角形鋼管柱—水平ハンチ・変断面梁接合部の破断性状に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY ON FRACTURE BEHAVIOR OF HAUNCHED AND
NON-UNIFORM SECTION BEAM TO RECTANGULAR
HOLLOW SECTION COLUMN CONNECTIONS杉本 浩一^{*1}, 石井 匠^{*2}, 鈴木 孝彦^{*3}, 森田 耕次^{*4}Hirokazu SUGIMOTO, Takumi ISHII, Takahiko SUZUKI
and Koji MORITA

This paper presents the results of tests on five types of beam-to-column connections. Increasing use is being made of haunched and non uniform end connections to move the plastic hinge away from column, where construction deficiencies can cause premature fracture. All five connection types tested successfully prevented premature rupture by neutralizing the negative effect of weld access holes, and exhibited large deformation capacity. However their maximum strength and plastic deformation capacity are attributed to the fracture toughness and the crystallinity of the beam materials and welds.

Keywords: haunched beam, non-uniform section beam, beam-to-column connections, full-scale test, plastic rotation capacity, fracture behavior

ハンチ梁、変断面梁、柱梁接合部、実大実験、塑性変形能力、破断性状

1. はじめに

ノースリッジ (1994 年) と阪神 (1995 年) の都市型大地震により鉄骨構造に生じた重大な問題の一つは、多数の建物で生じた柱梁接合部の脆性破断などの損傷であった^{1)~4)}。米国では入手できる鋼材の材質や施工コストを勘案し、梁フランジまたはウェブを一部欠き込んだり、梁端を鋼板やリブで補強する形式などの性能検証済ディテールを現在採用している^{5), 6)}。

我が国では被災した骨組全体は梁降伏形式のメカニズムを形成していたが、脆性破壊を防止するため、素材と溶接部に必要な靱性値を確保し、想定する破壊の起点に許容寸法以上の切欠きが存在する溶接を認めないことを骨子とする調査報告⁷⁾が行われ、接合詳細 (スカラップ、組立溶接等)、入熱量や溶接材料の改善により塑性変形能力を向上させることが提唱されている。

一方、梁の断面形状を材軸に沿って変化させることより、梁端部の変形性能の向上を目指す接合形式が開発されている^{8), 9)}。これらの形式は幅厚比 $b/t=5 \sim 8$ の梁フランジを対象としたものであり、圧縮側フランジで座屈波が発生して破断を免れることが検証されている。梁フランジ幅厚比がさらに小さい場合梁端部形状の改善だけでは接合部の破断を防止できず、使用する鋼材や溶接部の靱性値の

影響を強く受ける。本研究は、梁端部の形状を実験変数として、JIS-SN鋼の下限要求靱性値を有する圧延H形鋼ならびに大入熱・高パス間温度を作業条件とする溶接部を用いたト字形柱梁接合部の実験を行い、角形鋼管柱—水平ハンチ・変断面梁接合部の耐力・塑性変形能力および破断性状について考察している。

2. 実験計画

2.1 試験体

試験体は Fig. 1 に示す外柱を想定したト字形柱梁接合部である。梁は圧延H形鋼 H-500×200×13×24 490N/mm² 級鋼で、柱は冷間成形角形鋼管 □-400×400×16 BCR295 である。試験体は 14 体である。試験体形状と溶接詳細を Fig. 2 に、実験変数を Table 1 に示し、試験体記号の後のカッコ内に既報の試験体名¹⁰⁾を添える。

(1) 梁端部の形状 (5 種類)

- I : 梁端フランジの両側に添板を溶接して、水平ハンチを設ける。
- II : 水平で幅方向に拡幅したダイアフラムにフランジを溶接する。
- III : 通しダイアフラムを突き出し、その先に梁を混用接合する。
- IV : 従来型通しダイアフラムとフランジを溶接接合する。

本論文の一部は、日本建築学会大会学術講演梗概集 構造III, pp.407~408, pp.411~414, 1998年に発表したものである。

^{*1} ㈱大林組建築事業本部生産技術部技術課 工修

Manager, Construction Technology & Engineering Department, Obayashi Corp., M. Eng.

^{*2} 川崎製鉄㈱建材センター技術部鋼構造研究所
主任研究員・博士 (工学)

Senior Researcher, Structure Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., Dr. Eng.

^{*3} 新日本製鉄㈱技術開発本部鉄鋼研究所鋼構造研究開発センター 主任研究員・博士 (工学)

Senior Researcher, Steel Structure Development Center, Steel Research Laboratories, Nippon Steel Corp., Dr. Eng.

^{*4} 千葉大学工学部デザイン工学科 教授・博士 (工学)

Prof., Dept. of Design and Architecture, Faculty of Eng., Chiba Univ., Dr. Eng.

Table 1 Test Specimen and Test Variables

Specimen (1)	n (2)	Detail of beam-flange at end connection (3)	Placement of backing bars (4)	Treatment of weld access hole (5)	Welding heat input (6)
I A45(No.4)	2	Wing shape of beam-flange	Continuous fillet weld	Overlapped in final layers	45 kJ/cm
I B45(No.9)	2		Tack weld inside groove		
II C45(No.5)	2	Fish tail shape of through diaphragm	Filling-up fillet weld	Non-scallop	
III B45(No.10)	2	Short bracket shape of beam	Tack weld inside groove	Overlapped in final layers	
IV A28(No.1-1)	1	Conventional beam end	Continuous fillet weld	Overlapped in final layers	28 kJ/cm
IV D28(No.3-4)	1		Discontinuous fillet weld	Not to be overlapped	
IV B45(No.7)	2		Tack weld inside groove	Overlapped in final layers	45 kJ/cm
V E0(No.6)	2	Extended through diaphragm	Filling-up fillet weld	Snipping off fillet	0 kJ/cm

Table 3 Material Properties of Steels

Element	Thickness	Yield stress	Tensile strength	Ratio of yield to tensile strength	Elongation
(1)	(mm)	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)
Beam Flange	23.8	337	552	61.0	28
Web-Junction	-	332	550	60.0	23
Beam Web	13.0	383	559	68.0	26
Column Flange	16.6	383	429	89.0	29
Diaphragm	27.8	363	519	70.0	30
Gusset Plate	15.6	348	526	66.0	28
JIS-SM490A	16-40	≥315	490-610	-	≥21
JIS-SM490B	16-40	325-445	490-610	≤80	≥21

