

実大振動台実験による建築鋼構造の 脆性破壊過程解明と破壊抑止策の検証 その2. 破壊シリーズの実験結果

松本由香¹, 岡田健², 山田哲³, 竹内悦男⁴, 小川信行⁵, 秋山宏⁶

¹博士(工学) 横浜国立大学助手 建築学コース (〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)

²修士(工学) 東京工業大学大学院生 環境理工学創造専攻 (〒226-8503 横浜市緑区長津田町 4259)

³博士(工学) 東京工業大学助教授 建築物理研究センター (〒226-8503 横浜市緑区長津田町 4259)

⁴博士(工学) 物質・材料研究機構 (〒305-0047 茨城県つくば市千現 1-2-1)

⁵工博 防災科学技術研究所 (〒305-0006 茨城県つくば市天王台 3-1)

⁶工博 日本大学教授 総合科学研究所 (〒101-8308 東京都千代田区神田駿河台 1-8-14)

It is possible that the brittle fracture is triggered in the beam-to-column connection by micro discontinuity, which is difficult to be considered in structural design. Therefore, it is effective to use tough material and reduce the susceptibility to those factors. In this study, full-scale shaking table tests were performed in order to simulate the fracture at the end of beam applied in middle-rise moment resistant frames under severe earthquake. Material toughness prevented the deterioration of ultimate performance because of the brittle fracture. However, the specimens showed low deformation capacities because the plastic zones were limited.

Key Words: full-scale shaking table test, fracture mode, material toughness, deformation capacity

1. 序

前報¹⁾に引き続いて、破壊シリーズの実験結果を報告する。ここでは、再現された載荷条件、試験体の荷重変形関係及びエネルギー吸収能力を中心に解説する。

実験結果の説明に先立ち、以下の方法によって求めた梁の力学的特性予測値を表-1に示す。

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

$$M_y = \sigma_{yf} \cdot Z_{pf} + \sigma_{yw} \cdot Z_{pw} \quad (1)$$

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

σ_{yf} : フランジ材の降伏強度

σ_{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

$$M_u = \sigma_{uf} \cdot Z_{pf} + \sigma_{yw} \cdot Z_{pw} \quad (2)$$

σ_{uf} : フランジ材の引張強度

ϑ_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。表中には、梁フランジ材の強度 σ_{yf} , σ_{uf} として、室温での値を代入した予測値と、60°Cでの値を代入した予測値を示しているが、両者に有意差はない。

表-1 梁の力学的特性予測値

| 試験温度 | K_e [kN.m/rad.] | M_y [kN.m] | ϑ_y [rad.] | M_u [kN.m] |
|------|----------------------|-----------------|-------------------------|-----------------|
| 60°C | 1.92×10^5 | 1629 | 0.0084 | 2338 |
| 室温 | 1.92×10^5 | 1665 | 0.0087 | 2380 |

