繰返し曲げを受ける鋼梁のエネルギー吸収能力

ENERGY ABSORPTION CAPACITY OF STEEL BEAMS SUBJECTED TO CYCLIC BENDING MOMENT

山崎 真司^{*1}, 見波 進^{*2}
Shinji YAMAZAKI and Susumu MINAMI

It may well be that in cases where huge long period ground motions are input into a high-rise building structure, its members will be subjected to many cyclic loading in plastic range. This study was carried out with the object of making clear the energy absorption capacity of steel beams subjected to cyclic bending moment. A series of tests were conducted under the condition of various types of loading sequence. On the basis of test results, the authors proposed a method for estimating the energy absorption capacity of steel beams subjected to arbitrary cyclic bending moment.

Keywords : *Cyclic loading, Energy absorption capacity, Loading sequence, Local buckling, Fracture*

繰返し載荷, エネルギー吸収能力, 載荷履歴, 局部座屈, 破断

1 序

梁崩壊型骨組の耐震性能を評価するためには梁部材のエネルギー吸収能力を知る必要がある。鋼梁のエネルギー吸収能力は端部仕口部の破断あるいは板要素の局部座屈によって限界づけられる場合が多いが、両者の場合についてこれまで多くの研究が行われ(例えば1)~4), 基本的な力学特性について明らかにされている。

梁部材に関する既往の実験的研究においては、単調載荷または漸増変位振幅繰返し載荷が基本的に用いられている。これまで地震時における主要な繰返し数は数回程度であり、このような実験結果から地震時のエネルギー吸収能力は推定できると考えられていた⁵⁾。しかし、海溝型巨大地震時に発生する長周期地震動が高層建物に inputs する場合には多数回の塑性繰返しを受ける可能性があり、このような場合のエネルギー吸収能力の評価法については不明な点が多い⁶⁾。

繰返し載荷履歴がH形断面鋼梁のエネルギー吸収能力に与える影響に着目した実験的研究は少ないが、主な研究として以下がある。筆者ら^{7), 8)}は、エネルギー吸収能力が局部座屈あるいは仕口部の破断によって限界づけられる場合を対象とし、載荷履歴を実験変数とした試験を行い、単調載荷時のエネルギー吸収量を用いて繰返し載荷時のエネルギー吸収量を評価する方法について考察している。松本ら⁹⁾は同一形状の試験体に対して載荷パターンを変化させた実験を行い、骨格部およびバウシンガー部で吸収するエネルギーについ

て分析している。山田ら¹⁰⁾は、同一形状の試験体を用いて漸増変位振幅、漸減変位振幅および定振幅載荷実験を行い、載荷履歴がエネルギー吸収能力に及ぼす影響を考察している。なお、文献9), 10)の研究では、エネルギー吸収能力が仕口部の破断によって限界づけられる場合を対象としている。

本論文は載荷履歴が鋼梁のエネルギー吸収能力に及ぼす影響を明らかにすることを目的とする。まず、端部仕口部の破断あるいは板要素の局部座屈によってエネルギー吸収が限界づけられる場合を対象とし、載荷履歴を変数として行った一連の試験結果を示す。次に、曲げの正または負側の半サイクルで吸収するエネルギーを振幅の指標とし、振幅と安定限界に至るまでの繰返し数の関係を求める。この関係を用い、単調載荷時あるいは標準的漸増変位振幅繰返し載荷¹¹⁾時のエネルギー吸収能力に基づき任意の繰返し載荷時のエネルギー吸収能力を予測する方法について考察する。

2 実験方法

2.1 試験体

試験体形状を図1に示す。片持梁形式の試験体で、片持載荷長は1mである。梁断面はSM490A鋼板を用いた溶接組立H形断面で、端部フランジは全試験体共完全溶込み溶接接合とし、端部ウェブは隅肉溶接接合またはHTB接合とした。

溶接部の詳細を図2に示す。施工時においてフランジ溶接部の始

(本論文の一部は文献7), 8)に発表した。)

^{*1} 東京電機大学大学院理工学研究科 教授・工博

^{*2} 首都大学東京大学院都市環境科学研究科 助教・博士(工学)

Prof., Graduate School of Science and Engineering, Tokyo Denki University, Dr. Eng.
Assistant Prof., Graduate School of Urban Environmental Sciences, Tokyo Metropolitan University, Dr. Eng.

