Charpy 衝撃試験の特性が鋼構造部材の耐力に及ぼす影響

EFFECT OF THE PROPERTIES OF CHARPY IMPACT TEST ON STEEL STRUCTURE BEARING LOAD

新井 佑一郎*, 小中 孔明*, 半貫 敏夫**, 秋山 宏***
Yuichiro ARAI, Koumei KONAKA, Toshio HANNUKI
and Hiroshi AKIYAMA

Charpy impact test has been established as a convenient evaluation method for the toughness of steel materials. Since the Hyogo-ken Nanbu earthquake, even in the field of building structures, technical standards to prevent the brittle fracture of steel members have been introduced and the required value of the Charpy energy absorption has been standardized. However, the result of Charpy impact tests differ widely depending on the material properties. Therefore, it becomes important to clarify the correspondence between the difference of the result of Charpy tests and the ductility of real structures. In this investigation, using two materials which have different properties in terms of Charpy test, the full scale test on the structural behavior was carried out. Under the controlled temperature, the difference of the full scale test was minutely examined by comparing the difference of the Charpy energy transition curve of materials.

Keywords : Beam-to-Column Connections, Charpy Impact Test, Ductile Fracture

Brittle Fracture, Fracture Transition Curve, Upper Shelf Energy

柱梁接合部, Charpy 衝撃試験, 延性破壊, 脆性破壊, 破壊遷移曲線, 上部棚吸収エネルギー

1. はじめに

鋼構造部材における脆性破壊は、耐震設計上好ましくない終局状態である。このため、設計・施工レベルで脆性破壊を回避させるための配慮が必要となる。脆性破壊は船舶や压力容器のような大型溶接構造物を用いる分野で、比較的早期から研究が進められ、知見が蓄積されてきた。この結果、鋼素材の靱性をパラメータとすることで構造物の脆性破壊を回避できることが示されている。

建築構造分野では、1960年代から実験室レベルでの大断面部材の脆性破壊が確認・報告されてきたが^{1)~3)}、本格的な注目を集めるのは1994年の米国ノースリッジ地震と1995年の兵庫県南部地震での被害報告⁴⁾からである。建築鋼構造部材の脆性破壊は、大半が塑性変形がある程度進んだ後に延性亀裂を起点として生じる高応力脆性破壊である。これは疲労亀裂を起点とした船舶や压力容器のそれとは異なる破壊形式である。

脆性破壊を回避する上での最も基本的な評価手法として Charpy 衝撃試験が広く用いられている。造船を対象とした初期の研究では、脆性破壊防止のクライテリアとして 10~20ft·lb(13~27J)が示された⁵⁾。建築構造物でも兵庫県南部地震以降、研究が進められデータが蓄積された。この結果、日本建築センターの梁端溶接部の脆性的破断防止マニュアル⁶⁾が整備され、耐力保証のクライテリアとして 0℃の Charpy 吸収エネルギーが 70J 以上と示された。しかし、鋼

構造部材の実大実験に関する統計的調査から、脆性破壊領域では耐力のバラつきが大きいことが示され⁷⁾、70J というクライテリアのみではまだ不安が残るのも事実である。

図1 Charpy 吸収エネルギー遷移曲線の材料による変化

Charpy 衝撃試験による素材靱性の温度依存性を表す指標として、脆性から延性を網羅する温度レンジで試験を行うことで評価できる遷移曲線がある。図1は Charpy 衝撃試験の吸収エネルギー遷移曲線を模式的に示したものである。図1中には比較例として、高靱性材料と低靱性材料の吸収エネルギー遷移曲線を示した。

Charpy 吸収エネルギー vE は低温域ではほぼ 0 に近い値を示し、試験温度の上昇とともに増加して、十分高温になると値が飽和する。この飽和値を上部棚吸収エネルギー(Upper Shelf Energy: USE)と

* 日本大学大学院理工学研究科建築学専攻 大学院生

** 日本大学理工学部建築学科 教授・工博

*** 東京大学 名誉教授・工博

Graduate Student, Architecture Major, Graduate School of Science and Technology, Nihon Univ.

Prof., Dept. of Architecture, College of Science and Technology, Nihon Univ., Dr. Eng.

Prof. Emeritus, Univ. of Tokyo, Dr. Eng.

いう^{8),9)}。そして、 vE の変化している領域が遷移領域であり、その中間($vE=USE/2$)に対応する温度をエネルギー遷移温度 vT_{RE} という。図1から、エネルギー遷移温度 vT_{RE} や USE は、遷移曲線から読み取れる材料固有の値であるといえる。このような遷移曲線を用いた評価を取り入れている原子炉圧力容器の健全性評価では、素材の USE も評価ポイントとしている^{8),9)}。

本論では、Charpy 衝撃試験結果の特性が異なる2種類の鋼材(低靱性材: SM490A, 高靱性材: SS400)を使用し、接合部をモデル化した試験体により、温度をパラメータとした接合部破壊実験を行った。実験結果に、既往の実験結果^{10)~15)}を加えて、Charpy 衝撃試験のエネルギー遷移曲線を用いた耐力評価を行った。

2. 実験概要

2.1 素材の選択

本論では、素材特性が異なる2種類の鋼材、SM490A PL-25 平鋼、SS400 PL-22 厚板の電炉鋼材を使用した。素材はともに市場流通品であるが、SM490A 電炉平鋼についてはメーカーの協力のもとに、靱性が低いものを選択した。SS400 電炉厚板は市場から無作為に選定したものである。490N、400N 級の異なる強度ランクの素材を用いた理由は、化学成分が異なる素材間での比較検討を行うためでもある。表1に、用いた素材の化学成分値(ミルシート値)を示す。

