梁材の力学的性能が柱梁溶接接合部の変形能力に与える影響 に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON EFFECT WHICH MECHANICAL PROPERTY OF BEAM MATERIAL GIVES TO DEFORMATION CAPACITY OF BEAM TO COLUMN WELDED CONNECTION

中込 忠男*¹, 的場 耕*², 岩田 衛*³

Tadao NAKAGOMI, Kou MATOBA and Mamoru IWATA

This paper presented the results of tests which were conducted to investigate the influence of the mechanical property and the charpy absorbed energy at 0°C (vE0) on deformation capacity of beam to column welded connection. Cyclic loading tests, which experimental parameters were kinds of steel materials and beam-ends detail (which were the scallop method and non-scallop method), were carried out. The conclusion of this study can be summarized as follows;

- 1) The deformation capacity of beam to column welded connection is influenced by the mechanical property of the beam flange.
- 2) When the vE0 of fracture starting point was more than 130J, the deformation capacity was not influenced by the fracture toughness.
- 3) Though the specimen of Non-scallop method was superior to the scallop one, in comparison with the estimation of material property, the effect of the beam-ends was small.

Keywords: beam-to-column welded connection, mechanical property, fracture toughness,
non-scallop method, fracture behavior, deformation capacity

柱梁溶接接合部, 機械的性質, 靱性, ノンスカラップ工法, 破壊性状, 変形能力

1.はじめに

耐震設計基準の2次設計において、部材の塑性変形能力により構造物の耐震性を確保することが意図されており、部材が降伏した後の変形量が重要となる。よって、梁崩壊型の設計がなされている場合、梁部材の塑性変形能力が重要となる。さて、梁部材には応力勾配が存在するが、応力勾配を有する部材では、変形能力が素材の降伏比に依存し、降伏比が大きいほど変形能力が小さいことは、変断面材による一連の研究から報告されている^{1)~3)}。溶接構造用圧延鋼材(SM材)、一般構造用圧延鋼材(SS材)は降伏点の上限に規定がなく、降伏点にばらつきがあることが報告されている⁴⁾⁵⁾。そのために、1994年に制定されたJIS G 3136 建築構造用圧延鋼材(SN材)は降伏点と降伏比の上限が規定されている。

塑性変形が期待される鋼構造柱梁溶接接合部は、地震時に高応力状態となる箇所であり、材質的、形状的な不連続部の存在により破壊する危険性が高く、建築鉄骨の柱梁溶接接合部をモデル化した破壊実験は数多く行われている^{6)~9)}。松井らは¹⁰⁾、柱梁溶接接合部をモデル化した試験体を用いた曲げ実験を行い、降伏比が低い方が変形能力に優れていると報告している。ただし、ノンスカラップ試験体は座屈により耐力が決定され、スカラップ試験体は座屈を伴う延性破壊で破壊している。

1995年の兵庫県南部地震では、建築鉄骨の梁端接合部に塑性変形を伴った脆性破壊が確認された¹¹⁾。梁端部の脆性破壊に影響する因子の一つに、鋼材のシャルピー衝撃試験による0°Cの吸収エネルギー(以下vEoとする)が考えられる。SM材(B,C材)、SN材(B,C材)では、vEoの下限値が規定されている。変形能力とシャルピー衝撃試験による靱性値については、これまでに行われた柱梁溶接接合部の破壊実験で幾つか報告されている。

藤本らは^{12)~16)}、電炉広幅平鋼を用いた一連の研究を行い、現場溶接型の溶接仕口では、柱フランジ材のvEoが50Jを下回ると早期に柱フランジで破壊したと報告している。田淵らは¹⁷⁾¹⁸⁾、接合部の形状など様々な因子について実験を行い、接合部の形状が変形能力に影響を与えること、梁部材のvEoは変形能力に影響し、靱性値が低いと変形能力が小さいと報告している。また、それぞれの研究で、vEoが小さい鋼材を用いた試験体においても、梁端ディテールによっては早期に破断しない場合もある。接合部の変形能力には梁端ディテール、施工条件、vEoなど様々な要素が影響することも指摘している。

鋼材の靱性についての研究は建築以外の分野でも行われている。宮田らは¹⁹⁾²⁰⁾、円周切欠き付丸棒試験片を用いて、破壊靱性の温度依存性は降伏応力の温度依存性によりほぼ一義的に定まっており、

本研究の一部は、文献21)において発表済みである。

*¹ 信州大学工学部社会開発工学科 教授・工博

*² 信州大学工学部社会開発工学科 大学院生・工修

*³ 神奈川大学 教授・工博

Prof., Dept. of Architecture and Civil Engineering, Faculty of Engineering, Shinshu Univ., Dr. Eng.
Graduate Student, Dept. of Architecture and Civil Engineering, Faculty of Engineering, Shinshu Univ., M. Eng.
Prof., Kanagawa Univ., Dr. Eng.