表 1 試験体一覧

試験体名	梁断面	b/t_f	d/t_w	ウェブ 接合	リブ 補強	崩壊 モード	α	η_e^+	η_e^-	η_e	N_e^+	N_e^-	N_e	$\overline{\Delta\eta_e}$	$\frac{\Delta\eta_e}{\Delta\eta_I}$	$\frac{N_e}{N_I}$	$\frac{\Delta\eta_e}{\eta_0}$	γ
G1WN-I2	H-300×120×4.5×9	6.67	62.7	溶接	無	L1	1.15	17.2	19.5	36.8	5	5	10	3.68	1.00	1.00	—	0.53
G1WN-I4						L1	1.13	21.5	18.5	40.0	8	7	15	2.67	0.73	1.50	—	0.54
G1BR-I2	H-300×120×4.5×9	6.67	62.7	HTB	有	F1	1.05	5.2	5.3	10.5	3	3	6	1.75	1.00	1.00	—	0.51
G1BR-I4						F1	1.02	7.3	7.0	14.3	5	5	10	1.43	0.82	1.67	—	0.51
G2WN-I2	H-300×120×6×12	5.00	46.0	溶接	無	L2	1.27	66.8	67.7	134.6	8	8	16	8.41	1.00	1.00	—	0.50
G2WN-I4						L2	1.24	71.3	76.3	147.6	13	14	27	5.47	0.65	1.69	—	0.52
G2WN-V2						L2	1.24	83.3	78.0	161.3	23	21	44	3.67	0.44	2.75	—	0.52
G2WR-I2	H-300×120×6×12	5.00	46.0	溶接	有	F1	1.32	32.1	36.6	68.7	6	7	13	5.28	1.00	1.00	—	0.53
G2WR-I4						F2	1.40	75.3	87.6	162.9	13	14	27	6.03	—	—	—	0.54
G2BR-M0	H-300×120×6×12	5.00	46.0	HTB	有	F1	1.30	—	—	11.2	—	—	1	11.20	3.10	0.18	1.00	1.00
G2BR-I2						F1	1.22	22.1	17.7	39.7	6	5	11	3.61	1.00	1.00	0.32	0.56
G2BR-I4						F1	1.19	22.7	25.2	47.8	9	9	18	2.66	0.74	1.64	0.24	0.53
G2BR-V2						F1	1.25	23.8	25.9	49.8	7	7	14	3.56	0.98	1.27	0.32	0.52
G3BR-M0	H-300×120×6×16	3.75	44.7	HTB	有	F1	1.30	—	—	13.4	—	—	1	13.41	—	—	1.00	1.00
G3BR-I2						F2	1.31	49.5	47.9	97.4	8	8	16	6.08	1.00	1.00	—	0.51
G3BR-V1						F2	1.15	65.6	64.4	129.9	44	43	87	1.49	0.25	5.44	—	0.50
G3BR-RW						F2	1.23	76.1	78.6	154.7	42	40	82	1.89	0.31	5.13	—	0.51
G3BR-RE						F1	1.27	18.1	7.5	25.5	2	2	4	6.38	—	—	0.48	0.71
G3BR-RS						F1	1.23	23.4	22.8	46.3	9	9	18	2.57	—	—	0.19	0.51
G4WN-M0	H-300×120×4.5×12	5.00	61.3	溶接	無	L1	1.14	—	—	10.3	—	—	1	10.30	2.62	0.20	1.00	1.00
G4WN-I2						L1	1.19	18.5	20.8	39.3	5	5	10	3.93	1.00	1.00	0.38	0.53
G4WN-I4						L1	1.18	18.3	15.9	34.2	7	6	13	2.63	0.67	1.30	0.26	0.54
G4WN-V1						L1	1.19	33.3	33.6	66.9	22	21	43	1.56	0.40	4.30	0.15	0.50
G4WN-RW						L1	1.20	31.8	30.5	62.3	31	29	60	1.04	0.26	6.00	0.10	0.51
G5WN-M0	H-350×120×4.5×9	6.67	73.8	溶接	無	L1	1.09	—	—	7.5	—	—	1	7.45	2.23	0.22	1.00	1.00
G5WN-I2						L1	1.13	17.2	12.9	30.1	5	4	9	3.34	1.00	1.00	0.45	0.57
G5WN-I4						L1	1.14	21.7	19.5	41.2	8	7	15	2.75	0.82	1.67	0.37	0.53
G6WN-M0	H-250×120×4.5×9	6.67	51.6	溶接	無	L1	1.23	—	—	16.4	—	—	1	16.38	3.42	0.17	1.00	1.00
G6WN-I2						L1	1.22	27.3	30.2	57.5	6	6	12	4.79	1.00	1.00	0.29	0.53
G6WN-I4						L1	1.24	39.6	35.9	75.5	10	9	19	3.97	0.83	1.58	0.24	0.53

図 1 試験体形状

図 3 ウェブ HTB 接合部詳細

図 2 溶接部詳細

図 4 端部リブ補強

図 5 各梁断面の幅厚比と耐震規定による種別

一部の試験体には局部座屈を防止するためにリブ補強を行っている。リブ補強の詳細を図 4 に示す。

試験体一覧を表 1 に示す。試験体名称は以下のように定めている。

例：G1WN-I2

- 1, 2 文字目：断面形状を示す。G1～G6 の 6 種類の梁断面を用いている。
- 3 文字目：ウェブ接合法を示す。溶接接合を W, HTB 接合を B で表す。
- 4 文字目：リブ補強の状態を示す。補強有りを R, 無しを N で表す。
- 5, 6 文字目：載荷履歴を示す。略称 MO, I2 等 (2.3 参照) で表す。

