

スカラップを有する実大鉄骨梁の載荷実験

Loading Test of Full Scale Steel Beam with Scallop

渡 辺 滉*
Hiroshi WATANABE

高 田 和 守**
Kazumori TAKADA

額 谷 啓 司***
Keiji NUKATANI

森 田 元 新****
Genshin MORITA

To investigate the failure characteristics of beam-to-column welded joints and the plastic deformability of steel beams caused by scallops, a monotonic loading test and a cyclic loading one were carried out for full scale models which were cantilever supported. The present paper describes an outline of these tests and discussions on the observed test results. While the previous tests for scaled steel beams showed that the type of the scallop had an effect on the plastic deformation capacity of the steel beam, the present test for full scale steel beams did not disclose that the plastic deformability would be governed by the type of the scallop.

Keywords : scallop, failure characteristics, plastic deformation, full scale steel beam.

1. まえがき

鉄骨構造物の柱と梁の溶接接合部は、エンドタブや裏当金のすみ肉溶接・接合部パネルの剛性・スカラップの形状等に起因したぜい性破壊が生じる危険性が高いことが藤本らの研究¹⁾で指摘されている。またさらに、接合部が現場溶接される場合には特に危険性が高くなることも指摘されており²⁾、溶接の作業条件を考慮した接合部詳細の検討、とくにスカラップの形状と梁フランジの開先加工には特別の配慮が必要となる。そこで、スカラップの形状および梁の断面形状をパラメータとして、梁の塑性変形性能あるいは接合部の破壊性状を把握する目的で、片持梁形式の実大鉄骨梁を用いて単調および繰り返し載荷実験を行った。本報告はこの実験結果をまとめたものである。

2. 試験体

試験体は図-1に示すように柱フランジに見立てたエンドプレートにスカラップを有する梁を溶接した片持梁形式のものである。その接合部詳細を図-2に示す。

試験体は実際の構造物に一般的に使用されている板厚梁成としたS800シリーズ、合成梁を模擬化したC815シリーズおよびS800シリーズに対する寸法効果の影響を調

べるためのS400シリーズの3種類である。さらに、S800とC815シリーズでは従来型(四分円弧状)スカラップと特殊型(提案型)スカラップを有するタイプ(図-2参照)の2タイプがあり、S400シリーズでは従来型スカラップのみとしたもので、板厚については16mmと25mmの2タイプとし、各タイプの試験体について各々3体製作した。