Fig.2 Details of Beam End Connection

V: 通しダイアフラムとフランジを一体化させ、コラムを溶接する。
I の水平ハンチはハンチの角度を $1/2.0$ とするが、梁の全塑性曲げモーメントの約 1.3 倍に達した時ハンチ元端がほぼ全塑性状態になるようなハンチ元幅とした。II の水平ハンチは梁ウェブの曲げモーメントを柱管壁の面外剛性を期待しなくても、ダイアフラムとウェブのすみ肉溶接部での降伏せん断力による偶力に変換して伝達するようなハンチ形状とする⁸⁾。III のダイアフラムは最外縁側のボルトが材軸方向 2 列並びとなる出長さとする。IV のウェブは溶接接合とボルト接合の 2 種類とする。V は幅広な圧延 H 形鋼のウェブを一部削除し、コラムを挿入する。

(2) ファイレット部およびスカラップ周辺の溶接施工(5種類)

A: スカラップ底のフィレットに裏当て金組立溶接が重なる。

B:裏当て金の組立溶接は開先内に行うが再溶融させる。

C:裏当て金を分割してノンスカラップ工法で溶接する。

D: フィレットのRとまりから 10mm 以内に溶接しない。

Fig.1 Geometry of Connection Assemblage Specimen

Table 2 Chemical Composition Results and Ceq.,Pcm. Unit(%)

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Al	Ceq.	Pcm.
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)
Flange(24mm)	0.21	0.28	1.19	0.024	0.013	0.21	0.09	0.005	0.49	0.30
JIS-SM490A	≤0.20	≤0.55	≤1.60	≤0.035	≤0.035	-	-	-	-	-

Ceq=C+Mn/6+Si/24+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14
Pcm=C+Si/30+Mn/20+Cu/20+Ni/60+Cr/20+Mo/15+V/10+5B

Table 4 Material Properties of Welds

Element	Diameter ϕ (mm)	Welding Heat Input (KJ/cm)	Yield stress (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Elongation (%)	v_{E0} (J)
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
Wa	1.4	28	406	532	35	118
Wo	1.4	45	433	538	26	109
YGW11	1.4	15~30	≥ 390	≥ 490	≥ 22	≥ 47

E: ウェブコーナーをスニップカットして溶接する。

(3) フランジ溶接の入熱量(3種類)

0:溶接なし(0kJ/cm) 溶接を排除している。

28:28kJ/cm(Wa):最大入熱25~30kJ/cmとする。

45:45kJ/cm(Wo):最大入熱40~50kJ/cm(1層1パス溶接)とする。

試験体名称は、(1)から(3)までの実験変数で用いた記号、数値を用いて表す。実験変数が同一で試験体が2体ある場合は末尾に(1)、(2)の符号を付けて、同じ現象を説明する場合は符号を省く。

2.2 供試材および溶接部

レート分析結果をTable 2に、引張試験結果をTable 3に、溶接部の特性をTable 4に、採取位置をFig.3に、遷移曲線をFig.4に、シャルピー値 vE と脆性破面率 Cr の関係¹¹⁾をFig.5に示す(付録1 参照)。

(1) 供試材 梁材のC量が規格上限値を0.01%超過した以外はJIS-SM490A鋼の成分規格値を満足している。Ceq値とPcm値は各々0.49%、0.30%と高い値である。フィレットのシャルピー値 v_{E0} はJIS

Fig.3 Sampling Location; (a) Charpy Test for Flange; (b) Tensile Test for Welds; (c) Charpy Test for HAZ at Flange; (d) Charpy Test for HAZ at Diaphragm

Fig.4 Charpy Test Result; (a) Flanges; (b) Heat Input 28kJ/cm Welds (Wa); (c) Heat Input 45kJ/cm Welds (Wo)

Fig.5 Crystallinity Cr versus Absorbed energy vE_0 Relationships

に規定値がないが16Jであり、フランジの vE_0 の32%になっている。
(2) 溶接部 入熱量と強度に関して、45kJ/cmの降伏点は28kJ/cmの降伏点よりも少し高いが、引張強さに差はなく、規格値を満たしている。入熱量と靱性に関して、溶接金属では28kJ/cmの vE_0 は45kJ/cmの1.1倍であるが、梁フランジ側熱影響部では28kJ/cmの vE_0 は45kJ/cmの0.5倍であり、フランジ母材とはほぼ同等の値であった。また、ダイアフラム側熱影響部では28kJ/cmの vE_0 はフランジ母材の約3.5倍、フィレットの10倍である。ダイアフラム母材の vE_0 (=240J)が梁フランジ母材の5倍であったためと考えられる。

2.3 載荷方法

加力方法はFig.1に示すように、梁先端に繰り返しの水平力 Q を加える方法としている。載荷方法¹²⁾は、梁端相対回転角 θ で制御する(Fig.6参照)。各試験体の梁の強度・剛性はいずれも異なるが、 Q_p (=462kN: IV試験体での梁の全塑性耐力)に対応する弾性梁端回転角 θ_p =0.00686 rad.を基準にとり、載荷振幅を $\pm 2\theta_p$ 、 $\pm 4\theta_p$ 、 $\pm 6\theta_p$ 、 $\pm 8\theta_p$ の各2回づつ正負交番漸増繰返し載荷する。また、梁端部には歪を測定するための歪ゲージ、温度を測定するための熱電対を貼付する。なお、載荷中、試験体の梁端に液化窒素を吹き付けることにより-4~6℃(平均:1℃)に保持し、温度上昇をさせない。試験温度はフランジ板幅の1/4t表側の脆性破面遷移温度 vT_{tr} (=17℃)よりも約16℃低く、フィレットの vT_{tr} (=37℃)よりも約36℃低い。Fig.5によれば、0℃に関して、フィレット、フランジ側Wa熱影響部、フランジ母材、フランジ側Wo熱影響部はCr>65%であり、脆性破壊が支配的である。一方、溶接金属Wo、ダイアフラム側Wa

熱影響部、溶接金属Waは各々Cr=55%、40%、31%であり、延性破壊が支配的である。この7箇所は順に脆性破壊、延性破壊-脆性破壊遷移、延性破壊が支配である温度環境下¹³⁾にあった。

