

[建築構造]

阪神・淡路大震災の被災鉄骨を用いた鉄骨柱梁接合部の動的載荷実験 — 破断状況の再現と補修法の検証 —

杉本 浩一 高橋 泰彦

概要

阪神・淡路大震災で、スカラップ底からの破断や溶接部の割れが、通しダイヤフラム形式の冷間成形角形鋼管を用いた純ラーメン構造の柱梁接合仕口部で発生した。多数の梁端が破断して、被害が大きいため取り壊したS造5階建の建物がある。この柱梁仕口部を持ち帰り、材質と破壊状況を調査するとともに、この破断状況の再現と損傷部の補修法の検討を行うため、実物の鋼材を用いた高速載荷実験をした。その結果、以下の知見を得た。1) 骨組は梁降伏型メカニズムを形成し、梁材の機械的性質に問題はないが、塑性履歴後の破面が脆性であることが確認された。2) 歪速度15%/secの高速載荷では、1/100~2/100の小さい変形状態での破断が再現できた。破断の起点は被災状況に一致したが、延性破面であった。3) ウェブと取合う鋼管壁に顕著な面外変形が確認され、ウェブ接合部の伝達効率は低いと判断される。4) ノンスカラップ工法はスカラップ工法に比べ、塑性域で変形性能に優れていた。5) 補修した試験体を用いた検証実験では、単に破断部をガウジングして再溶接するよりも、確実に塑性変形能力を回復させる方法を確認した。

1. はじめに

阪神・淡路大震災では、スカラップ底からの破断や溶接部の割れが、通しダイヤフラム形式の冷間成形角形鋼管を用いた純ラーメン構造柱梁接合仕口部で発見された¹⁾。本研究では、多数の梁端が破断して被害が大きいため取り壊したS造5階建の建物から、柱梁部材を持ち帰り、調査・分析をするるとともに、その鋼材で柱梁仕口部を製作し、高速載荷のもとで、被災状況の再現を目的とした。

この建物では梁降伏型メカニズムを形成し、いずれの梁端も降伏・局部座屈を生じた後、シェブロンパターンがはっきりと確認できる劈開破壊が起きていた。脆性的な破断の原因としては、瞬発的な外力によって塑性範囲の変形速度が非常に速かったことや、スカラップ底と溶接部に冶金的なノッチや微小欠陥が存在していた²⁾ ことのほかに、溶接部を含めた仕口部のディテール自体にも問題があったことが考えられる。そこで、スカラップの形状を変化させ、破断の起点と伝播、破断時の応力状態と変形、破面の性状などの地震被害の再現を目指した実験を行った。

なお、スカラップ形状には、スカラップ工法とノンスカラップ工法を選定した。

さらに、被害を受けた柱梁接合部を復旧するとき、塑性変形能力が回復するかどうかを評価するため、破断した試験体を対象として、高速載荷のもとで、補修法の検証を目的とした。なお、損傷部を修復するには現場溶接工法となるので、削除の方式には、はつり方式と置換方式を選定した。

2. 高速載荷による再現実験

2.1 実験概要

仕口部の梁にはSS41の圧延H形鋼、柱にはSTKR41の冷間成形角形鋼管を使用した。ともに、Photo 1に示すような被災した建物から抜き取り持ち帰ったものであるが、地震の損傷部をほとんど含まない。梁材の引張試験結果をTable 1に、シャルピー衝撃試験結果をTable 2に示す。規格を満足するだけでなく、0℃における吸収エネルギーの値は大きく、鋼材には材質的な問題は存在しなかった。

Table 1 圧延H形鋼の機械的性質
Mechanical Properties of Rolled H-Section

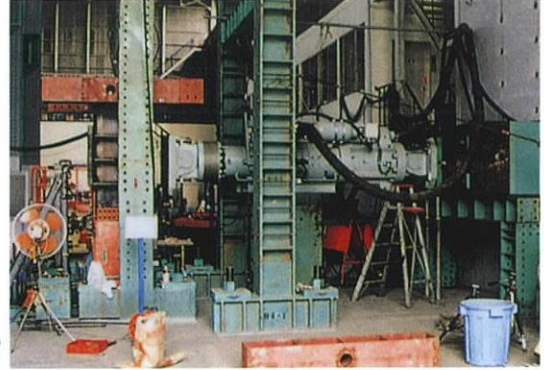
対象	降伏点 (tf/cm ²)	引張強さ (tf/cm ²)	降伏比 (%)	一様伸び (%)	試験片
梁フランジ (SS41)	3.22	5.07	63	23.7	7号*