試験体の一覧および断面諸性能を表-1に示す。表中、試験体名末尾の数字1は単調載荷実験用、数字2, 3は

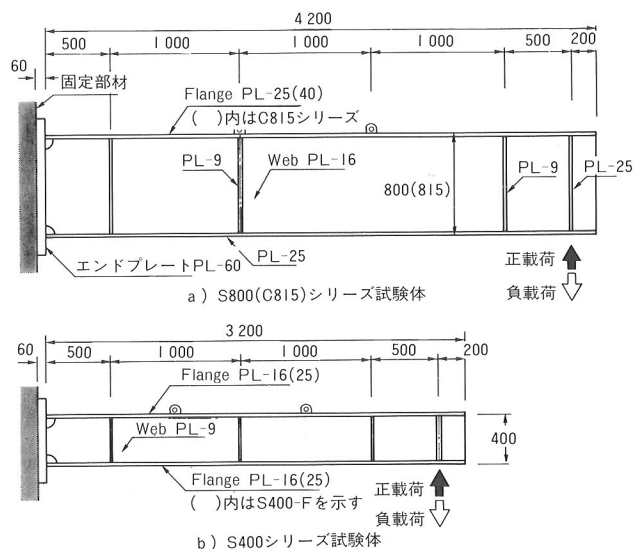


図-1 試験体図

*川田工業(株)大阪支社技術部部长 **川田工業(株)生産事業部四国工場次長 ***川田工業(株)大阪支社技術部設計課 ****川田工業(株)技術本部溶接研究室

表-1 試験体形状と断面諸性能

試験体名	梁断面寸法 $H \times B \times t_f \times t_w$	スカラップ形状	断面積 (cm^2)		断面 2 次 モーメント (cm^4)	断面係数 (cm^3)
			フランジ	ウェブ		
S800-R1,2,3	$800 \times 200 \times 25 \times 16$	標準 (R-35)	49.2	107.4	192 000	4 790
S800-S1,2,3	$800 \times 200 \times 25 \times 16$	特殊 (図-2)	49.2	106.6	190 800	4 770
C815-R1,2,3	$800 \times 200 \times 25 (40) \times 16$	標準 (R-35)	49.2 (78.4)	106.9	234 100	5 190*
C815-R1,2,3	$800 \times 200 \times 25 (40) \times 16$ (40) は上フランジ板厚	上フランジ標準 下フランジ特殊	49.2 (78.4)	106.3	233 700	5 160*
S400-f-R1,2,3	$400 \times 200 \times 16 \times 9$	標準 (R-35)	31.4	27.4	25 200	1 260
S400-F-R1,2,3	$400 \times 200 \times 25 \times 9$	標準 (R-35)	49.2	25.5	37 000	1 850

*印は中立軸より下側の断面係数

表-2 使用鋼材の機械的性質

公称	実測 板厚 (mm)	降伏点 σ_y (t/cm 2)	引張強さ σ_B (t/cm 2)	伸び率	Y.R
P L-9	9.01	3.93	5.65	25.0	0.70
P L-16	15.7	3.70	5.59	26.0	0.65
P L-25	24.6	3.64	5.48	29.0	0.65
P L-40	39.2	3.29	5.23	31.0	0.63

材質はすべて S M490 A

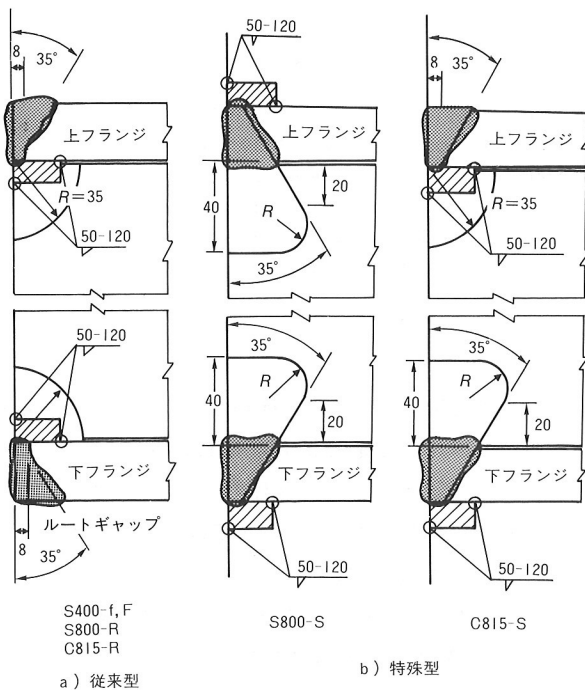


図-2 スカラップ詳細図

繰り返し載荷実験用試験体を表す。なお、使用鋼材の機械的性質を表-2に示す。

柱と梁の接合部の溶接は鋼製エンドタブを用いたCO₂半自動溶接である。なお、溶接後のエンドタブの切断除去は行っていない。

3. 実験方法

試験体は反力壁に緊結された固定用部材に高力ボルト (M30, F10T) で接合した。加力は梁の先端にピン治具-ロードセルを介在させて300 t復動オイルジャッキによって行った。加力方向は上側フランジが圧縮側になる加力方向を正載荷とした。繰り返し加力実験は梁の材端回転角 (θ) による変位制御とし、 $\theta=0.01\text{rad}$ を1サイクル、 $\theta=0.02, 0.04, 0.06\text{rad}$ を各2サイクル、8サイクル目に破壊に至らしめる加力履歴を設定した (図-3 参照)。