3. 実験結果

3.1 各試験体の結果

梁端モーメント Q -梁端相対回転角 θ 関係をFig.7に示す。図中の ∇ は最大耐力の発生を、 $\times$ は破断を、 $\bullet$ はGeneral Yield Point法¹⁴⁾で求めた降伏耐力実験値 $Q_{p,e}$ (初期剛性と最大耐力時の変形角 $\theta_{n,e}$ の1/2の点における接線との交点の荷重 Fig.14参照)を示す。また、 $Q_{p,e}$ と最大耐力実験値 $Q_{u,e}$ 、破断した点までの繰返し回数(たとえば、-4.2は最大回転角振幅 $4\theta_p$ の負側2サイクル目の加力中に終局に至ったことをいう)、それまでに得られた累積塑性回転角 $\Sigma\theta_{pl}$ (Fig.12参照)、降伏変形角 $\theta_{p,e}$ で評価した変形能力に基づく塑性変形倍率 η_{ex} (Fig.3参照)、最大回転角 θ_{max} をTable 5に、破壊状況をPhoto.1に、破断パターン(記号a~e)をTable 5に示す。以下に、破壊起点とき裂の成長について述べる。

(a) フィレット部 梁フランジ母材が脆性破壊した。フィレット部に裏当て金組立溶接が重なった部分が起点であった。I A45試験体

Fig.6 Loading Program

Fig.8 Definition of $Q_{p,e}$

Fig.7 Hysteretic Curves of Specimens

Table 5 Summary of Test Results

Specimen	Modified Shape Factor			Efficiency of Flange Joint		Efficiency of Web Joint		Analytical Strength				Plasticity Index		Experimental Result												
	D/tc	α	λ	γ_f	$\gamma_{f'}$	γ_w	$\gamma_{w'}$	JQp (kN)	HQp (kN)	JQu (kN)	HQu (kN)	η_0	η_λ	I.F	Qp,e (kN)	Qu,e (kN)	$\Sigma\theta_{pl}$ (rad.)	η_{ex}	θ_{max} (×0.01)	T.F	L.I	vE (J)	Cr (%)	$\gamma_{f'}$	$\gamma_{f'e}$	
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)	(13)	(14)	(15)	(16)	(17)	(18)	(19)	(20)	(21)	(22)	(23)	(24)	(25)	(26)	
I A45 (1)	24.0	1.72	0.08	1.00	1.00	0.52	1.00	657	501	1041	799	8.03	—	−4.2	531	674	0.15	3.41	2.7	(a) Flange-Web Junction	J	16→15	83→83	0.65	—	
I A45 (2)		−6.1	573	685	0.23	4.16	4.1	(a) Flange-Web Junction	J	16→15	83→84		0.66	—												
I B45 (1)		−6.2	582	751	0.34	5.30	4.1	(d) Deposited metal	H	109→100	54→56		—	1.06												
I B45 (2)		+6.1	550	679	0.20	3.38	2.7	(c) HAZ at Flange	H	102→98	45→48		—	0.94												
II C45 (1)		−6.2	590	837	0.43	9.50	4.1	(b) HAZ at Diaphragm	H	174→132	28→49		—	1.15												
II C45 (2)		+8.1	604	859	0.44	9.26	4.1	(d) Deposited metal	H	109→68	54→66		—	1.14												
III B45 (1)		−6.1	535	656	0.21	3.77	2.7	(d) Deposited metal	H	109→68	54→66		—	0.99												
III B45 (2)		+6.1	535	696	0.22	5.07	3.3	(d) Deposited metal	H	109→68	54→66		—	1.05												
IV A28	24.0	1.00	—	1.00	—	0.52	—	415	—	644	—	8.03	—	−2.2	462	488	0.04	0.57	1.4	(a) Flange-Web Junction	J	16→13	83→85	0.77	—	
IV D28		+6.2	462	666	0.34	4.36	4.1	(b) HAZ at Diaphragm	J	174→150	28→40		1.16	—												
IV B45 (1)		−4.1	466	598	0.12	2.80	2.8	(c) HAZ at Flange	J	102→74	45→61		1.05	—												
IV B45 (2)		−4.2	466	608	0.17	4.46	2.8	(d) Deposited metal	J	109→81	54→63		1.09	—												
VE0 (1)		+8.1	443	652	0.39	7.83	4.1	(e) Base Metal	J	50→34	70→80		1.06	—												
VE0 (2)		−4.1	443	546	0.11	4.16	2.4	(a) Flange-Web Junction	J	16→13	83→85		0.86	—												

I.F = Instance of failure. T.F = Type of fracture pattern. L.I = Location of crack instability. vE = Charpy value near crack instability. Cr = Crystallized surface ratio near crack instability.
J: section J is located at the column face (Refer Fig.14). H: section H is located at the starting point of the haunched or the non-uniform section

の2体は添板補強部を弓の字状に亀裂が伝播した。延性き裂が成長した痕跡はない。IV A28試験体は延性き裂がわずかに成長していた。VE0(2)試験体は柱フランジ近傍で梁のフィレットへの組立溶接部の亀裂が、ダイアフラムを経て柱フランジに貫通した。

(b) ダイアフラム側溶接熱影響部 溶接熱影響部が脆性破壊した。II C45(1)、IV D28試験体は溶接止端部が起点であった。後者は延性き裂が約17mmであった。

(c) 梁フランジ側溶接熱影響部 溶接熱影響部が脆性破壊した。I B45(2)試験体は水平ハンチ先端のクレータの手直し溶接が起点であった。IV B45(1)試験体は溶接止端部が起点であった。

(d) 溶接金属 溶接金属が脆性破壊した。I B45(1)試験体はハンチ先端のクレータ処理が不十分ため溶接金属の凝固中にできた、欠陥が起点であった。II C45(2)試験体は組立溶接の止端部が起点であった。III B45(1)、III B45(2)試験体はスカラップ底の溶接熱影響部が起点であった。IV B45(2)試験体は初層の気孔・空隙や介在物の周辺に水素が集積して脆化して生成した、銀点が起点であった。

(e) フランジ母材 母材が脆性破壊した。VE0(1)試験体は溶接のないフランジコーナーR部のグラインダ傷が起点であった。

ひずみゲージの貼り付け位置をFig. 11に示す。梁フランジの外側で端と中央の2点、内側で同様に2点の合計4点(ただし、梁端部の形状Iは6点である。)を対象に、変形の進捗に対応させて累積歪 ϵ_{skel} の分布をFig. 12に示す。図中に最大耐力時の値を、()内に予歪量 ϵ_{pre} (付録2 参照)を添える。H形断面の白抜き部分はスカラップを、×印は破壊起点を示し、破断パターンの記号を添える。

3.2 実験経過

(1) 荷重変形関係 IV A28試験体は降伏現象を一旦示すが、比較的

Fig.9 Definition of $\Sigma\theta p$ Fig.10 Method of Skelton Curve

早期に破断した。I A45(2)、I B45(1)、II C45、IV D28、VE0(1)試験体は $6\theta_p$ まで、I A45(1)、I B45(2)、III B45、IV B45、VE0(2)試験体は $4\theta_p$ まで局部屈曲による耐力低下はなく変形が進み、破断した。