*は試験片の厚みを 5mmに減厚している

Table 2 圧延H形鋼のシャルピー衝撃試験結果
Charpy Test Results of Rolled H-Section

対象	vTre (°C)	vEshelf (J)	vTrs (°C)	0℃	
				vE (J)	B (%)
健全部 (SS41)	-5.0	88.0	-5.0	97	43.7

vTre: エネルギー遷移温度 vEshelf: シェルフエネルギー
vTrs: 破面遷移温度 vE: 吸収エネルギー B: 脆性破面率



(1) スカラップ底からのき裂発生
Crack Initiated at the Toe of
Weld Access Hole

(2) 裏当て金の連続すみ肉溶接の重なり
Continuous Fillet Weld Overlapped
at Tack Welding of Backing Bars

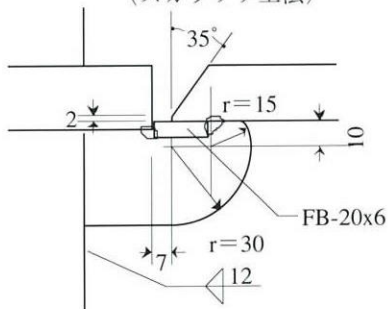
Photo 2 実験装置の全景
Overview of Experimental Setup

Photo 1 破断した柱梁仕口の圧延H形鋼
Fractured Rolling H-Section of Beam-to-Column
Connection

Table 3 試験体一覧
Schedule of Specimens

試験体	溶接部	柱材		梁材
		主材	パネル	
SS-1	スカラップ工法	上柱：□-400×400×12 下柱：同上 ダイヤフラム：PL-22	絞り無し	H-596×199×10×15
NS-1	ノンスカラップ工法	上柱：□-350×350×12 下柱：□-400×400×12 ダイヤフラム：PL-22	絞りあり	H-596×199×10×15

試験体名：SS-1
(スカラップ工法)



試験体名：NS-1
(ノンスカラップ工法)

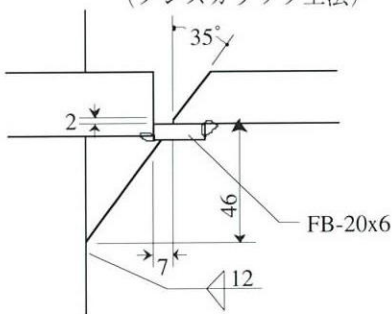


Fig. 2 溶接の開先形状
Details of Beam-Flange Groove Welds

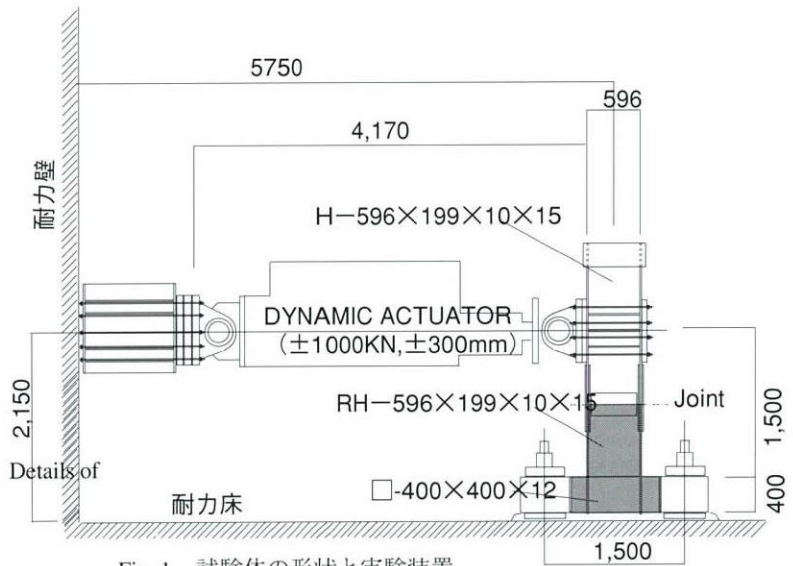


Fig. 1 試験体の形状と実験装置
Detail of Specimen and Experimental Setup

2.2 試験体

試験体は2体であり、SS-1、NS-1と名付ける。SS-1はスカラップ工法 (Standard Scallop)、NS-1はノンスカラップ工法 (Non-Scallop) で接合した試験体である。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 3 に、溶接の開先形状を Fig. 2 に示す。

