

# 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

## FRACTURE OF BEAM-TO-COLUMN CONNECTIONS SIMULATED BY FULL-SCALE SHAKING TABLE TEST AND EVALUATION OF DEFORMATION CAPACITY

松本由香\*1, 山田 哲\*2, 岡田 健\*3, 井出匡俊\*4  
竹内 徹\*5, 竹内悦男\*6, 小川信行\*7, 秋山 宏\*8

*Yuka MATSUMOTO, Satoshi YAMADA, Ken OKADA, Masatoshi IDE,  
Toru TAKEUCHI, Etsuo TAKEUCHI, Nobuyuki OGAWA and Hiroshi AKIYAMA*

It is possible that the brittle fracture is triggered in the beam-to-column connection by micro discontinuity. It is effective to reduce the susceptibility to those unreliable factors and ensure the maximum nominal stress. In this study, full-scale shaking table tests were performed in order to simulate the fracture at the end of beam under severe earthquake. When the temperature was higher than the transition temperature obtained by Charpy impact test, high material toughness caused ductile fracture and the deformation capacity can be evaluated by simplified method.

**Keywords :** *full-scale shaking table test, beam-to-column connections, fracture, deformation capacity*

実大振動台実験、柱梁接合部、破壊、変形能力

### 1. 序

兵庫県南部地震以来、鋼構造部材の終局挙動として破壊が注目されるようになり、破壊を再現した実験が数多く実施され<sup>1, 2, 3</sup>など、破壊が生じる場合の部材性能を定量的に予測する試み<sup>4, 5</sup>なども行われている。

構造物の終局耐震性能を確保するためには、設計時の想定より早期に破壊が生じないことが重要であり、最大耐力や塑性変形能力を適切に予測する必要がある。しかし、塑性変形が大きく進行した段階での破壊メカニズムは解明されておらず、信頼性のある評価手法は確立されていない。特に、破壊モードが脆性破壊になる場合、破壊条件は応力集中源の有無などの局所的な条件に大きく依存するため、部材断面における平均的な最大応力が低下する危険があり、

部材性能の予測が困難である。

脆性破壊の扱いとして工学的に有用な方法は、破壊モードが延性的になるよう制御し、部材断面における最大平均応力の低下を防止した上で、部材性能を力学的に評価する方法である。最大平均応力を保証する手法は、局所的な幾何学的不連続に対する感受性の低い高靱性材料を選択する方法<sup>5, 6</sup>など)と、形状選択によって破壊断面から幾何学的不連続部を排除する方法<sup>7, 8</sup>などに大別でき、いずれも一定の成果が得られている。しかし、破壊が生じる場合の終局性能は、影響因子が多岐に亘ることに起因して、データの再現性が乏しい。このため、知見の信頼性や適用範囲については懸念される点もあり、更なる研究成果の蓄積が必要である。

筆者らは、実大の角形鋼管柱とH形梁を従来型工法によって接合

\*1 横浜国立大学大学院工学研究院 助手・博士(工学)

\*2 東京工業大学建築物理研究センター 助教授・博士(工学)

\*3 東京工業大学大学院 大学院生・修士(工学)

\*4 横浜国立大学大学院工学府 大学院生

\*5 新日本製鐵建築事業部 博士(工学)

\*6 物質・材料研究機構 博士(工学)

\*7 防災科学技術研究所 工博

\*8 日本大学総合科学研究所 教授・工博

Research Assoc., Faculty of Eng., Yokohama National Univ., Dr. Eng.

Assoc. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

Graduate Student, Graduate School of Eng., Yokohama National Univ.

Building Construction Division, Nippon Steel Corporation, Dr. Eng.

National Institute for Materials Science, Dr. Eng.

National Research Institute for Earth Science and Disaster Prevention, Dr. Eng.

Prof., Nihon Univ., Dr. Eng.

した試験体について、試験温度をパラメータとした振動台実験を行い、梁端破壊を再現した<sup>6)</sup>。ここで、破壊したフランジの最大応力は材料靱性に依存し、これに伴ってエネルギー吸収能力も変化することを示した。更に、一方向荷重される梁の塑性変形能力について、簡便な評価方法を提案し<sup>9)</sup>、延性的破壊が生じる場合においては実験値と予測値が良好な対応を示すことを示した<sup>10)</sup>。本論文では、文献6と異なる材料を用いた実大柱梁接合部試験体を対象に、試験温度及び地震波入力強度をパラメータとして実施した振動台実験について報告する。本研究の知見を既往の研究結果と照合し、最大平均応力保証条件と変形能力評価手法の一般性について検証する。

2. 実験概要

2.1 試験体概要

図1に試験体形状を示す。試験体は、柱に相当する STKR490A 箱形断面材（以降、柱材と表記）と梁に相当する溶接組立H形鋼（以降、梁材と表記）からなるT形部分架構である。柱材断面は□-500×500×22、梁材断面はH-500×300×16×25であり、中層程度の鋼構造骨組の低層部分に使用される規模に相当する。梁端フランジの破壊を再現するため、試験体は主に梁部分で変形し、柱及びパネル部は弾性に留まるよう設計している。さらに、局部座屈を防止するため、梁の接合部近傍に20cm間隔で3箇所スチフナを設けている。試験体総数は4体であり、形状、使用鋼材および製作方法はすべての試験体で共通である。

本実験では、試験温度及び地震波入力強度をパラメータとする。このうち、試験温度は材料靱性を変化させることを意図したものである。後述のように、梁フランジ材のシャルピー吸収エネルギー遷移温度が約60℃であることから、振動台実験の試験温度は遷移温度相当の60℃と、これを下回る温度である室温（25℃）の2段階とする。60℃試験体は3体、室温試験体は1体である。

地震波の入力強度が高い場合のように、部材に生じる変位振幅が

表1 試験体一覧

試験体	加振履歴	終局加振	試験温度
L6T60	0.05, 1.0m/s	レベル6以上	60℃
L4T60	0.05, 0.6m/s	レベル4	60℃
L233T60	0.05, 0.3, 0.45, 0.45m/s	レベル2, 3, 3	60℃
L4T25	0.05, 0.6m/s	レベル4	25℃