(2) スケルトン歪と破壊パターン Fig. 12によれば、同じ断面の測定点のスケルトン歪(ϵ_{skel})を比較すると、破断起点(×印)近傍位置に歪が最も集中していた。 ϵ_{skel} はウェブに欠損のある断面ではフランジ内側では端よりも中央で大きく、一方ウェブに欠損のない断面では中央よりも端で大きく、またフランジに形状的な切欠きのある断面ではフランジ外側では中央よりも縁で大きくなる傾向があることがわかった。また、各試験体の破断起点の ϵ_{skel} を比較すると、破壊パターンaの ϵ_{skel} は他の破壊パターンよりも比較的小さく、約2.0%であった。一方破壊パターンbの ϵ_{skel} は比較的大きく、約7.0%であった。これは、Fig. 5にあるように、フィレット部(◇印)は脆性破壊が支配的であり、ダイアフラム側熱影響部(●印)は延性破壊が支配的であったことと対応している。

添板を溶接した水平ハンチ試験体4体(2章(1)、I A、I B)の場合、いずれもハンチ先端では塑性ヒンジが発生し、最大耐力時にはハンチ先端の ϵ_{skel} はハンチ元端より大きくなり、歪はハンチ先端に集中していた。IA45試験体はハンチ元端のフィレット部が起点となり破断したが、IB45試験体は歪が集中したハンチ先端の溶接金

Photo 1 Extension of Yielded Zone and Fracture behavior of Flange

Fig.11 Location of Strain Gauges on Beam Flanges

Fig.12 Strain Distribution in Flanges near Beam End and Type of Fracture Pattern

属が起点となり破断した。これは、工場溶接タイプの前者は歪が集中するスカラップ底に組立溶接が重なり、比較的早期に脆性破壊したのに対して、現場溶接タイプの後者はスカラップ底を梁フランジ溶接から10mm離していたことで、スカラップ底はハンチ先端よりも脆性破壊が生じにくくなっていた。すなわち、ウェブ接合形式の違いにより破断位置が異なったのは、溶接施工により破断危険部位の材質変化に差が生じていたためと考えられる。よって、添板を溶接する水平ハンチ梁接合部は、添板の溶接クレータがハンチ先端で適切に処理されなかった場合、変形能力が低いことが確認された。クレータ処理をハンチ先端で行わないようにすべきである。

4. 水平ハンチ・変断面H形梁接合部の耐力評価

4.1 梁端補強部の応力分布

柱梁接合部の応力分布をFig.13に示す。水平ハンチ・変断面H形梁接合部は、梁のフランジ断面積が大きくなる部分(図中の(H)位置でその断面をHという)の境界を塑性化領域とし、元端接合部(図中の(J)位置)で柱との接合断面をJとする。Fig.14に示す降伏線理論¹⁴⁾に基づく評価法によれば、ウェブの接合形式によって伝達できる曲げモーメント $\gamma_w \cdot M_{wp}$ は異なる。

1) J断面のウェブ

$${}_J \gamma_w \cdot {}_J M_{wp} = (x - S_r)(h_d - x - S_r) \cdot t_w \cdot \sigma_y \quad (4)$$

$${}_J \gamma_w \cdot {}_J M_{wp} = \min \left(n \cdot q_{by} \cdot R, (x - S_r)(h_d - x - S_r) \cdot t_w \cdot \sigma_y \right) \quad (5)$$

溶接接合の場合式(4)に、ボルト接合の場合式(5)に従う。

2) H断面のウェブ

$${}_H \gamma_w \cdot {}_H M_{wp} = 1/4 \cdot h_b^2 \cdot t_w \cdot \sigma_y \quad (6)$$

$${}_H \gamma_w \cdot {}_H M_{wp} = \min \left(n \cdot q_{by} \cdot R, 1/4 \cdot h_b^2 \cdot t_w \cdot \sigma_y \right) \quad (7)$$

溶接接合の場合式(6)に、ボルト接合の場合式(7)に従う。

ここに、 ${}_J M_{wp}$, ${}_H M_{wp}$: 梁ウェブの全塑性モーメント、 ${}_J \gamma_w$, ${}_H \gamma_w$: 梁ウェブの継手効率、 x : 柱面の降伏域、 S_r : スカラップ欠損長さ、 σ_y : 梁ウェブの降伏点、 n : 最外端のボルト本数、 q_{by} : 接合ボルト1本の滑り耐力(短期許容せん断力)、 R : 最外端ボルトの偶力腕長さである。

4.2 先行降伏部位

先行降伏の発生部位は、J断面、H断面の全塑性曲げ耐力を梁端荷重に換算して、最小値を示す部位である。

全塑性曲げ耐力 Q_p は、

$$Q_p = \min({}_J Q_p, {}_H Q_p) \quad (8)$$

Fig.13 Variation of Moment Demand ;(a)Wing plate connection;(b) Fish tail connection;(c) Short blanket connection

Fig.14 Mechanism of Moment Transition Area in Beam Web ;(a) Yield Line Mechanism ;(b) Moment Diagram of Beam End Connection

$$\begin{cases} {}_J Q_p \\ {}_H Q_p \end{cases} = \begin{cases} 1/(1-ds/L) \cdot {}_J M_u / L \\ 1/(1-\lambda) \cdot {}_H M_u / L \end{cases}, \begin{cases} {}_J M_u \\ {}_H M_u \end{cases} = \begin{cases} {}_J M_{fp} + {}_J \gamma_w \cdot {}_J M_{wp} \\ {}_H M_{fp} + {}_H \gamma_w \cdot {}_H M_{wp} \end{cases}$$

となる。ここに、 ds : ダイアフラムの出長さである。 ${}_J \gamma_w \cdot {}_J M_{wp}$ 、 ${}_H \gamma_w \cdot {}_H M_{wp}$ は、式(4)～式(7)に従う。

4.3 最大曲げ耐力発生部位

破断を想定した最大曲げ耐力の発生部位は、J断面、H断面の最大曲げ耐力を梁端荷重に換算して、最小値を示す部位である。

最大曲げ耐力 Q_u は、

$$Q_u = \min({}_J Q_u, {}_H Q_u) \quad (9)$$

$$\begin{cases} {}_J Q_u \\ {}_H Q_u \end{cases} = \begin{cases} 1/(1-ds/L) \cdot {}_J M_u / L \\ 1/(1-\lambda) \cdot {}_H M_u / L \end{cases}, \begin{cases} {}_J M_u \\ {}_H M_u \end{cases} = \begin{cases} {}_J \gamma_f \cdot {}_J M_{fu} + {}_J \gamma_w \cdot {}_J M_{wp} \\ {}_H \gamma_f \cdot {}_H M_{fu} + {}_H \gamma_w \cdot {}_H M_{wp} \end{cases}$$