SS-1のスカラップは、 $r=30\text{ mm}$ の1/4円と $r=15\text{ mm}$ の底の丸みからなる。裏当て金 (FB-20x6) は、ウェブを貫通し、Fig. 2 のように被災部 (Photo 1 (2) 参照) と同

様に溶接止端部がスカラップ底に掛かるような位置で、連続すみ肉溶接した。NS-1のスカラップと開先は、梁端をベベル角度 35° に切削加工した同一の直線からなる。裏当て金 (FB-20x6) は、ウェブを貫通せず、H形鋼のフィレットに沿うように端面を加工するとともに、フランジとの交差部に生じた隙間を本溶接前に充填溶接した。両工法とも、本溶接には鋼製エンドタブを用い、運棒法には、下向姿勢の一般的な1層1パスのウィーピングビードを採用した。

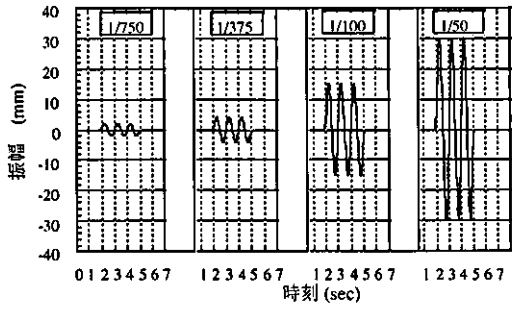


Fig. 3 加振波形
Displacement History of Dynamic Waves

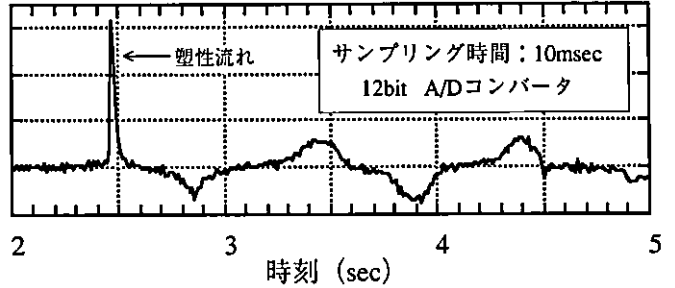


Fig. 5 歪速度の時刻歴 (SS-1)
Time of Strain Rate

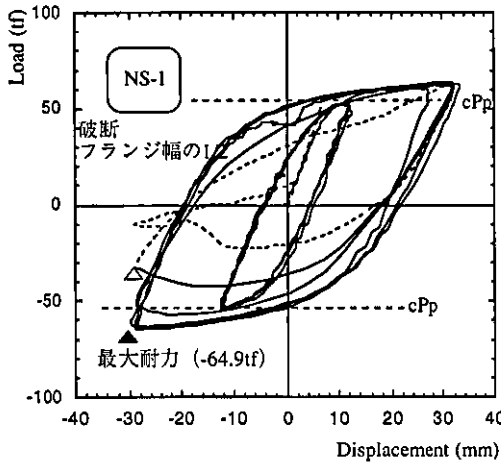
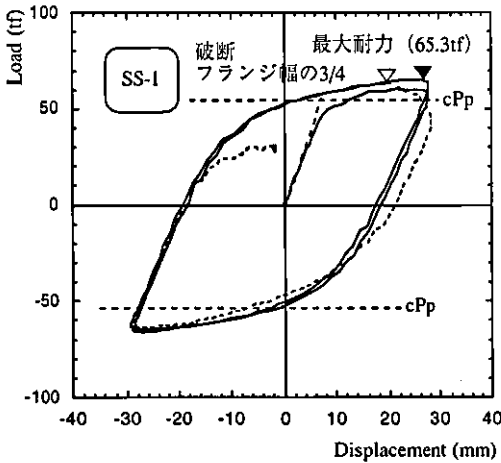