2. 実験結果概要

(1) 荷重変形関係と破壊状況

図-1に、梁端モーメント M と部材角 θ の関係を加振毎に示す。図中、矢印にて梁フランジ破断点を示している。

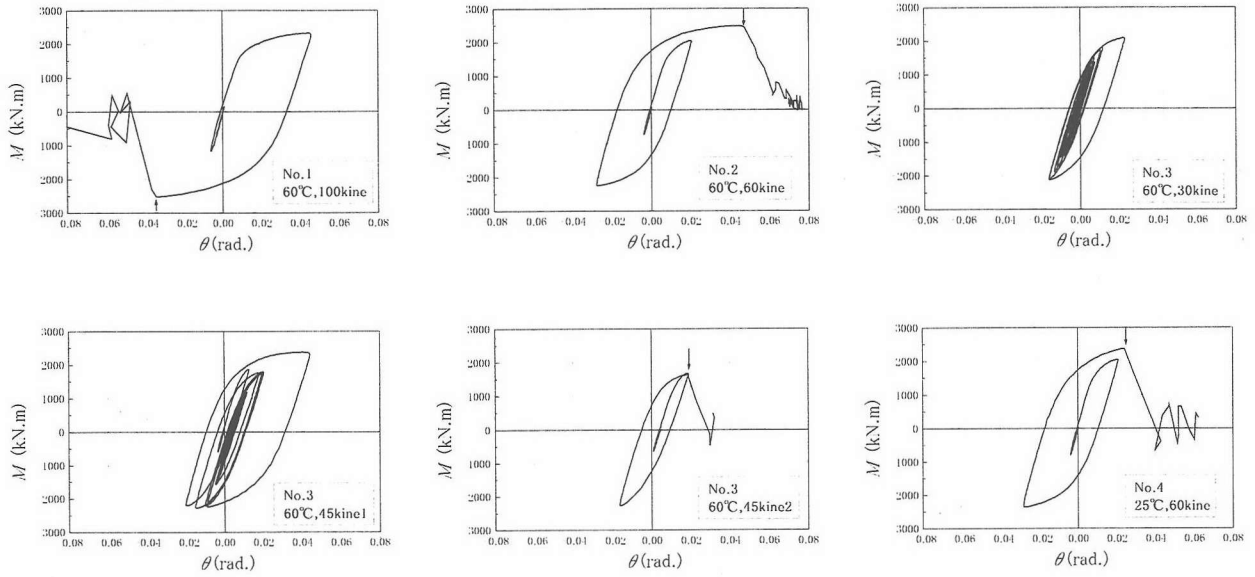


図-1 梁端モーメント-部材角関係

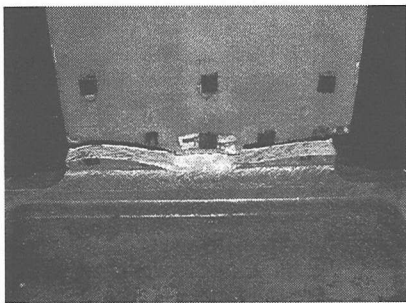


写真-1 No.1 試験体破壊状況

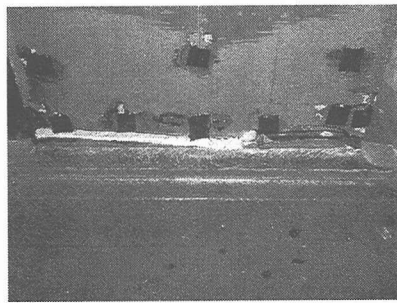


写真-2 No.3 試験体破壊状況

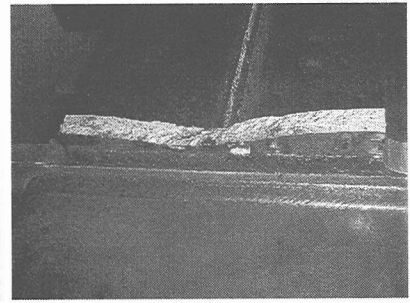


写真-3 No.4 試験体破壊状況

表-2 試験結果概要

| 試験体 | 固有周期 | T | K_e' | M_y' | θ_y' | M_u' | θ_{max} | θ_s | α | η_s | W_p | sW_p |
|------|-------|------|--------------------|--------|-------------|--------|----------------|------------|----------|----------|--------|--------|
| | [sec] | [°C] | [kN.m/rad.] | [kN.m] | [rad.] | [kN.m] | [rad.] | [rad.] | | | [kN.m] | [kN.m] |
| No.1 | 0.67 | 55 | 2.07×10^5 | 1718 | 0.0083 | 2326 | 0.046 | 0.047 | 1.32 | 4.1 | 185 | 185 |
| | | | | | | 2518 | 0.034 | 0.063 | 1.43 | 5.9 | | |
| No.2 | 0.68 | 56 | 2.10×10^5 | 1802 | 0.0086 | 2487 | 0.043 | 0.057 | 1.41 | 5.2 | 184 | 157 |
| | | | | | | 2243 | 0.028 | 0.037 | 1.27 | 3.1 | | |
| No.3 | 0.70 | 55 | 2.06×10^5 | 1722 | 0.0084 | 2377 | 0.044 | 0.054 | 1.35 | 4.9 | 478 | 138 |
| | | | | | | 2271 | 0.020 | 0.037 | 1.29 | 3.1 | | |
| No.4 | 0.69 | 28 | 2.11×10^5 | 1809 | 0.0086 | 2367 | 0.024 | 0.037 | 1.34 | 3.1 | 131 | 108 |
| | | | | | | 2349 | 0.028 | 0.038 | 1.33 | 3.1 | | |