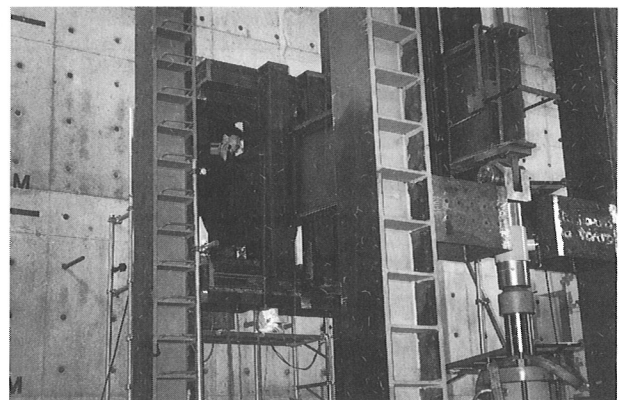


写真-1 載荷実験状況

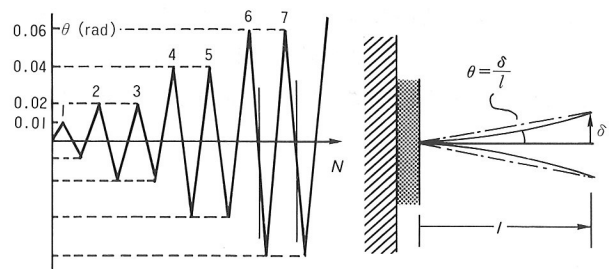


図-3 載荷計画

また、梁先端のたわみ量 (δ) は糸巻型変位形によって計測した。写真-1に載荷実験状況を示す。

4. 実験結果および考察

(1) 破壊性状について

柱と梁の溶接接合部にて破壊したものはS800あるいは

表-3 破面観察結果概要一覧表

試験体番号	観察フランジ	亀裂発生点	亀裂進展状況
S800-R(2) 従来型スカラップ	下フランジ	フランジ溶接の ビード止端	フランジ溶接の熱影響部近傍より延性破壊し、その後荷重増加したため、急激にぜい性破壊となり、裏板の仮付けビードへ進展し、引き裂かれる様に延性破壊した。
S800-R(3) 従来型スカラップ	上フランジ	ウェブの隅肉 溶接部止端	スカラップ部に、局部的引張り応力が働き、ウェブのスカラップ部が破断し、フランジが絞られ、隅肉溶接止端部より、延性破壊し、その後荷重増加したため、母材に急激にぜい性破壊した。
S800-S(3) 特殊型スカラップ	下フランジ	両端のタブとのスリット部 スカラップの回し溶接部	応力の集中したタブとのスリット部、スカラップの回し溶接の未溶着部から延性破壊し、その後荷重増加したため、急激にぜい性破壊した。
C815-S(2) 特殊型スカラップ	下フランジ	裏板仮付け 溶接部止端	フランジ材に引張り応力が働き、ウェブのスカラップ部が破断し、フランジが絞られ、裏板仮付け溶接の止端部より、延性破壊し、その後荷重増加したため、急激に母材にぜい性破壊した。

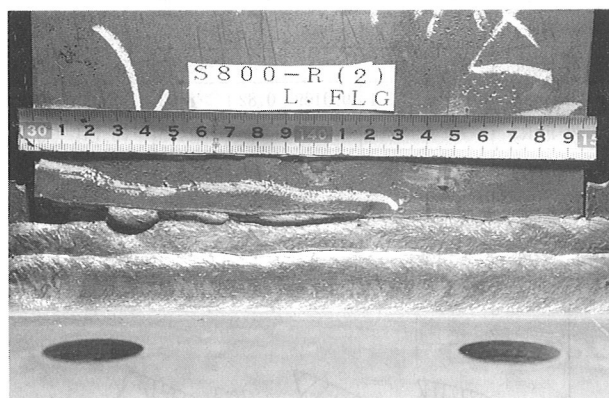


写真-2 破断状況 (S800-R2)



写真-5 破断状況 (S800-S3)

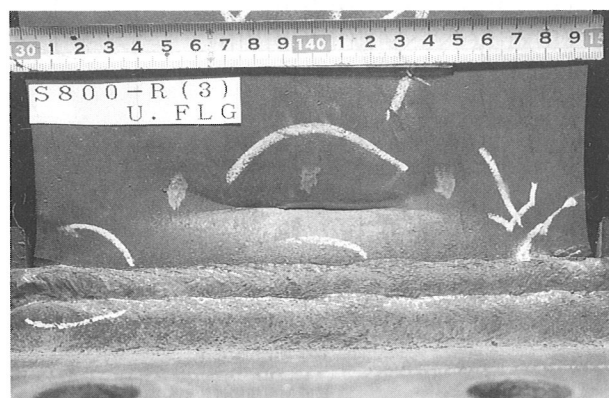


写真-3 破断状況 (S800-R3 フランジ)