表1 素材の化学成分値(ミルシート値)

鋼種	寸法	化学成分(%)					Ceq (%)	Pcm (%)
		C	Si	Mn	P	S		
SM490A	PL-25	0.14	0.20	1.30	0.018	0.009	0.37	0.21
SS400	PL-22	0.06	0.30	0.90	0.014	0.007	0.22	0.12

表1から、SM490A 材についてはごく一般的な値を示しているが、SS400 材のCが0.06%と少なく、Mn, Siの量が一般的なSS400よりも高い値を示した。

2.2 素材の Charpy 衝撃試験

2.1節で示した素材の Charpy 衝撃試験を行い、吸収エネルギー vE と脆性破面率 C_{ry} を計測した。衝撃試験の試験温度は遷移領域の温度帯とし、遷移曲線のフルカーブが得られるように設定した。

図2 SM490A, SS400 Charpy 衝撃試験結果

図2中の遷移曲線は式(1), (2)で定義した近似式を用い、非線形最小二乗法により誤差が最小になるように決定した。

$$vE = \frac{vE_{USE}}{\exp\{-a(T - vT_{RE})\} + 1} \quad (1)$$

$$C_{ry} = \frac{100}{\exp\{-b(T - vT_{RS})\} + 1} \quad (2)$$

vE_{USE} : 上部棚における吸収エネルギー(J)

T : 試験温度(°C)

vT_{RE} : Charpy吸収エネルギー遷移温度(°C)

vT_{RS} : Charpy脆性破面率遷移温度(°C)

a, b : 最小二乗法により求められた定数

表2 Charpy 衝撃試験による評価値

鋼種	NDT (°C)	NDT+30°C (°C)	vT_{RE} (°C)	vT_{RS} (°C)	vE_0 (J)	USE (J)
SM490A	-7	23	39	34	19	172
SS400	-63	-33	-45	-43	340	350

図2の Charpy 衝撃試験結果から評価した NDT, エネルギー遷移温度 vT_{RE} , 破面遷移温度 vT_{RS} , 0°Cにおける吸収エネルギー vE_0 , 上部棚吸収エネルギー USE を表2に示す。表2中の NDTは脆性破面率85%に対応する温度である。既往の実験から、鋼構造部材の延性破壊を保証する温度レベルとして NDT+30°C程度が提唱されている¹¹⁾ので、これも表2中に示した。

Charpy 衝撃試験の結果、本実験で用いた SM490A 材は遷移温度が高く、 $vE_0=19J$, $USE=172J$ と低いため、低靱性の鋼材であると判断できる。SS400 材は、遷移温度が低く、 $vE_0=340J$, $USE=350J$ と非常に高いため、高靱性の鋼材と判断できる。

2.3 試験体概要

実大試験体の概要を示す。本実験では、梁端接合部、梁部材の挙動および破壊状態のみを確認するため、柱部材を剛とみなし、片持ち梁形式に単純化した。これにより、パネルゾーンの挙動や梁ウェブの継手効率低下が実験結果に及ぼす影響を排除できる¹⁶⁾。単純化

図3 490 シリーズ試験体

図4 400 シリーズ試験体

試験体の概要を図3, 4に示す。図3, 4中の網掛け部分が試験体梁である。図3は低靱性のSM490A材を、図4は高靱性のSS400材を破壊想定位置の梁フランジ材に用いた試験体である。以下、図3の試験体を490シリーズ、図4の試験体を400シリーズと呼ぶ。梁フランジ材以外の使用材料は図3, 4中に示す通りである。試験体梁部分は両シリーズともに溶接組み立てH形断面であるが、490シリーズではBH-300×200×16×25、400シリーズではBH-300×150×12×22とした。400シリーズ試験体は、エンドプレート方式を採用することで、試験体梁のみを交換できるようにしてある。両シリーズともに梁端部の試験温度を管理するための恒温槽が取り付けられている。

490シリーズ及び400シリーズの試験体接合部詳細をそれぞれ図5, 6に示す。接合部は既往の実験^{11)~13)}との比較のため従来型スカラップとし、スカラップ底は回し溶接されている。梁フランジ溶接端部に用いた鋼製エンドタブを10mm程度残して切削した。400シリーズの接合部は490シリーズからダイアフラム要素を省略し、更に単純化したものである。ただし、スカラップ底の形状、エンドタブなど破壊起点となり得る部分の基本条件は両シリーズとも共通である。

梁フランジの溶接条件を表3に示す。パス間温度は両試験体ともに200℃以下に管理し、溶接熱影響による材質の劣化が最小限になるように配慮した¹⁷⁾。

図5 490シリーズ接合部詳細

図6 400シリーズ接合部詳細

表3 梁フランジ接合部溶接条件

試験体	溶接ワイヤー	パス数	電流 (A)	電圧 (V)	入熱量 (kJ/cm)	パス間温度 (°C)
490シリーズ	YGW11 1.2φ	13	280~300	29~31	12~28	200℃以下
400シリーズ	YGW11 1.2φ	7	250~330	24~34	12~23	200℃以下

2.4 試験温度をパラメータとした梁フランジ材の引張試験

試験体の主要部分に用いる鋼材について引張試験を行った。破壊起点となることが予想される梁フランジ材については、素材特性-温度関係を詳細に把握するために、試験温度をパラメータとした引張試験を行った。引張試験片はJIS-5号に準拠している。試験温度はSM490Aで+50℃~-69℃(9体)、SS400で+17℃~-72℃(6