へき開破壊応力と降伏応力からなるへき開破壊パラメータと破壊靱性には良い相関があることを報告している。

本研究は、柱梁溶接接合部をモデル化した試験体を用いて、梁に用いる鋼材の機械的性質と vEo が、接合部の変形能力に与える影響について検討することを目的とする。

2.実験概要

2.1 試験体形状と実験パラメータ

試験体は柱に熱間成形角形鋼管 (STKR490) を使用した工場溶接接合形式によるト形試験体とした。梁には圧延 H 形鋼 RH-400×400×13×21 のフランジ部分を 200mm カットして作成した RH-400×200×13×21 の A 材, C 材, H 材と、溶接組立 H 形鋼 BH-400×200×12×25 の B 材, E 材, F 材の 6 種類の鋼材を使用した。機械的性質及び化学成分のミルシート値を表 1 に示す。梁端ディテールはスカラップ工法 (スカラップ底のアールは 10mm) とノンスカラップ工法とし、エンドタブは全試験体ともスチールタブを用い、溶接後にスチールタブを削るなどの加工は行っていない。なお BH 材は先組とし、RH 材とともに開先は機械加工で行った。試験体形状を図 1 に示す。

突合せ溶接は溶接ワイヤ YGW11-1.2φ を用いて入熱を 35kJ/cm 以下 (最終層は 2 パス 25kJ/cm 以下) とし、パス間温度を管理せずに連続溶接で行った。なお、梁フランジの突合せ溶接は同一の溶接施工者によって施工された。6 種類の鋼材を使用したスカラップ試験体とノンスカラップ試験体についてそれぞれを試験温度 0℃ で、A 材を除く 5 鋼種のノンスカラップ試験体は常温 (17℃～20℃) でも

載荷実験を行った。実験パラメータを表 2 に示す。

0℃における載荷は、試験体の接合部周辺 (梁端部 500mm 程度) とパネルゾーンに冷却容器を取り付け、エタノールと水、ドライアイスで冷却し、梁端部を 0℃ で 1 時間以上保持した後に載荷した。載荷は動的疲労試験機 (神奈川大学設置) で、梁部材全断面を有効として得られる全塑性耐力 ($c\delta p$) 時の曲げ変形量 $c\delta p$ (ミルシートの Y.P.を用いた) を基準とした変位制御による正負交番繰返し載荷とした。なお、制御に用いる梁の変位は、パネル部の変形を測定 (3 箇所測定) して加力点の変位に換算した値を、加力点における変位計の値から差し引いた値とした。載荷パターンを図 2 に示す。

2.2 梁に使用する鋼材の素材試験

各鋼材のフランジ母材と突合せ溶接継手による溶接部の材料特性を調査した。引張試験は母材について、JIS Z2201 14A 号試験片を C 方向に採取して行った。シャルピー衝撃試験は母材、RH 材のファイレット部、溶着金属、熱影響部について、JIS Z2202 V ノッチ試験片を L 方向に採取して行った。熱影響部 (ボンド部) の試験片は、ノッチ先端が溶接金属と母材の溶融境界部より 0.5mm 母材側の位置となるように採取した。

引張試験結果を表 3 に示す。降伏点は H 材, A 材が高く、次に C 材、そして B 材, E 材, F 材は低い値であった。降伏比は H 材>A 材>C 材>E 材>B 材>F 材の順に高い結果となった。C 材, H 材は引張試験結果とミルシート値との間に大きな差がある。変位を制御した $c\delta p$ の算出にはミルシート値を採用したが、梁部材の機械的性質としては引張試験の結果を採用する。