写真-6 破断状況 (C815-S2)

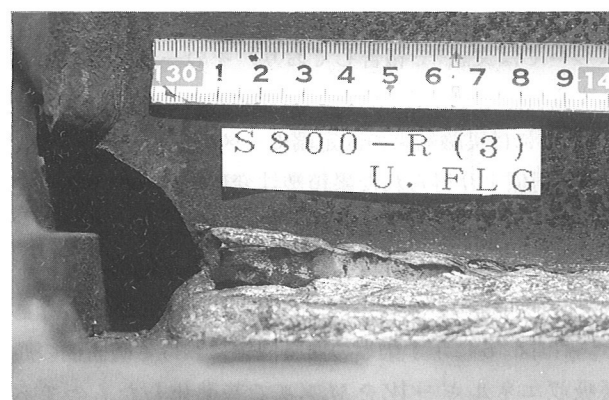


写真-4 破断状況 (S800-R3 ウェブ)

はC815シリーズであり、S400シリーズでは溶接接合部で破壊を生じなかった。ここで、溶接接合部で破壊した代表的な試験体を数体サンプリングし、破面観察あるいはマクロ試験等により破壊形態を調査した。調査に先立ち、母材および溶接部における材質として、衝撃値については両者とも良好な値を示し、また、化学成分についても元素、含有量ともに適性なものであることを確認した。

表-3に破面観察結果概要一覧表を、写真-2～6にその試験体のフランジおよびウェブの破断状況を示す。

この破壊性状等から得られた結果をまとめると下記のとおりとなる。

- ① 従来型（四分円弧状）スカラップと特殊型（提案型）スカラップの形状の違いが破壊性状に与える影響は本実験では確認できなかった。
- ② スカラップの回し溶接部は施工困難な所であるため、溶け込み不良・オーバーラップおよびアンダーカットが生じやすい。その結果、その溶接の止端部は切り欠きとなり亀裂の発生源となりやすい。特に、特殊スカラップでは図-4のA部の処理を考慮する必要がある。

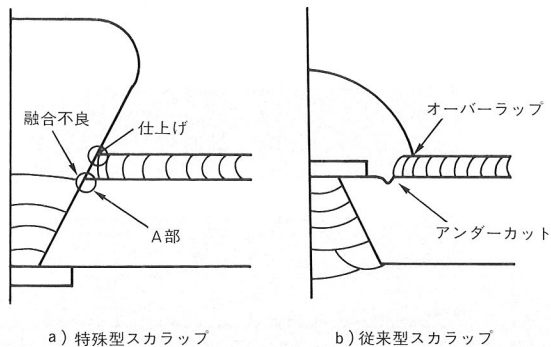


図-4 スカラップ部の溶接詳細図

- ③ エンドタブとフランジ材の間にスリット部が存在するが、ほとんどの試験体にこの部分からの小亀裂が見られた。このような実験では、この切り欠きが応力集中箇所となり、亀裂発生源になると考えられる（図-5参照）。