図7 梁フランジ材の公称応力度-公称ひずみ度関係

表4 SM490A 素材特性-温度関係

降伏応力度	σ_y (N/mm ²)	$[\leq -20^\circ\text{C}] \sigma_y(T) = -1.2T + 342.2$ $[\geq -20^\circ\text{C}] \sigma_y(T) = -0.4T + 358.2$
引張強さ	σ_u (N/mm ²)	$\sigma_u = -0.75T + 545.4$
降伏棚のひずみ度	ϵ_{y0} (%)	$\epsilon_{y0}(T) = 0.86$
ヤング係数	E (N/mm ²)	$nE(T) = 205000$
ひずみ硬化勾配	E_t (N/mm ²)	$[\leq -20^\circ\text{C}] E_t(T) = 22.5T + 5530$ $[\geq -20^\circ\text{C}] E_t(T) = -6.7T + 4946$

表5 SS400 素材特性-温度関係

上降伏応力度	σ_{y1} (N/mm ²)	$\sigma_{y1}(T) = -0.83T + 327.9$
下降伏応力度	σ_{y2} (N/mm ²)	$\sigma_{y2}(T) = -0.77T + 303.4$
引張強さ	σ_u (N/mm ²)	$\sigma_u(T) = -0.74T + 434.6$
降伏棚のひずみ度	ϵ_{y0} (%)	$\epsilon_{y0}(T) = 2.42$
ヤング係数	E (N/mm ²)	$nE(T) = 212000$
ひずみ硬化勾配	E_t (N/mm ²)	$E_t(T) = 16.4T + 3206$

体)であり、Charpy 衝撃試験の遷移領域を挟むように設定した。実験により得られた素材の公称応力度-公称ひずみ度関係の代表例を図7に示す。

素材試験での計測項目は、降伏点 σ_y 、引張強さ σ_u 、降伏棚のひずみ度 ϵ_{y0} 、ヤング係数 E 、ひずみ硬化勾配 E_t である。表4, 表5に引張試験から評価した各素材特性-温度関係の実験式を示す。なお、SS400については、上位降伏点 σ_{y1} と下位降伏点 σ_{y2} の差が明瞭に現れたため、それぞれ値を計測した。これらの実験式を用いることで、既往の実験と同様に応力ひずみ関係をモデル化し、梁部材の塑性変形能力を予測する。

2.5 梁フランジ材以外の素材引張試験

試験体の梁フランジ材以外の部分について JIS-1A 号試験片による引張試験を行った。試験温度は常温のみである。結果を表6に示す。試験は梁ウェブ、ダイアフラム要素、スキムプレート要素、エンドプレート要素である。

表6 試験体使用鋼材の引張試験結果

試験体	部材名	材料	降伏点or耐力 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	降伏比	破断伸び (%)
490シリーズ	ダイアフラム	SN490B	372	517	0.72	29.9
	スキムプレート	SN490B	363	519	0.70	27.9
	梁ウェブ	SM490A	391	533	0.73	26.0
400シリーズ	エンドプレート	SM490A	353	514	0.70	32.3
	梁ウェブ	SS400	311	446	0.69	31.5

3. 試験体の力学的特性予測と加力計画

3.1 試験温度の設定

試験温度は2.2節のCharpy 衝撃試験結果を参考に設定した。低靱性鋼材を用いた490シリーズでは、NDT以下からNDT+30℃程度の領域として-20℃, 0℃, 25℃の3体とした。これは、既往の実験^{11), 12)}を参考に、塑性変形能力が予測値を下回る領域から、破壊が脆性から延性に遷移する境界付近を狙ったものである。

400シリーズ試験体では、NDTからCharpy 衝撃試験結果のバラつきが大きいエネルギー遷移温度 T_{TE} までの領域と、USEに達した温度とした。設定した試験温度は-55℃, -50℃(2体), -45℃, -20℃の5体である。試験体名称は以下のように表記する。

シリーズ 試験温度 記号(同温度で複数の場合)(例: 400-50a)
0℃以下の温度管理ではドライアイス、0℃ではドライアイスと水

を、25℃では水とヒーターをそれぞれ恒温槽に投入し、所定の試験温度で1時間程度安定させた後に加力を開始した。

3.2 試験体の力学的特性予測

2.4節、2.5節の素材引張試験結果から試験体の力学的特性を予測した。降伏モーメント M_y 、終局モーメント M_u 、降伏変形角 θ_y の算出方法を式(3)～(5)に示す。

式(4)中の γ_w は梁ウェブの継手効率を考慮した低減係数¹⁵⁾である。

$$M_y = n \sigma_{yf} \cdot Z_{pf} + n \sigma_{yw} \cdot Z_{pw} \quad (3)$$

$$M_u = n \sigma_{uf} \cdot Z_{pf} + \gamma_w \cdot n \sigma_{uw} \cdot Z_{pw} \quad (4)$$

$$\theta_y = M_y \left(\frac{1}{3EI_B} + \frac{1}{GA_w I} \right) \quad (5)$$

$n \sigma_{yf}$: フランジ材降伏応力度 $n \sigma_{yw}$: ウェブ材引張強さ
 Z_{pf} : フランジ塑性断面係数 I_B : 梁断面2次モーメント
 $n \sigma_{yw}$: ウェブ材降伏応力度 G : 素材せん断弾性係数
 Z_{pw} : ウェブ塑性断面係数 A_w : ウェブ断面積
 $n \sigma_{uf}$: フランジ材引張強さ I : 梁部材長さ
 γ_w : 曲げ負担割合低減係数

