鉄骨の脆性破断に及ぼす溶接入熱の影響

—鉄骨破断に関する研究 その2—

EFFECTS OF WELDING HEAT INPUT ON BRITTLE FRACTURE
OF STEEL MEMBERS

—Research on steel fracture Part 2—

桑村 仁*, 高木直人**, 松井康治***

Hitoshi KUWAMURA, Naoto TAKAGI and Koji MATSUI

Brittle fracture observed in steel buildings during the 1995 Hyogoken-Nanbu Earthquake is attributed to unexpectedly poor behaviors of welded connections. This study deals with welding effects on brittle fracture which was planned in the second series of full-scale fracture test in an extensive research project. Two types of 490MPa-tensile-strength, 40mm-thick steel plates having 150J and 45J in 0°C Charpy impact energy absorption were tested, and two types of welding, i. e., CO₂ and electroslog weldings which introduce moderate and huge amounts of heat input, respectively, were examined. Major findings are as follows: all specimens failed brittle and there was no chance of ductile rupture during the development of plastic deformation without buckling instability; welding heat input caused decrease in plastic deformation capacity of steel members prior to brittle fracture; and a larger heat input escalated the reduction of capacity, however the mother steel having a larger Charpy impact energy provided a higher deformation capacity even after welded.

Keywords : brittle fracture, Charpy impact energy, welding, ductility, earthquake resistance

脆性破壊, シャルピー吸収エネルギー, 溶接, 塑性変形能力, 耐震性能

1 はじめに

本論は, 第1報¹⁾に続き, 破断総プロ²⁾の一環として行われた鉄骨の脆性破断に及ぼす溶接入熱の影響に関する実大の部材実験を既報^{3)~8)}に基づいてまとめたものである。

溶接の影響には二種類あり, 一つは熱影響による材質変化であり, もう一つは接合ディテールや欠陥による形状変化である。本論は前者を対象としており, 形状は人工的に一つに固定して検討を行った。実際の鉄骨溶接接合部の脆性破断は, この材質変化と形状変化が複合して引き起こされ, その主要因を特定するのは困難な場合が多い。例えば, 文献^{9), 10)}等にレビューされている今までに公開された柱-梁溶接接合部の実大実験の結果を見ても材質的要因と形状的要因のいずれが脆性破断に対して支配的であったかがほとんどの場合不明である。しかし, 材質と形状は概ね独立な事象であり, それぞれを鉄骨の生産過程で個別に制御することが可能である。材質変化が母材特性や溶接入熱・パス間温度等で決まるのに対して, 形状変化は接合ディテール設計や溶接組立方法(エンドタブや裏当ての種類, 溶接姿勢等)および欠陥検出方法等で決まる。

そこで, 本研究では, 溶接による材質変化が脆性破断に及ぼす影響のみを抽出することによって, それを決定する要因を制御する効

果を定量化することを試みたもので, そこに本論の特徴がある。

2 実験計画

2.1 基本的考え方

大地震のような稀に起こる大きな自然外力に対して建築鉄骨は降伏を許容し降伏後の塑性変形をもって外力に耐える設計が行われている。この塑性設計のもとでは, 脆性破断はかなりの塑性変形を経た後に発生するものでなければならない。このような条件下では, 既に知られているように^{10)~13)}, 脆性破断が起こる前に溶接接合部におけるひずみ集中部の塑性ひずみが非常に大きくなり, 材料の延性限界を突破して延性き裂が先行発生する。その延性き裂が部材の塑性変形の進行過程で成長し, 遂に破壊限界に達して脆性破壊に転化する。このときの延性き裂の深さは, 十分の数ミリないし数ミリ程度で, 断面寸法に比べて充分小さいので, 耐力の低下を伴わないで脆性破断することが多い。

このような脆性破断のプロセスを再現し, かつ溶接熱影響を脆性破断の主要因とする実験を行うために, 図-1に示す試験体を製作した。脆性破断の引き金となる延性き裂を溶接熱影響部の中の最も脆化しているボンド部に生じさせるために, その部分に板厚を貫通

本論文は, 参考文献3)~8)に基づいてまとめたものである。

* 東京大学工学系研究科建築学専攻 教授・Ph. D.

** 建設省建築研究所(元東京大学大学院生) 修士(工学)

*** 建設省都市局都市防災対策室(元東京大学大学院生) 修士(工学)

Prof., Dept. of Architecture, the Univ. of Tokyo, Ph. D.

BRI, Ministry of Construction, M. Eng.

Ministry of Construction, M. Eng.

図-1 試験体

するVノッチを入れ、しかもその位置をフランジを切り込んだ円弧止端に合わせた。ノッチ位置は、図-1 e, fに示すように、フランジ側面を研磨エッチングしてボンドから熱影響部粗粒域へ0.5mmの点を板厚中央で定め、その点をノッチのセンターラインが通るようにした。フランジに段差を設けると、その円弧止端にはひずみ集中が発生し、しかもノッチの存在が応力三軸度の上昇をもたらすので、ノッチ底から確実に脆性破断の引き金となる延性き裂を生じさせることができる。これは、延性き裂の発生が、ひずみと応力三軸度に支配されているという知見に基づいている^{14),15)}。なお、段差や切欠きの加工はすべて機械加工とし、熱影響を与えないようにした。

試験体の全体形状は、図-1 a, b, cに示すように上下フランジと2枚のウェブでボックス状に組立てた梁とした。これは、全体の振り剛性を高めて横座屈を抑え、かつフランジの幅厚比を小さくして局部座屈を抑えるためである。今回、破断が生じるのはノッチを設けたフランジ板である。