表2 フランジ材の化学成分

化学成分 (%)											Ceq	Pcm
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Nb	(%)	(%)
0.2	0.28	1.16	0.012	0.002	0.25	0.23	0.14	0.06	0.02	0.02	0.46	0.30

表3 使用材料の材料特性

使用部位	降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	降伏比	一様伸び (%)
フランジ (60℃)	378	577	0.66	13.6
フランジ (室温)	385	589	0.65	12.0
ウェブ (室温)	364	500	0.73	17.5

大きくなると、一般に全履歴におけるエネルギー吸収能力は低下する傾向がある。本研究では、試験温度60℃とした3体について、強度の異なる地震波を入力し、変位振幅と荷重速度を変化させる。

表1に試験体一覧を示す。試験体名称は、地震波の入力強度レベルと試験温度を表している。入力地震波及び入力強度の詳細は2.6節にて説明する。

2.2 材料特性

梁フランジに用いた25mm鋼板は、試験温度管理上の事情により、靱性が低くなるよう特別に圧延した高炉材であり、一般の市場品ではない。化学成分（ミルシート値）を表2に示す。梁フランジ材及び梁ウェブ材について、静的引張試験による材料特性を表3に示す。表中のフランジ材降伏強度は0.2%オフセット耐力であり、ウェブ材降伏強度は下降伏点における強度である。これらの応力歪関係を図2に示す。図中の斜線部はフランジ材の補面積を示す。

梁フランジ母材について、図3に示すように試験片を採取し、シャルピー衝撃試験を行っている。採取位置は、板厚1/4位置、板厚

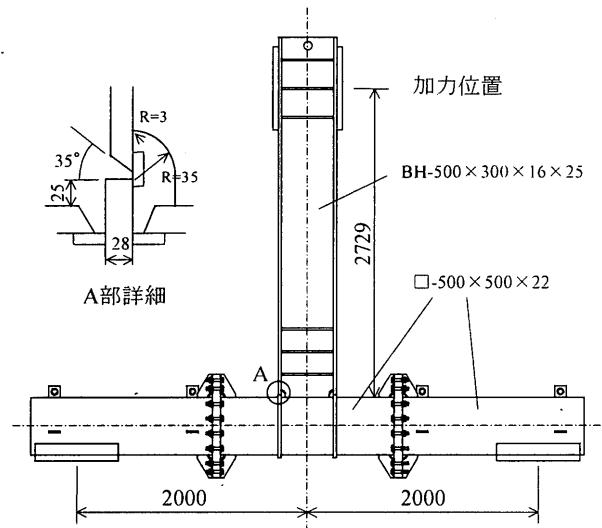


図1 試験体形状

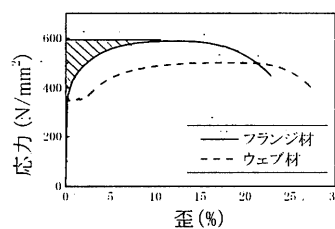


図2 応力歪関係

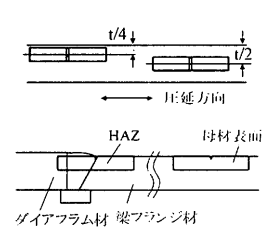
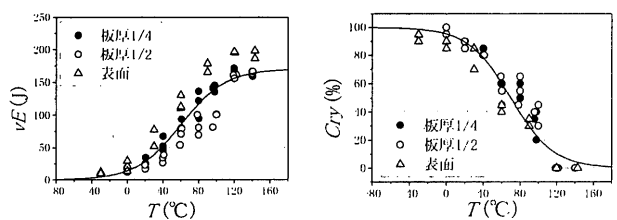


図3 衝撃試験片採取位置



(a) 吸収エネルギー

(b) 脆性破面率

図4 母材のシャルピー試験結果

1/2 位置及び板表面の 3 種類である。得られた結果を図 4 に示す。図中には下式による遷移曲線近似式<sup>11)</sup>を実線で示している。

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

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

- $vE$  : 吸収エネルギー
- $C_{ry}$  : 脆性破面率
- $T$  : 試験温度
- $vT_{re}$  : エネルギー遷移温度
- $vT_{rs}$  : 破面遷移温度
- $vE_{shelf}$  : 上部棚における吸収エネルギー
- $a, b$  : 最小自乗法による定数

### 2.3 溶接条件

梁フランジ-ダイアフラム突合せ溶接部について、表 4 に溶接条件を示す。溶接方法は CO<sub>2</sub> 半自動溶接である。エンドタブは鋼製タブであり、溶接後に切断しグラインダー仕上げを行っている。図 3 に示すように、熱影響部(HAZ)にノッチ位置を合わせて試験片を採取し、シャルピー衝撃試験を実施している。得られた遷移曲線を図 5 に示す。図中には、前述の母材表面試験片のデータを併せて示しているが、両者は概ね一致している。

### 2.4 梁の力学的特性予測値

表 5 に、以下の方法によって予測した梁の力学的特性を示す。

$K_e$  : 曲げ変形とウェブのせん断変形を考慮した弾性剛性

$M_y$  : 次式によって求められる全塑性時梁端モーメント

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

$Z_{pf}$  : フランジ部分の塑性断面係数

$Z_{pw}$  : ウェブ部分の塑性断面係数

$\sigma_{yf}$  : フランジ材の降伏強度

$\sigma_{yw}$  : ウェブ材の降伏強度

$M_u$  : 次式によって求められる最大梁端モーメント

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

$\sigma_{uf}$  : フランジ材の引張強度

$\theta_y$  :  $M_y$  を  $K_e$  で除して求めた弾性限部材角

これらの数値は、スカラップによる断面欠損を考慮せずに求めた値である。 $M_y$  及び  $M_u$  については、室温における  $\sigma_{yf}$  及び  $\sigma_{uf}$  を代入した予測値と、60°C における  $\sigma_{yf}$  及び  $\sigma_{uf}$  を代入した予測値を示しているが、両者に有意差はない。