一般に、スカラップによる断面欠損と柱スキンプレート面外変形が継手効率の低下要因となる。既往の実験ではH形断面梁一角形鋼管柱接合部を模擬した試験体を用いたため、柱スキンプレート面外変形による継手効率低下を考慮する必要があった。本実験では、梁ウェブを、断面に余裕がある固定梁やエンドプレートに接合しているため、 γ_w の算定ではスカラップによる断面欠損のみを考慮した。

予測に用いた素材強度は、梁フランジ材で2.4節表4、表5の素材特性温度補正式より算出した。400シリーズの梁フランジ材の降伏点には降伏点 $n\sigma_y$ を用いた。梁ウェブについては表6の素材引張試験結果を用いた。予測結果を表7に示す。

表7 試験体梁の力学的特性予測値

試験体	K_e (kN.m/rad)	M_y (kN.m)	θ_y (rad)	M_u (kN.m)
490+25	5.21×10^4	529.6	1.04×10^{-2}	774.8
490-0	5.21×10^4	543.5	1.05×10^{-2}	800.8
490-20	5.21×10^4	554.4	1.06×10^{-2}	821.4
400-20	5.13×10^4	353.0	6.88×10^{-3}	445.7
400-45	5.13×10^4	370.7	7.23×10^{-3}	464.1
400-50	5.13×10^4	374.2	7.29×10^{-3}	467.8
400-55	5.13×10^4	377.7	7.36×10^{-3}	471.5

3.3 試験体の塑性変形能力

鋼部材の塑性変形能力に影響を与える要因として降伏比 $Y.R$ と、部材降伏後の2次剛性がある。熱間成形された板要素で構成された部材の2次剛性は、弾性剛性に対する比率を k_p として一般的に式(6)の関係にあるとされる¹⁸⁾。

$$k_p = 0.03 + 0.04|\eta| \quad (6)$$

n : 軸力比

式(6)の関係を利用し、部材の $M-\theta$ 関係を図8のような bi-linner モデルに簡略化することで、略算的に累積塑性変形倍率 η を予測することができる。梁部材の場合は軸力 0 であるため、 $k_p=0.03(3\%)$ となり、累積塑性変形倍率 η は式(7)で表せると言われている¹⁹⁾。

$$\eta = \frac{M_u - M_y}{k_p \cdot K_e} \cdot \frac{1}{\theta_y} = \frac{M_u - M_y}{0.03 K_e} \cdot \frac{1}{\theta_y} \quad (7)$$

ここで累積塑性変形倍率 η は、降伏変形角 θ_y と終局変形角 θ_u を

図8 $M-\theta$ 関係の bi-linner 置換モデル

図9 素材特性-剛性低下率 k_p 関係

図10 CDC 解析法 の概念

用いて式(8)のように表せる。式(8)の関係を式(7)に代入することで部材の終局変形角 θ_u を式(9)のように略算することができる。

$$\eta = \theta_u / \theta_y - 1 \quad (8)$$

$$\theta_u = \frac{M_u - M_y}{k_p \cdot K_e} + \theta_y \quad (9)$$

しかし k_p の値は素材の応力度-ひずみ度関係の影響を受け、RoundHouse型に近い性質を示す鋼材を用いた既往の実験^{10),11),13)}では $k_p=0.06 \sim 0.07$ 程度の値を示した。そこで、一般的な鋼部材における k_p と応力度-ひずみ度関係を検討した。検討は、CDC 解析法⁹⁾により、各素材モデルの ε_{y0} と E_t/E をパラメータとして算出し、図9のように整理した。CDC 解析法 の概念を図10に示す。図9の縦軸は k_p を、横軸はひずみ硬化勾配 E_t/E を表す。また降伏棚のひずみ度 ε_{y0} を設定し、降伏棚のない RoundHouse 型から $\varepsilon_{y0}=3\%$ の範囲で関係を求めた。素材の降伏比は一般的な値として70%(本論の素材は66～72%)で計算した。

2.4節の素材引張試験結果から、図9を用いて試験体の k_p を算出すると、490シリーズでは0.04程度、400シリーズでは0.02程度dである。よって各試験体の終局変形角 θ_u は、490シリーズで0.13 rad、400シリーズで0.094 rad となった。

3.4 加力計画

加力は降伏変形角 θ_y を基準とした漸増変位振幅による正負交番

図 11 梁端モーメント M —梁部材角 θ 関係と試験体の終局状態

繰返し載荷とした。最初に基準値の±0.5 倍の加力を行って、加力装置や試験計測装置の確認を行う。その後、±1 倍間隔を基準に破断まで加力を行う。

しかし 400 シリーズの極低温試験体(−45℃以下)では、冷却装置の都合上、保温可能時間が限られているため、加力サイクルを±0.5 倍、±1 倍、±2 倍、±3 倍、±5 倍、±7 倍、±10 倍とサイクルを一部省略し、加力時間を短縮した。また、試験体の変形状況から、最終サイクルで加力サイクルを変更することもあった。