シャルピー衝撃試験結果を表 4 に示す。試験片名のアルファベッ

表 1 機械的性質及び化学成分のミルシート値

鋼材	機械的性質				化学成分 (%)					
	Y.P. (N/mm ²)	T.S. (N/mm ²)	Y.R. (%)	EL. (%)	C	Si	Mn	P	S	
A	436	549	79	28	15	27	140	15	12	
B	349	518	67	25	11	22	124	14	5	
C	346	534	65	29	15	37	145	15	7	
E	390	538	73	29	13	29	129	18	6	
F	336	522	64	28	13	29	144	11	3	
H	418	539	78	29	13	23	141	25	6

図 1 試験体形状

表 2 実験パラメータ

試験体名	梁の鋼材	梁端ディテール	試験温度
As0	A	RH	0℃
Cs0	C		
Hs0	H		
Bs0	B	BH	0℃
Es0	E		
Fs0	F		
An0	A	RH	0℃
Cn0	C		
Hn0	H		
Bn0	B	BH	0℃
En0	E		
Fn0	F		
Cn1	C	RH	17℃～20℃
Hn1	H		
Bn1	B	BH	17℃～20℃
En1	E		
Fn1	F

図 2 載荷パターン

トは鋼材の種類と採取位置を示しており、右添字は s = 母材、f = フィレット、h = 熱影響部である。シャルピー衝撃試験結果の遷移温度は式 1、式 2 より求めた。

$$\sqrt{E} = \frac{\sqrt{E_{shelf}}}{2} \{1 + \tanh \alpha (T - \sqrt{Tre})\} \quad \cdots \text{式 1}$$

$\sqrt{E}$: 吸収エネルギー $\sqrt{E_{shelf}}$: シェルフエネルギー
 α : エネルギー係数 $\sqrt{Tre}$: 吸収エネルギー遷移温度

$$\sqrt{B} = 50 \{1 - \tanh \beta (T - \sqrt{Trs})\} \quad \cdots \text{式 2}$$

$\sqrt{B}$: 脆性破面率 β : 破面係数 $\sqrt{Trs}$: 破面遷移温度

フランジ母材の vEo は C 材、E 材および F 材が高く、A 材、B 材および H 材が低い。フィレットの vEo は母材とほぼ等しい値であった。フランジ母材の vEo が高い C 材、E 材および F 材はフランジの vEo に比べて HAZ の vEo が低く、逆にフランジ母材の vEo が低い A 材、B 材および H 材の場合は、HAZ の方がフランジ母材に比べて vEo が高い。つまり、HAZ は母材に比べて vEo の鋼材による差が小さい。

表 3 引張試験結果

鋼材	upY.P. (N/mm ²)	lowY.P. (N/mm ²)	ϵ_{st} (%)	T.S. (N/mm ²)	ϵ_u (%)	Y.R. (%)	EL. (%)	絞り (%)
A	409	391	1.29	555	15.2	74	28	71
B	332	332	0.55	528	16.1	63	31	71
C	386	364	1.27	548	15.6	71	29	77
E	330	322	0.80	514	16.1	64	33	75
F	318	311	0.45	511	15.0	62	29	67
H	400	374	1.44	536	16.4	75	31	73
Aウェブ [*]	441	414	2.01	552	16.0	80	30	67
Bウェブ [*]	394	372	1.20	535	15.5	74	29	62
Cウェブ [*]	442	416	2.31	550	15.9	80	30	68
Eウェブ [*]	397	375	1.31	558	16.0	71	28	55
Fウェブ [*]	399	382	1.39	555	15.6	72	27	57
Hウェブ [*]	449	408	2.29	542	16.4	83	32	70

upY.P.: 上降伏点 lowY.P.: 下降伏点 ϵ_{st} : ひずみ硬化時のひずみ
 T.S.: 引張強さ ϵ_u : T.S.時のひずみ Y.R.: 降伏比 EL.: 破断伸び

表 4 シャルピー衝撃試験結果

採取位置	試験片名	vEo (J)	vBo (%)	Tre (°C)	Trs (°C)
母材(s)	A s	19	88	22	24
	B s	34	88	33	34
	C s	286	1	-51	-48
	E s	240	15	-39	-27
	F s	283	6	-28	-23
	H s	55	78	23	16
熱影響部(h)	A h	199	7	-31	-28
	B h	160	47	-7	-1
	C h	250	2	-33	-33
	E h	200	33	-23	-13
	F h	260	10	-30	-27
	H h	130	47	3	-2
フィレット(f)	A f	24	85	—	—
	C f	282	0	—	—
	H f	68	77	—	—
溶着金属	RH Depo	80	60	3	8
	BH Depo	28	88	51	42