### 2.5 試験体セットアップ

図 6 に試験体セットアップ状況を示す。振動台に固定された基礎梁上のピンで試験体を単純支持し、梁頂部を加力梁端部のピンと PC 鋼棒で接続している。文献 12 に示すように、振動台を加振することによって重錘に慣性力が生じ、梁にせん断力として伝わる仕組みになっている。加振中の時刻歴を計測した項目は、加力梁に組み込んだロードセル出力、試験体頂部水平変位、梁端回転角及び水平変位、歪分布、梁フランジ温度である。図 7 に歪ゲージ及び温度ゲージ

の貼付位置を示す。

### 2.6 加振方法

まずパルス波を入力し、振動系の固有周期、減衰の大きさなどを確認する。その後、兵庫県南部地震における神戸海洋気象台記録南北成分 (以下 Kobe 波と表記) に加速度倍率を乗じて強度を調整した地震波を入力する。Kobe 波を入力する際には、まず振動台最大速度を 0.05m/s とする弾性加振を行った後、梁端破壊の再現を目標とする終局加振を実施する。表 1 中の加振履歴は、各試験体に入力した Kobe 波を順次入力波最大速度で表したものである。L233T60 に

表 4 溶接条件

溶接ワイヤ	積層状態 パス数	電流 (A)	電圧 (V)	入熱量 (kJ/cm)	パス間温度 (°C)
Z3312 YGW21	7 層 10~12	260	29	18	250°C以下

表 5 梁の力学的特性予測値

試験温度	$K_e$ (kN.m/rad.)	$M_y$ (kN.m)	$\theta_y$ (rad.)	$M_u$ (kN.m)
60°C	$1.92 \times 10^5$	1629	0.0084	2338
室温	$1.92 \times 10^5$	1665	0.0087	2380

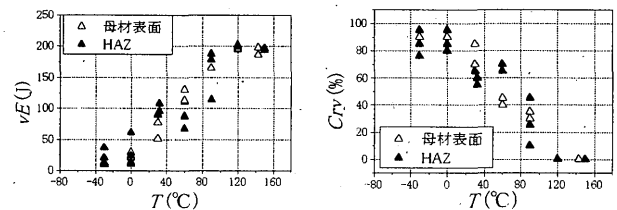


図 5 溶接熱影響部のシャルピー試験結果

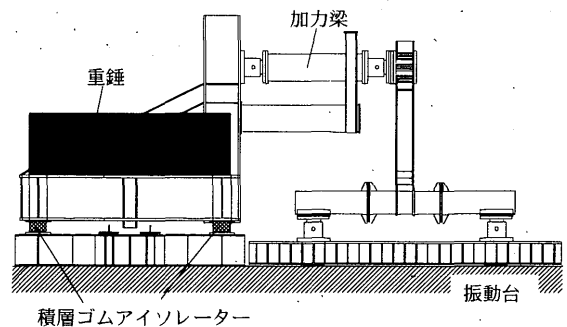


図 6 セットアップ

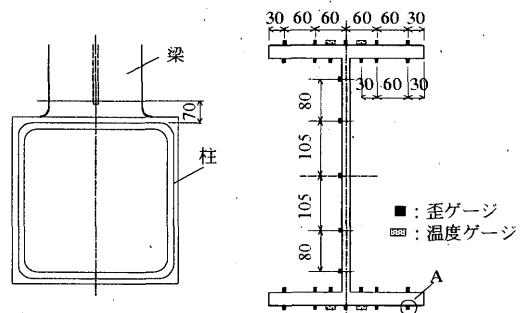


図 7 歪ゲージ及び温度ゲージ貼付位置

については、0.3m/s 加振 1 回及び 0.45m/s 加振 2 回を連続して行っている。

本実験の試験体は、最大速度 0.15m/s の Kobe 波を入力した場合、概ね弾性限界に達するように設計されている。表 1 中の終局加振入力レベルは、各々の加振における入力波最大速度を 0.15m/s に対する倍率として表したものである。

### 2.7 試験温度管理

試験温度を 60°C とした試験体については、弾性加振終了後、ガスバーナーを用いて試験体を加熱している。接合部周辺のフランジ、ウェブ及び柱管壁を加熱した後、一時加熱を中断し、試験体内部で熱が拡散してフランジ内の温度が均一になるまで放置する。この過程を数回繰り返し、フランジ温度が目標温度で安定することを確認した後、終局加振を行う。加熱中の温度は、フランジ面に貼付した熱電対によって確認する。加熱方法については、同一形状の試験体を用いて事前に試験を行っており、柱面から約 300mm の範囲では金属内部も含めてフランジ温度が均一になることを確認している。

## 3. 実験結果

### 3.1 モーメント-部材角関係と終局挙動

各試験体の終局加振について、梁端モーメント  $M$  と部材角  $\theta$  の関係を図 8 に示す。ここで、 $M$  は柱フェイス位置における曲げモーメントである。 $\theta$  は、試験体頂部の水平変位から柱材の変形による寄与分を除去し、片持ち梁の変形に換算した値を部材角に変換したものである。図中には破壊が生じた点を矢印で示している。

写真 1 に L6T60 の破断状況を示す。L6T60 では、フランジ幅中央部に板厚全厚に亘って延性亀裂が形成されており、この亀裂の板厚中心を起点として脆性破面がフランジ母材中を伝播している。脆性破壊起点となった延性亀裂は、スカラップ底あるいは溶接止端から発生したものと考えられる。L4T60 では、フランジ全断面が延性破壊している。破面観察より、スカラップ底及び溶接始末端から発生した延性亀裂が成長、合体して破面を形成したと考えられる。L233T60 は 0.3m/s 加振、1 回目の 0.45m/s 加振では破壊せず、2 回