4. 実験結果

4.1 荷重—変形関係と試験体終局状態

実験により得られた荷重変形関係は、接合部のモーメント荷重 M と、変形を梁の部材角 θ に置換した値を用いた。各試験体の M — θ 関係を図 11 に示す。

490 シリーズ試験体では、490+25, 490-0 試験体で 6 サイクル目の一側で、490-20 試験体では 5 サイクル目の負側で破断した。490+25 試験体では、破断直前にわずかな耐力低下が見られた。490+25 試験体は、わずかな耐力低下があることから、破壊が延性に遷移する境界にあると推測できる。490-0, 490-20 試験体では耐力低下は見られず、荷重変形関係からも脆性的な性質の破壊であると推測できた。破壊は、全ての試験体でスカラップ底を起点として発生し、梁フランジ母材に伝播していた。破壊直後の試験体の状況から、3 体全てに脆性的な破面が見られたが、試験体から切り出した破断面の観察から、490+25 試験体で破壊起点となった初期亀裂の成長量が大きかった。

400-20 試験体は、終局状態で横座屈が発生し、スカラップ底に明瞭な延性亀裂が生じたことでほぼ耐力上昇がなくなったことから、破断する前に加力を停止した。400-45 試験体では 7 サイクル目の+側でスカラップ底から破断し、400-50a 試験体では 7 サイクル目の+側で溶接止端部から破断した。400-50b 試験体では 5 サイクル目の一側でスカラップ底から亀裂が生じ、400-55 試験体では 6 サイクル目の一側で溶接止端部から亀裂が生じた。ただし実験後に切り出した破断面観察から、溶接部破断の試験体でも脆性亀裂の起点は母材側だった。荷重—変形関係からすべての試験体で、ある

図 12 骨格曲線の作成方法

程度塑性変形した後に破断していることがわかる。

また、400 シリーズでは、−45℃以下の試験体では破断する直前に耐力低下がみられなかったことと、実験後の梁端部の様子から脆性的な破壊であったと判断できる。

4.2 骨格曲線の抽出と予測値との比較

図 11 に示す各試験体の M — θ 関係から、新しい荷重領域のみをつなぎ合せ、骨格曲線を作成する。骨格曲線は、一方向載荷時の荷重変形関係に置換できるため²⁰⁾、加力サイクルの異なる実験結果を定量的に比較することができる。荷重—変形関係から骨格曲線を作成する方法を図 12 に示す。

作成した骨格曲線を図 13 に示す。図 13 中には CDC 解析法により予測した一方向載荷時の M — θ 関係も追記している。なお、400-20 試験体のみ横軸の縮尺が異なる。結果から、すべての試験体で降伏後の荷重—変形関係が予測値より大きい傾向があり、逆に M_y 以下の弾塑性領域では予測値以下の値を示した。弾塑性領域で早期に非線形性を示すのは、既往の研究から梁ウェブの継手効率低下の影響と言われている。本試験体ではスカラップによる断面欠損が大きいため、この影響が荷重変形関係に現れたと考えられる。

延性破壊と判断した 490+25 試験体と 400-20 試験体では、予測値を上回る変形能力を示したことがわかる。また脆性的な性質を示した 400-45, 400-50a 試験体でも予測値を若干上回る変形能力を示した。早期に破断した 490-20, 400-50b 試験体では、予測値の半分以下の変形能力となり、耐力も予測値以下のレベルとなった。

4.3 実験結果の評価

表 8 に各試験体の M — θ 関係と骨格曲線から評価した実験値を、

図 13 各試験体の骨格曲線

表 8 実験の評価値

試験体	加力方向	K_e' (kN.m/rad)	M_y' (kN.m)	θ_y' (10^{-2} rad)	M_u' (kN.m)	θ_{max} (10^{-2} rad)	θ_s (10^{-2} rad)	α	η_s	W_p (kN.m)	sW_p (kN.m)	破壊形式
490+25	+	4.59×10^4	581	1.75	801	6.15	8.20	1.38	3.7	91	46	延性
	-		588	1.85	856	8.14	11.50	1.46	5.2	138	74	
490-0	+	4.62×10^4	578	1.65	766	4.28	5.66	1.33	2.4	68	27	脆性
	-		594	1.91	882	8.60	10.80	1.48	4.7	123	69	
490-20	+	4.62×10^4	590	1.67	773	4.27	5.34	1.31	2.2	45	25	脆性
	-		569	1.62	747	3.21	4.23	1.31	1.6	43	17	
400-20	+	4.52×10^4	319	1.06	481	4.80	7.99	1.51	6.5	63	29	延性
	-		333	1.30	587	16.34	19.70	1.76	14.2	139	93	
400-45	+	4.37×10^4	357	1.10	523	5.44	9.07	1.46	7.2	79	37	脆性
	-		357	1.25	546	5.48	9.91	1.53	6.9	70	42	
400-50a	+	4.57×10^4	347	1.11	508	4.28	7.08	1.47	5.4	55	27	脆性
	-		374	1.24	560	7.56	10.60	1.50	7.5	76	46	
400-50b	+	4.73×10^4	332	0.98	463	3.87	5.15	1.40	4.3	26	18	脆性
	-		316	0.95	453	2.35	3.43	1.43	2.6	21	10	
400-55	+	4.45×10^4	355	1.15	513	5.50	8.35	1.44	6.3	53	33	脆性
	-		335	1.18	524	3.95	6.75	1.56	4.7	55	25	

K_e' : 弾性載荷時の実測弾性剛性

M_y' : 梁端全塑性モーメント

θ_y' : M_y' に対応する弾性限部材角

M_u' : 梁端最大モーメント

θ_{max} : 履歴曲線上における最大部材角

θ_s : 骨格曲線における最大部材角

α : 耐力上昇率(M_u' / M_y')