$vEo=0^\circ\text{C}$ 吸収エネルギー $vBo=0^\circ\text{C}$ 脆性破面率
 Tre =エネルギー遷移温度 Trs =脆性破面遷移温度

3. 実験結果

3.1 破壊性状

亀裂進展模式図を図 3 に、破面写真を写真 1、写真 2 に示す。梁フランジの vEo が低い鋼材もあったが、スカラップ端部を起点とする脆性破壊は見られなかった。Cn0 を除く全ての試験体は、梁フランジ溶接止端部のフランジ幅端部より溶接熱影響部に沿って延性的に亀裂が進展し、延性亀裂の先端より脆性破壊した。Cn0 は溶接初層部近傍から脆性破壊している。欠陥の有無について詳細な確認は行っていないが、目視で判断できるような明らかな欠陥は存在していない。脆性的な亀裂（小さな脆性破面も含む）の起点位置により、破壊性状を 2 つに分類した。

①フランジ幅方向で 10mm 以内の位置が起点となった場合。0°C で載荷した多くの試験体がこれにあたる。

②フランジ幅方向で 10mm 以上の位置が起点となった場合。常温で載荷した全ての試験体がこれにあたる。なお、Fn1, Hn1 はフランジ断面の 50% 程度まで延性的な亀裂が進展している。

Fn1, Hn1 の P- δ 曲線は、最大変位時の荷重がサイクルを増すと徐々に低下し、破断に至るサイクルでは明らかに荷重が低下している。耐力は延性的な破壊に支配されたといえる。Cn1, En1 の P- δ 曲線についても同様の傾向が伺える。また、破壊性状が②の試験体は、破壊性状が①の試験体に比べて変形量大きい。

図 3 亀裂進展状況

写真 1 (Cs0)

写真 2 (Fn1)

3.2 スケルトン曲線と変形能力の指標

荷重 (P) - 変形 (δ) 関係を図 4 に示す。P-δ 曲線より求めた、スケルトン曲線と累積塑性変形量の算出方法を、図 5 に示す。スケルトン曲線は P-δ 曲線において、荷重が前ループの最大値を超えた分の P-δ 曲線を累積して求めた。実験結果一覧を表 5 に示す。

接合部の変形能力を比較する場合、図 5 に示すようなスケルトン曲線から求めたエネルギー (Ws) と、P-δ 曲線の各ループから求めたエネルギーの累積値 (ΣW) が考えられる。エネルギーは部材の断面形状、梁長さの影響を受けるため、それらを無次元化した値を指標とする場合が多い。本実験は、式 3、式 4 により求めた、 η_s 、 η_w によって結果を検討する。また、計算値を求める際の鋼材の降伏応力を、各鋼材の Y.P. によらず一定 (F 値 = 325 N/mm²) として全塑性耐力 cP_pF 、 cP_pF 時の曲げ変形量 $c\delta_pF$ を求めた。 cP_pF 、 $c\delta_pF$ を用いて、式 5、式 6 により求めた η_{sF} 、 η_{wF} についても検討を行う。 η_{sF} 、 η_{wF} は、機械的性質の違いによって算出される値の大きさが影響を受けない、部材の断面形状を無次元化した、変

図 5 スケルトン曲線と累積塑性変形量の算出方法

形能力を評価する指標である。

$$\eta_s = W_s / cP_p \times c\delta_p \quad \text{式 3}$$

$$cP_p = Z_p \times Y.P. / L$$

$$\eta_{sF} = W_s / cP_p F \times c\delta_p F \quad \text{式 5}$$

$$cP_p F = Z_p \times 325 / L$$

$$\eta_w = \Sigma W / cP_p \times c\delta_p \quad \text{式 4}$$

$$L: \text{梁長さ (1900mm)}$$

$$\eta_{wF} = \Sigma W / cP_p F \times c\delta_p F \quad \text{式 6}$$

4. 考察

4.1 ひずみ性状

各試験体で設定変位が異なるため、荷重-ひずみ (ε) 曲線から図 5 に示すスケルトン曲線の算出方法で、荷重-スケルトンひずみ (εs) 曲線を求めた。P-εs、P-δs の関係から得られた εs-δs 曲線の一例 (Cs0 の 70mm) を図 6 に示す。εs-δs 曲線で δs が 45mm (4cδpF) 時の εs を各試験体で比較した。δs=45mm は、延性き裂の影響によるひずみの低下がなく、ひずみゲージが信頼できる範囲である。比較に用いたひずみゲージの貼付位置を図 7 に示