目の 0.45m/s 加振において梁端破壊が生じた。写真 2 に L233T60 の破壊状況を示す。スカラップ底及び溶接始末端から発生した延性亀裂が成長した後、延性亀裂の板厚中心付近を起点として部分的に脆性破壊が発生している。脆性破面は母材中を伝播している。写真 3 に L4T25 の破壊状況を示す。L4T25 では、スカラップ底から発生した延性亀裂が起点となって脆性破壊が発生している。走査型電子顕微鏡観察より、起点となった延性亀裂の深さは 1mm であることが確認されている。

本実験では、延性的に破壊した試験体においても、塗装の剥落が見られたのは柱面から概ね 300~400mm の範囲である。一方、後述

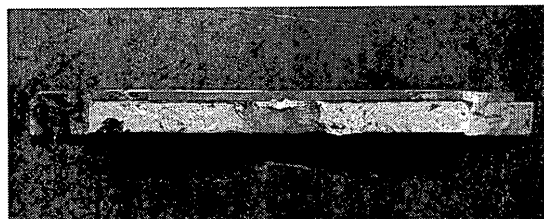


写真 1 L6T60 破壊状況

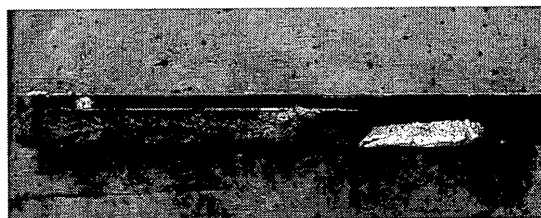


写真 2 L233T60 破壊状況



写真 3 L4T25 破壊状況

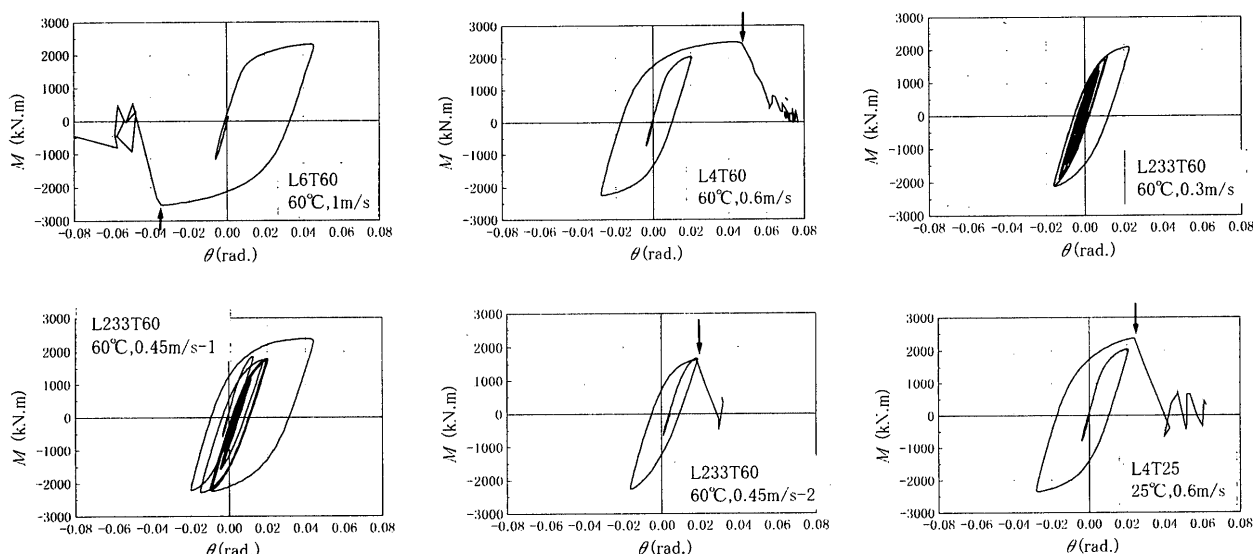


図 8 梁端モーメント-部材角関係

の 3.6 節において参照する文献 6 の試験体については、柱面から 600mm 前後の領域で塗装の剥落が確認されている。このことから、本論文と文献 6 では塑性化領域の広さに有意差があったと判断できる。

3.2 実験結果概要

実験結果概要を表 6 に示す。同一試験体から得られた試験結果のうち、加振正方向における値を上段に、負方向における値を下段に示す。

固有周期は初期状態における振動系全体の固有周期であり、いずれの試験体も概ね 0.7s である。試験温度  $T$  は 1 回目の終局加振直前に計測した梁フランジ温度である。 $\Delta T$  は、 $T$  計測時から破壊が生じるまでの温度上昇であり、図 7 中の温度ゲージによって計測した値である。脆性破面率は当該加振方向において破壊したフランジについて求めた値である。いずれの試験体も、図 8 中に示した破断点を経過した後、逆方向に変形した際にもう一方のフランジも破壊したため、両方向における値を記載している。

$K_e'$  は、弾性加振時の荷重変形関係から求めた梁の弾性剛性である。 $M_y'$  は全塑性時梁端モーメント、 $\theta_y'$  は  $M_y'$  に対応する弾性限界部材角である。 $M_y'$  及び  $\theta_y'$  は、各試験体の  $M-\theta$  関係から図 9 に示すように骨格曲線を求め、骨格曲線に General-Yield 法<sup>13)</sup>を適用することによって求めた値である。 $M_u'$  は梁端最大モーメント、 $\theta_{max}$  は最大部材角であり、いずれも図 8 中に示す破断点までの過程における最大値である。

実験値  $M_y'$  は、載荷速度の影響などにより、前述の予測値  $M_y$  をやや上回っている。このため、梁の耐震性能を無次元化量によって評価する際、 $M_y$  及び  $\theta_y$  を基準とした場合には部材性能を過大評価する危険がある。本論文では、全試験体の  $M_y'$  について平均値

$M_y''$  を求め、 $M_y''$  によって梁端モーメントの無次元化を行う。部材角の無次元化には、下式による  $\theta_y''$  を用いる。

$$\theta_y'' = M_y'' / K_e \quad (5)$$

耐力上昇率  $\alpha$  及び骨格曲線における累積塑性変形倍率  $\eta_s$  は、次式によって求めた値である。

$$\alpha = M_u' / M_y'' \quad (6)$$

$$\eta_s = \frac{\theta_s}{\theta_y''} - 1 \quad (7)$$

$\theta_s$  : 骨格曲線上での最大部材角

$W_p$  は、弾性加振から破壊に至るまでの全履歴において、梁が吸収した塑性歪エネルギーである。 $sW_p$  は骨格曲線部分において梁が吸収した塑性歪エネルギーである。