試験方法は第1報と同じで、図-1 aのように試験体の両端をピンローラーで支持し、中央に集中荷重 P を静的に作用させ、中央たわみ δ で制御した。繰返し载荷のときは試験体両側の治具により反転させた。試験体の中央から端部に向かって曲げモーメント勾配が生じるので、図-1 dのようにそれに合わせてフランジ幅に段差を設け、応力一ひずみ状態が同じになる箇所を上下各フランジに8ヶ所設けてある。この同じ条件の8ヶ所のうち最弱のところから脆性破断が生じることになる。脆性破壊は非常にばらつきの大きな現象であることが知られているので、一つの試験体に複数の破壊発生箇所を設けておけば、第1報¹⁾にならない、後述のように破断性能の統計母集団を推定する手掛かりが得られる。

実験変数は、材料の破壊靱性と溶接条件の2種類である。材料は破壊靱性の低い低靱性材と高い高靱性材（いずれも板厚は40mm）の2種類とし、溶接条件は入熱の小さいCO₂半自動溶接と入熱の大きいエレクトロスラグ溶接の2種類とした。各条件について2体ずつ試験を行うことにしたので、溶接試験体は全部で8体である。また、溶接のない母材のままの実験とも比較するために、第1報で紹介したもののうち40mm厚試験体（5体）も含めて検討する。これらの試

表-1 実験パラメータと試験体記号

材料靱性	板厚 (mm)	溶接		
		無し	CO ₂ 溶接	ES溶接
低靱性	40	PL40LB1	PL40LWS1	PL40LWL1
		PL40LB2	PL40LWS2	PL40LWL2
		PL40LB3	-	-
高靱性	40	PL40HB1	PL40HWS1	PL40HWL1
		PL40HB2	PL40HWS2	PL40HWL2

PL: 鋼板、40: 板厚40mm、L: 材料靱性(L: 低靱性、H: 高靱性)
 B: 母材、溶接なし(B: 溶接のない母材、WS: CO₂半自動溶接、WL: ES大入熱溶接)
 1: 通し番号(1~3)

験体が表-1のリストにまとめてある。

上で述べた因子の他に脆性破断に関係する因子は多いが、それらはすべて固定してある。例えば、試験温度は0℃を目標値とし、第1報と同じ方法で、試験体内部にドライアイスを適量投入して熱電対で測定しながら温度管理した。ただし、塑性変形による発熱や伝熱効果により破断時の温度（後述表-6）は0℃からずれる結果となった。载荷条件は静的载荷で、単調または大振幅繰返し（試験体セットの制約により $\delta = \pm 300\text{mm}$ ）とした。これは、ある程度の塑性変形後に脆性破断する場合、地震応答の範囲での载荷速度は破断性能に影響を及ぼさないこと¹⁶⁾、および繰返し载荷の場合は塑性変形の振幅が大きいほど破断に至るまでの累積変形量が小さくなり単調载荷の場合で安全側に評価でき、また単調载荷での破断変形能力に換算することができる^{17),18)}という知見に基づいている。载荷は準静的に行い、試験機能力の関係で結果的に荷重点速度が約5mm/min、フランジ中央のひずみ速度が約0.05%/minとなった。

2.2 試験用鋼材の特性

試験体のフランジに用いた鋼材は第1報と同じ低靱性材と高靱性材の2種類であり、ともに板厚は40mmである。両者は異なる溶鋼から圧延されており、化学成分は表-2のようになっている。低靱性材は炭素と炭素当量を除いてSN490B、高靱性材はSN490Cの規格にあてはまる。力学的特性については、表-3に示すように、両者ともシャルピー特性を除いてほぼ同等であり、いずれもSN490B、Cの規格を満たしている。シャルピー特性に関しては、低靱性材は

表一 2 材料の化学成分 (ミルシート)

鋼種	板厚 (mm)	化学成分 (%)												炭素当量 Ceq (%)	割れ感受性組成 Pcm (%)
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Al	B		
試験 低靱性	40	0.21	0.28	1.19	0.024	0.013	0.01	0.02	0.21	0.094	0.003	0.005	0.0001	0.48	0.29
材 高靱性	40	0.17	0.39	1.43	0.020	0.006	-	0.01	0.03	0.000	0.004	-	-	0.43	0.26
JIS SN490B	40	≤0.18	≤0.55	≤1.60	≤0.030	≤0.015	-	-	-	-	-	-	-	≤0.44	≤0.29
規格 SN490C	40	≤0.18	≤0.55	≤1.60	≤0.020	≤0.008	-	-	-	-	-	-	-	≤0.44	≤0.29

SN490B, C の下限に近い値であり、高靱性材は建築構造用鋼材として一般に製造可能なレベルの値である。なお、降伏比が規格上限80%よりかなり低くなっており、マクロなひずみ集中を抑制する効果があるので、脆性破断までの変形能力を高めに誘導することに注意が必要である。

力学特性については、念のため、試験終了後、降伏していない端部から試験片を採取して実験室で材料試験を行った。その結果を表一4に掲載する。ミルシート値と試験片形状や採取位置が同じでないため若干値が異なっている。なお、破断性能と直接関係のないウェブ材はSN490Bであり、その力学特性は表一4の通りである。

シャルピー特性は今回の研究で特に重要であるので、試験体の非降伏部から採取した試験片から遷移曲線を求めた。それを図一2に示す。低靱性材と高靱性材は、遷移曲線に明瞭な差があり、破面遷移温度は25℃と-5℃で両者に30℃の差がある。0℃シャルピー吸収エネルギーは49Jと134J、0℃脆性破面率は85%と45%である。ただし、このシャルピー衝撃特性はJISの規定による板厚 t の1/4での値であり、表一4、図一2に示すように板厚中央のほうがシャルピー衝撃特性が低いことに注意する必要がある。