同一形状の試験体を試験体グループと称する。本実験は 9 グループから成り、全試験体数は 30 である。

各梁断面の幅厚比を、表 1 および耐震規定による梁部材種別による幅厚比制限と比較して図 5 に示す。既存の鋼構造高層建築においては現行の耐震規定の幅厚比制限を満たさない断面もしばしば用いられている⁶⁾ことから、本実験では幅厚比の比較的大きな断面も対象としている。

2.2 載荷方法

試験体固定側のプレートを HTB を用いて反力治具に取付け、先端のピンジョイントを介して変位制御で準静的に載荷する。載荷部の

終端部に固形エンドタブを用いた。完全溶込み溶接、すみ肉溶接とも CO₂ 半自動溶接法 (溶接ワイヤ YGW11 φ1.2mm, 電流 220A, 電圧 30V, 速度 30～35cm/分) により行った。溶接後の仕上げは行っていない。

ウェブ HTB 接合部詳細を図 3 に示す。

図6 漸増繰返し載荷

図7 パターン繰返し載荷

図8 ランダム載荷

面外変位は拘束されている。十分な耐力低下に至った時点で載荷を終了する。

2.3 載荷履歴

載荷履歴は次の4種類である。(括弧内は載荷履歴の略称)

a. 単調載荷 (MO)

b. 漸増繰返し載荷 (I2, I4)

梁端のモーメントが全塑性モーメント M_p に達したときの弾性変形角 θ_p を基準とし、その偶数倍の振幅で繰返しつつ順次振幅を増加させる。同じ振幅で2回繰返した場合の略称を I2、4回繰返した場合の略称を I4 とする(図6)。既往の繰返し実験においては、I2 が標準的に用いられている¹¹⁾。

c. パターン繰返し載荷 (V1, V2)

θ_p を基準としその倍数で増加減少するパターンを繰返す載荷である。 θ_p の整数倍の振幅で最大 $3\theta_p$ のパターンの場合を V1、 θ_p の偶数倍の振幅で最大 $6\theta_p$ のパターンの場合を V2 とする。(図7)

d. ランダム繰返し載荷 (RE, RW, RS)

梁降伏型骨組モデルに地震波を入力したときの梁応答に基づき定めたランダムな繰返し載荷^{注1)}である。(図8)

3 実験結果

3.1 短柱圧縮試験

短柱圧縮試験の目的の一つは局部座屈で決まる最大圧縮応力度の把握である。曲げを受ける場合と一様な圧縮力を受ける場合の垂直応力度分布の違いにより、梁の圧縮側最大応力度は短柱圧縮試験による最大応力度を上回ることが知られている^{12), 13)}。両者の最大応力度が概ね対応することを目指して、本実験においては各梁試験体の断面せいを 1/2 とした断面を用いて短柱圧縮試験を行った。ただし、G3 断面試験体については、全試験体共リブ補強(図4)を行っているため、梁試験体と同一断面でリブ補強を行った試験体を用いて短柱圧縮試験を行った。試験体長さは、全試験体共断面幅の3倍とした。

試験より得られた応力歪関係を図9に示す。G3断面以外は梁試験体断面成を 1/2 とした断面を用いているため、短柱試験体名に / を付けて示した。また、短柱圧縮試験結果から求めた降伏応力度 (σ_y)、

図9 短柱圧縮試験結果

表3 リブ補強を有する試験体の崩壊性状

試験体名	フランジ亀裂起点	断面収縮比 (%)	崩壊モード
G1BR-I2	中央	79	F1
G1BR-I4	中央	87	F1
G2BR-MO	中央	86	F1
G2BR-I2	中央	81	F1
G2BR-I4	中央	68	F1
G2BR-V2	中央	92	F1
G2WR-I2	中央	82	F1
G2WR-I4	端部	96	F2
G3BR-MO	中央	74	F1
G3BR-I2	端部	91	F2
G3BR-V1	端部中央同時	96	F2
G3BR-RW	端部	93	F2
G3BR-RE	端部中央同時	90	F1
G3BR-RS	中央	82	F1

表2 短柱圧縮試験による σ_y, σ_B

断面	σ_y (N/mm ²)	σ_B (N/mm ²)	$\frac{\sigma_B}{\sigma_y}$
G1'	399	425	1.07
G2'	412	530	1.29
G3	420	486	1.16
G4'	354	433	1.22
G5'	372	377	1.01
G6'	380	435	1.14