となる。ここに、 ${}_J M_{fu}$, ${}_H M_{fu}$: 梁フランジ破断耐力、 ${}_J \gamma_f$, ${}_H \gamma_f$: 梁フランジの継手効率である。

圧縮側フランジでの局部座屈が発生せず、引張側フランジが鋼材または溶接金属の引張強さに相当する引張耐力が発揮されれば、 ${}_J \gamma_f$, ${}_H \gamma_f = 1.0$ として式(9)から計算される最大曲げ耐力 ${}_J Q_u$, ${}_H Q_u$ が期待できる。その ${}_J Q_u$, ${}_H Q_u$ を各試験体についてTable 5に示す。

しかしながら、J断面にはスカラップ底、裏当て金組立溶接、突合せ溶接部が存在し、H断面には添板フランジ縁、混用接合部の断面変化部分等が存在するため、上記の最大耐力に到達する前に、これらの破壊危険部位に存在する治金的な切欠きが起点となって破壊する可能性がある。石井らと鈴木らは破面観察から特定した破壊起点近傍の靱性値(以下、代表特性として推定シャルピー値 vE_{br} をいう。付録2参照)と梁フランジの継手効率(最大耐力実験値よりウェブ寄与分を除いたモーメントを、上下フランジの中心間距離と素材引張強さによる破断耐力の積で除した比)との関係¹⁵⁾ならびに、最大耐力実験値 $f_{P_{max,e}}$ と素材引張強さによる破断耐力 f_{P_u} との比との関係¹⁶⁾にはともに正の相関があることを確認している。

そこで、破壊起点近傍位置の vE の推移と Cr の推移(表中の109→100は載荷前後を示す。付録2参照)と、式(10)に従いを算定したフランジ継手効率実験値($\gamma_{f,e}: \gamma_{f,e}, H\gamma_{f,e}$)をTable 5に示す。

$$\gamma_{f,e} = (M_{u,e} - \gamma_w \cdot M_{wp}) / M_{fu} = \frac{f_{P_{max,e}} \cdot (H - t_f)}{f_{P_u} \cdot (H - t_f)} = \frac{f_{P_{max,e}}}{A_f \cdot \sigma_u} \quad (10)$$

ここに、 $M_{u,e}$: 最大曲げ耐力実験値($J M_{u,e}, H M_{u,e}$)、 A_f : 破断した断面積、 σ_u : 破断した位置(フランジ素材、溶接金属、ダイアフラム)の引張強さである。

5. 実験結果の考察

5.1 梁端部の形状による効果

水平ハンチ・変断面試験体(2章(1)I A、I B、II C、III B)の降伏耐力実験値 $Q_{p,e}$ (2体の平均値=552kN、566kN、597kN、535kN)は従来型試験体(2章(1)IV A、IV D、IV B)の4体の平均値=464kN)の1.2~1.3倍であった。同様に、前者の最大耐力実験値 $Q_{u,e}$ は後者の1.1~1.4倍であった。水平ハンチ・変断面試験体は、従来型試験体に比べて降伏耐力および最大耐力とも向上した。これは梁端接合部を水平ハンチや変断面にすることによる効果である。

5.2 フィレット部および裏当て金の溶接施工による影響

裏当て金組立溶接がフィレットに重なる溶接施工(2章(2)、A)としたIV A28試験体は耐力上昇推定値 $Q_u/Q_p=1.55$ というように、耐力上昇が期待できるものであったが、結果としてスカラップ底の組立溶接から早期に脆性破断し、 $Q_{u,e}/Q_{p,e}=1.06$ 、 $\gamma_{f,e}=0.77$ であった。塑性変形倍率 $\eta_{ex}=0.57$ となり変形能力は低かった。組立溶接をスカラップ底から離れた溶接施工(2章(2)、D)としたIV D28試験体と、ウェブ欠損部とフィレットを充填する溶接施工としたII C45試験体(1)、(2)は $Q_u/Q_p=1.55$ 、1.60、1.60となり、耐力上昇は十分期待できた。結果として組立溶接からの破壊を防止でき、 $J\gamma_{f,e}=1.16$ 、 $H\gamma_{f,e}=1.15$ 、1.14、 $\eta_{ex}=4.36$ 、9.50、9.26となり、IV A28試験体よりも優れた変形能力であった。よって、圧延H形鋼梁を用いた時スカラップ底のフィレットに裏当て金組立溶接を重畳させないことを施工禁止事項として守った場合、守らない場合よりも高い変形性能が得られることがわかった。

5.3 フランジ溶接の入熱量による影響

試験体全14体の η_{ex} は0.57~9.50である。溶接入熱量と η_{ex} の関係について、入熱量が大であるWoを用いたII C45(1)試験体は $\eta_{ex}=9.5$ で、溶接なし(0kJ/cm)のV E0(1)試験体は $\eta_{ex}=7.8$ であり、両者の梁端部の形状は大きく違うが η_{ex} の差は小さい。また、本試験体製作(2.2章(2)溶接部)は入熱量の大小による溶着金属

の降伏点・引張強さの影響が小さいものであった。溶着金属Woのシャルピー値は梁素材の約1.5倍であった。これは下向き姿勢の全6層のうち、中間層(第2~4層:440Amp、40~43V、22~24cm/min)以外を入熱量28~35kJ/cmによる溶接法としたことにより、中間層は最終層(第5~6層)の溶接熱作用で再結晶化し、その材質変化を和らげていたため、シャルピー値は素材<溶接金属の関係になっていたと思われる。結果として今回の溶接法では入熱量の大小による変形能力に及ぼす影響を確認できなかった。今後、溶接パス間の熱影響(ぜい化と再結晶化)を検討する必要がある。