Fig. 4 荷重-変形関係
Load versus Displacement Relationships

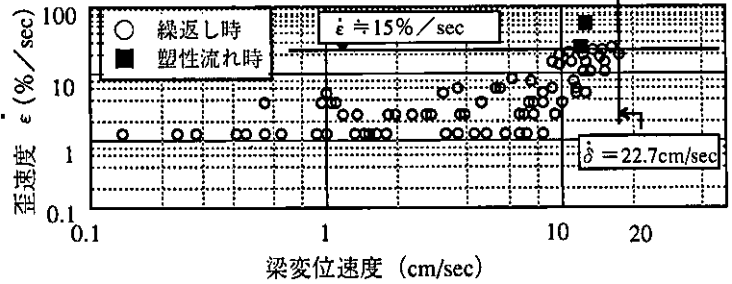


Fig. 6 梁変位速度と歪速度の関係 (SS-1)
Relationship between Beams Displacement and Strain Rate

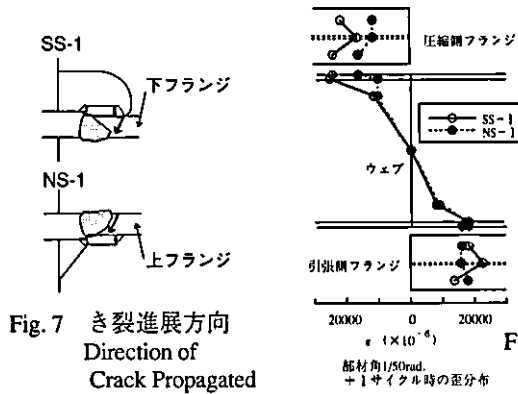


Fig. 7 き裂進展方向
Direction of Crack Propagated

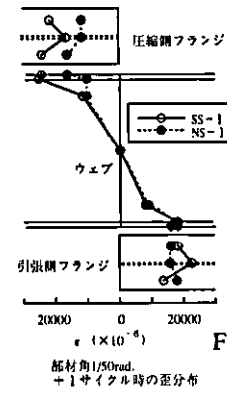


Fig. 8 歪分布
Distribution of Strain

2.3 加力方法

加力方法は、Photo 2, Fig. 1 に示すように柱の両端を試験床に固定し、梁端に水平力 (P) を加える片持ち梁形式とした。载荷は、梁の変形部材角で制御し、Fig. 3 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、弾性変形となる部材角 1/750, 1/375rad. の予備加振の後、破壊するまで変形部材角 1/50rad. の正負交番の加振を繰返した。耐力壁側の梁フランジが引張応力を受ける加力を正载荷とする。

なお、変形部材角が 1/50rad. 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。

2.4 計算結果

梁端接合部の破断荷重の検討のために無欠損断面の全塑性モーメント (M_p) と全塑性耐力 (cP_p) の計算式

$$M_p = Z_p \cdot \sigma_y = B \cdot t_f \cdot \sigma_y (h - t_f) + (h - 2t_f)^2 \cdot t_w \cdot \sigma_y / 4$$

$$cP_p = M_p / L \quad \text{----- (1)}$$

梁端のフランジ部分のみを有効とした破断モーメント (M_u) と破断耐力 (cP_u) の計算式

$$M_u = Z_p \cdot \sigma_u = B \cdot t_f \cdot \sigma_u (h - t_f)$$

$$cP_u = M_u / L \quad \text{----- (2)}$$

とする。

ここで、Table 1 より $\sigma_u = 5.07 \text{ t/cm}^2, \sigma_y = 3.22 \text{ t/cm}^2$ を用いた。また、L としては梁の片持長さからダイヤフラムの突き出し長さと溶接幅を差引いて、 $L = 145.0 \text{ cm}$ とした。計算結果を Table 4 に示す。 $cP_u > cP_p$ の関係にあり、無欠損部の梁が全塑性モーメントに到達し、塑性ヒンジが生じた後、スカルップ部のフランジが破断すると考えられる。