2.3 溶接条件

脆性破断を生じさせるフランジ板継ぎ溶接部に炭酸ガスシールドアーク溶接とエレクトロスラグ溶接を用いた（以下、CO₂溶接、ES溶接と略す）。開先形状と溶接条件を図一3、表一5に示す。CO₂溶接は通常が多層溶接で入熱量を20~40kJ/cmに設定し、ES溶接は1パス大入熱溶接で入熱量を800kJ/cmに設定した。低靱性材と高靱性材は、異なる加工メーカーで溶接組立を行ったので、表一5に示した溶接条件の実績値は若干異なっている。予熱、後熱、ひずみ取り矯正は施していない。図一4に溶接ビードとフランジ段差・ノッチの位置関係を示す。

2.4 溶接部の特性

破壊起点となる溶接部の力学特性を調査するために、破壊試験体とは別に、それと同じ溶接条件で板継ぎ試験体を製作し、硬さとシャルピー特性の初期値を測定した。

まず、硬さ分布を図一5に示す。これは板厚中央を通る圧延方向の硬さ分布で、破壊試験体においてノッチを設けた位置を挟んで溶

表一 5 溶接条件

鋼種	溶接方法	溶接姿勢	ワイヤ径 (mm)	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (kJ/cm)	パス間温度 (℃)
低靱性	CO ₂ 溶接	下向	1.4	320	40	14~40	19~54 (平均40)	40~140 (平均105)
	ES溶接	立向	1.6	370	49	1.4	777	-
高靱性	CO ₂ 溶接	下向	1.2	280~320	33~36	15~46	13~43 (平均26)	39~164 (平均85)
	ES溶接	立向	1.6	380	52	1.5	790	-

表一 3 材料の力学的特性 (ミルシート)

鋼材	板厚 (mm)	位置・ 方向	引張 試験片	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	降伏比 (%)	破断伸び (%)	0℃シャルピー吸収 エネルギー(J)
試験 低靱性	40	引張・全厚・L シャルピー: t/4・C	JIS4号	349	554	63	25	45
材 高靱性	40		JIS4号	355	529	67	28	151
JIS SN490B	40		JIS1A号	325~445	490~610	≤80	≥21	≥27
規格 SN490C	40							

注) 方向のLは圧延方向、Cは圧延直角方向

表一 4 材料の力学的特性 (ラボテスト)

試験体	部位	板厚 (mm)	位置・ 方向	引張 試験片	降伏強さ (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	降伏比 (%)	一様伸び (%)	破断伸び (%)	シャルピー吸収 エネルギー(J)
PL40LB1	フランジ	40	t/4・L	JIS4号	325	555	59	19	32	49
			t/2・L	JIS4号	300	553	54	20	28	16
	ウェブ	19	全厚・L	JIS1A号	340	533	64	-	26	-
PL40HB1	フランジ	40	t/4・L	JIS4号	340	535	64	20	28	134
			t/2・L	JIS4号	333	536	62	23	33	107
	ウェブ	19	全厚・L	JIS1A号	384	535	72	-	25	-

注1) 位置は表面からの距離、tは板厚、Lは圧延方向

注2) 降伏強さは降伏側レベル

注3) シャルピー吸収エネルギーは0℃での値、3ヶの平均値

図一 2 シャルピー遷移曲線
(ラボテスト, L方向, 各プロットは3個の平均値)

図一 3 開先形状

図一 4 溶接ビードとフランジ段差・ノッチの位置関係

接金属 WM, 熱影響部 HAZ, 母材 BM の硬さがプロットされている。これによると, すべてのケースにおいて, 熱影響部は硬化しており, 母材よりも硬くなっている。また, 溶接金属の硬さは, 低靱性 CO₂溶接で母材と同等であるが, 他は母材より硬くなっておりオーバーマッチングになっていることがわかる。

次に, シャルピー吸収エネルギーと脆性破面率を温度に対してプロットしたものを図-6 に示す。シャルピー試験片はノッチ位置を既に述べた破壊試験体のノッチ位置と一致させ板厚中央から採取し, 試験片の軸は圧延方向とした。なお, 母材のデータも併せてプロットしてある。これによると, CO₂溶接では母材よりもエネルギー遷移曲線が上昇する傾向が見られ, 逆に ES 溶接では下降する傾向が見られる。その原因は, CO₂溶接では HAZ の幅が狭く, また多層溶接のボンドラインが直線ではないため, シャルピー試験片の破断面に比較的良好な材質の部分が混在したためと考えられる。一方, ES 溶接の場合は 1 パスの大入熱溶接であるのでボンドラインが板厚中央で直線的であり, しかも HAZ の幅が広いいため, シャルピー試験片の破断面の大半を最も脆化している粗粒域が占めたためと考え

図-5 硬さ分布 (L 方向, 板厚中央)