表 5 実験結果一覧

	Pmax (kN)	$\delta_{\max}$ (mm)	δ_s (mm)	Ws	ΣW	δt (mm)	素材試験結果で整理					※F値(3.3)で整理					破壊 性状
							cPp	c δp	η_s	η_w	α	cPpF	c δpF	η_sF	η_wF	αF	
As0	-546	-46.3	-42.0	20075	81999	-194.9	439	16.13	2.8	11.6	1.2	342	12.56	4.7	19.1	1.6	①
Cs0	538	59.8	54.9	26038	120926	289.7	420	15.43	4.0	18.6	1.3			6.1	28.2	1.6	①
Hs0	-567	-54.8	-59.3	29247	133808	-304.1	434	15.92	4.2	19.4	1.3			6.8	31.2	1.7	①
Bs0	587	60.9	59.7	31025	128344	278.8	404	13.65	5.6	23.3	1.5			6.3	26.0	1.5	①
Es0	610	67.8	66.0	35827	191792	408.0	402	13.60	6.5	35.0	1.5	382	12.91	7.3	38.9	1.6	①
Fs0	-608	-59.2	-57.2	29957	146033	-322.3	391	13.22	5.8	28.3	1.6			6.1	29.6	1.6	①
An0	-594	-60.8	-67.5	35434	160711	-349.4	439	16.13	5.0	22.7	1.4	342	12.56	8.2	37.4	1.7	②
Cn0	-600	-69.0	-65.9	34208	182781	-405.3	420	15.43	5.3	28.2	1.4			8.0	42.6	1.8	①
Hn0	-615	-67.7	-70.0	37730	196350	-417.8	434	15.92	5.5	28.5	1.4			8.8	45.7	1.8	①
Bn0	623	72.3	90.0	50271	272380	544.8	404	13.65	9.1	49.4	1.5			10.2	55.2	1.6	①
En0	642	81.2	85.7	49216	265414	526.0	402	13.60	9.0	48.5	1.6	382	12.91	10.0	53.8	1.7	①
Fn0	-674	-70.5	-72.0	42081	246618	-487.4	391	13.22	8.1	47.7	1.7			8.5	50.0	1.8	①
Cn1	-585	-71.4	-66.6	34035	220174	-497.4	420	15.43	5.2	34.0	1.4	342	12.56	7.9	51.3	1.7	②
Hn1	574	94.1	99.6	52061	352284	767.6	434	15.92	7.5	51.1	1.3			12.1	82.0	1.7	②
Bn1	-646	-71.5	-81.3	45343	255987	-426.5	404	13.65	8.2	46.4	1.6			9.2	51.9	1.7	②
En1	631	94.7	101.1	57762	413220	814.8	402	13.60	10.5	75.5	1.6			11.7	83.8	1.7	②
Fn1	612	83.1	71.8	39490	330447	675.5	391	13.22	7.6	63.9	1.6	382	12.91	8.0	67.0	1.6	②

Pmax:最大荷重 $\delta_{\max}$:最大変位 δ_s :スケルトン変位(塑性) Ws:スケルトン吸収エネルギー ΣW :累積吸収エネルギー δt :累積塑性変形量
 cPp:全塑性耐力 c δp :全塑性耐力時の曲げ変形量 η_s :Ws/cPp $\cdot$ c δp η_w : ΣW /cPp $\cdot$ c δp α :Pmax/cPp

※ Fがある指標は降伏応力にF値(325N/mm²)を用いて算出した

図 6 ϵ_s - δ_s 曲線 (Cs0, 70mm) (a) 30mm² 枚の平均

(b) 70mm

(c) 550mm

図 8 $\eta_s F$ - ϵ_s 関係 (0℃スカラップと 0℃ノンスカラップ)