η_s : 骨格曲線における累積塑性変形倍率

W_p : 全履歴における吸収エネルギー量

sW_p : 骨格曲線部における吸収エネルギー量

図 14 梁フランジ破断面(代表例)

図 15 General-Yield 法による評価

図 14 は破断した梁フランジの破断面(代表例)を示す。表 8 中の M_y' 、 θ_y' は骨格曲線から General-Yield 法²⁾を用いて算出した値である。General-Yield 法による評価方法を図 15 に示す。脆性破壊と延性破壊の判断は荷重変形関係における耐力低下の有無、実験時に観察した梁端部の亀裂状態、破断後の破断面の延性亀裂深さ η から総合的に判断した。なお、非破断だった 400-20 試験体については破断面による判断ができなかったため、載荷時に明瞭な延性亀裂がスカラップ底に生じたことを考慮し、延性破壊と判断した。

結果から、試験温度の低下とともに終局モーメント M_u' や、塑性

図 16 最大耐力比—基準化温度 T' 関係

変形能力を示す θ_s , η_s , sWp が低下していく傾向が見られた。また、400 シリーズでは、490 シリーズと比較して耐力上昇率 α が高い傾向が見られた。これは 400 シリーズの方が部材降伏後の変形能力が高いことを示している。490 シリーズと 400 シリーズでの変形能力の差は η_s にも見られ、延性破壊した 490 シリーズの η_s は 5.2 なのに対し、400 シリーズでは 14.2 となった。

5. 基準化温度 T' を用いた耐力評価

松本らの研究¹³⁾では、Charpy 衝撃試験のエネルギー遷移曲線の形状を実験結果に反映する手法として、基準化温度 T' を定義している。基準化温度は、式(1)のエネルギー遷移曲線の指数部分の値に注目したもので、式(10)のように表される。

$$T' = a \cdot (T - T_{TE}) \quad (10)$$

つまり基準化温度は、エネルギー遷移温度 T_{TE} に対する実験結果の相対的な位置関係を、エネルギー遷移曲線の形状を表す定数 a で基準化したものだと考えられる。既往の研究から、基準化温度 T' が -1.0 から 0 の間で破壊が脆性から延性に遷移し、最大耐力や塑性変形能力が上限に達する傾向が見られた。なお、本論で基準化温度算出に用いた Charpy 衝撃試験結果は、脆性亀裂が母材から発生していることから、梁フランジ母材の値を用いた。

図 16 に基準化温度 T' —最大耐力比関係を示す。最大耐力比は、実測値の梁端終局モーメント M_u' を、式(4)による梁ウェブの継手効率を考慮した梁端終局モーメントの予測値 M_u で除した無次元量である。

図 16 中には、●で示す 490 シリーズ試験体、■で示す 400 シリーズ試験体の評価値に加え、既往の静的加力実験、実大振動台実験の結果も載せている。脆性破壊となる基準化温度 T' が $-1 \sim 0$ 以下の領域では、試験体によらずほぼ同一の傾向を示している。しかし、490-0 試験体では高い値となり、また 400-55b 試験体では、基準化温度が 0 に近いにもかかわらず最大耐力比が 1.0 を下回った。脆性破壊領域では最大耐力比の値が安定しない傾向が見られる。

また基準化温度 T' が 0 以上の延性破壊領域では 400-20 試験体で最大耐力比が 1.3 程度まで上昇した。これは、490+25 試験体や既往の実験結果の延性破壊時における最大耐力比の上限と比較しても高い値である。

図 17 最大耐力比—USE 比 関係

6. 上部棚吸収エネルギーUSEに注目した耐力評価

Charpy 衝撃試験により得られる素材固有の特性を表す値として、上部棚吸収エネルギー(USE: Upper Shelf Energy)が挙げられる。USE は Charpy 衝撃試験における、脆性破壊面率がほぼ 0% となった時点での吸収エネルギー量を表すもので、比較的簡便な操作で知ることができる。

6.1 USE 比による最大耐力評価

USE 値を利用した評価手法として、USE 比を定義し、本実験と既往の実験を比較した。USE 比 R_{USE} の定義を式(11)に示す。また、遷移曲線を利用した R_{USE} の算出には式(12)を用いる。

$$R_{USE} = \frac{E}{E_{USE}} \quad (11)$$

$$R_{USE} = \frac{1}{\exp\{-a(T - T_{TE})\} + 1} \quad (12)$$

式(11)、式(12)から、USE 比 R_{USE} は Charpy 吸収エネルギーの遷移領域における、各温度の試験結果の相対位置を表す量である。Charpy 吸収エネルギー遷移の相対的な位置関係に注目しているという観点から、5 節で示した基準化温度と類似した評価方法だといえる。式(10)に示す基準化温度の定義から、吸収エネルギー遷移温度 T_{TE} に対応する温度を $T'=0$ としている。吸収エネルギー遷移温度 T_{TE} における吸収エネルギー E は USE の 0.5 倍であるため、 $T'=0$ は USE 比 $R_{USE}=0.5$ に対応する。基準化温度 T' の算定には、Charpy 衝撃試験結果のフルカーブを必要とするが、USE 比を利用した評価では、必ずしも遷移曲線のフルカーブを必要としない。