最大応力度 (σ_B) および応力上昇率 (σ_B/σ_y) を表2に示す。

3.2 梁試験体の荷重変形関係

各梁試験体について、変位載荷履歴および実験で得られた荷重変形関係を図10に示す。図中において、以下の記号を用いた。

M : 固定端モーメント, M_p : 全塑性モーメント, θ : 部材角,

θ_p : M が M_p に達したときの弾性部材角

なお、 M_p は表2の σ_y を用いて算出した。

4 塑性挙動に関する考察

4.1 最大耐力決定要因と崩壊モード

各試験体の最大耐力決定要因は、リブ補強の有無により以下のようであった。

a) リブ補強無しの試験体

全試験体において局部座屈により最大耐力が決定した。ただし、次の2種類の崩壊性状が見られた。

崩壊性状1 (L1): フランジ破断を生じることなく載荷の進行に伴い耐力が十分に低下した。(試験体グループ G1WN, G4WN, G5WN, G6WN が該当)

崩壊性状2 (L2): 最大耐力に達した後フランジに亀裂が発生し、フランジが破断した。(試験体グループ G2WN が該当)

上記崩壊性状1の場合を崩壊モード L1、崩壊性状2の場合を崩壊モード L2、両者を併せて局部座屈崩壊と称する。

b) リブ補強有りの試験体

全試験体においてフランジ破断により最大耐力が決定した。ただし、次の2種類の破断性状が見られた。

破断性状1 (F1): フランジ溶接部中央から亀裂が発生し、フランジ

図 10 荷重履歴と荷重変形関係

全断面破断に至った。破断後の断面積比（破断後フランジ断面積と載荷前フランジ断面積の比）は 70%~90% 程度であった。

破断性状 2 (F2): フランジ溶接部端部から亀裂が発生し、フランジ全断面破断に至った。断面積比は 90~95% 程度であった。

上記破断性状 1 の場合を崩壊モード F1、破断性状 2 の場合を崩壊モード F2、両者を併せて破断崩壊と称する。

各試験体のフランジ亀裂開始位置、断面積比および崩壊モードを表 3 に示す。G3BR-V1 および G3BR-RE 試験体のフランジ亀裂開始位置は端部と中央同時であったが、断面積比の値に基づき前者を崩壊モード F2、後者を崩壊モード F1 とした。試験グループ G2WR、G3BR については同一グループで 2 種類の崩壊モードが生じたが、同一グループ試験体について載荷前試験体外観に特に違いは見られず、異なる崩壊モードが生じた要因は不明である。崩壊モード F2 試験体の方が、崩壊モード F1 試験体に比べてエネルギー吸収能力が高い傾向を示している。

各試験体の崩壊モードを表 1 に示した。

4.2 耐力上昇率

耐力上昇率 α を次式で定義する。

$$\alpha = \frac{M_{\max}}{M_p} \quad (1)$$

ここで、 $M_{\max}$ ：最大曲げ耐力

実験結果より得られた各試験体の α の値を表 1 に示す。

以下に耐力上昇率 α についての考察を述べる。

a) 局部座屈崩壊の場合

短柱圧縮試験による応力上昇率 (σ_B/σ_y) と α の関係を図 11 に示す。単調載荷の場合を○で、繰返し載荷の場合を●で表示している。図 11 より同一形状の試験体において、単調載荷時の α は繰返し載荷時の α と比較して同等または小さいことが分かる。

本実験においては σ_B/σ_y と α の下限値の間にほぼ次の関係がみられた。

$$\alpha = 0.33 \frac{\sigma_B}{\sigma_y} + 0.77 \quad (2)$$

図 10 載荷履歴と荷重変形関係 (つづき)

式 (2) を図中に破線で示す。式 (2) の適用性について検討するためには今後のデータの蓄積が必要である。

耐力上昇率について、文献 3) による評価値と実験結果の関係を図 12 に示す。評価値は実験結果のほぼ下限となっており、評価法は妥当であると考えられる。

b) 破断崩壊の場合

耐力上昇率について、文献 14), 15) による評価値と実験結果の関係を図 13 に示す。G1BR グループを除いて評価値は実験結果のほぼ下限に対応している。

4.3 単調載荷曲線とスケルトン曲線の比較

単調載荷実験を行っている試験体グループについて、最大荷重に達するまでのスケルトン曲線 (破線) を単調載荷曲線 (実線) と比較して図 14 に示す。(a) は局部座屈崩壊の場合、(b) は破断崩壊の場合である。

最大荷重に達するまでのスケルトン曲線について、次の特徴が見

られる。

局部座屈崩壊の場合: 載荷履歴によりスケルトン曲線がやや異なる。スケルトン曲線は単調載荷曲線に比べ塑性剛性が若干上昇する傾向がみられる。

破断崩壊の場合: 異なる載荷履歴の場合のスケルトン曲線および単調載荷曲線はよく一致している。

5 エネルギー吸収能力に関する考察

5.1 安定限界

一般に破断崩壊の場合は最大耐力に達した後のエネルギー吸収量は少ない。一方、局部座屈崩壊の場合は最大耐力に達した後も徐々に耐力を低下させながら個材としては塑性エネルギー吸収を行うことが出来る。しかし、多層骨組における梁材の性能として考えると、部材が最大耐力以降の劣化域に入ると劣化部材への損傷集中の度合いが著しくなり、骨組全体の地震エネルギー吸収への寄与が困難