図-6 溶接部のシャルピー遷移曲線

写真-1 溶接部のマクロ組織

図-7 荷重-変形関係
カーブ終点の○印は脆性破断した点を表す。

表一 6 脆性破断に至るまでの耐力, 変形, ひずみ

試験体	破断位置	破断時刻	T ℃	P ₀ tonf	δ ₀ cm	P _{max} (P _f) tonf	δ _u (Σ δ) cm	P _{max} /P ₀ (P _f /P ₀)	δ _u /δ ₀ (Σ δ/δ ₀)	ε _g (Σ ε _g)	ε _g /ε _y (Σ ε _g /ε _y)
PL40LB1	2段目	1+	(-0.2)	180	2.05	231	10.4	1.28	5.1	1.40	8.2
PL40LB2	1段目	1+	8.4	181	2.09	265	23.6	1.46	11.3	3.32	19.5
PL40LB3	2段目	1+	5.0	188	2.22	256	19.8	1.36	8.9	2.71	15.9
PL40LWS1	1段目	1+	-1.6	184	2.14	295	27.5	1.61	12.9	2.77	16.3
PL40LWS2	1段目	1+	-4.7	185	2.29	225	8.0	1.22	3.5	0.65	3.8
PL40LWL1	1段目	1+	-4.6	185	2.22	215	6.0	1.16	2.7	0.32	1.9
PL40LWL2	1段目	1+	-8.9	182	2.29	217	6.1	1.20	2.7	0.36	2.1
PL40HB1	1段目	2+	4.0	195	2.28	312(277)	(104.5)	1.60(1.42)	(45.8)	(11.94)	(71.1)
PL40HB2	1段目	1-	2.3	193	2.33	307(307)	(79.9)	1.59(1.59)	(34.3)	(9.33)	(55.5)
PL40HWS1	1段目	1-	6.8	195	2.37	297(297)	(72.5)	1.53(1.53)	(30.6)	(7.14)	(42.5)
PL40HWS2	1段目	1-	3.3	190	2.42	288(237)	(41.2)	1.52(1.25)	(17.0)	(4.09)	(24.3)
PL40HWL1	1段目	1+	5.7	195	2.38	250	14.0	1.28	5.9	1.28	7.6
PL40HWL2	1段目	1+	11.1	193	2.33	276	22.8	1.43	9.8	2.15	12.8

(注) 破断サイクル: 1+は単調載荷途中で破断, 1-は1回目反転後に破断, 2+は2回目反転後に破断
T: 破断時の破壊起点近傍の温度, ()は対称位置の温度
P₀, δ₀: ゼネラル・イールド法による全塑性荷重とそのときの弾性変形(実験値)
P_{max}: 最大荷重 P_f: 破断時の荷重(単調載荷で破断したものはP_f=P_{max})
δ_u: 単調載荷での破断時の変形(弾性成分を含む)
Σ δ: 繰返し載荷での破断までの累積変形(弾性成分は破断時のみ含む)
ε_g: 主破断線上にあるフランジ中央ひずみゲージによる破断時のひずみ(弾性成分を含む)(%)
Σ ε_g: 同上繰返しによる破断までの累積ひずみ(弾性成分は破断時のみ含む)(%)
ε_y: 降伏ひずみ, σ_y/E (σ_yは表-4の降伏強さ, E=2100tonf/cm²)

写真一 2 破断状況の代表例 (PL40LWS1)

図一 8 延性き裂のタイプ

られる。マクロ組織の観察によると, HAZの幅はCO₂溶接が2~3mm, ES溶接が9~12mmであった。マクロ組織の代表例を写真一1に示す。

3 実験結果

3.1 終局挙動

図一7の荷重-変形曲線に示すように, 試験体はすべて塑性変形を経た後脆性破断した。高靱性材の母材及びCO₂試験体は繰返し載荷で破断し, それ以外は単調載荷で破断した。いずれの場合も, 座屈による耐力劣化を伴わずひずみ硬化して塑性耐力が上昇する過程で破断し大音響を伴った。図一7を見ると, 低靱性材, 高靱性材ともに溶接によって破断までの変形能力は母材より低下し, 低下の度合いはCO₂溶接よりもES溶接のほうが大きい。しかし, 溶接しても高靱性材は低靱性材より高い破断変形能力を担保できている。脆性破断で決まる耐力と変形に関する主要なデータを表一6に整理してある。それらの定義は表一6下注および図一7に解説してある。

脆性破断の起点はすべてフランジ段差部に設けた切欠きの底であった。脆性き裂はフランジの幅方向に伝播して完全に横断した後, ウェブせいの中央付近で停止した。フランジを伝播した脆性き裂は, 溶接金属は通らず, スタート部分で熱影響部を通り, 残りの大半は母材を通過した。その代表例を写真一2に示す。

3.2 破面分析

破壊起点近傍の破面をSEMで観察すると, すべての試験体に脆性破断に先行してノッチ底に延性き裂が発生していた。これは塑性変形下における脆性破断のプロセスとして知られている従来の知見と合致している。

脆性破断に先行する延性き裂の広がり, 図一8のようなタイプに分類される。タイプAは板厚全体にわたって広がっているが, タイプBは一部分に面状に広がっている。タイプCは, 延性き裂の元となるボイド^{14),15)}の合体があまり進行しておらずミクロに局在化したままの状態である。その中でC₁はボイドが線状に連なっている

表一 7 破壊起点の位置と溶接状況

試験体番号	板厚(mm)	板厚方向距離z(mm)	延性き裂深さa(mm)	延性き裂のタイプ	破壊起点溶接状況
PL40LB1	40	20.0	0.3	C1	BM
PL40LB2	40	20.0	2.0	B	BM
PL40LB3	40	19.0	1.5	B	BM
PL40LWS1	40	2.5	1.0	C1	BM
PL40LWS2	40	22.5	1.5	C1	HAZ
PL40LWL1	40	23.5	0.1	C2	HAZ(粗粒域)
PL40LWL2	40	16.5	1.0	C1	HAZ(粗粒域)
PL40HB1	40	16.0	1.0	A	BM
PL40HB2	40	20.0	2.5	A	BM
PL40HWS1	40	34.5	1.0	C1	HAZ
PL40HWS2	40	4.0	1.0	C1	BM
PL40HWL1	40	7.0	0.5	C2	HAZ(粗粒域)
PL40HWL2	40	26.0	0.5	C2	HAZ(粗粒域)

zはフランジ板の内縁からの距離, aはノッチ底からの深さ

が, C₂は点在したままである。各試験体について延性き裂の形状タイプ, 破壊起点における延性き裂の深さa, およびフランジ内縁から測った破壊起点の板厚方向距離zを表一7に示す。母材試験体では破壊起点がすべて板厚中央であったのに対し, 今回の溶接試験体ではランダムであった。これは, 溶接入熱によって板厚方向のHAZ材質が微妙に変化していることによるものと考えられる。