5.4 梁接合部の耐力評価

本実験結果と4.3章で述べた既往の研究^{15)、16)}から、推定シャルピー値 vE_{br} と梁フランジの継手効率 γ_f の関係をFig. 15に、推定脆性破面率 Cr と γ_f の関係をFig. 16に示す。本実験と文献15のデータは付録2に示す予歪効果を考慮している。Fig. 15(a)は本実験による、J断面のものを☆(8体)で、H断面のものを★(6体)で示す。Fig. 15(b)は本実験のものを●(14体)、文献15のものを▲(10体:裏当て金組立溶接の連続すみ肉溶接やスカラップ底の傷の補修を施した通しダイアフラム形式・柱梁接合部の繰返し載荷実験によるもので、本実験と重複する4体と溶接欠陥を有した1体の計5体分を除外している)、文献16のものを□(19体:通しダイアフラム-梁フランジ溶接部を模した溶接欠陥付き溶接継手の単調引張実験によるもの)で示す、計43体である。

Fig15(a)によれば、 vE_{br} と $\gamma_{f,e}$ の関係には

・正の相関が見られ、 vE_{br} が80J以上であれば、 $J\gamma_{f,e}$ と $H\gamma_{f,e}$ は1.00以上であった。 $J\gamma_{f,e}$ と $H\gamma_{f,e}$ の両者間に有意差は少ない。

・ vE_{br} と $J\gamma_{f,e}$ の相関係数は0.805であり、 $H\gamma_{f,e}$ よりも明確な相関性が見られた。

Fig15(b)、Fig16によれば、全43体のデータから

・ vE_{br} と $\gamma_{f,e}$ 、 Cr と $\gamma_{f,e}$ の関係はともに正の相関があり、相関係数は各々0.741、0.665であり、 $\gamma_{f,e}$ は各々式(11)、式(12)で求まる。

$$\gamma_{f,e} = 0.842 + vE_{br}/519 (R=0.741, n=43) \quad (11)$$

$$\gamma_{f,e} = 1.20 - Cr/281 (R=0.665, n=43) \quad (12)$$

水平ハンチ・変断面がない梁端部の形状(2章(1)IV、V)の試験体6体は、 $Q_{p,e}/Q_p$ が1.03~1.14であり、ウェブの継手効率(4.2章)を考慮することで、降伏耐力実験値は $J\gamma_f=1.0$ と設定しても評価値と良い対応を示している。一方、 $Q_{u,e}/Q_u$ は0.76~1.03であり、評価値は実験値よりも大きい。一方、式(9)、式(10)を用いて計算するとフランジ継手効率実験値 $J\gamma_{f,e}=0.77 \sim 1.16$ であり、破断位置近傍では $vE_{br}=13J \sim 150J$ である。表5(25)欄の $J\gamma_{f,e}$ と(23)欄の載荷後の vE_{br} を比べると、各々の最低値、平均値、最高値に対して $J\gamma_{f,e}=0.77$ 、0.99、1.16、 $vE_{br}=13J$ 、61J、150Jであり、正の相関がある。また、 Cr を比べると $Cr=85\%$ 、73%、40%であり、 Cr と $J\gamma_{f,e}$ の間には負の相関がある。平均値と最高値間を補間すると、 $J\gamma_{f,e} \geq 1$ となるための条件は $vE_{br} \geq 66J$ 、 $Cr \leq 67\%$ となる。次に、水平ハンチ・変断面試験体(2章(1)I A、I B、II C、III B)は、 $Q_{p,e}/Q_p=1.06 \sim 1.23$ であり、実験値は評価値より若干大きい。一方、 $Q_{u,e}/Q_u=0.84 \sim 1.02$ であり、評価値は実験値よりも大きい。式(9)、式(10)を用いて計算すると、 $J\gamma_{f,e}=0.65$ 、0.66、 $H\gamma_{f,e}=0.94 \sim 1.15$ であり、破断位置近傍の vE_{br} は15J~132Jである。表5(25)欄の $J\gamma_{f,e}$ と(26)欄 $H\gamma_{f,e}$ と載荷後の vE_{br} の関係を比べると、J

Fig.15 Variation of Strength Ratio of Flange with Absorbed Energy
(a) Comparison $J Y_{f,e}$ with $H Y_{f,e}$; (b) Combination with the past data

Fig.16 Variation of Strength Ratio of Flange with Crystallinity

断面は、 $J Y_{f,e}=0.65$ 、 0.66 に対して $vE_{br}=15J$ である。H 断面は各々の最低値、平均値、最高値に対して、 $H Y_{f,e}=0.94$ 、 1.06 、 1.15 、 $vE_{br}=68J$ 、 $89J$ 、 $132J$ であり、正の相関がある。また、 Cr を比べると $Cr=66\%$ 、 59% 、 49% であり、 Cr と $H Y_{f,e}$ の間には負の相関がある。最低値と平均値間を補間すると、 $H Y_{f,e} \geq 1$ となるための条件は $vE_{br} vE_{br} \geq 80J$ 、 $Cr \leq 63\%$ となる。

秋山ら¹⁷⁾や中込ら¹⁸⁾は、広範な温度領域で実大柱梁接合部の動的載荷実験を行い、延性破壊—脆性破壊遷移と梁端破壊との関係について、以下の傾向を指摘している。

・脆性破面率 60%～75%以上、シャルピー値 70J 以下の場合、高い変形能力や耐力上昇を得にくく、脆性破面が形成されやすい。

このように、既往の破壊実験結果との対応は良好である。

静的に載荷した本実験と文献 15 では、強制冷却により約 1℃ に保持していた。破断直前のサイクルの圧縮予歪 $pre\epsilon_{skel}=0.28\% \sim 6.30\%$ に対して、温度移行量 $\Delta T_A=0.9^\circ C \sim 20.2^\circ C$ と推定した。一方、筆者は慣性加力装置による実大柱梁接合部の動的載荷実験²⁰⁾を行い、水平ハンチの梁端が実現現象として $10^\circ C \sim 20^\circ C$ 上昇し、その発熱によって遷移温度の移行、すなわち予歪によるシャルピー値の低下は相殺されていたことを報告している。よって、破壊危険部位のシャルピー値が継手耐力に及ぼす影響に関して、発熱がある場合 vE_{br} を予歪を受ける前の vE と読替えることができると考えられる。

以上から、角形鋼管柱—水平ハンチ・変断面梁接合部の最大耐力は破壊が予想される部分の vE や Cr を考慮した $J Y_f$ 、 $H Y_f$ を用いて式 (9)、式 (10) によりある程度のバラツキはあるがほぼ推定できる。