写真-1 に No.1 の破壊状況を示す。破面観察より、スカラップ底から発生した延性亀裂が板厚全厚に亘って成長し、この亀裂を起点として脆性破壊が発生したことが確認できる。No.2 の破面は全断面延性破壊となっている。No.3 試験体は 30kine 加振、1 回目の 45kine 加振では破壊せず、2 回目の 45kine 加振において梁端破壊が生じた。写真-2 に No.3 の破壊状況を示す。破面には部分的に脆性破面が見られるが、スカラップ底や溶接始末端より延性亀裂が発生し、脆性破壊に先行して大きく成長している。写真-3 に No.4 の破壊状況を示す。No.4 では、スカラップ底から発生した微小な延性亀裂が起点となって脆性破壊が発生した。

本実験では、延性的に破壊した試験体においても梁端の塑性化領域が狭く、目視により塑性化が確認できたのは柱フェイスから 400mm 前後の範囲であった。これは、使用材料の応力歪関係がランドハウス形であり、補面積（「その1」図-3 中、応力歪曲線と縦軸によって囲まれる面積）が小さいことが原因と考えられる。

(2) 実験結果一覧

実験から得られた試験体の力学的特性を表-2 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している。

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、いずれの試験体の場合も概ね 0.7sec である。試験温度 T は終局加振 (No.1 における 100kine 加振, No.2,4 における 60kine 加振, No.3 における 30kine 加振) の直前に計測した梁フランジ温度である。 K_e は、15kine 加振時の荷重変形関係から求めた梁の弾性剛性である。

表中の M_y' は全塑性時梁端モーメント、 θ_y' は M_y' に対応する弾性限界部材角である。これらは、図-2 に示すように各試験体の荷重変形関係から骨格曲線を求め、骨格曲線に General-Yield 法 (図-3 参照) を適用することによって求めた値である。 M_u' は最大梁端モーメント、 θ_{max} は最大部材角であり、いずれも破壊が生じるまでの段階における最大値である。

動的载荷などの影響により、実験値 M_y' は表-1 中の予測値 M_y を上回っている。このため、梁のエネルギー吸収能力を無次元化量によって評価する際、 M_y 及び θ_y を基準とすると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 θ_y'' を用いる。

$$\theta_y'' = M_y'' / K_e \quad (3)$$

表-2 中の耐力上昇率 α 及び骨格曲線における累積塑性変形倍率 η_s は、次式によって求めた値である。

$$\alpha = M_u' / M_y'' \quad (4)$$

$$\eta_s = \frac{\theta_s}{\theta_y''} - 1 \quad (5)$$

θ_s : 骨格曲線上での最大部材角

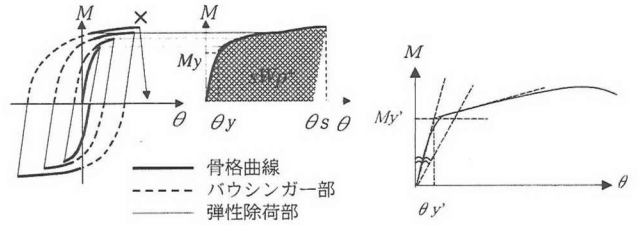
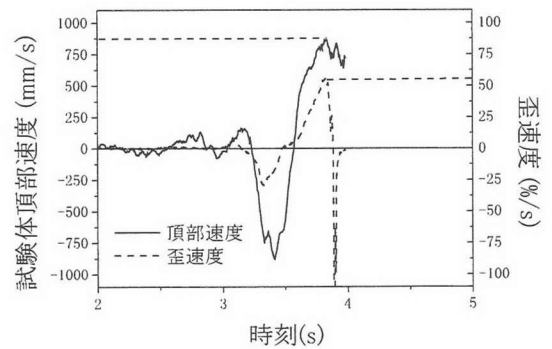
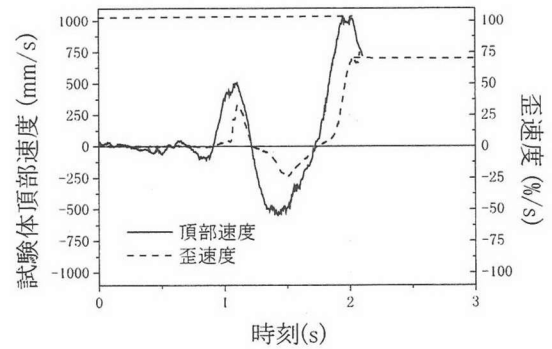