図 11 短柱圧縮試験結果による σ_B/σ_y と梁の耐力上昇率 ($\alpha = M_{\max}/M_p$) の関係

図 12 梁の耐力上昇率について文献 3) による評価値と実験結果の関係

図 13 梁の耐力上昇率について文献 14, 15) による評価値と実験結果の関係

(a) 局部座屈崩壊の場合

(b) 破断崩壊の場合

図 14 単調載荷曲線とスケルトン曲線の比較

である。そこで本研究では最大耐力に達した後全塑性モーメントに至ったときを安定限界とし、安定限界に至るまでに吸収するエネルギーを部材のエネルギー吸収能力として評価する。

5.2 有効吸収エネルギーと有効半サイクル数

塑性吸収エネルギーの大きさは次式による無次元量 η で表す。

$$\eta = \frac{W_p}{M_p \theta_p} \quad (3)$$

W_p : 塑性吸収エネルギー量

端部モーメントの値がゼロから次のゼロに至るまでを半サイクルとし、半サイクルで吸収するエネルギーを半サイクル吸収エネルギーとする (図 15)。

例として、試験体 G3BR-RS について正側および負側で吸収する半サイクルエネルギーの分布を図 16 に示す。

半サイクル吸収エネルギーのうち、次の条件を満たすものを有効半サイクル吸収エネルギーとする。

- 安定限界に至る迄であること。
- 半サイクル吸収エネルギーの最大値の 5% 以上の大きさであること。

正側における有効半サイクル吸収エネルギーの和およびその半サイクル数を η_e^+ , N_e^+ 、負側におけるそれらを η_e^- , N_e^- で表す。

また、次式による η_e , N_e , $\overline{\Delta\eta_e}$ をそれぞれ有効吸収エネルギー、

図 15 半サイクル吸収エネルギー

図 16 半サイクル吸収エネルギーの分布 (G3BR-RS)

有効半サイクル数、平均エネルギー振幅とする。

$$\eta_e = \eta_e^+ + \eta_e^- \quad (4)$$

$$N_e = N_e^+ + N_e^- \quad (5)$$

$$\overline{\Delta\eta_e} = \frac{\eta_e}{N_e} \quad (6)$$

表 1 に各試験体の η_e^+ , η_e^- , η_e , N_e^+ , N_e^- , N_e , $\overline{\Delta\eta_e}$ を示す。

5.3 平均エネルギー振幅 ($\overline{\Delta\eta_e}$) と有効半サイクル数 (N_e) の関係

1) 漸増繰返し載荷 I2 を基準とする場合

多くの既往の実験において漸増繰返し載荷 I2 (図 6) が標準的な載荷履歴として用いられており、本実験においてもすべての試験体グループにおいて I2 載荷を行っている。I2 載荷の場合のエネルギー吸収性能を基準として実験結果を整理する。

I2 載荷の場合の $\overline{\Delta\eta_e}$ および N_e をそれぞれ $\overline{\Delta\eta_{I2}}$, N_{I2} とし、各試験体について $\overline{\Delta\eta_e}$ および N_e を同一グループの $\overline{\Delta\eta_{I2}}$, N_{I2} で除した

図 17 $\overline{\Delta\eta_e}/\overline{\Delta\eta_I}$ と N_e/N_I の関係

図 18 $\overline{\Delta\eta_e}/\eta_0$ と N_e の関係

値を表 1 に示す。ここで、単調荷試験体については、安定限界直前の状態から負側方向に荷重すれば正側で吸収した歪エネルギーと同程度のエネルギーを負側で安定限界に至るまでに吸収できると仮定し、 N_e を 2 として N_e/N_I の値を算出した。ただし、各試験体グループにおいて I2 荷試験体と同一の崩壊モードとなった試験体のみを対象とした。

$\overline{\Delta\eta_e}/\overline{\Delta\eta_I}$ と N_e/N_I の関係を図 17 に示す。両対数軸のグラフ上で両者はほぼ直線関係にあり、局部座屈崩壊と破断崩壊の場合共に、図中に実線で示す次式で近似できる。

$$\frac{\overline{\Delta\eta_e}}{\overline{\Delta\eta_I}} = \left(\frac{N_e}{N_I}\right)^{-0.63} \quad (7)$$

2) 単調荷 MO を基準とする場合

単調荷試験を行っている試験体グループについて、単調荷時の η_e を η_0 とし、 $\overline{\Delta\eta_e}$ を同一グループの η_0 で除した値を表 1 に示す。ただし、試験体グループ G3BR については荷履歴 MO と同一の崩壊モード (F1) を示した試験体 (G3BR-RE, RS) のみを対象とした。