今回の高靱性材のように破壊靱性が相当高くても, 座屈劣化が起きない限り引張側のひずみ集中部に生じた延性き裂が脆性破断に転化してしまう。したがって, 脆性破断が起らず延性破断が生じる温度はかなり高くなり, 建築鉄骨の使用環境では脆性-延性遷移温度が存在するとは限らない。むしろ, シャルピー特性で表される破壊靱性が脆性破断までの塑性変形能力の大きさを支配していると考えるのが自然である。

3.3 破断ひずみ能力

全断面が降伏し, ひずみ集中部のひずみが増幅されて発生する延

表一8 単調換算の破断変形能力とひずみ能力

試験体 (ゲージ番号)	破壊起点 (mm)	δ_M (mm)	η_M $= \delta_M / \delta_p$	ひずみ (実験) %			ひずみ (FEM解析) %		
				global		近似 local 対称位置	global		近似 local local
				E_g	E'_l		E_g	E'_l	
PL40LB1	48	10.4	5.07	1.40	> 0.96	~ 2.08	1.49	2.54	5.26
PL40LB2	41	23.6	11.3	3.32	5.78	5.09 ~ 6.40	3.44	6.50	12.53
PL40LB3	8	19.8	8.92	2.71	4.23	3.72 ~ 4.24	2.83	4.73	9.39
PL40LWS1	48	27.5	12.9	3.07	5.11	3.66 ~ 5.11	3.76	6.50	12.76
PL40LWS2	46	8.04	3.51	0.58	1.26	1.26 ~ 1.74	1.16	2.47	4.98
PL40HL1	46	5.95	2.68	0.35	1.46	1.09 ~ 1.67	0.77	2.11	4.33
PL40HL2	46	6.10	2.66	0.33	1.12	0.96 ~ 1.56	0.80	2.13	4.37
PL40HB1	41	74.2	32.6	—	—	—	11.43	33.85	58.23
PL40HB2	56	65.5	28.1	—	—	—	10.13	26.80	47.46
PL40HWS1	18	62.6	26.4	—	—	—	7.07	15.38	28.96
PL40HWS2	56	41.2	17.0	—	—	—	6.15	12.70	23.85
PL40HL1	46	14.0	5.89	1.52	> 1.24	~ > 1.46	2.14	3.64	7.45
PL40HL2	46	22.8	9.78	3.44	5.35	4.29 ~ 5.69	3.50	6.57	12.65

図一9 ひずみの測定位置

図一10 破断変形能力（単調換算）

図一11 破壊起点の破断ひずみ能力（単調換算）

性き裂が脆性破断を引き起こす建築鉄骨では、破断までに破壊起点が許容したローカルひずみを知ることが大切である。しかしながら、破壊起点のひずみを直接測定するのは実験技術上無理なので、ここでは、図一9に示すように、すべての可能な仮想破断線（ノッチ間を結んだ線）の中央とノッチ近傍にひずみゲージを貼付し、破断時のグローバルひずみ ϵ_g と近似ローカルひずみ ϵ'_l を計測した。そのうち ϵ_g を前出表一6に掲載してある。 ϵ_g は部材の変形に直接関わるので、破断変形能力と比例的な関係がある。なお、破壊起点のローカルひずみ ϵ_l については、後述のFEM解析に譲る。

4 考察

4.1 単調換算の破断変形能力・破断ひずみ能力

今回の試験体のうち一部のものは実験上の制約により一方向の単調載荷では破断しなかったため、それらは単調載荷に換算して比較する必要がある。そこで、第1報と同様に、定振幅繰返し載荷による累積破断変形能力と単調載荷による破断変形能力の関係式¹⁰⁾を用いて、本実験で繰返し載荷破断したものの破断変形能力を単調に換算した。その結果を表一8に示す。表中の破断変形 δ_M と破断変形能力 η_M の値は、単調破断した試験体については表一6の値のままであるが、繰返し破断したものは換算操作により表一6の値以下になる。

次に、ひずみに関しては3次元FEM解析を行い、試験体の単調載荷での荷重-変形-ひずみ曲線を計算し、変形が上記の単調換算破断変形 δ_M に達するときのひずみを求めた。ひずみは、既に述べたグローバルひずみ ϵ_g 、近似ローカルひずみ ϵ'_l および破壊起点の板厚中央におけるローカルひずみ ϵ_l である。このうち ϵ_g と ϵ'_l は実験で測定された値を表一8に記載している。なお、 ϵ'_l は溶接による微妙な材質変化の影響を受けるので試験体の対称位置で計測された最小値と最大値の範囲を併せて表に示す。 ϵ_g と ϵ'_l に関して、単調載荷で破断した試験体の実験値とFEM解析値を比較すると、概ね良好

な一致が見られ、解析の妥当性が確認できる。破壊起点となるフランジ段差部の円弧止端のひずみ ϵ_l は実験では計測できないのでFEM解析の結果を表に掲載した。この ϵ_l を破壊起点のひずみ能力と考えて以下さらに検討する。