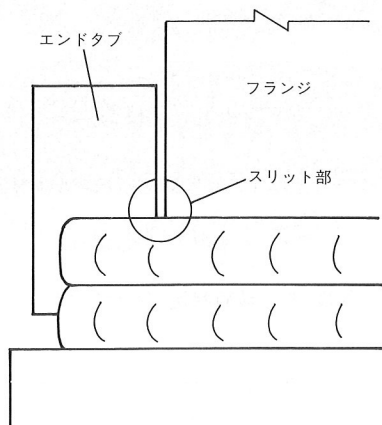


図-5 エンドタブとのスリット部

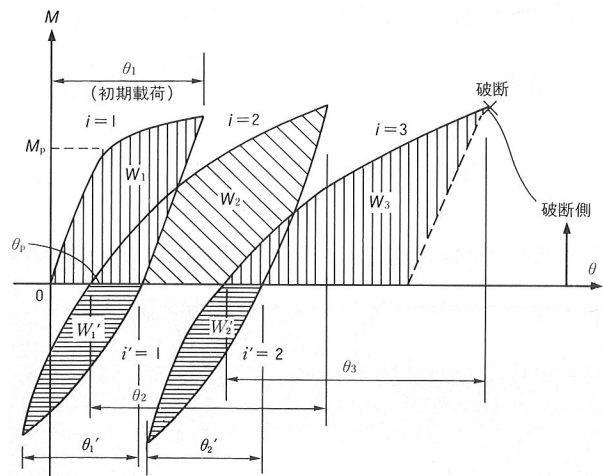
- ④ 仮付けビードはC815-S2の場合、直接亀裂の原因となったと考えられるが、S800-R2のように、仮付けビードが原因とされない場合もある。しかし、一般的には仮付ビードの存在は、亀裂発生源の重要な項目の一つである。

(2) 塑性変形性能について

本実験における梁の塑性変形性能の解析および評価法

表-4 塑性変形性能表

試験体名	$K(t \cdot m/rad)$	$M_p(t \cdot m)$	$\theta_p(rad)$	$M_p \cdot \theta_p$	W_t	η_t	μ_t
S800-R1	27 700	207.7	0.0075	1.55	>18.56	>11.97	>10.72
S800-R2	"	"	"	"	32.49	20.96	4.72
S800-R3	"	"	"	"	56.76	36.62	6.31
S800-S1	27 600	207.7	0.0075	1.56	>19.08	>12.23	10.72
S800-S2	"	"	"	"	37.09	23.77	5.50
S800-S3	"	"	"	"	51.84	33.23	5.90
C815-R1	33 400	238.2	0.0071	1.70	>27.56	>16.21	>13.41
C815-R2	"	"	"	"	35.11	20.65	5.09
C815-R3	"	"	"	"	29.87	17.57	4.77
C815-S1	33 200	237.3	0.0071	1.66	>26.95	>16.23	>12.68
C815-S2	"	"	"	"	57.19	34.45	6.19
C815-S3	"	"	"	"	44.01	26.51	4.76
S400-f-R1	4 910	52.1	0.0101	0.56	>5.90	>10.92	>9.43
S400-f-R2	"	"	"	"	>44.51	>78.48	6.01
S400-f-R3	"	"	"	"	>43.07	>76.91	6.10
S400-F-R1	6 920	75.4	0.0109	0.82	>8.03	>7.97	>9.22
S400-F-R2	"	"	"	"	>62.15	>75.79	5.62
S400-F-R3	"	"	"	"	>63.08	>76.93	5.62



$$\begin{aligned}
 N_i &= 3 && \text{繰返し数} \\
 W_i &= W_1 + W_2 + W_3 && \text{破断側エネルギー吸収量} \\
 \mu_i &= \frac{\theta_1 + \theta_2 + \theta_3}{N_i} / \theta_p && \text{破断側平均塑性率} \\
 \eta_i &= \frac{W_i}{M_p \theta_p} && \text{破断側累積塑性変形倍率}
 \end{aligned}$$

図-6 履歴曲線モデル図

については文献³⁾で報告しており、その一部をここで紹介する。

表-4には実験結果の固定端モーメント—部材回転角、 $M-\theta$ 関係より得られた累積塑性変形倍率 η_t 、平均塑性率 μ_t を求めて、梁端溶接継手の終局耐震性能の評価を試みた。 K 、 M_p は試験体梁の弾性剛性と全塑性モーメントの計算値であり、 θ_p は M_p に対応する弾性限回転角である。 η_t は図-6に示す梁端の履歴曲線における破断側の履歴吸収エネルギー W_t を $M_p \times \theta_p$ で基準化したものであり、 μ_t は塑性回転角 θ の累積量を繰返し数 N_t で平均化