2.5 実験結果

各試験体の荷重 (P) - 変形 (δ) の関係を Fig. 4 に、SS-1 の歪速度の時刻歴を Fig. 5 に、変位速度と歪速度の関係を Fig. 6 に示す。実験結果を Table 4 に示す。図中には、初期剛性と cP_p を併記した。表中の $c\delta_p$ は弾性状態と考えた場合の cP_p に対応する変形量である。 η_f は破壊した加力サイクル側の累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エネルギーを弾性限界歪エネルギーの2倍で無次元化した値である。き裂進展方向を Fig. 7 に、変形部材角 1/50rad. 第1サイクル時のスカラップ端部の歪分布を Fig. 8 に示す。なお、Fig. 5、6 と Fig. 8 の歪は、柱面より 70mm 離れた位置の梁フランジ材軸方向に貼付したゲージの測定値である。

2.5.1 梁端の歪速度 Fig. 5、6 のように正弦波形の変位制御載荷であったため、時刻ごとに歪速度が変動し、それに伴い歪速度も変化した。SS-1 のスカラップ端部は 1/50rad. の +1 サイクルで塑性流れを起こし、60%/sec の最大歪速度を示すが、このピーク除けば、約 15%/sec であったと推察される。

2.5.2 梁ウェブの曲げモーメント伝達 実験中の観察によれば、梁ウェブが接合されている角形鋼管の管壁は、加振によるフランジの伸縮に合わせて、顕著な凹凸の面外変形を繰返し、梁ウェブが曲げモーメントの伝達にほとんど寄与していないことが確認された。

2.5.3 荷重 (P) - 変位 (δ) 関係 Fig. 4 の P - δ 関係によると、SS-1 は部材角 1/50rad. の第2サイクルまで紡錘形の履歴ループ性状を保ち、3サイクル目の正載荷で 65.3tf の最大荷重を示した後、破断して耐力低下を起こした。一方、NS-1 は部材角 1/100rad. の加振後、1/50rad. の第6サイクルまで紡錘形の履歴ループ性状を保ったが、7サイクル目の負載荷で 64.9tf の最大荷重を示した後、破断した。両試験体とも、最終部材変形角は 2/100 であり、従来の静的試験結果に比べ、比較的小さな部材角であった。Table 4 のように最大荷重は無欠損断面の全塑性耐力計算値 (cP_p) を約 22% 上回り、破断耐力計算値 (cP_u) を 23~26% 上回っていた。

この程度の耐力上昇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多少の寄与などが考えられる。しかし、静的実験で確認された上昇より低めである。梁ウェブが曲げモーメントの伝達の役割を果たさなくても、今回の実験で認められた耐力上昇は十分起こり得る現象と考えられる。また、これ以外にも、歪速度の影響による引張強度の上昇も予想される。

2.5.4 梁端フランジの歪分布 Fig. 8 に完全に塑性化した梁端フランジの歪分布を示しているが、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。一方、フランジの歪分布を見ると、NS-1 ではほぼ様な歪分布となっているが、SS-1 では、歪分布に凹凸がある。スカラップにより歪が乱れ、応力集中が生じていることが考えられる。

2.5.5 変形能 両試験体とも部材角 1/50rad. で破断が起っており、両者の相違は繰返しの回数である。したがって、累積塑性変形倍率 η_f により変形能の比較を行う。Table 4 のように SS-1 に比べ NS-1 の η_f は 2.5 倍であった。このことから、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、ノンスカラップ工法が改良型スカラップ工法よりもかなり優れていることが明らかになった。

2.5.6 破壊性状 SS-1 では下フランジで局部座屈が起らないまま隣発的に破断し、破面には板厚および板幅方向にくびれは見られなかった。き裂はスカラップ底と裏当て金の連続すみ肉溶接が重なった部分からスタートし、すみ肉溶接止端部に沿って進展した。しかし、破面にはシェブロンパターンはなく、延性的な破壊と考えられる。地震被害の再現に関して、破壊の起点は被災部と一致し、かつ、き裂伝播の様相も同じであった (Photo 3 参照) が、試験温度 26℃ による歪速度 15%/sec の載荷では梁フランジの脆性破断には至らなかった。一方、NS-1 は板厚および板幅方向にくびれた状態で、フランジが破断した。塑性変形した後、フランジとエンドタブと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、フランジの母材で延性破断した (Photo 4 参照)。したがって、ノンスカラップ工法では、破壊性状に改善効果が観られた。