図一10、11にそれぞれ単調換算の破断変形能力 η_M と破断ひずみ能力 ϵ_l (以下、両者を合わせて破断性能) を各試験体ごとに棒グラフで表示する。これによると、溶接熱影響は破断性能を劣化させ、その度合いは高靱性材のほうが大きく、また溶接入熱の大きいES溶接のほうが大きい。しかし、大切なことは、溶接された高靱性材は同じ条件で溶接された低靱性材より破断性能が高いことである。つまり、破壊靱性の高い鋼材を使用する効果は溶接後も担保される。

4.2 破断変形能力・破断ひずみ能力の確率分布

脆性破断現象には相当大きなばらつきが内在しているので、実験データをそのまま使って要因分析するのは好ましくない。そこで、破断性能の統計母集団を推定した。推定方法は、今回の試験体における実験値が8個の可能な破壊点の中の最弱の情報がピックアップされているということを用いるもので、その方法は文献^{11,17)}に示されており、その有効性が確認されている。

破断変形能力とひずみ能力の母集団として、正規分布、対数正規分布、タイプI極値分布（最小値に関する）の3種類を仮定したときの平均値、標準偏差、および95%信頼値の推定結果を表一9、10に示す。これによると、95%信頼値は仮定した分布形にほとんど依存しないこと、および低靱性材CO₂溶接に見られるように変動係数がかかなり大きいものがあることがわかる。参考に、母集団分布形の推定結果の例を図一12に示す。なお、95%信頼値は、各シリーズの試験体の破断性能の小さい方の値に近いので、4.1節で述べた溶接の影響に関する考察に修正を加える必要はないであろう。

表一 9 破断変形能力の母集団分布の推定値 (単調換算, η_M)

試験体	材料	溶接	正規分布				対数正規分布				Type I 極値分布			
			μ_x	σ_x	変動係数 (%)	95%信頼値	μ_x	σ_x	変動係数 (%)	95%信頼値	μ_x	σ_x	変動係数 (%)	95%信頼値
PL40LB	低靱性	母材	16.04	5.43	33.87	7.18	23.51	16.42	69.86	6.83	14.18	3.81	26.84	7.34
PL40LWS		CO ₂	25.82	27.75	107.47	4.13	93.34	199.89	214.15	4.57	15.96	34.23	214.46	4.10
PL40LWL		ES	2.70	0.02	0.73	2.67	2.70	0.02	0.73	2.67	2.69	0.01	0.45	2.67
PL40HB	高靱性	母材	37.67	5.16	13.69	29.19	39.17	6.82	17.42	29.03	35.44	3.15	8.89	29.56
PL40HWS		CO ₂	37.39	11.06	29.57	19.24	49.34	27.27	55.27	18.47	33.23	7.32	22.03	19.75
PL40HWL		ES	14.43	4.69	32.50	6.76	20.45	13.31	65.09	6.45	12.78	3.23	25.25	6.92

表一 10 破断ひずみ能力の母集団分布の推定値 (単調換算, ε_t)

試験体	材料	溶接	正規分布				対数正規分布				Type I 極値分布			
			μ_x	σ_x	変動係数 (%)	95%信頼値	μ_x	σ_x	変動係数 (%)	95%信頼値	μ_x	σ_x	変動係数 (%)	95%信頼値
PL40LB	低靱性	母材	18.04	6.47	35.85	7.55	27.77	21.35	76.88	7.18	15.92	4.66	29.26	7.69
PL40LWS		CO ₂	24.46	13.41	54.84	5.83	54.77	75.70	138.22	5.86	21.05	12.20	57.93	5.78
PL40LWL		ES	4.43	0.05	1.22	4.34	4.43	0.05	1.24	4.34	4.40	0.03	0.74	4.34
PL40HB	高靱性	母材	70.59	12.46	17.65	50.09	75.86	18.55	24.45	49.58	65.21	7.62	11.69	50.98
PL40HWS		CO ₂	34.84	5.93	17.02	25.09	37.20	8.64	23.23	24.85	32.24	3.60	11.17	25.52
PL40HWL		ES	18.94	6.34	33.46	8.60	27.23	18.45	67.76	8.20	16.68	4.36	26.13	8.81

図一 12 脆性破断変形能力の母集団分布形状

4.3 鉄骨部材の破断変形能力の評価

今回の実験で得られた破断変形能力は、用いた試験体の特殊な形状 (フランジ幅に設けた意図的な段差) の影響を受けているので、その値をそのまま実際の鉄骨部材に当てはめることには無理がある。そこで、鉄骨部材のひずみ集中状況および軸力比に応じて破断変形能力を計算してみた。つまり、破壊起点におけるひずみ集中度 α で破断ひずみ能力 ε_t を除した ε_θ が部材に変形をもたらすグローバルひずみとなるので、これを用いて平面保持を仮定した面内解析¹⁹⁾を行えば、破断変形能力が得られる。

ここでは、計算過程の詳細は省略し、結果のみを表一11に示す。表の値は、一定軸力下の片持ち部材が漸増水平力を受けて脆性破断するまでに発揮できる破断変形能力 (単調換算, 弾性成分含む) の95%信頼値である。片持ち部材の長さは200cmとし、断面はフランジ厚が40mmのボックス断面とH形断面とした。破断は引張側板厚中央が破断ひずみに到達したときに起こるとしてある。表中のハイフンは、脆性破断が起こる前に断面耐力が材料の引張強さで決まる最大耐力に達するかまたは圧縮軸力と水平変位によって $P-\delta$ 崩壊する場合である。

表一11から、材料靱性が高いほど、また溶接入熱の影響が小さいほど破断変形能力が高いのは言うまでもなく、ひずみ集中度が大きいほど破断変形能力が低下すること、および引張軸力の存在が破断変形能力の低下を招くことが定量的に観察される。