し、さらに弾性限回転角 θ_p で基準化したものである。

部材に要求される変形性能については明確な評価方法が確立されていないが、桑村ら⁴⁾は上記の累積塑性変形倍率 η_t 、平均塑性率 μ_t で梁端溶接継手の耐震性を評価する方法を示し、解析および実験結果より新耐震2次設計の地震入力レベルでは $\mu_t > 3 \sim 4$ 、 $\eta_t > 8 \sim 20$ であれば十分な安全性が確保されることを示している。また、鋼構造限界状態設計基準⁵⁾では部材の累積塑性変形倍率 η_t の下限値として3.8~4.5を設定している。

表-4に示した特殊型スカラップの試験体と従来型スカラップの試験体の実験結果は、ともに下限値として示された上記の値よりもいずれも高く、新耐震で規定される終局地震時の繰り返し荷重に対して十分な塑性変形性能を有するものと考えられる。しかし、両者の相違は明確でなく、ほぼ同等であると考えられる。

図-7は、梁端溶接継手部のエンドプレート面より50mm離れた位置での下側梁フランジ下面の平均ひずみ ε と回転角 θ の関係を示したものである。同一回転角に対し、梁せいが高いほどひずみが大きく、フランジの引張破壊の危険性が高くなることがわかる。しかし、この図においてもスカラップ形状による相違は明確でない。

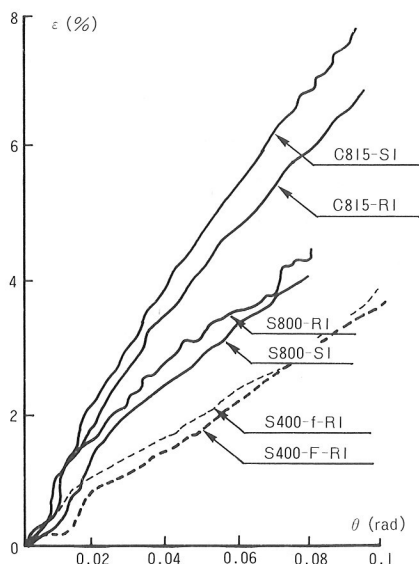


図-7 梁フランジの $\varepsilon-\theta$ 関係

5. 結論

スカラップの形状の相違による柱と梁の溶接接合部の破壊性状と梁の塑性変形性能を調べるため、片持ち梁形式の試験体を用いて単調載荷実験と繰り返し載荷実験を行った。その結果、実大鉄骨梁の実験からは、破壊性状についてはその両者の違いは確認できず、また、塑性変形性能からも、累積塑性変形倍率 η_t 、平均塑性率 μ_t は両者の間で差異は認められなかった。一方、縮小モデルを用いた既往の実験では一般に、従来型スカラップを有する

梁よりも特殊型スカラップを有する梁の方が塑性変形性能が優れていると言われており、本実験で得られた結果に対して、今後、さらに詳細な検討を加えていく必要があるものと考えられた。

6. おわりに

今回の実験は、大阪大学・近畿大学・(株)竹中工務店・川田工業(株)の共同研究として行ってきましたが、実験中ならびに実験結果の解析、考察において多大なる御助言をいただきました大阪大学工学部建築学科井上一朗助教授、近畿大学理工学部建築学科立山英二講師、(株)竹中工務店大阪本店設計部丸岡義臣次長および田中利幸課長に本紙面をかりて厚く御礼を申し上げます。

参考文献

- 1) 藤森盛久ほか：柱はり溶接接合部の破壊特性の検討その1，日本建築学会構造系論文報告集，第349号，pp.81~90，昭和60年3月。
- 2) 藤本盛久ほか：電炉平鋼を用いた柱はり接合部実大実験その1，その2，日本建築学会学術講演梗概集，pp.1183~1186，平成元年10月。
- 3) 五十嵐定義・井上一朗・立山英二・田中利幸・渡辺滉：スカラップを有する実大鉄骨梁の塑性変形性能，平成3年度日本建築学会近畿支部研究報告集，第31号，構造系pp.277~280，平成3年。
- 4) 桑村仁・鈴木孝彦：低YR高張力鋼はり端溶接継手の耐震性能その1，その2，日本建築学会学術講演梗概集，pp.1597~1600，平成2年10月。
- 5) 日本建築学会編：鋼構造限界状態設計基準（案）・同解説，平成2年2月。