぼ一致する。すなわち、歪速度と降伏比の関係については式(1)および式(2)に従い、動的載荷は静的載荷よりも、耐力は約6~8%より多く上昇していたことが分かった。

6.3 梁端の塑性歪分布

縦軸にゲージ貼付け位置をとり、梁ウェブおよびフランジの中心位置を0とする。プロットは、弾性域、 $1.8 \delta p$ 、 $3.2 \delta p$ 時のものスカラップを有するCJ1-SAと、小形スカラップ工法の充填溶接のCJ1-TAFについて、完全に塑性化した梁端の歪分布を対比させてFig.9に示す。ウェブの測定点では加振を繰返すごとに、CJ1-TAFの歪はCJ1-SAよりも大きくなり、約2倍の歪 ($\epsilon = 2,500 \mu$) を示した。さらに、フランジの歪分布をみると、表側と裏側の中央付近ではCJ1-SAは、裏側は表側よりも大きく、一方、CJ1-TAFは一様な歪分布となっていた。CJ1-SAはスカラップにより歪が乱れ、応力集中が生じていたと考えられる。ウェブの測定点が中央部のみであり、ウェブの曲げモーメント伝達の有効性は全く判断できない。しかし、フランジの歪分布をみると、CJ1-TAではほぼ一様な歪分布となっていたが、CJ1-SAでは、歪分布に凹凸があり、結果として、スカラップにより歪が乱れ、応力集中が生じていたと考えられる。

6.4 繰返し回数

すべての試験体の最終層間変形角は $1/30rad.$ であったので、パラメータによる影響を繰返しの回数から考察する。Table 5のようにCJ1-SAは7.5回であったのに対して、CJ1-TAは8.0回、CJ1-TAFは10.5回であり、従来型スカラップ工法と小形スカラップ工法の繰返し回数には大差はなかった。これは、裏当て金の組立溶接等においてJASS 6の規定を守り、入念な施工を行ったことにより、性能が良い柱梁仕口となったためと考えられる。

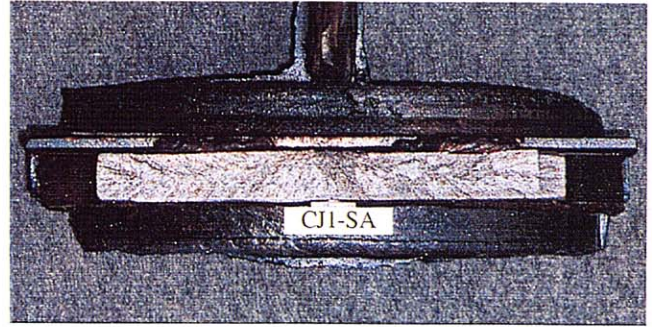
6.5 変形能力

破断するまでに梁端部が吸収した塑性歪みエネルギーより算出したエネルギー累積塑性変形倍率 η_f 並びに η_s により、井上教授らが提案した脆性破壊の判定基準⁵⁾すなわち、 $req \eta_s > 5$ 、かつ $req \eta_A > 10$ に基づき変形能の評価を行う。

Table 5のようにCJ1-SAの η_s は所要 $req \eta_s$ の0.93倍 (=4.67/5.0)、 η_f は $req \eta_A$ の1.27倍であり、従来型スカラップ工法であっても入念な施工であれば、低温条件下においてもほぼ所要の性能は得られる。

しかし、TAシリーズでは、CJ1-TAの η_s は $req \eta_s$ の1.13倍 (=5.64/5.0)、 η_f は $req \eta_A$ の1.78倍、CJ1-TAFの η_s は $req \eta_s$ の1.29倍 (=6.47/5.0)、 η_f は $req \eta_A$ の2.86倍であった。改良した小形スカラップは従来型に比べ、塑性変形性能に優れていた。

これらのことから、変形能力はウェブ断面欠損の形状の違いによって差が生じ、小形スカラップ工法が従来型スカラップ工法よりも優れているが明らかになった。また、CJ1-TAFの η はCJ1-TAより大きいのでスカラップ孔に充填溶接すると安定した変形能を示すといえる。さらに、CJ1-TAの変形能力がCJ2-TAよりも大きく、累積塑性回転角に基づく累積塑性変形倍率 η で評価すると、動的載荷は静的載荷の1.45倍 (=37.3/25.8) であった。



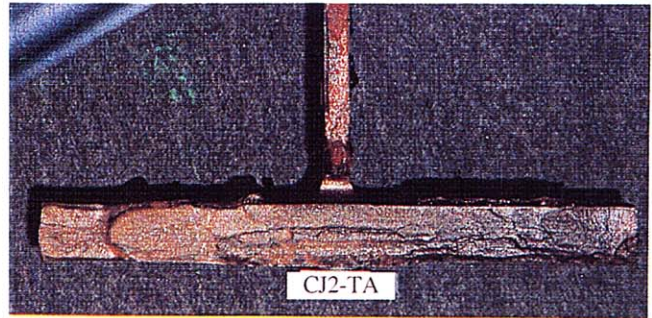
1) スカラップ工法の動的荷重した試験体 (CJI-SA)
Standard Scallop Specimen Tested by Dynamic Loading