$\overline{\Delta\eta_e}/\eta_0$ と N_e の関係を図 18 に示す。ここで、前述と同様の理由により単調荷試験結果は N_e を 2 としてプロットした。

ここで、式 (7) が単調荷時にも成り立つと考え、式 (7) の $\overline{\Delta\eta_e}$ 、 N_e に単調荷時の値 η_0 、2 を代入すると、

$$\frac{\eta_0}{\overline{\Delta\eta_I}} = \left(\frac{2}{N_I}\right)^{-0.63} \quad (8)$$

式 (7)、(8) より $\overline{\Delta\eta_I}$ 、 N_I を消去すれば、単調荷時のエネルギー吸収量を基準としたときの平均エネルギー振幅と有効繰返し数の関係を表す次式が得られる。

$$\frac{\overline{\Delta\eta_e}}{\eta_0} = 1.55N_e^{-0.63} \quad (9)$$

式 (9) の関係を図 18 に実線で示す。実験結果と実線は対応している。

図 19 N_e/N_I と η_e/η_I の関係

図 20 N_e と η_e/η_0 の関係

5.4 有効吸収エネルギー η_e の推定

I2 荷時の η_e を η_I とすれば、

$$\overline{\Delta\eta_I} = \frac{\eta_I}{N_I} \quad (10)$$

である。

式 (6)、(7)、(10) より $\overline{\Delta\eta_e}$ 、 $\overline{\Delta\eta_I}$ を消去すれば次式が得られる。

$$\frac{\eta_e}{\eta_I} = \left(\frac{N_e}{N_I}\right)^{0.37} \quad (11)$$

式 (6)、(9) より $\overline{\Delta\eta_e}$ を消去すれば次式が得られる。

$$\frac{\eta_e}{\eta_0} = 1.55N_e^{0.37} \quad (12)$$

式 (11) は I2 荷時の吸収エネルギーに基づき、式 (12) は単調荷時の吸収エネルギーに基づき、任意の繰返し荷時の吸収エネルギーを推定する式である。

式 (11) と実験結果の関係を図 19 に示す。

ここで、式 (11)、(12) より、I2 荷時の吸収エネルギー η_I と単調荷時の吸収エネルギー η_0 の関係を表す次式が得られる。

$$\eta_0 = 0.65\eta_I N_I^{-0.37} \quad (13)$$

単調荷試験を行っていない試験体グループについては式 (13) を用いて η_0 を推定し、全試験体グループについて式 (12) と実験結果の関係を図 20 に示す。

図 19、20 において、5.3 1) に述べた仮定により単調荷時の値は N_e を 2、 η_e を $2\eta_0$ をとしてプロットしている。実験結果と提案式は対応していることが分かる。式 (11)、(12) は局部座屈崩壊型、破断崩壊型いずれの場合についても適用可能な式であり、これらの式により繰返し荷時のエネルギー吸収能力を推定することができる。エネルギー吸収を限界づける要因の異なる局部座屈崩壊型と破断崩壊型に対して同一の関係式が成立つことは興味深い、その理由についての考察は今後の課題とする。

提案する推定式は設計における部材性能検討に利用することができると思われる^{注2)}。

図 21 エネルギーの偏りの影響

式 (11), (12) はエネルギー吸収が正負両側でほぼ均等になされた実験結果に基づいて導かれており、エネルギー吸収の偏りが小さい場合に適用されるものである。

次に、エネルギー振幅の正負いずれかへの偏りが η_e に及ぼす影響について考察する。

5.5 エネルギー振幅の偏りの影響

次式による γ をエネルギーの偏りの指標とする。

$$\gamma = \frac{\max(\eta_e^+, \eta_e^-)}{\eta_e^+ + \eta_e^-} \quad (14)$$

γ の値は均等振幅のとき 0.5、完全に偏るとき 1.0 である。

各試験体について γ の値を表 1 に示す。本実験において、繰返し載荷試験体の γ は G3BR-RE を除いて 0.5 に近い。

式 (11), (12) は $\gamma = 0.5$ のとき成立つ式と考えられる。

$\gamma = 1.0$ のときは塑性変形が片側に進行するので η_e は η_0 に等しく

$$\frac{\eta_e}{\eta_0} = 1.0 \quad (15)$$

である。

$0.5 < \gamma < 1.0$ に対しては式 (12) と (15) との線形補間により $\frac{\eta_e}{\eta_0}$ を評価すると仮定すれば、

$$\frac{\eta_e}{\eta_0} = 1.55N_e^{0.37} - (2\gamma - 1)(1.55N_e^{0.37} - 1)$$

より、次式が得られる。

$$\frac{\eta_e}{\eta_0} = 3.1(1 - \gamma)N_e^{0.37} + 2\gamma - 1 \quad (16)$$

式 (13), (16) より η_0 を消去すれば次式が得られる。

$$\frac{\eta_e}{\eta_I} = 2(1 - \gamma) \left(\frac{N_e}{N_I} \right)^{0.37} + 0.65(2\gamma - 1)N_I^{-0.37} \quad (17)$$