3.3 載荷速度

L6T60、L4T60、L233T60 について、終局加振時 (L233T60 については 1 回目の 0.45m/s 加振) の試験体頂部速度及び歪速度を図 10 に示す。ここでの歪速度は、最も大きな歪が発生した図 7 中 A の歪

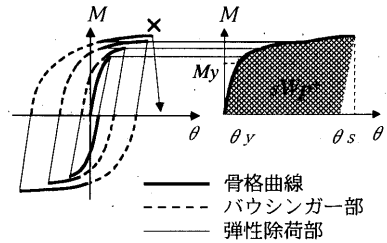
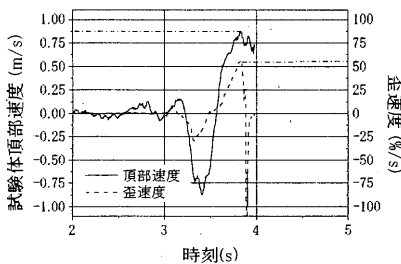


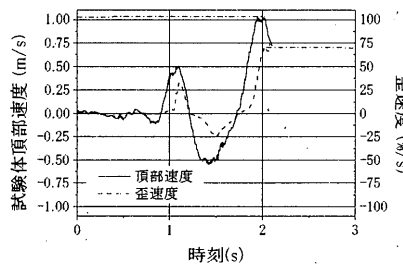
図 9 骨格曲線の抽出

表 6 試験結果概要

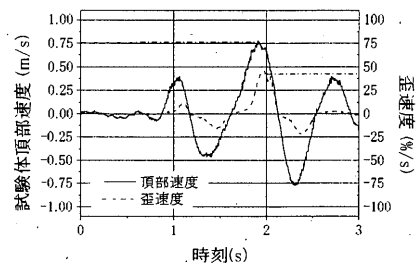
試験体	固有周期 (sec)	$T$ (°C)	$\Delta T$ (°C)	脆性破面率 (%)	$K_e'$ (kN.m/rad.)	$M_y'$ (kN.m)	$\theta_y'$ (rad.)	$M_u'$ (kN.m)	$\theta_{max}$ (rad.)	$\theta_s$ (rad.)	$\alpha$	$\eta_s$	$W_p$ (kJ)	$sW_p$ (kJ)
L6T60	0.67	55	6	0	$2.07 \times 10^5$	1718	0.0083	2326	0.046	0.047	1.32	4.1	73	73
				75				2518	0.035	0.064	1.43	6.0	112	112
L4T60	0.68	56	7	0	$2.10 \times 10^5$	1802	0.0086	2487	0.043	0.062	1.41	5.7	133	110
				0				2243	0.028	0.037	1.27	3.1	53	50
L233T60	0.70	55	26	45	$2.06 \times 10^5$	1722	0.0084	2377	0.044	0.054	1.35	4.9	244	91
				40				2271	0.020	0.035	1.29	2.8	235	47
L4T25	0.69	28	7	100	$2.11 \times 10^5$	1809	0.0086	2367	0.024	0.037	1.34	3.1	78	54
				95				2349	0.028	0.038	1.33	3.1	56	53



(a) L6T60



(b) L4T60



(c) L233T60

図 10 載荷速度

ゲージ計測値から求めた値である。試験体頂部の最大速度は 0.75 ~ 1m/s の範囲である。試験体頂部速度が最大となる時点において歪速度も概ね最大となり、その値は 40~75%/s である。一般に、降伏棚が明瞭にあらわれる材料を用いた場合、塑性流れが生じる時点でも高い歪速度を示すが、本実験の梁フランジ材では降伏後直ちに歪硬化が生じるため、この傾向は認められない。

### 3.4 骨格曲線

図 9 に示すように、繰り返し荷重を受ける鋼部材の荷重変形関係を、新たな荷重領域に到達する毎に繋いでいくことによって骨格曲線が得られ、荷重変形関係は骨格曲線部、ハウジング一部、弾性除荷部に分解できる<sup>11)</sup>。既往の研究により、骨格曲線は一方向載荷の荷重変形曲線によって置換できるといわれている<sup>11)</sup>。ここでは、弾性加振から梁端破壊発生点までの全載荷履歴について  $M-\theta$  関係を分解し、骨格曲線を抽出する。各試験体の骨格曲線を図 11 に示す。骨格曲線部で破壊した L6T60、L4T60 及び L4T25 については、破断点を矢印で示す。図中には、荷重変形関係予測値を破線で示している。ここでの予測値は、平面保持を仮定して断面の曲げモーメント  $M$ -曲率  $\theta$  関係を求め、これを材長に亘って積分することによって求められる<sup>9)</sup>。但し、(1)梁断面は全断面有効としていること、(2)引張側では図 2 に示す応力歪関係を用い、圧縮側では文献 15 の方法によって断面積の増加による公称応力の上昇を考慮していること、(3)断面に作用する軸力が 0 になるよう、中立軸位置を反復計算によって求めていることが文献 5 と異なっている。解析では塑性化後の試験体耐力を低く評価しているが、これは動的載荷による材料強度の上昇が原因と考えられる。

表 3 に示したように、室温と 60°C ではフランジ材強度に大きな差が見られない。このため、試験温度が他の試験体と異なる L4T25 においても、試験体耐力に明瞭な差は現れていない。

L6T60、L4T60 及び L233T60 では、地震波入力レベルを変化させたことによって、変位振幅と載荷速度が異なっている。一般に、載荷速度は材料強度及び脆性破壊発生条件に影響を及ぼす。本実験の場合、骨格曲線はほぼ同一曲線上に位置しており、降伏強度や歪硬化性状に入力レベルによる影響は認められない。また、破壊モードはいずれも延性的破壊となっている。従って、これらの試験体性能の相違については、載荷速度よりも変位振幅による影響が支配的であると考えられる。