図-2 骨格曲線の抽出

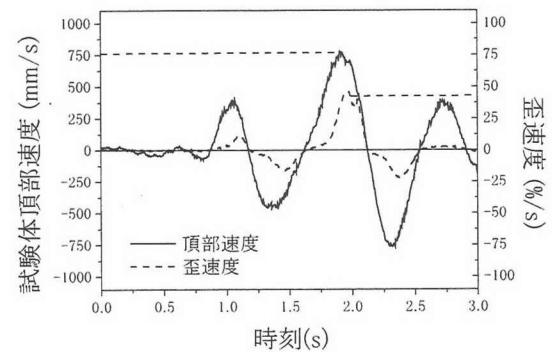
図-3 General-Yield 法



(a) No. 1



(b) No. 2



(c) No. 3

図-4 载荷速度

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) 載荷速度

試験体 No.1, No.2, No.3 について、終局加振時の試験体頂部速度及び歪速度を図-4 に示す。ここでの歪速度は、梁端フランジの溶接始末端近傍に添付した歪ゲージの計測値から求めたものである。試験体頂部の最大速度は 0.75~1m/sec 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%/sec 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、梁材が降伏して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応力歪関係がランドハウス形であったため、この傾向は認められない。

(4) 骨格曲線

図-2 に示すように、繰り返し荷重を受ける鋼部材の荷重変形曲線を、新たな荷重領域に到達する毎につなげて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、バウシinger部、弾性除荷部に分解できる²⁾。既往の研究により、骨格曲線は一方荷重の荷重変形曲線によって置換できるといわれている²⁾。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、骨格曲線を抽出した。各試験体の骨格曲線を図-5 に示す。図中、梁フランジ破断点を矢印で示している。ただし、No.3 はバウシinger部で梁フランジが破断したため、骨格曲線上に破断点は現れていない。各試験体の骨格曲線は、最大変形は異なるが、ほぼ同一の曲線を描いている。本実験の試験体は、入力レベルを調節したことによって載荷速度が変化しているが、降伏強度や歪硬化性状などに載荷速度の影響は現れていない。

図中には、平面保持を仮定した数値積分法による荷重変形関係予測値を示している。予測値を求める際には、スカラー等の影響は無視し、全断面有効と仮定している。予測値は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。

3. 終局耐震性能と材料靱性の関係

(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³⁾。本章では、材料靱性が試験体性能に及ぼす影響について、文献3の結果との対応を示しながら考察する。

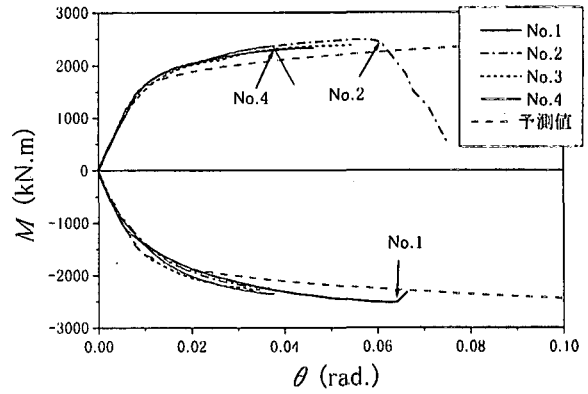
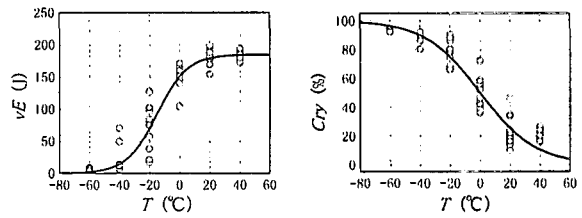


図-5 骨格曲線



(a) 吸収エネルギー (b) 脆性破面率

図-6 シャルピー衝撃試験結果 (文献3)

文献3の実験に用いた梁フランジ材について、図-6 にシャルピー衝撃試験結果を示す。図中には下式によって求めた遷移曲線近似式⁴⁾を実線で示している。

$$\nu E = \frac{\nu E_{shelf}}{\exp\{-a(T - E T_{ir})\} + 1} \quad (6)$$

$$C_{ry} = \frac{100}{\exp\{-b(T - c T_{ir})\} + 1} \quad (7)$$

νE : 吸収エネルギー

C_{ry} : 脆性破面率

T : 試験温度

$E T_{ir}$: エネルギー遷移温度

$c T_{ir}$: 破面遷移温度

νE_{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

本実験の梁フランジ材についても同様に、遷移曲線近似式が求められる。以降の考察においては、材料靱性の指標として、各試験体の試験温度 T における νE 、 C_{ry} 及び次式による基準化温度 T' を用いる。