5 結論

鉄骨部材の溶接熱影響部にひずみ集中と切欠きによる三軸応力拘束を与えて実大破壊実験を行った。溶接は、炭酸ガス半自動溶接

表一 11 片持ち部材の破断変形能力 (95%信頼値, $L=2,000\text{mm}$)

軸力比	ひずみ集中度				ひずみ集中度			
	2	4	6	8	2	4	6	8
部材	□-500×40, 低靱性, 溶接なし				H-600×400×25×40, 低靱性, 溶接なし			
0.6	37.03	20.70	14.99	12.89	-	-	22.87	20.02
0.3	16.29	8.32	5.43	3.94	19.13	10.49	7.30	5.59
0	9.62	3.96	2.22	1.40	10.26	4.23	2.32	1.36
-0.3	6.99	2.87	1.82	1.35	6.96	3.04	1.87	1.25
-0.6	7.10	3.26	1.81	1.04	7.60	3.43	1.86	0.96
部材	□-500×40, 低靱性, CO ₂ 溶接				H-600×400×25×40, 低靱性, CO ₂ 溶接			
0.6	29.40	17.16	13.10	11.34	-	24.49	20.25	18.36
0.3	12.77	6.35	4.06	3.14	15.41	8.35	6.14	4.76
0	7.05	2.73	1.46	1.26	7.55	2.89	1.44	1.19
-0.3	5.04	2.13	1.38	1.22	5.00	2.23	1.29	1.10
-0.6	5.44	2.27	1.10	0.86	5.81	2.35	1.03	0.70
部材	□-500×40, 低靱性, ES溶接				H-600×400×25×40, 低靱性, ES溶接			
0.6	23.00	14.02	11.32	9.99	-	-	18.33	17.32
0.3	9.58	4.60	3.12	2.49	11.85	6.34	4.75	4.11
0	4.78	1.76	1.25	1.15	5.11	1.78	1.18	1.11
-0.3	3.38	1.55	1.22	1.09	3.55	1.52	1.10	0.98
-0.6	3.88	1.39	0.86	0.74	4.09	1.37	0.70	0.62
部材	□-500×40, 高靱性, 溶接なし				H-600×400×25×40, 高靱性, 溶接なし			
0.6	-	-	-	-	-	-	-	-
0.3	-	-	30.61	25.16	-	-	-	27.40
0	-	25.44	19.32	14.96	-	26.31	20.30	15.88
-0.3	25.55	19.39	14.21	10.67	24.10	19.10	14.11	10.61
-0.6	21.60	16.90	13.00	10.53	-	17.89	14.20	11.49
部材	□-500×40, 高靱性, CO ₂ 溶接				H-600×400×25×40, 高靱性, CO ₂ 溶接			
0.6	-	-	-	-	-	-	-	-
0.3	-	25.19	17.82	13.36	-	27.41	21.24	16.57
0	25.46	15.43	9.49	6.29	26.34	15.91	10.27	6.88
-0.3	19.41	10.69	6.35	4.23	19.12	10.63	6.60	4.62
-0.6	16.92	10.54	7.18	5.03	17.91	11.51	7.88	5.53
部材	□-500×40, 高靱性, ES溶接				H-600×400×25×40, 高靱性, ES溶接			
0.6	-	27.97	20.42	17.88	-	-	-	-
0.3	18.27	8.73	5.45	4.22	21.69	11.45	7.87	6.81
0	9.86	3.04	1.28	1.22	10.64	3.33	1.17	1.11
-0.3	6.62	2.30	1.28	1.21	6.86	2.54	1.23	1.11
-0.6	7.42	2.58	1.03	0.91	8.13	2.76	0.87	0.72

(注) 軸力比: プラスが圧縮, マイナスが引張
-は破断せず

(CO₂溶接)による比較的小入熱の多層溶接(入熱20~40J/cm)とエレクトロスラグ溶接(ES溶接)による大入熱の1パス溶接(入熱800 kJ/cm)である。鋼材は、490MPa級で40mm厚の低靱性材(0℃でシャルピー吸収エネルギーが45J, 脆性破面率が85%)と高靱性材(同じく150J, 45%)である。試験温度は0℃, 載荷は静的曲げ載荷である。試験体はすべて塑性変形過程の耐力上昇中に脆性破断し, 破断に至るまでの変形能力とひずみ能力(以下, 破断性能)を調べたところ, 次のことがわかった。

- 1) 溶接熱影響によって部材の破断性能は溶接のない場合よりも低下する。このとき, ES溶接によるほうがCO₂溶接によるより母材からの低下度が大きく, また母材が高靱性であるほど溶接による破断性能の低下度が著しい。
- 2) 低靱性材と高靱性材に同じ溶接を施したとき, 破断性能は高靱性材のほうが高い。つまり, 破壊靱性の高い鋼材を溶接構造物に使用するメリットが保たれる。これは, 破壊靱性の高い鋼材を用いることによって, 大入熱溶接による鉄骨生産の効率化を図れる可能性を示唆している。
- 3) 現行の建築構造用圧延鋼材(SN鋼)のシャルピー吸収エネルギーの規格最低値(0℃で27J)に近い低靱性材の破断性能は通常のCO₂溶接においてもかなり低い。塑性変形が求められる耐震設計用鋼材には, 現状よりシャルピー特性の高いランクを加える必要がある。
- 4) 母材のシャルピー特性が高くても, 座屈劣化が起こる場合や薄肉材の場合を除き, 塑性変形の過程で生じる延性き裂が脆性破断に転化するので, 相当高温でなければ延性破断は起こらない。したがって, 脆性-延性破断遷移温度はかなり高くなり建築鉄骨の使用環境の中には必ずしも存在しない。このことから, 脆性破断を排除し延性破断を生じさせるための必要シャルピー値を規定するのは無理であり, むしろ, シャルピー値は脆性破断までの塑性変形能力の大小を支配していると考えなければならない。
- 5) 破断性能を統計的に分析すると, 相当大きなばらつきが内在している。今回の実験のうち実情に近い高靱性材・CO₂溶接の場合には, 破断変形能力の変動係数が20%から60%という結果が得られた。実際の鉄骨ではこれよりばらつきが大きい可能性があるため, 1個の試験体で破断性能を評価する際には十分な安全率を見込むなどの配慮が必要である。
- 6) 実験から得られた破断ひずみ能力を用いて部材の面内弾塑性解析を行ったところ, 鉄骨部材の破断変形能力は, 材料靱性と溶接入熱はもちろん, 軸力比とひずみ集中率の影響が大きいことが示された。