Table 4 試験結果
Summary of Eperimental Results

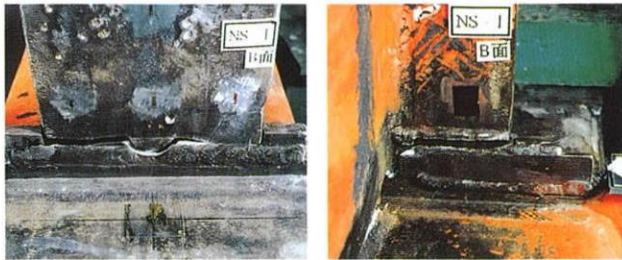
試験体 記号	計算値			実験値					
	cPp (tf)	cPu (tf)	c δ p (mm)	ePu (tf)		α	η_f	破壊 サイクル	破壊形式
SS-1 SS-1R	53.7	51.8	6.5	+65.3 +65.2	-66.1 -68.7	1.23 1.28	11.9 5.3	3+ 4+	スカラップ底を起点とするき裂 梁フランジの脆性破断
NS-1 NS-1R	53.0	52.6	6.7	+63.8 +70.4	-64.9 -71.0	1.22 1.34	27.9 31.4	8- 10+	熱影響部の破断と梁フランジの延性き裂 熱影響部の延性き裂後の脆性破断

cPp : 全塑性耐力計算値 cPu : $b \cdot t \cdot \sigma_{uf} \cdot hb/Lb$ (σ_{uf} : 梁フランジの引張強さ) ePu : 最大耐力実験値
 α : 降伏後の耐力上昇値 (ePu/cPp) η_f : 破壊側の累積塑性変形倍率 (Wf/(cPp \cdot c δ p))



1) スカラップ底からき裂発生
Cracking Growth from Toe of
Weld Access Hole
2) フランジ熱影響部の破断
Fracture at Heat Affect Zone
of Beam-Flange

Photo 3 SS-1 の破壊状況
Daming of SS-1



1) エンドタブ付近からのき裂発生
Cracking Growth from Adjacent
Run-off Tab
2) 裏当て金の溶接部の破断
Fracture at Fillet Weld
of Backing Bars

Photo 4 NS-1 の破壊状況
Daming of NS-1

3. 補修法の検証実験

3.1 実験目的

繰返し変形の(2.3)の試験により破壊した試験体を用いて、柱梁接合部の補修の効果を検証する。

3.2 試験体と加力方法

補修試験の詳細を Fig. 9 に示す。実験パラメータは、はつり方式と置換方式の二つの補修溶接法とした。試験体は 2 体であり、SS-1R、NS-1R と名付ける。SS-1R は SS-1 を はつり工法で補修した試験体、NS-1R は NS-1 を 置換工法で補修した試験体である。SS-1R は上下フランジとも下向姿勢のガウジングにて、船底形状に仕上げて、再溶接した。NS-1R は上下のフランジとウェブ(損傷を包含する範囲)は切断の後、前後の端面に開先加工を施した新鋼材と交換して溶接した。裏当て金(FB-25x6)は両方式とも、梁のフランジ幅の 1/4 と 3/4 の位置で、40mm 程度の長さになりすみ肉溶接する。また、補修溶接の運棒法には 1 層多パスのストリンガービードを採用した。なお、加力方法は 2 章の(2.3)と同様の動的載荷とし、破壊するまで変形部材角による正負交番の加振を繰返した。