図 7 ゲージ貼付位置

す。梁端部のひずみとして、破壊起点近傍の応力集中箇所であり破壊に影響すると考えられる 30mm の位置の平均と、溶接の余盛形状や貼付位置の誤差などの影響が少ないと考えられる 70mm の位置に貼付したゲージの値を採用した。また、塑性域の広がりを確認する目的で、550mm の位置に貼付したゲージの値も検証した。

0℃におけるスカラップ試験体とノンスカラップ試験体の $\eta_s F$ - ϵ_s 関係を図 8 に示す。図 8 (a), (b) より、30mm の 2 枚の平均と 70mm について、 ϵ_s が大きいほど $\eta_s F$ が小さくなる傾向があり、ノンスカラップ試験体はスカラップ試験体に比べて ϵ_s が小さい傾向にある。また、梁材の降伏比が低い試験体は ϵ_s が小さい傾向を示す。特に、30mm のゲージについてスカラップ試験体が、70mm のゲージについてノンスカラップ試験体が顕著である。梁が同一量変形した時点での梁端部のひずみが小さいほど、変形能力は大きくなるといえる。図 8 (c) 550mm について、多くの試験体で ϵ_s は 0.2% 以下(弾性域)であるが、図 8 (a), (b) とは逆に、 ϵ_s が大きい

ほど $\eta_s F$ が大きくなる傾向が伺える。特に降伏比の低い E 材、F 材のノンスカラップ試験体が大きい。降伏比の低い試験体およびノンスカラップ試験体は、降伏比の高い試験体およびスカラップ試験体に比べて塑性域が長手方向に広がり、梁端部付近のひずみは小さくなる傾向があるといえる。

4.2 梁材の機械的性質の影響

スケルトン曲線より求めた Ws を素材試験結果の Y.P.により無次元化した η_s と材料特性の関係について以下に示す。材料特性をパラメータとする場合、鋼材の降伏点、引張強さ、降伏比、一様伸び、ひずみ硬化率などが考えられる。本実験では梁材の材料特性として、素材試験の結果をもとに、下降伏点 (lowY.P.)、真応力の下降伏点と引張強さの和の 1/2 とした値 ($\sigma_{\text{flow}} = (\text{lowY.P.} + T.S.) / 2$)、降伏比 (Y.R.)、ひずみ硬化率と対応する真応力の下降伏点と引張強さ、一様伸びによる直線の傾き (Ho) について検討した。 η_s とそれぞれの関係を図 9~図 12 に示す。図中の直線は梁端ディテールごとのプロット点を最小二乗法により直線近似した結果である。

図 9~図 11 より、lowY.P.、 σ_{flow} および Y.R. と η_s には相関がある。lowY.P.、 σ_{flow} および Y.R. が小さくなるに従って、 η_s は大きくなる傾向があり、最大と最小の差は 3~4 程度である。また、同

図9 η_s -low Y.P.関係 図10 η_s - σ_{flow} 関係 図11 η_s -Y.R.関係 図12 η_s - H_o 関係 図13 η_w - σ_{flow} 関係 図14 η_s - σ_{flow} 関係 図15 η_{sF} - σ_{flow} 関係 図16 η_s -HAZvEo関係 図17 η_s -母材 vEo関係

じく図12について H_o が大きくなるに従って、 η_s は大きくなる傾向がある。母材 vEo が小さい試験体は白抜きで示したが、 η_s と機械的性質の関係で示された傾向に母材 vEo の差による影響はみられない。

同一の鋼材を梁に用いた場合では、ノンスカラップ試験体がスカラップ試験体より η_s で2~3程度大きい。ノンスカラップ試験体とスカラップ試験体の優位性については、既往の研究^{7,8)}と同じ傾向を示している。パラメータが η_s に与える影響の度合を比較すると、機械的性質は3~4で、梁端ディテールは2~3である。機械的性質の方が η_s にやや大きく影響している。

常温における試験体について、累積塑性吸収エネルギー (ΣW) を無次元化した η_w と η_s で考察する。 η_w - σ_{flow} 関係、 η_s - σ_{flow} 関係を図13、図14に示す。 η_w も η_s と同様に σ_{flow} が小さくなるに従い大きくなる傾向がある。0℃で載荷されたスカラップ試験体とノンスカラップ試験体は図10の η_s - σ_{flow} 関係とよく対応しているが、常温で載荷されたノンスカラップ試験体については η_s - σ_{flow} 関係と異なる傾向がみられる。 η_w で評価すると、常