$$T' = a(T - E T_{ir}) \quad (8)$$

式(8)中の a には、式(6)中の a と同じ値を用いる。

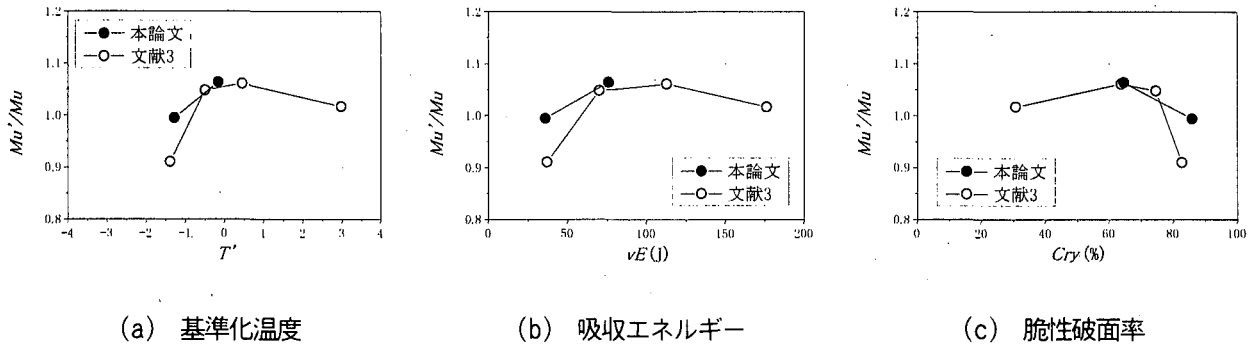


図-7 最大耐力と材料靱性の関係

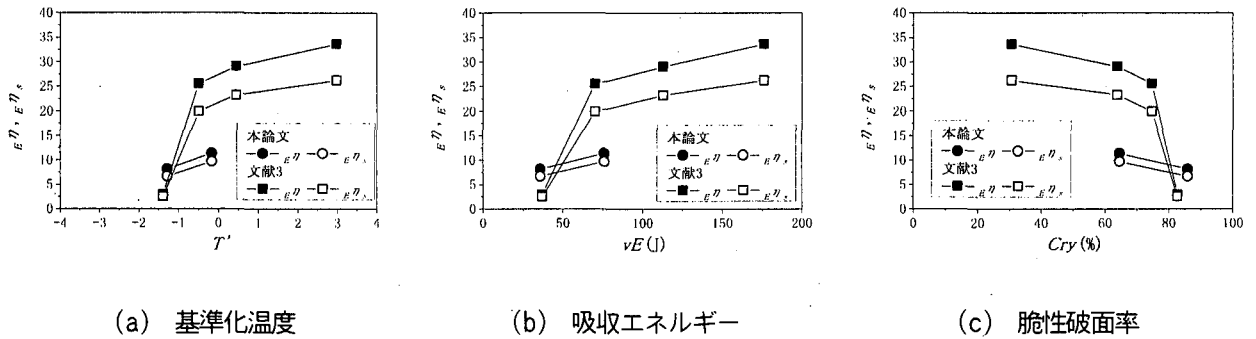


図-8 等価累積塑性変形倍率と材料靱性の関係

(2) 最大耐力

梁フランジにおける歪硬化レベルの目安を得るため、最大耐力実験値 M_u' を予測値 M_u によって基準化する。試験体 No.2 と No.4 について、得られた M_u'/M_u と材料靱性指標 T' , vE , Cry との関係を図-7 に示す。実際の試験体においては、スカラップによる断面欠損や動的载荷による強度上昇など、予測の際に考慮していない要因があるが、これらが No.2 と No.4 に及ぼす影響は同等とみなすことができる。No.4 の M_u'/M_u は No.2 に比べて低下しており、脆性破壊によってフランジ最大応力が低下したことが伺える。

図中には、文献3 による実験結果を併せて示している。いずれの実験結果においても、 T' が 0 以下の領域、つまり試験温度が $E T_u$ を下回る領域では、温度の低下に伴って M_u'/M_u が低下していることが確認できる。この傾向は、文献3 の試験体において顕著に現れている。

(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 Wp 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 $\epsilon\eta$ が得られる。 $\epsilon\eta$ 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 sWp 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 $\epsilon\eta_s$ が得られる。