L6T60 及び L4T60 は、1 回目の終局加振において破壊が生じるために十分な変位振幅を受けており、特に L6T60 の負方向加振では、途中で変位が反転することなく破壊が生じている。L6T60 の破壊モードが延性的であり、正方向加振時に受けた予歪による材質脆化の影響は無視できると考えられるため、負方向骨格曲線での変形能力は、一方向載荷時の変形能力に近いと推定される。

繰返し載荷を行う場合、一方向載荷に比較して骨格曲線上の変形量は低下するが、ハウジング一部において多くの塑性歪エネルギーを吸収するため、全履歴におけるエネルギー吸収量は増加する傾向がある<sup>11,12)</sup>。比較的変位振幅が小さく、破壊に至るまで 3 回の終局加振を要した L233T60 には、この傾向が反映されている。すなわち、骨格曲線上の変形量は L6T60 負方向より低下しているが、表 6 に示すように、全履歴でのエネルギー吸収量は L6T60 を上回っている。

### 3.5 塑性変形能力評価手法の検証

逆対称曲げモーメントを受ける H 形鋼梁について、一方向荷重下の荷重変形関係は、弾性剛性の 2%~4% の二次剛性を有するバイリニア型で近似できる。この点に着目し、次式のように塑性化後の耐力上昇を二次剛性で除すことにより、破壊が生じる場合の塑性変形能力を略算する手法が提案されている<sup>9)</sup>。

$$\eta = \frac{M_B - M_y}{D_{st}} \cdot \frac{1}{\theta_y} \quad (8)$$

$\eta$ : 塑性変形倍率

$M_B$ : 破断モーメント

$D_{st}$ : 二次剛性

(8) 式を適用するには、以下の点に配慮が必要である。

- 一般に、塑性断面係数と素材の引張強度に基づいて  $M_B$  が求められるが、この場合はフランジ最大平均応力と素材の引張強度が一致すること、少なくとも前者が後者を下回らないことを保証する必要がある。
- $M_B$  を求める際に、スカラップや柱フランジの面外変形に起因するウェブの継手効率の低下を考慮する。
- $M_y$  及び  $D_{st}$  の設定が妥当である。

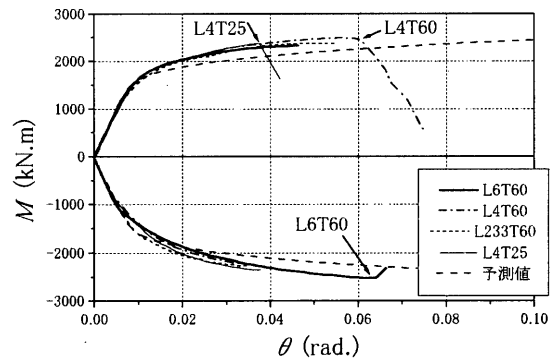


図 11 骨格曲線

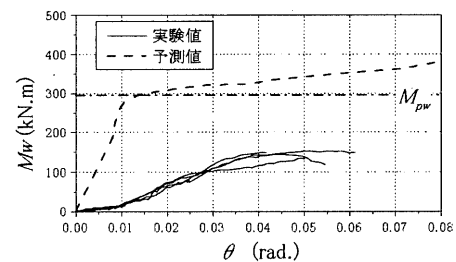


図 12 ウェブが負担したモーメント

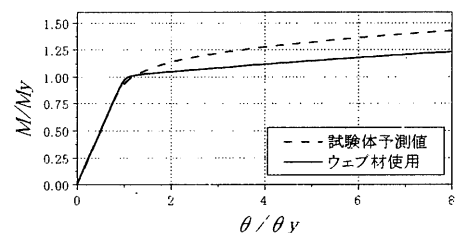


図 13 モーメント一部材角関係の基準化

これらのうち、(a)についての検証は後述の 3.6 節に譲り、ここでは(b)(c)を考慮した変形能力予測値と実験値を比較する。

まず、(b)継手効率について検討する。文献 10 において、ウェブの歪分布計測値とウェブ材の応力歪関係により、ウェブが負担した曲げモーメント  $M_w$  を実験的に求めている。本論文の試験体についても、同様の手法で  $M_w$  を求める。図 12 に、 $M_w$  と骨格曲線における部材角の関係を示す。図中には、3.4 節中に示した解析によって求めた  $M_w$  予測値を併せて示す。また、次式によって求めたウェブの全塑性モーメント  $M_{pw}$  を一点鎖線で示す。

$$M_{pw} = \sigma_{yw} \cdot Z_p \quad (9)$$

塑性変形が進行した状態での  $M_w$  は、 $M_{pw}$  の約 50%である。ここで、ウェブの継手効率  $\gamma_w = 0.5$  として、破断モーメント  $M_B$  を下式によって求める。

$$M_B = \sigma_{uf} \cdot Z_{pf} + \gamma_w \cdot \sigma_{yw} \cdot Z_{pw} \quad (10)$$

材料強度として 60°C の値を用いた場合について、 $M_y$  及び  $M_B$  を各々(3)式、(10)式によって求め、二次剛性  $D_{st}$  が弾性剛性の 3%と仮定すると、(8)式により  $\eta = 11.4$  が得られる。一方、L6T60 の負方向  $\eta_s$  は 6.0 であり、これを一方向載荷時と同等の値とみなすと、予測値は実験値を危険側に評価している。

危険側の評価となった原因として、(c)による誤差、つまり  $M_y$  及び  $D_{st}$  の予測誤差が大きいことが考えられる。この点を検証するため、応力歪関係が部材の荷重変形関係に及ぼす影響について、3.4 節に示した解析手法によって検討する。