謝辞

この研究の実大実験は、『建設省総合技術開発プロジェクト/次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発「材料・溶接と破断」分科会(主査:桑村 仁)』の一部として行われ, 建設省建築研究所(旧)鋼材倶楽部共同研究から研究費の補助を受けた。研究に用いた低靱性材および高靱性材の製造, および試験体の溶接施工に当たり, 工

藤純一氏(川崎製鉄), 原 則行氏(神戸製鋼所), 後藤智巳氏(川崎重工業), 横山幸夫氏(駒井鉄工)には特にお世話になった。分科会幹事の永田匡宏氏(新日本製鐵)はじめ関係各位に謝意を表する。

また, この研究の材料試験および破面解析については, 文部省科学研究費基盤研究A「高層建築鉄骨の脆性破壊の防止技術に関する研究」(研究代表者:桑村 仁)の補助を受けた。

参考文献

- 1) 桑村 仁, 伊山 潤, 松井康治: 鉄骨の脆性破断に及ぼす材料靱性と板厚の影響 ―鉄骨破断に関する研究 その1―, 日本建築学会構造系論文集, No. 525, pp.109-116, 1999.11
- 2) 向井昭義, 高梨晃一, 計良光一郎, 山内泰之: 「建設省総合技術開発プロジェクト」次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発(その1) 研究計画の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)22422, pp.843-844, 1997.9
- 3) 高木直人, 松井康治, 伊山 潤, 桑村 仁: 建築構造用鋼材の脆性破壊に及ぼす溶接の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州)22276, pp.549-550, 1998.9
- 4) 高木直人, 松井康治, 伊山 潤, 桑村 仁: 鉄骨部材の脆性破壊に及ぼすシャルピー特性と溶接入熱の影響, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.21-24, 1999.2
- 5) 高木直人, 松井康治, 伊山 潤, 桑村 仁: 鉄骨部材の脆性破壊起点のフラクトグラフィ, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.17-20, 1999.2
- 6) 松井康治, 稲葉雄一郎, 伊山 潤, 桑村 仁: 鉄骨部材の脆性破断変形能力とひずみ能力, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.33-36, 1999.2
- 7) 松井康治, 伊山 潤, 桑村 仁: 鉄骨部材の脆性破壊変形能力とひずみ能力の確率分布, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.37-40, 1999.2
- 8) 高木直人, 松井康治, 伊山 潤, 桑村 仁: 脆性破断した溶接継目の熱影響部特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)22176, pp.351-352, 1999.9
- 9) 桑村 仁, 伊山 潤, 横山幸夫: 高層建築における柱-梁溶接仕口の脆性破壊, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第4巻第16号, pp.1-16, 1997.12
- 10) Kuwamura, H.: Fracture of Steel during an Earthquake-State-of-Art in Japan, Engineering Structures (The Journal of Earthquake, Wind and Ocean Engineering), Vol. 20, Nos. 4-6, pp.310-322, 1998.4-6
- 11) 桑村 仁, 邱 榮 政, 秋山 宏: 冷間ロール成形角形鋼管の材質とその改善に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 453, pp.171-180, 1993.11
- 12) Kuwamura, H., and Akiyama, H.: Brittle Fracture under Repeated High Stresses, Journal of Constructional Steel Research 29, Elsevier Applied Science, England, pp.5-19, 1994
- 13) 桑村 仁: 地震時における鋼構造骨組の破壊現象―材料の側面からの破壊原因と対策―, 日本建築学会大会PD講演資料, pp.33-46, 1995.8
- 14) Kuwamura, H. and Yamamoto, K.: Ductile Crack as Trigger of Brittle Fracture in Steel, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 123, No. 6, pp.729-735, 1997.6
- 15) 桑村 仁, 山本恵市: 三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件, 日本建築学会構造系論文集, No.477, pp.129-135, 1995.11
- 16) 廣田 実, 高木潤一, 桑村 仁: 鉄骨部材の脆性破断に及ぼす載荷速度の影響, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.25-28, 1999.2
- 17) 伊山 潤, 鈴木孝彦, 桑村 仁: 鋼部材の繰返し履歴曲線と単調載荷曲線の関係(その1 破壊する場合), 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.85-88, 1998.2
- 18) 一戸康生, 桑村 仁: 鉄骨部材の脆性破断に及ぼす変位振幅の影響, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.29-32, 1999.2
- 19) 桑村 仁, 鈴木孝彦: フランジとウェブの降伏比が異なるH形断面部材の面内塑性挙動(その2 梁-柱のCDC数値解析), 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.61-64, 1988.11

(1999年9月8日原稿受理, 1999年12月9日採用決定)