5.5 梁接合部の変形能力評価

文献 19) に提唱された塑性変形倍率の評価式 (13)、(14) を示す。

$$\eta_0 = \left(\frac{S-1}{2S^2} \right) \left[\frac{E}{E_u} (S-1)(2S+1) + 3(S+1) \left(\frac{\epsilon_p}{\epsilon_y} \right) \right] \quad (13)$$

$$\eta_\lambda = (1-\lambda)^3 \eta_0 \quad (14)$$

$$S^{-1} = 0.2868\lambda_f^2 + 0.0588\lambda_w^2 + 0.7730 \quad \text{但し、} S^{-1} \geq Y_f$$

$$\lambda_f = \left(\frac{f \sigma_y}{E} \right)^{1/2} \cdot \frac{b}{t_f}, \quad \lambda_w = \left(\frac{w \sigma_y}{E} \right)^{1/2} \cdot \frac{de}{t_w}, \quad de = d/2$$

ここに、 $f \sigma_y$: フランジの降伏点、 $w \sigma_y$: ウェブの降伏点、 E : ヤング係数、 b : フランジ幅の半分、 d : ウェブのせい、 t_f : フランジ厚さ、 t_w : ウェブ厚さ、 Y_f : フランジ材の降伏比である。

η_0 の (13) 式は補強がない場合、 η_λ の (14) 式は補強がある場合の評価値である。塑性ヒンジ発生位置から補強部にかけて局部座屈が生じると仮定した式 (13) より η_0 を算定し、補強部が弾性となり局部座屈が無補強断面で生じると仮定した式 (14) より η_λ を算定し、

Table 5 に示す。I A45、I B45、III B45 試験体 6 体では $Q_{u,e}/J Q_p = 1.02 \sim 1.35$ となり、最大耐力時には、ハンチ先端から柱接合面 (J 断面) に降伏領域が拡大した。よって、II C45 を除く全試験体 12 体は η_0 で評価すると、 $\eta_{ex}/\eta_0 = 0.07 \sim 0.98$ であり、式 (13) の算定結果よりも小さい値となっていた。これは、梁フランジが局部座屈が生じる前に破壊したためである。

水平ハンチ・変断面に関して、塑性変形能力が高い順に整理する。

1) 梁端部の形状 II $\eta_{ex}/\eta_0 = 1.15 \sim 1.18$ であり、式 (13) によれば、約 15% 安全側の評価となる。柱接合面からハンチ先端までの長さは梁せいの 56% であった。通しダイアフラムの突出部をハンチ形状にする場合、ウェブの曲げモーメントを柱管壁の面外剛性を期待しなくても、ダイアフラムとウェブのすみ肉溶接部での降伏せん断力による偶力に変換して伝達するためには約 25% 以上とすれば有効であるとする文献 8) に示された提唱値の約 2 倍であった。

2) 梁端部の形状 V $\eta_{ex}/\eta_0 = 0.52$ であり、J 断面の梁フランジだけでなく、柱接合面が降伏した後柱内の組立溶接部から破壊した。スカラップやフランジ溶接を排除したが、ダイアフラムとフランジが同厚であり、降伏域が柱に及ぶディテールであると思われる。

3) 梁端部の形状 I $J Q_p > H Q_p$ となり、塑性ヒンジはフランジ断面積が大きくなる部分の境界 (H 断面) で発生するが、 $Q_{u,e}/J Q_p$ (2 体の平均値) は 1.03、1.11 となり、柱接合面が降伏した後の耐力上昇は少なく、 $\eta_{ex}/\eta_0 = 0.42 \sim 0.52$ であり、低い変形性能であった。添板をフランジの両側に取付けるだけで完成状態は水平ハンチを設けた仕口となるが、スカラップ底近傍のフィレット部やハンチ先端のクレタ処理部の破壊靱性値を改善する必要がある。

4) 梁端部の形状 III III B45 試験体は塑性ヒンジ発生位置に混用接合があり、ボルトがすべった後 H 断面のフランジ溶接部が破断した。 $\eta_{ex}/\eta_0 = 0.47 \sim 0.63$ であり、溶接部に歪集中を起こしやすく、ダイアフラムの出長さを最外縁側のボルトが材軸方向 2 列並びが可能な長さとする場合、破断を免れることは難しいと思われる。

6. まとめ

梁端部の形状を実験変数として、JIS-SN 鋼の下限要求靱性値を有する圧延 H 型鋼ならびに大入熱・高パス間温度を作業条件とする溶接部を用いた角形鋼管柱—水平ハンチ・変断面梁接合部の実験を行った。以下に、得られた成果をまとめる。

1) 梁材に使用した圧延 H 形鋼のシャルピー値はフランジの幅の 1/4 の位置で 50J、フィレットで 16J であった。シャルピー値を比較すると、梁端接合部の靱性は溶接金属、溶接熱影響部、フランジ母

材、フィレットの順に低く、前2者は延性破壊が支配的であり、後2者は脆性破壊が支配的であった。

2) 水平ハンチ・変断面梁接合部はスカラップを有する場合、従来型柱梁接合部と同様にスカラップ底のフィレットに裏当て金組立溶接を重畳させないことを溶接施工上の禁止事項として守られていない場合は、比較的早期に梁フランジが破断し、変形能力が乏しくなることが確認された。

3) 今回の溶接法では入熱量の大小による変形能力に及ぼす影響を確認できなかった。梁溶接の中間層だけを高入熱量で溶接しても最終層の溶接熱作用により材質変化を和らげているためと考えられる。今後、最終層と中間層について各々の熱影響を検討すべきである。

4) 梁端フランジに添板補強のある水平ハンチ梁接合部は、従来型に比べて降伏耐力・最大耐力が上昇する。しかし、添板を溶接する水平ハンチ梁接合部は、添板の溶接クレータがハンチ先端で適切に処理されなかった場合、変形能力が低いことが確認された。クレータ処理をハンチ先端で行わないようにすべきである。

5) 破面観察から特定した破壊起点近傍の靱性値と梁フランジの継手効率との関係には、文献15)と16)と同様に、正の相関があることが確認できた。さらに、破壊起点近傍の脆性破面率と梁フランジの継手効率の関係には負の相関があることが確認できた。

6) 角形鋼管柱・水平ハンチ・変断面梁接合部の最大耐力は破壊が予想される部分のシャルピー値や脆性破面率から求める。フランジの継手効率 γ_f 、 $\mu\gamma_f$ を用いて、4.3章式(9)と5.4章式(11)、式(12)によりほぼ推定することができる。

今回の研究では、柱梁接合部近傍の温度を0℃に保持した静的載荷によるものである。動的負荷による発熱効果や、その温度履歴下の靱性変化や部材性能の温度依存性を把握できていない。しかし、6)は梁端部の形状決定のための力学的根拠となるので、実験データを蓄積し、信頼性を高めていく必要があり、今後の課題としたい。