図 2 に示した応力歪関係のうち、ウェブ材については明瞭な降伏棚が現れており、一般的な建築構造用 400Mpa 級鋼材、490Mpa 級鋼材と同様の傾向を示している。そこで、試験体全断面にウェブ材の応力歪関係を代入した場合について、 $M-\theta$  関係予測値を求める。2.4 節の方法による  $M_y$  及び  $\theta_y$  を基準として、 $M-\theta$  関係を無次元化したものを図 13 に示す。図中には、図 11 中に示した本試験体についての予測値を、 $M_y$  及び  $\theta_y$  で無次元化したものを併せて示している。全断面にウェブ材の特性を代入した場合の  $M-\theta$  関係は、 $M_y$  付近において明瞭な屈曲点を示し、二次剛性は弾性剛性の約 3%となっている。一方、本実験の梁フランジ材を用いた場合の  $M-\theta$  関係は、ウェブ材を用いた場合より上側に位置する。応力歪関係がランドハウス型となる場合、便宜的に 0.2% オフセット耐力として求めた降伏強度は、塑性化後の挙動を評価する上では必ずしも適切な材料強度でないことを示している。

本実験試験体の  $M-\theta$  関係予測値に General Yield 法を適用して求めた全塑性モーメントは 1730kN.m である。また、 $\theta/\theta_y = 1 \sim 5$  での平均的な二次剛性は、弾性剛性の約 6%となる。これらの数値を(8)式に代入すると、 $\eta = 4.5$  が得られ、実験値  $\eta_s = 6.0$  との対応は良好である。

このように、塑性化後の耐力上昇に着目して塑性変形能力を評価する手法は、方針自体は妥当であると判断できる。しかし、応力歪関係の形状によっては全塑性耐力や二次剛性の予測誤差が大きくなり、適切な評価値を得られない場合がある。0.2% オフセット法による降伏強度は、終局挙動に関する評価を行う上で必ずしも適切な指標ではないため、特殊な鋼材を用いた場合に(8)式を適用するに

は、応力歪関係の形状を考慮する必要がある。

### 3.6 終局耐震性能と材料靱性の関係

#### 3.6.1 材料靱性の指標

既往の研究により、本実験と同規模の柱梁剛接合部について、試験温度をパラメータとした振動実験が実施され、梁端フランジの破壊が再現されている<sup>6)</sup>。本節では、材料靱性が終局耐震性能に及ぼす影響について、文献 6 の知見と照合しながら考察する。

文献 6 の実験に用いた梁フランジ材のシャルピー試験結果は、本実験の梁フランジ材と異なっており、エネルギー遷移温度  $T_{re}$  は約 -15°C である。そこで、各試験体の試験温度  $T$  を次式によって基準化し、得られた値  $T'$  を材料靱性の指標として用いる。

$$T' = a \cdot (T - T_{re}) \quad (11)$$

式(11)中の  $a$  には、式(1)中の  $a$  と同じ値を用いる。

#### 3.6.2 最大耐力

脆性破壊の発生は局所的な応力条件に左右される傾向があり、延性破壊が生じる場合に比較して最大平均応力が低下する危険がある。ここで、本実験の梁フランジにおける最大平均応力の目安を得るため、最大耐力実験値  $M_u'$  を(10)式による予測値  $M_B$  によって基準化する。予測の際には、動的載荷による強度上昇などは考慮していないが、相対的な関係を確認する上では支障ないと判断できる。試験体 L4T60 と L4T25 について、 $M_u'/M_B$  と基準化温度  $T'$  の関係を図 14 に示す。図中には、文献 6 による実験結果を併せて示している。また、延性的破壊をした試験体のプロットを破線で囲んでいる。いずれの実験結果においても、 $M_u'/M_B$  は 1 以上に達している。しかし、歪速度による素材の引張強度の上昇や圧縮側フランジにおける断面増加などを、 $M_B$  を予測する際に無視していることを考慮すると、 $M_u'/M_B$  は引張側フランジ最大平均応力の素材引張強度に対する比率よりも高めの値になっていると思われる。 $T'$  が 0 以下の

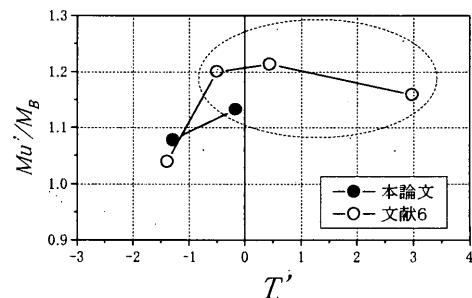


図 14 最大耐力と基準化温度の関係

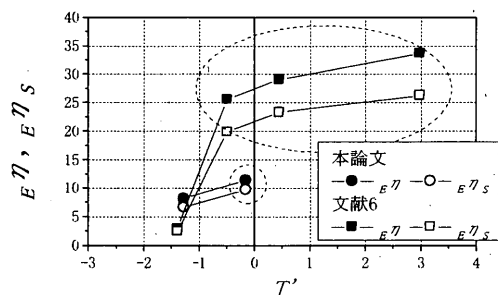


図 15 等価累積塑性変形倍率と基準化温度の関係

領域、つまり試験温度が  $T_{re}$  を下回る領域では、温度の低下に伴って  $M_u/M_B$  が低下しており、脆性破壊によって最大平均応力が低下したことが確認できる。文献6の試験体において、この傾向がより顕著に現れている。

3.5節において、(8)式によって変形能力を評価するには、(a)最大平均応力の保証が必要であることを指摘した。このためには、使用温度が  $T_{re}$  を上回るような高靱性材料を使用し、一定の応力レベルまで脆性破壊を生じさせないことが有効と考えられる。

### 3.6.3 履歴吸収エネルギー

破壊に至るまでに梁が吸収した塑性歪エネルギー  $W_p$  を、単位エネルギー  $(M_y \cdot \theta_y)$  で無次元化することによって、等価累積塑性変形倍率  $E\eta$  が得られる。 $E\eta$  は、振動系をエネルギー的に等価な完全弾塑性系に置換した場合の累積塑性変形倍率に相当する。同様に、骨格曲線部分で吸収した塑性歪エネルギー  $sW_p$  を  $(M_y \cdot \theta_y)$  で無次元化することによって、骨格曲線の等価累積塑性変形倍率  $E\eta_s$  が得られる。L4T60、L4T25 及び文献6の試験体について、 $E\eta$  及び  $E\eta_s$  と基準化温度  $T'$  の関係を図15に示す。延性的破壊をした試験体のプロットを破線で囲んでいる。