エネルギー振幅の偏りを考慮する場合は、式 (11), (12) の代りに式 (17), (16) を用いてエネルギー吸収能力を推定する。

式 (16) の関係を図 21 に実線で示す。同図中に G3BR-RE ($\gamma = 0.7$) の結果をプロットしている。実験結果は式 (16) と対応している。

本実験ではエネルギーの偏りを有するデータが少ないため、式 (16), (17) の適用性については今後実験により検証する必要がある。

5.6 既往の文献における実験結果

文献 9), 10) の研究において、同一形状の試験体を用い載荷履歴を変数として実験が行われている。載荷履歴および実験結果を表 4 に示す。エネルギー吸収量および繰返し数について、漸増繰返し載荷 I2 の結果を基準として整理している。なお、すべての試験体が端部におけるフランジ破断によってエネルギー吸収量が決まっている。

表 4 文献 9), 10) の実験結果

文献	試験体	載荷履歴	N_e	η	$\Delta\eta_e$	$\frac{N_e}{N_I}$	$\frac{\Delta\eta_e}{\eta_I}$
9)	No.1	漸増振幅 (I2)	13	37.5	2.88	1.00	1.00
	No.2	2 段振幅 ($\pm 2\theta_p$, $\pm 3\theta_p$)	32	54.8	1.71	2.46	0.59
	No.3	交番振幅 ($+6\theta_p$, $-2\theta_p$)	12	37.8	3.15	0.92	1.09
	No.4	一定振幅 ($\pm 4\theta_p$)	16	48.6	3.04	1.23	1.05
10)	1	漸増振幅 (I2)	13	69.3	5.33	1.00	1.00
	2	漸減振幅 (I2 の逆進行)	13	79.1	6.09	1.00	1.14
	3	一定振幅 ($\pm 3\theta_p$)	53	145.8	2.75	4.08	0.52
	4	一定振幅 ($\pm 4\theta_p$)	20	96.0	4.80	1.54	0.90
	5	一定振幅 ($\pm 5\theta_p$)	7	48.2	6.88	0.54	1.29

図 17(b) および 19(b) に、表 4 の結果を本実験結果と併せてプロットしている。文献 9), 10) の実験結果に対しても本論文の関係式が成立つことがわかる。

6 結

H 形断面鋼梁について、繰返し載荷履歴とエネルギー吸収能力の関係を明らかにすることを目的として一連の実験を行った。梁の安定限界が局部座屈で決まる場合 (局部座屈崩壊型) と仕口部フランジの破断で決まる場合 (破断崩壊型) を対象とし、載荷は、単調載荷、漸増繰返し載荷、パターン繰返し載荷の他、地震応答時を想定したランダム繰返し載荷も対象とした。実験に基づき以下の結論を得た。

- 1) 耐力上昇率 (最大耐力と全塑性モーメントの比) について、既往の文献による評価値は局部座屈崩壊型、破断崩壊型の場合共に実験結果のほぼ下限に対応しており、これらの耐力評価法は妥当である。
- 2) 同一形状の試験体について、載荷履歴を変えた場合のスケルトン曲線と単調載荷曲線を最大荷重に達するまでの曲線で比較すると、局部座屈崩壊の場合は載荷履歴によりスケルトン曲線がやや異なり、スケルトン曲線は単調載荷曲線に比べ塑性剛性が若干上昇する傾向がみられる。一方破断崩壊型の場合は、両者はよく一致している。
- 3) 半サイクルで吸収するエネルギーの平均値を振幅の指標とし、実験に基づき、部材が安定限界に至るまでの、振幅と半サイクル繰返し数の関係を導いた。
- 4) 標準漸増繰返し載荷 (図 6, I2) または単調載荷によるエネルギー吸収能力に基づき、任意の繰返し載荷を受けるときのエネルギー吸収能力を予測する式 (式 (11), (12)) を導いた。

断面の幅厚比、仕口部の耐力上昇率、繰返し数等が本実験の範囲を超える場合の予測式の適用性については今後の課題である。

謝辞

本研究の一部は H18-19 年度科学研究費補助金 (基盤研究 (C) 課題番号: 18560557 研究代表者: 山崎真司) の補助を受けた。また、実験に関して東京都立大学大学院生柳沼大樹君 (現松田平田設計)、首都大学東京大学院生羽田和樹君 (現日本設計) の協力を得た。記してここに謝意を表する。

注

注 1) ランダム繰返し載荷

梁降伏型骨組モデル (図注 1) に対する地震応答解析を行い、その時の梁の変位応答に基づき載荷履歴を設定する。骨組の固有周期と入力地震波諸元を表注 1 に示す。なお G3BR-RW および G4BR-RW は図 8 の載荷履歴を繰返し入力している。