3.3 補修溶接の実験結果

荷重(P) - 変形(δ)の関係を Fig. 10 に示す。両試験体の破壊したき裂進展方向を Fig. 11 に、実験結果を Table 4 に示す。

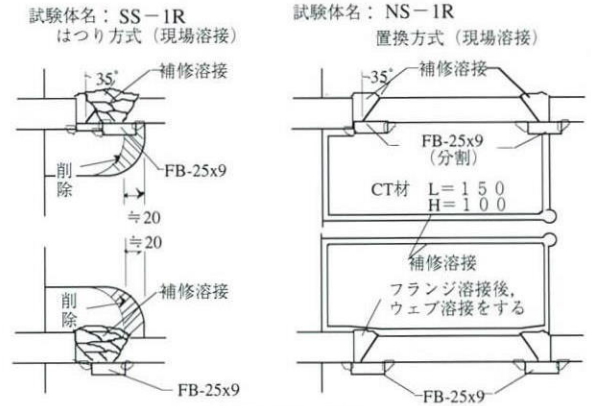


Fig. 9 補修溶接の詳細
Details of Repair Welding

3.3.1 荷重(P) - 変位(δ)関係 Fig. 10 の P - δ の関係によると、SS-1R は変形部材角 1/100rad. の第 3 サイクルまで、紡錘形の履歴ループ性状を保ち、1/50rad. の 3 サイクル目の負荷で 68.7tf の最大荷重を示した後、4 サイクル目の正負載荷で上下フランジが破断した。一方、NS-1R は部材角 1/100rad. の加振後、1/50rad. の第 6 サイクルまで、それぞれ紡錘形の履歴ループ性状を示した後、1/50rad. の 7 サイクル目の負荷で 71.0tf の最大荷重を示し 10 サイクル目の正載荷で破断した。両試験体とも、最終部材変形角は 2/100 であるが、破断時には突然の大音響が発生した。Table 4 のように最大荷重は無欠損断面の全塑性耐力計算値 (cP_p) を 28~34% 上回り、破断耐力計算値 (cP_p) を約 34% 上回っていた。梁フランジが再度溶接されたことによる耐力低下は、今回の実験では認められなかった。また、梁フランジの約 1.5 倍の厚さをもつ通しダイヤフラムには破断が及ばなかったため、損傷を受けていない梁フランジの NS-1R の方が、一度塑性化した梁フランジの SS-1R よりも約 3% up の最大荷重を示した。

3.3.2 変形能 累積塑性変形倍率 η_r により変形能を比較する。Table 4 のように SS-1R に比べ NS-1R の η_r は 5.9 倍であった。このことから、変形能力は補修法の違いによって差が生じ、置換工法がはつり工法よりもかなり優れていることが明らかになった。また、補修の効果を比べると、SS-1R は、補修前 (SS-1) のデータ以下であり、 η_r は約 1/2 に低下していたが、変形部材角 1/100rad. までの変形性能を回復していた。一方、NS-1R は補修前 (NS-1) と同程度のデータであり、 η_r は、約 12% up まで回復し、エネルギー吸収性能を蘇生させる効果がある。

3.3.3 破壊性状 SS-1R は梁の局部座屈は生ぜず、最初に 2.3 の試験で降伏していた部分がさらに、繰返し変形を受けた後、Fig. 11 のように、下フランジのフィレット部にき裂が生じ、その熱影響部近傍を、さらに続けて上フランジの母材をもほぼ垂直に破断した。一方、NS-1R は補修により置換した新鋼材の上フランジが板厚および板幅方向に塑性変形した後、Fig. 11 のようにエンドタブとの境に生じたき裂がフランジの母材に進展し、破断した。破面は、両補修試験体ともに脆性であった。