2) 小形スカラップ工法の動的荷重した試験体 (CJI-TA)
Revised Tiny Scallop Specimen Tested by Dynamic Loading



3) 充填溶接した小形スカラップ工法の動的荷重した試験体 (CJI-TAF)
Revised Tiny Scallop Specimen with Fillet Welding Tested by Dynamic Loading



4) 小形スカラップ工法の静的荷重した試験体 (CJ2-TA)
Revised Tiny Scallop Specimen Tested by Static Loading

Photo 1 梁端接合部の破断状況
Fracture at Beam end Connection

Photo 2 フランジとウェブの破断面
Fracture of Flange and Web

6.6 破壊性状

今回使用したH形鋼のフィレット部は遷移温度が+42℃であり、このことが破壊形式を強く決定づける結果となったと考える。Photo 1およびPhoto 2に破断状況を示す。従来型スカラップを採用したCJ1-SAでは塑性変形し板厚および板幅方向にくびれが見られた後フランジで局部座屈が起らないまま、瞬発的に破断した。き裂はスカラップ底からスタートし、母材に沿って進展し、破面にはシェブロンパターンが存在した。冬期環境下(0~5℃)であったため、脆性的な破壊となったと考えられる。地震被害の再現に関して、CJ1-SAの破壊の起点は被災部⁶⁾と一致し、かつき裂伝播の様相も同じであった。

一方、TAシリーズは最終的に板厚および板幅方向にくびれて、フランジ溶接部近傍で破断した。その破壊の芽は被災部と一致せず、破壊性状から柱梁仕口のディテールは改善された。動的と静的載荷には差がなく、ともにフランジとエンドタブとのすきまの先端に生じたき裂が、熱影響部にほぼ平行に進展し、フランジの母材で破断した。

7. まとめ

鉄骨柱梁接合仕口部の動的低温載荷実験を行い、以下のことがわかった。

(1) 小形スカラップ工法による柱梁接合部はノンスカラップ工法のようにフランジ突合せ溶接部中央に不溶着が残らず、欠陥の少ない柱梁仕口となる。

(2) 温度0~5℃で歪速度約5%/secの高速載荷を受けた場合、従来型スカラップ工法の柱梁接合部は塑性化が進んだ後破断した。破断の起点は兵庫県南部地震により生じた被災状況と同じスカラップ底であった。

(3) 小形スカラップ工法は従来型スカラップ工法と比べ、変形性能に優れていた。累積塑性回転角に基づく累積塑性変形倍率 η は37.3~51.3であり、44~99%増であった。

(4) エネルギー吸収にもとづく累積塑性変形倍率 η_s で評価すると、従来型スカラップ工法に比べ、小形スカラップ工法は約20%増であり、スカラップ孔に充填溶接した場合は約39%増であった。また、 η_f で評価すると同じく、約40%増、約125%増であった。

ただし、小形スカラップ工法にて充填溶接を行う場合は充填溶接部に欠陥が生じないように入念な施工が必要となろう。工場のレベルによって充填溶接の可否を決定することが望ましい。

(5) 最大耐力は全塑性耐力計算値を29~40%上回り、また、フランジのみ有効と考えた破断耐力値を6~14%上回った。動的載荷では静的載荷に比べ約6~8%より多く耐力が上昇した。

(6) スカラップの形状の違いと充填溶接の付加によって耐力に有意な差は生じていないが、これは梁端変形角1/30 rad.の等振幅繰返し実験としたためと考えられる。

(7) 梁端の歪速度が約5%/secの動的載荷は静的載荷に比べ、破断性状に差はないが、耐力と累積塑性能力ではともに大きい値を示した。

参考文献

- 1) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：1995年兵庫県南部地震鉄骨造建物被害報告書、(1995.5)
- 2) 岡安，朱，石井，森田：鋼構造梁端接合部スカラップ周辺の歪及び応力分布に関するFEM解析（その1，その2），日本建築学会大会学術講演梗概集，p.625~628，(1995.9)
- 3) 田淵：スカラップに起因する柱梁仕口のひずみ集中，建築技術，p.111~117，(1997.4)
- 4) 仲建築研究室：鉄骨高層建築の構造設計，彰国社，構造材料としての鋼，p.45~47，(1964.2)
- 5) 建設省建築研究所-鋼材倶楽部耐震性能共同研究：標準化研究会報告書 鋼構造物の耐震保有性能評価のための標準試験方法と評価基準の提案，(1994.12)
- 6) 杉本，高橋：被災鉄骨柱梁接合部の被害調査と高速載荷による再現実験，日本建築学会関東支部研究報告集，p.89~92，(1996.3)
- 7) 日本建築学会：鋼構造接合部の力学性状に関する研究の現状，4章 変形性能の評価，p.130~131，(1993.10)
- 8) 日本建築学会：通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合されるH型鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験，p.154~156，(1997.10)