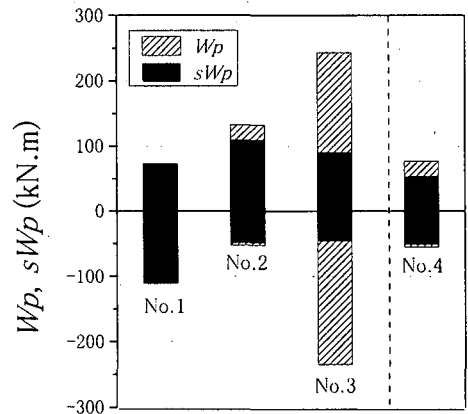


図-9 各試験体が吸収した塑性歪エネルギー

各試験体の $\epsilon\eta$ 及び $\epsilon\eta_s$ と、材料靱性指標 T' , vE 及び Cry との関係を図-8 に示す。図中には、文献3 の実験結果を併せて示している。文献3 では、 T' が 0 以下の領域、つまり試験温度が $E T_u$ を下回る領域で、 $\epsilon\eta$, $\epsilon\eta_s$ が大きく低下している。本論文の場合、広範な試験温度でのデータは得られていないが、試験温度が $E T_u$ を下回る領域で、脆性破壊に起因する $\epsilon\eta$, $\epsilon\eta_s$ の減少が現れた点は文献3 と共通している。

本研究において延性破壊した No.2 は、文献3 で延性破壊した試験体に比較して塑性変形能力が乏しく、 $\epsilon\eta$ 及び $\epsilon\eta_s$ の値は 1/2 以下となっている。これは、梁フランジ材応力

歪曲線の補面積が小さいため、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。

4. 終局耐震性能と入力レベルの関係

前報で報告したように、No.1,2,3 については地震波の入力レベルを変化させているため、変位振幅と载荷速度が異なる。このうち、試験体耐力に有意差が認められず、破壊モードがいずれも延性的になったことから、载荷速度の影響は顕在化していないと考えられる。従って、No.1,2,3 の試験体性能の相違は、主に変位振幅に起因するものと思われる。

図-9 に各試験体の W_p , sW_p を示す。 W_p , sW_p の符号は、加振正方向におけるエネルギー吸収量を正、負方向におけるエネルギー吸収量を負とし、両者を区別して示している。No.1 の負方向加振時には、途中で変位が反転することなく梁が破壊しており、このときの変形能力は、一方向载荷時の変形能力と同等と考えられる。既往の研究により、梁の変形能力評価手法が提案されている⁵⁾など。これらの手法を検証するためには、一方向载荷による実験データと照合することが最も妥当であり、この目的に照らして有用なデータが得られた。

繰返し载荷を行う場合、一方向载荷に比較して骨格曲線上の変形量は低下するが、バウシンガー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。No.1,2 に比較して、多くの繰返し数を経た後に破壊した No.3 では、この傾向が顕著に現れている。

5. 結論

角形鋼管柱-H形梁剛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。既報の実験結果と比較したところ、以下の結果が得られた。

- 1) 試験温度が高い場合、試験体は延性的破壊を生じるが、試験温度が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した。破壊モードの遷移に伴い、梁の最大耐力や変形能力が低下した。これらの結果は既報の結果と良好な対応を示している。
- 2) 使用材料の応力歪関係がランドハウス形の場合、補面積が小さく、塑性化領域が十分広がらないため、延性的破壊が生じる場合でも高い塑性変形能力を発揮することができない場合がある。
- 3) 入力レベルの高い加振において、途中で変位が反転することなく破壊が生じ、一方向载荷の場合の変形能力

と同等とみなし得るデータが得られた。さらに、多くの繰返し数を経た後の破壊も再現することができた。これらのデータは、変形能力評価手法の検証や载荷履歴の影響に関する考察を行う上での基礎資料となる。

謝辞：梁フランジ用鋼板の製作に当り、竹内徹氏（新日本製鐵）の協力を得た。

参考文献

- 1) 山田哲, 松本由香, 山口路夫, 松岡三郎, 小川信行, 秋山宏: 実大振動台実験による建築鋼構造の脆性破壊過程解明と破壊抑止策の検証 その1. 実験計画, 本シンポジウムにて発表予定
- 2) 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
- 3) 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
- 4) 野方文雄, 正木順一: 鉄鋼のシャルピ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
- 5) 秋山宏, 山田哲: 兵庫県南部地震における鋼構造剛接合部組の耐震性能評価, 日本建築学会構造系論文集, No.501, pp.151-157, 1997.11