謝 辞

この研究は、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「接合部・施工と破断」分科会(主査: 森田耕次・千葉大学教授)の一部として行われたものである。関係各位に謝意を表する。

参考文献

- 1) Bertero, C.V., Anderson, J.C., and Krawinkler, H.: Performance of steel building structures during the Northridge Earthquake. Rep.No.UBC/EERC-94/09, Univ.of California at Berkely, August 1994
- 2) SAC Joint Venture Guidelines Development Committee: Interim Guidelines Advisory No.1 Evaluation, Repair, Modification and Design of Welded Steel Moment Frames Structures, Rep.No.FEMA-267A, Federal Emergency Management Agency, January 1997
- 3) 日本鋼構造協会: 鋼構造の柱梁接合部の設計・施工一兵庫県南部地震の被害を踏えて、JSSC テクニカルレポート No.36, pp1-5, pp8-12, 1996年12月
- 4) B.Kato, K.Morita, Y.Maruoka, H.Sugimoto, M.Teraoka: Seismic Damage of Steel Beam-to-Column Rigid Connections in the 1995 Hyogoken-Nanbu Earthquake -Fabrication-, 2nd International Specialty Conference Stessa'97, pp.811-820, August 1997
- 5) Egor P.Popov, Toader A.Balan, and Tzong-Shuoh Yang: Post-Northridge Earthquake Seismic Steel Moment Connections, Earthquake Spectra, Volume 14, No.4, November 1998
- 6) Federal Emergency Management Agency: Recommended Seismic Evaluation and Upgrade Criteria for Existing Welded Steel Moment-Frame Building, FEMA 350, pp.3-1~pp.3-73, July 2000
- 7) 日本溶接協会: APD委員会 調査報告 JWES-IS-0001, 2000年3月

- 8) 杉本浩一、高橋泰彦: 角形鋼管柱・水平ハンチ付きH形梁接合部に関する実験的研究, pp.201~208, 鋼構造年次論文集, 第8巻, 2000年11月
- 9) 日本建築学会: 鋼構造柱梁接合部の耐震要求性能と実挙動, 1997年日本建築学会大会 構造部門 パネルディスカッション資料, pp53-63, 1997年9月
- 10) 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」, 「接合部・施工と破断」分科会報告書, 4章1-87, 1999年3月
- 11) 野方文雄、正木順一: 軟鋼のシャルピー吸収エネルギー遷移曲線の新しい数式表示法と破壊靱性評価, 日本材料強度学会誌, 17, pp.1~13, 1982年
- 12) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会: 通しダイアフラム形式で角形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年7月
- 13) 培風館 宮本博訳: 構造材料強度と破壊1-破壊の巨視的様相と微視的様相一, (A.S.Tetelman, A.J.Mcevil, Jr.: Fracture of structure materials), pp.80-pp.88, 1970年3月
- 14) 森田耕次、江波戸和正、舟橋明之、小南忠義、里見孝之: 箱型断面柱のかど溶接を部分溶込み溶接とした柱はり接合部の力学的挙動に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.397, pp48-59, 1989年3月
- 15) 石井 匠、菊川春三、森田耕次、高梨晃一: 通しダイアフラム形式・柱梁接合部の破断性状に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第6巻第24号, pp87-102, 1999年12月
- 16) 鈴木孝彦、石井 匠、森田耕次、高梨晃一: 欠陥を有する柱梁接合部の破断性状に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第6巻第23号, pp149-164, 1999年9月
- 17) 秋山 宏、山田 哲、松本由香、松岡三郎、大竹章夫、杉本浩一: 実大柱梁接合部の試験温度による延性破壊-脆性破壊遷移, 日本建築学会構造系論文集, No.522, 1999年8月
- 18) 中込忠男、藤本盛久他: 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, C-1, pp619-620, 1995年8月
- 19) 加藤勉: 柱・梁接合部の耐力、変形能力の改善, 鋼構造論文集, 第5巻第17号, pp141-147, 1998年3月
- 20) 杉本浩一、高橋泰彦: 改良梁端仕口形式を用いた角形鋼管柱-H形梁接合部の動的載荷実験(その4慣性加力装置による耐震性能の調査), 日本建築学会大会梗概集, 2000年9月
- 21) 日本溶接協会鉄鋼部会: 建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナー(第12回溶接構造用鋼材に関する研究発表会)テキスト, 1997年6月

付録1 シャルピー値と脆性破面率の関係

シャルピー値 vE は付1(a)式、脆性破面率 C_r は付1(b)式による¹¹⁾。

$$vE = \frac{vE_{shelf}}{\exp\{-a \cdot (T - vT_c)\} + 1} \quad \text{--- 付1(a)}$$

$$C_r = \frac{100}{\exp\{-b \cdot (T - vT_{rs})\} + 1} \quad \text{--- 付1(b)}$$

ここに、 vE_{shelf} : 上部棚におけるシャルピー値、 vT_c : シャルピー値遷移温度、 vT_{rs} : 脆性破面遷移温度である。

付1(a)と付1(b)から温度 T を消去すると、

$$C_r = \frac{100}{\exp(b/a \cdot \ln(vE_{shelf}/vE - 1) + b \cdot (vT_{rs} - vT_c)) + 1} \quad \text{--- 付1(c)}$$

となる。

付録2 破壊起点近傍の破断直前の推定シャルピー値

鋼材は繰返し塑性歪によって靱性が低下することが知られており、繰返し載荷による靱性の低下を考慮して、破断に至った一方向載荷の開始前までに蓄積された破壊起点近傍の歪を予歪と定義し、破断発生前の破壊起点部での靱性値の推定²¹⁾を行った。SM490A材を対象に行った予歪材のシャルピー衝撃試験の結果、シャルピー値の低下量を遷移温度 vT_c の温度下降量 ΔT_A と評価した場合、歪骨格曲線で求めた予歪量 $preE_{skel}$ と ΔT_A との関係は次の関係式で整理できると報告している。

$$\Delta T_A = 3.2 \cdot preE_{skel} \quad \text{--- 付2(a)}$$

$$vE_{br} = \frac{vE_{shelf}}{\exp\{-a \cdot (T - vT_c - \Delta T_A)\} + 1} \quad \text{--- 付2(b)}$$

ここに、 ΔT_A : 予歪による遷移曲線上の温度下降推定値(℃)、 $preE_{skel}$: 歪骨格曲線から求めた圧縮予歪量(%), vE_{br} : 破断直前の推定シャルピー値である。

(2001年6月8日原稿受理, 2001年11月8日採用決定)