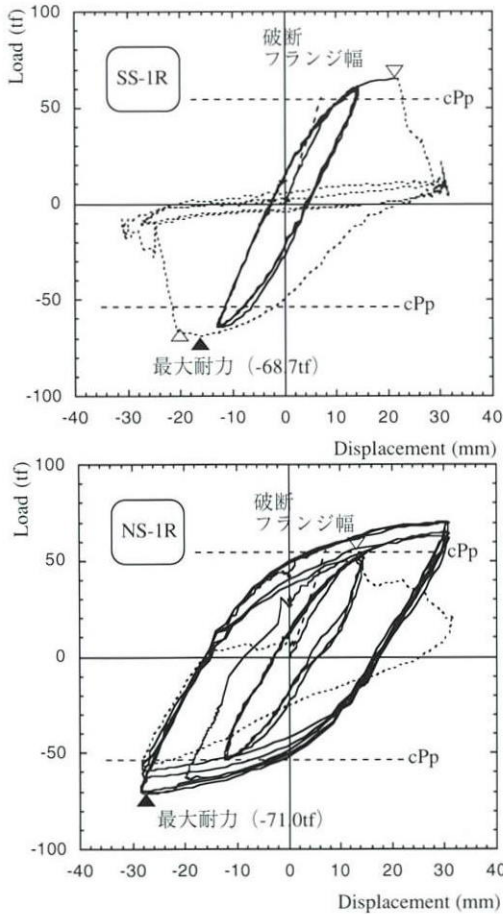


Fig.10 補修試験体の荷重-変形関係
Load versus Displacement Relationships of Repaired Welds

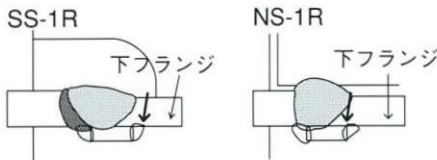


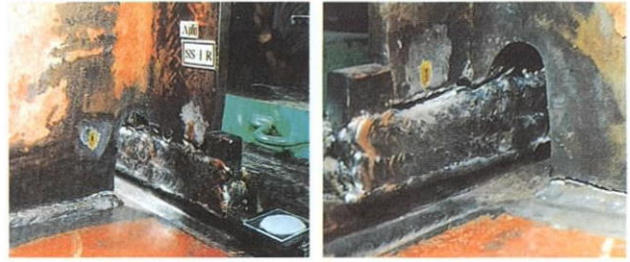
Fig.11 補修溶接部のき裂進展方向
Direction of Cracking Growth in Repaired Welds

3.3.4 補修の効果 繰返し変形により塑性履歴を受けた部分(破断近傍でダイヤフラム側を含む範囲)は、補修溶接し、再使用しているので、歪時効と熱歪脆化が懸念されたが、はつり方式(SS-1R)および置換方式(NS-1R)で補修した試験体は、それぞれ補修前と比べ、最大曲げ耐力に顕著な差はなかった。

4. 結論

阪神・淡路大震災で被災した鋼材を用いた鉄骨柱梁接合仕口部の高速載荷実験を行い、以下のことがわかった。

- 1) 使用鋼材には材質的な問題点は存在しなかった。
- 2) 歪速度約15%/secの高速載荷実験をした。高速載荷の影響を検討するには十分な歪速度であったかどうか多少の疑問が残る。



1) スカラップ底の脆性的破断
Cracking from Toe of Weld Access Hole in Brittle Manner
2) フランジ熱影響部の破断
Fracture at Heat Affect Zone of Beam-Flange

Photo 5 SS-1Rの破壊状況
Damaging of SS-1R



1) 充填溶接付近からき裂発生
Initial Cracking from Adjacent Replacing Web-Plate
2) フランジ熱影響部へき裂進展
Fracture at Heat Affect Zone of Beam-Flange in Brittle Manner

Photo 6 NS-1Rの破壊状況
Damaging of NS-1R

3) 梁端仕口部の回転角が $\theta = 2/100$ の小さい変形状態での瞬発的な破断が再現できた。破断の起点も被災状況と一致したが、静的実験と同様に延性破面であった。温度26°Cで歪速度15%/secの実験ではSS41の延性から脆性へ移行する遷移現象を確認できなかった。

4) 全ての加振サイクルで、ウェブが接合された柱の鋼管壁に顕著な面外変形が確認され、ウェブの曲げモーメント伝達効率は低いと判断される。

5) 最大耐力は梁の全塑性耐力計算値を約22%上回り、またフランジのみ有効と考えた破断耐力計算値を23~26%上回った。

6) スカラップの形状の違いによって、耐力に差は生じない。しかし、ノンスカラップ工法は、スカラップ工法に比べ、変形性能に優れていた。累積塑性変形倍率で評価して約2.5倍であった。

7) 置換方式は、塑性変形能力を回復させる効果があった。はつり方式は、置換方式に比べ劣るが、部材角が1/100rad.までの変形性能に再生させる効果があった。

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) 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)