温の試験体と0℃の試験体の差が大きくなる。また、機械的性質との相関性は η_w の方が高い。 W_s は各載荷ループ毎の荷重上昇率が値に影響するため、荷重が低下する場合は η_s が小さくなる。常温における試験体は、破壊性状が②で0℃における試験体に比べて延性破面が大きく、荷重が低下している。変形能力を評価する指標には、破壊性状の違いも影響する。

W_s をF値により無次元化した η_{sF} と σ_{flow} との関係を図15に示す。 η_s は無次元化の際にパラメータである降伏点の影響し、図9~図11は右下がりになる傾向が出る。 η_{sF} は算出の際にパラメータの影響を受けないため、梁端接合部が吸収したエネルギーを等価な値で比較することができる。図15は、図9~11ほど顕著な傾向ではないが右下がりをしており、 η_{sF} も σ_{flow} が小さくなるに従い大きくなる傾向があるといえる。

4.3 梁材の vEo の影響

HAZ部より採取した試験片によるvEo (HAZvEo) 及び梁フランジのvEoと、 η_s の関係を図16、図17に示す。 η_s とvEoには顕著な傾向が見られない。本実験において、破壊起点は溶接止端部よ

り延性的に進展した亀裂の先端より破壊しているため、HAZvEo の方が破壊に影響すると考えられる。2.2 で述べたが、フランジ材の vEo が小さい梁材は、HAZvEo の方が大きくなり、全梁材のうち HAZvEo が最低の H 材は 0℃で吸収エネルギーが 130J、脆性破面率が 50%程度である。vEo が変形能力に影響した文献 16),17) の vEo はいずれも 50J 以下と低い値であった。本実験で vEo が変形能力にあまり影響しなかった理由の一つとして、破壊起点近傍の HAZvEo が比較的高いことが挙げられる。

5.まとめ

本実験は、梁フランジ材の機械的性質と、0℃におけるシャルピー吸収エネルギーが、柱梁溶接接合部（梁せい 400mm, フランジ厚 21mm,25mm）の変形能力に与える影響を、6 種類の鋼材を使用したスカラップ試験体とノンスカラップ試験体を用いて検討した。なお、破壊起点である熱影響部の靱性が最も低い試験体の vEo は 130J である。得られた結果を以下に示す。

- 1)梁フランジの機械的性質は変形能力に影響を与える。降伏点、 σ flow および降伏比が低いほど変形能力は高くなる。
- 2)破壊起点の 0℃シャルピー吸収エネルギーが、130J 以上の場合は変形能力にほとんど影響を与えない。
- 3)降伏比が低い試験体は降伏比が高い試験体に比べて塑性域が広がり、梁端部のスケルトンひずみは小さい傾向を示す。
- 4)ノンスカラップ試験体の方がスカラップ（スカラップ底のアールは 10mm）試験体に比べて変形能力に優れるが、変形能力に及ぼす影響はスカラップの有無による影響に比べて梁材の機械的性質の違いによる影響の方がやや大きい。
- 5)延性破面の割合が大きい試験体は、スケルトン吸収エネルギー（Ws）より累積塑性吸収エネルギー（ ΣW ）で評価した方が機械的性質との相関性が高い。

なお、本研究は限られたディテール、部材寸法、載荷パターンにより行われた実験であり、それら因子が破壊に与える影響をさらに検討する必要がある。また、破壊起点を詳細に調査し、破壊起点の靱性値を算出する試験方法の検討を含めて、研究を進める必要がある。

謝辞

本研究の一部は平成 9～10 年度文部省科学研究費補助金：基盤研究（B）（2）（課題番号：09450203，研究代表者：中込忠男）によりました。供試体製作にあたり株式会社宮地鐵工所の吉川薫様、実験を進めるにあたり神奈川大学の村井正敏先生の御協力を得ました。併せて感謝の意を表します。