図 17 に最大耐力比—USE 比関係を示す。評価結果から、図 16 で示す最大耐力比—基準化温度関係と、ほぼ同等の分布傾向を示した。評価結果から、 R_{USE} が 0.1 を下回る領域では、最大耐力比が 1.0 を下回り、予測レベルの最大耐力を満足していないことがわかる。既往の実験結果^{22),23)}などを参考にすると、 $R_{USE}=0.1$ に対応する Charpy 吸収エネルギー(圧延方向)は $15 \sim 30\text{J}$ となり、造船分野の脆性破壊回避条件²⁴⁾である $E=10 \sim 20\text{ft}\cdot\text{lb}(13 \sim 27\text{J})$ と概ね対応する。ただし、490-0 試験体のように R_{USE} が 0.1 程度であっても、最大耐力比が試験体の上限に達するケースも見られた。

R_{USE} が 0.5 までの領域では、 R_{USE} の増加とともに最大耐力が上昇する傾向が見られ、 $0.25 \sim 0.5$ の領域で破壊が延性に遷移する現象が見られた。ただし 400-50b 試験体のように R_{USE} が 0.4 程度と

図 18 最大耐力比—USE 関係

高い値を示しながら、脆性破壊し、最大耐力比が 1.0 を下回るケースも見られた。 R_{USE} が 0.5 を上回る領域では破壊が延性に遷移し、最大耐力比も上限に達する傾向が見られた。このことから、USE 比は、Charpy 吸収エネルギーのデータから脆性破壊への遷移を直接的に評価できるパラメータと言える。

以上の考察から、USE 比 R_{USE} を用いた評価は基準化温度 T' と同様に、試験体によらず部材耐力を同列に評価・検討できる指標であることが確認できた。また、基準化温度を用いた評価と同様に、脆性破壊領域(R_{USE} が 0.25~0.5 以下の領域)では、最大耐力比が安定しないケースも見られた。

6.2 USE 値を用いた終局耐力余裕度の検討

本実験や既往の実験から、破壊が延性破壊に遷移すると最大耐力が上限に達する傾向が見られ、それらの耐力上限値は、予測値の 10% から 30% 程度高い値を示した。延性破壊は鋼素材が保有する強度を十分に発揮した破壊であるため、耐力上限は部材の保有する性能を表す値であると解釈することができる。

構造物の設計では、予測耐力を保証する必要があるが、予測に対する余裕度(最大耐力比が 1.0 を超える領域)は、想定を超える地震力等での破壊を防ぐ上でも重要である。ゆえに、最大耐力に対する余裕度を定量的に判断する必要がある。

本論では、最大耐力予測値に対する余裕度を評価するにあたって、素材の上部棚吸収エネルギー USE に注目した。図 18 に最大耐力比—USE 関係を示す。図 18 には本論の 490 シリーズ、400 シリーズ試験体に加えて、比較対象として既往の実大実験結果^{10)~15)}を追加した。実験データの選択には、梁フランジ、梁ウェブの接合条件が本論と類似するもの、Charpy 衝撃試験の遷移曲線が得られているもの、梁ウェブの継手効率や素材特性の温度依存性を考慮した予測終局モーメントが算出可能なものとした。脆性破壊した試験体がある文献については、延性破壊した試験体のみを抽出している。延性破壊の判別には耐力低下があること、もしくは破断面に明瞭な延性亀裂が成長していることを条件とした。

図 18 から、USE が 160J 程度の試験体では最大耐力比が 1.1 程度となり、予測値に対する余裕度は +10% となった。USE が 250J の試験体では、最大耐力比 1.2 から 1.3 程度、USE が 350J の本論 400—20 試験体では最大耐力比が 1.3 を上回った。結果から、USE が高い素材を用いることで、部材の終局耐力上限値も上昇する傾向

が見られた。

最大耐力の上限を高めることは、部材の塑性変形能力を高めることにもつながり、引いては部材のエネルギー吸収能力を高めることにもつながる。素材の USE は耐震設計上の意味があること示す結果と言える。

7. まとめ

本論では、Charpy 衝撃試験の特性が異なる 2 種類の鋼材(低靱性 SM490A 電炉平鋼、高靱性 SS400 電炉厚板)を用いて、実大静加力実験を行った。得られた実験結果の部材耐力に注目し、Charpy 衝撃試験結果との対応性を検討し、既往の実大実験と比較した。これにより得られた知見を以下に示す。

- 1) 実験結果から、試験温度の上昇とともに終局耐力も上昇する傾向が見られた。また、延性破壊と評価された試験体では、予測値を上回る終局耐力と変形能力を示した。
- 2) 既往の実験でも用いられた基準化温度による最大耐力評価では、試験体構成材料によらずほぼ同一の傾向を示した。遷移曲線上の相対的な位置関係に注目した基準化温度は、部材の耐力評価を行う上で有用といえる。
- 3) 脆性破壊した試験体でも、終局耐力の予測値を上回るものが見られた。しかし、最大耐力—基準化温度関係から、脆性破壊領域では耐力のバラつきが見られた。特に同じ試験温度である 400—50a、400—50b 試験体では耐力、破壊起点が異なる結果が示された。このような脆性破壊領域におけるバラつきについては、未だに不明瞭な点が多いため、更なる検討が必要と言える。
- 4) 基準化温度と同様に、Charpy 衝撃試験のエネルギー遷移曲線に対する実験結果の相対的な位置関係に注目した指標として、簡便に評価できる USE 比を定義し、試験体終局耐力の検討を行った。検討結果は次の 4 項目にまとめられる。
  - USE 比 R_{USE} が 0.1 を下回る領域では、試験体は脆性破壊し、最大耐力も予測値を下回った。また、 $R_{USE}=0.1$ は造船分野で提唱された脆性破壊回避条件に概ね対応する。
  - USE 比 R_{USE} が 0.5 までの領域では、最大耐力が上昇する傾向が見られ、 R_{USE} が 0.25~0.5 の領域で破壊が脆性から延性に遷移する現象が見られた。
  - 脆性破壊した試験体では、 $R_{USE}=0.4$ 程度でも予測値を下回る耐力で破壊したケースが見られた。
  - 基準化温度と同様に、USE 比を用いて脆性破壊—延性破壊領域での最大耐力の変化を表すことができる。
- 5) 素材の上部棚吸収エネルギー USE を用い、部材終局耐力の予測値に対する余裕度を検討した。本実験と既往の実験のデータを比較した結果、USE 値が高い素材を用いることで、延性破壊時の最大耐力の余裕度が高まる傾向が示された。