文献6では、 $T'$  が0以下の領域で  $E\eta$  及び  $E\eta_s$  が大きく低下している。本研究の場合、 $E\eta$  及び  $E\eta_s$  の低下は文献6ほど顕著ではないが、 $T'$  が0以下の領域において脆性破壊に起因する  $E\eta$ 、 $E\eta_s$  の低下が現れた点は文献6と共通している。

一般に、シャルピー試験結果や試験温度などの材料靱性を表す変数は、部材の塑性変形能力の高低に照らして、その効果を判断されることが多い。しかし、高靱性の状態で延性破壊した L4T60 は塑性変形能力が乏しく、 $E\eta$  及び  $E\eta_s$  の値は文献6で延性破壊した試験体の1/2以下となっている。これは、本研究の梁フランジ材応力歪曲線がランドハウス型であり、降伏比が60%台であっても補面積が小さくなるため、梁端の塑性化領域が十分広がらなかったことが原因と考えられる。一方、フランジ最大平均応力の低下を防ぐ効果は L4T60 においても確認されている。破壊モードが延性的になるよう高靱性材を使用することの意義は、塑性変形能力の高低よりも、最大平均応力の低下を防ぐことにあると見なすのが妥当であろう。塑性化領域の広がり、素材引張試験による応力歪曲線から推測できる現象である。脆性破壊による最大平均応力の低下を防ぐことができれば、比較的簡便に塑性変形能力を評価することができると考えられる。

## 4. 結論

角形鋼管柱-H形梁剛接接合部を有する実大T形試験体を製作し、振動台実験によって接合部の破壊を再現した。既報による知見と比較したところ、以下の結果が得られた。

- 1) 高温、高靱性領域においては延性的破壊が生じたのに対し、試験温度がシャルピー吸収エネルギー遷移温度を下回る場合、スカラップ底より生じた微小な亀裂を起点として脆性破壊が発生した。これらの結果は既報の知見と良好な対応を示している。
- 2) 地震波入力レベルをパラメータとしたことにより、一方向載荷に近い状態における破壊と、多くの繰返し数を経た後に生じる破壊を再現することができ、載荷履歴の影響を部材レベルで検証する上で基本となるデータが得られた。

3) 全塑性耐力及び二次剛性を適切に予測した場合、既往の研究において提案された簡便な手法により、延性的破壊が生じた試験体の塑性変形能力について妥当な評価値が得られた。一方、全塑性耐力及び二次剛性の予測誤差が大きい場合、前述の塑性変形能力評価手法は危険側の評価を与えた。0.2%オフセット法による降伏強度は、全塑性耐力や塑性変形能力など、終局挙動を評価するためには必ずしも適切な材料強度ではないため、適用に当たっては応力歪関係の形状を考慮する必要がある。

4) 使用材料の応力歪関係補面積が小さい場合、塑性化領域が十分広がらないため、高靱性材で延性的破壊が生じる場合でも高い塑性変形能力を発揮できない可能性がある。しかし、破壊モードが延性的破壊となるよう制御する場合、梁フランジの最大平均応力の低下を防ぐ効果は期待できる。

### 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、一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) 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・柱梁接合部の破壊性状に関する実験的研究、日本鋼構造協会鋼構造論文集、Vol.6、No.24、pp.87-102、1999.12
- 3) 中込忠男、山田文富、中野秀二、岡希光、的場耕、村井正敏：高速載荷による柱梁溶接接合部の力学的性能に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、No.486、pp.125-132、1996.8
- 4) 中込忠男、見波進、深沢隆、新井聡、大野京子：柱梁接合部の脆性破壊に及ぼす柱軸力の影響に関する破壊力学的考察、日本建築学会構造系論文集、No.499、pp.115-122、1997.9
- 5) 鈴木孝彦、石井匠、森田耕次、高梨晃一：欠陥を有する柱梁溶接接合部の破壊性状に関する実験的研究、日本鋼構造協会鋼構造論文集、Vol.6、No.23、pp.149-164、1999.9
- 6) 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
- 7) 田淵基嗣、森田耕次、田中剛、上場輝康：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、その3、工場溶接形式(梁:H-600×250×12×25)試験体に対する実験、日本鋼構造協会鋼構造論文集、Vol.4、No.16、pp.43-58、1997.12
- 8) 秋山宏、山田哲、松本由香、竹内徹、杉本浩一：鋼構造柱梁改良接合部の終局耐震性に関する実大振動台実験、日本建築学会構造系論文集、No.551、pp.141-148、2002.1
- 9) 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能評価、日本建築学会構造系論文集、No.501、pp.151-157、1997.11
- 10) 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
- 11) 野方文雄、正木順一：鉄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、Vol.17、No.2、pp.1-13、1982
- 12) 秋山宏、山田哲、箕輪親宏、寺本隆幸、大竹章夫、矢部喜堂：慣性加力装置を用いた構造要素の実大振動台実験方法、日本建築学会構造系論文集、No.505、pp.139-146、1998.3
- 13) 佐々木正道、一戸康生、平山博巳、高田啓一、横山幸夫、桑村仁：SN490鋼の溶接入熱・バス間温度と継手性能(その6) 実大継手引張実験：実験概要及び実験結果)、日本建築学会大会学術講演梗概集、c-1、pp.703-704、2001.9
- 14) 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
- 15) 桑村仁、武谷政國、松本由香：熱間成形および冷間成形角形鋼管の局部座屈特性、日本建築学会構造系論文集、No.493、pp.121-129、1997.3
- 16) 秋山宏、高橋誠、石軍：繰返し曲げを受ける円形断面鋼棒の終局エネルギー吸収能力、日本建築学会構造系論文集、No.475、pp.145-154、1995.9

(2002年3月8日原稿受理、2002年7月26日採用決定)