参考文献

- 1)加藤勉・青木博文：応力集中を有する変断面材の伸び能力と降伏比，日本建築学会論文報告集，第 159 号，pp.25～30，1969.5
- 2)青木博文・加藤勉・難波恒夫・佐藤亘宏：変断面鋼板引張材の変形能力と素材の力学的特性，日本建築学会論文報告集，第 320 号，pp.36～42，1982.10
- 3)青木博文・加藤勉・難波恒夫・佐藤亘宏：変断面鋼板引張材の変形能力に及ぼす試験温度・ひずみ速度の影響，日本建築学会論文報告集，第 322 号，

pp.11～17，1982.12

- 4)青木博文・村田耕司：構造用鋼材の降伏点，引張強さおよび降伏比に関する統計的調査，日本建築学会論文報告集，第 335 号，pp.157～168，1984.1
- 5)青木博文・増田正之：素材引張試験結果による構造用鋼材の力学的性質に関する統計的調査，日本建築学会構造系論文報告集，第 358 号，pp.94～102，1985.12
- 6)藤本盛久・藤盛紀明・中込忠男・多賀雅泰：エンドタブ・裏当て金を有する柱梁接合部の破壊性上に関する研究，日本建築学会論文報告集，第 334 号，PP.58～68，1983.12
- 7)中込忠男・矢部喜堂・坂本真一：梁スカラップの有無が H 形断面柱に溶接接合される H 形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響，日本建築学会構造系論文報告集，第 432 号，pp.51～59，1992.2
- 8)中込忠男・藤田哲也・南圭祐・李建・村井正敏：柱梁溶接接合部におけるノンスカラップ工法梁端ディテールに関する実験的研究，日本建築学会構造系論文報告集，第 498 号，pp.145～151，1997.8
- 9)日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：通しダイアラム形式で角型鋼管柱に接合される H 形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験報告書，1997.7
- 10)久野和利・松井千秋：鋼材の降伏比が材端溶接部を含む梁部材の変形能力に及ぼす影響，日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)，pp.1353～1354，1990.10
- 11)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築物被害調査報告書，1995.5
- 12)藤本盛久・青木博文・中込忠男・西沢淳：電炉広幅平鋼及び電炉厚鋼板（SM490A）を用いた柱・梁接合部の実験，日本鋼構造協会鋼構造論文集，Vol.1 No.4，pp.127～142，1994.12
- 13)藤本盛久・青木博文・中込忠男・西沢淳：電炉広幅平鋼及び電炉厚鋼板（SM490A）を用いた柱・梁接合部の破壊性状と素材特性の関係，日本鋼構造協会鋼構造論文集，Vol.1 No.4，pp.143～157，1994.12
- 14)藤本盛久・青木博文・中込忠男・西沢淳：電炉広幅平鋼及び電炉厚鋼板（SM490A）を用いた柱・梁接合部の塑性変形能力確保のための鋼材の性能，日本鋼構造協会鋼構造論文集，Vol.2 No.8，pp.61～72，1995.12
- 15)藤本盛久・青木博文・中込忠男・西沢淳：電炉広幅平鋼（SM490A）を用いた柱・梁接合部の仕ロディテールの改良と塑性変形能力の向上，日本鋼構造協会鋼構造論文集，Vol.3 No.9，pp.19～30，1996.3
- 16)中込忠男・藤本盛久・青木博文・西沢淳・南圭祐：500N/mm² 級鋼の板厚・強度と必要靱性，日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），pp.619～620，1995.8
- 17)田淵基嗣・金谷 弘・園田隆一：鋼管柱・梁接合部の力学性状に与える接合部詳細の影響(その 8 梁フランジの脆性破壊に与える諸因子の影響)，日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），pp.1539～1540，1992.8
- 18)田中丈之・田淵基嗣・金谷 弘・園田隆一：鋼管柱・梁接合部の力学性状に与える接合部詳細の影響(その 9 スカラップ形状及び梁の材質の影響)，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp.1245～1246，1993.8
- 19)宮田隆志・大塚昭夫・三林雅彦・土師利昭・栗飯原周二：Local Fracture Criterion による破壊じん性の推定，材料，Vol.37，No.419，pp.897-903，1988.8
- 20)宮田隆志・大塚昭夫・大竹剛志・鈴木康志：鋼のへき開破壊じん性と引張強度特性との相関，材料，Vol.39，No.446，pp.1549-1555，1990.11
- 21)宿野部勇祐・中込忠男・村井正敏・的場耕・會田和広・白井嘉行：梁材の機械的性質が柱梁溶接接合部の変形能力に与える影響に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（中国），pp.529～530，1999.9

（2000年3月10日原稿受理，2000年10月2日採用決定）