図注1 骨組モデル

表注1 固有周期と入力地震波

载荷名	固有周期	地震波	種類	有効継続時間 [※]
RE	1s	EL CENTRO NS	観測波	24.4 s
RW	3s	KK-WOS-EW ¹⁶⁾	模擬地震波	179.4 s
RS	3s	C-SAN-EW ¹⁶⁾	模擬地震波	120.0 s

※入力加速度の2乗累積値がそれぞれ5%から95%に達するまでの時間

注2) 提案する推定式(本文式(11), (12))の設計における部材性能検討への適用として以下の方法が考えられる。

- i) 部材性能検討用の有効吸収エネルギー(η_{em})と有効半サイクル数(N_{em})
部材レベルの弾塑性地震応答解析を行えば、検討対象部材の有効吸収エネルギー、有効半サイクル数が得られる。複数の設計用入力地震動に対する解析結果に基づき、検討用の有効吸収エネルギー(η_{em})と有効半サイクル数(N_{em})を設定する。 η_{em} は過大に、 N_{em} は過小に評価すれば安全側である。
- ii) 当該部材について参照可能な実験データを有する場合の検討方法
 - a 標準的漸増変位振幅繰返し载荷実験データが参照可能な場合
実験結果による N_I , η_I およびi)による N_{em} をそれぞれ式(11)の N_I , η_I , N_e に代入し、 η_e を求める。
 - b 単調载荷実験データが参照可能な場合
実験結果による η_0 およびi)による N_{em} をそれぞれ式(12)の η_0 , N_e に代入し、 η_e を求める。
aまたはbで求めた η_e に対し、 $\eta_e > \eta_{em}$ であれば当該部材は必要なエネルギー吸収能力を有すると予測される。
- iii) 当該部材について参照可能な実験データを有しない場合の検討方法
単調载荷時の η_0 を既往の文献に基づき推定する。
 - a 局部座屈で限界づけられる η_0 の推定
例えば文献3)に基づき推定する。
 - b 仕口部の破断で限界づけられる η_0 の推定
例えば文献14)に基づき耐力上昇率を推定し、耐力上昇率を用いて文献17)に基づき η_0 を推定する。
上記の2種の η_0 の小さい方の値を単調载荷時の η_0 とする。
以下ii) bの場合と同様。

参考文献

- 1) 田淵基嗣, 坂本真一, 金谷弘, 藤原勝義, 上場輝康: 角形鋼管柱に接合されるH形はり端部の曲げ耐力の評価, 日本建築学会構造系論文集, No.389, pp.122-131, 1988.7
- 2) 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, 1997.7
- 3) 加藤勉, 秋山宏, 帯洋一: 局部座屈を伴うH形断面部材の変形, 日本建築学会論文報告集, No.257, pp.49-57, 1977.7
- 4) 加藤勉, 中尾雅躬: 局部座屈に支配されるH形断面鋼部材の耐力と変形能力, 日本建築学会構造系論文集, No.458, pp.127-136, 1994.4
- 5) 日本建築学会: 耐震設計における保有耐力と変形性能(1990), 1990.10
- 6) 見波進, 山崎真司, 松野互吾: 長周期地震動を受ける鋼構造超高層建築の耐震性能評価に関する考察, 鋼構造年次論文報告集, pp.379-386, 2006.11
- 7) 山崎真司, 見波進, 柳沼大樹: 繰返し曲げを受ける鋼梁のエネルギー吸収能力 その1, その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.739-742, 2007.8
- 8) 栗原彩, 山崎真司, 見波進, 羽田和樹: 繰返し曲げを受ける鋼梁のエネルギー吸収能力 その3, その4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.1053-1056, 2008.9
- 9) 松本由香, 片山浩一, 田中真弥: 繰返し载荷による鉄骨梁の損傷度に関する実験的研究 (その1)(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.563-566, 2008.9
- 10) 山田哲, 角野大介, 焦瑜, 島田佑子, 吉敷祥一: 繰返し荷重を受ける梁部材のエネルギー吸収能力 (その1)(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.567-570, 2008.9
- 11) 建築研究所, 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
- 12) 大井謙一, 陳以一, 高梨晃一: 変動軸力を受けるH形鋼柱の弾塑性挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.38B, pp.421-430, 1992.3
- 13) 山崎真司, 見波進: 変動軸力と繰返し水平力を受ける鋼柱の弾塑性挙動に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.519, pp.95-102, 1995.5
- 14) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, pp.44-49, 1998
- 15) 見波進, 山崎真司, 香林洋: 鋼構造梁端接合部の耐力評価, 鋼構造年次論文報告集, pp.49-57, 2002.11
- 16) 日本建築学会: 長周期地震動と建築物の耐震性, 2007.12
- 17) 藤村啓介, 山崎真司: 鋼構造梁部材のエネルギー吸収量と梁端接合部の必要耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.915-916, 1999.9

(2009年11月8日原稿受理, 2010年2月22日採用決定)