本論では Charpy 吸収エネルギー遷移曲線および、Charpy 衝撃試験から簡便に評価できる上部棚吸収エネルギー USE が、部材耐力の評価に有用である可能性が示された。今後は、脆性破壊領域の耐力のバラつきも含め、簡便かつ信頼できる部材耐力の評価手法の検討を行ってきたい。

謝辞

本研究は平成 20 年度日本鉄鋼連盟研究助成を受けた。試験体製作には那須電機鉄工(株)に協力を得た。関係各位の協力に感謝する。

参考文献

- 1) 加藤勉, 森田耕次: 極厚鋼部材の脆性破壊, 日本建築学会論文報告集, No.156, pp.1-10, 1968.2
- 2) 加藤勉, 森田耕次, 橋本健一: 極厚鋼部材の脆性破壊(その 2), 日本建築学会論文報告集, No.176, pp.11-16, 1970.10
- 3) 竹波正洪, 斎藤辰彦, 田中淳夫, 榎本憲正: 極厚 H 形鋼を用いた鋼構造柱はり接合部の力学的性状に関する実験的研究, 日本建築学会論文報告集, No.210, pp.23-32, 1973.8
- 4) 日本鋼構造協会: 兵庫県南部地震鋼構造被害調査報告, JSSC テクニカルレポート, 1997.2
- 5) 今井保徳: 鋼材の V シヤルピ試験と落重試験, 造船協会誌, No.369, pp252-257, 1960.6
- 6) 鉄骨梁端溶接接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説, 日本建築センター, 2003.9
- 7) 松本由香: 既往の実験データに基づく梁端断面性能及び変形性能の評価, 日本建築学会 シンポジウム 鋼構造柱梁接合部の破壊に対する最新の評価法, pp3-19, 2005.11
- 8) 日本電気協会 原子力規格委員会: 原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法 JEAC4206-2007, 2008.6
- 9) 日本電気協会 原子力規格委員会: 原子炉構造材の監視試験方法 JEAC 4201-2007, 2008.6
- 10) 岩佐州紘, 新井佑一郎, 半貫敏夫, 秋山宏: 実大鋼構造柱梁接合部の延性破壊-脆性破壊遷移実験, 日本鋼構造協会 鋼構造論文集, No.50, pp45-56, 2006.6
- 11) 新井佑一郎, 半貫敏夫, 秋山宏: 従来型スカラップ工法による実大鋼構造柱梁接合部の延性破壊-脆性破壊遷移実験, 日本建築学会構造系論文集, No.631, pp.1649-1657, 2008.9
- 12) 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, pp.105-112, 1999.8
- 13) 松本由香, 山田哲, 岡田健, 井出匡俊, 竹内徹, 竹内悦男, 小川信行, 秋山宏: 実大振動台実験における鋼構造柱梁接合部の破壊性状と変形能力評価, 日本建築学会構造系論文集, No.560, pp.181-188, 2002.10
- 14) 秋山 宏, 山田 哲, 松本由香, 松岡三郎, 小倉桂治, 北村春幸: 実大振動台実験による柱梁接合部の破壊性状に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.512, pp.165-172, 1998.10
- 15) 松本由香, 秋山宏, 山田哲: 鋼構造柱梁接合部における梁の変形能力とウェブの継手効率, 日本建築学会構造系論文集, No.523, pp.117-124, 1999.9
- 16) 新井佑一郎, 小中孔明, 半貫敏夫, 秋山宏: 実大鋼構造柱梁接合部の延性破壊-脆性破壊遷移実験 その 5 単純化構造モデルによる実大試験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集 2008 (中国), C-1, p.1047-1048, 2008.8
- 17) 鋼構造接合部の力学性状に関する研究の現状, 日本建築学会, pp124-184, 1993.10
- 18) 秋山宏: 建築物の耐震極限設計, 東京大学出版会, 1980
- 19) 秋山宏, 山田哲: 兵庫県南部地震における鋼構造剛接骨組の耐震性評価, 日本建築学会構造系論文集, No.501, pp.151-157, 1997.11
- 20) 加藤勉, 秋山宏: 構造部材の耐力(その 4), 日本建築学会論文報告集, No.151, pp.15-20, 1968.9
- 21) 独立行政法人 建築研究所、社団法人 日本鉄鋼連盟: 鋼構造建築物の構造性能評価試験法に関する研究 委員会報告書, 2002.4
- 22) 藤本盛久: 構造用鋼材における転炉材と高炉材, 日本建築学会大会学術

講演梗概集 1984 (関東), p.1481-1482, 1984.10

- 23) 嶋徹, 中込忠男: 圧延 H 形鋼の溶接性を含む機械的性質 電炉材と高炉材の性能比較, 溶接学会論文集 第 23 巻 第 3 号, p.442-451, 2005.8

(2009年6月10日原稿受理, 2009年10月28日採用決定)