繰返し载荷による鋼梁の延性破断

DUCTILE FRACTURE OF STEEL BEAMS UNDER CYCLIC LOADING

桂 大輔*, 宮澤秀明**, 桑村 仁***

Daisuke KATSURA, Hideaki MIYAZAWA and Hitoshi KUWAMURA

The experiment on cumulative plastic deformation capacity of steel beams up to ductile fracture under variable ductile amplitude cyclic loading was carried out. Cumulative plastic deformation capacity by constant amplitude loading could be formulated by similitude law of prefracture hysteresis. That by variable amplitude loading could be formulated by similitude law and Miner's law. That was also influenced by the order of large and small amplitudes and by deviation of maximum amplitude from average amplitude. The limit point when strength was decreased to a specified value was defined. Cumulative deformation capacity up to the limit point could be formulated by similitude law and Miner's law.

Keywords: ductile fracture, cumulative plastic deformation capacity, variable amplitude loading, similitude law of prefracture hysteresis, Miner's law

延性破断, 累積塑性変形能力, 変動振幅载荷, 破断履歴の相似則, Miner 則

1. はじめに

鋼構造物の現状の設計では, 部材の持つ破断までの累積塑性変形能力が, 設計で想定する地震動に対し十分であるかどうかの直接的検証はなされていない。しかしながら, 地震被害において鋼部材が破断した事例は報告されており, 破断までの変形能力を設計上検討する必要があると思われる。

鋼構造梁端部繰返し载荷時の変形能力については金多, 甲津⁽²⁾, 成原, 泉⁽³⁾, 小川, 大熊, 中込⁽⁴⁾によって研究されている。文献⁽²⁾では風外力に対応する低サイクル疲労に対して実験が行われているが, 一部, 延性破断が起きる 100 サイクル程度以下の繰返し数で破断する繰返しレベルに対して実験が行われており, この繰返し数は地震外力に対応するものと考えられる。しかし, 一定振幅のみを対象としており, 振幅の変化する载荷は対象にしていない。文献⁽³⁾では Miner 則に基づいて変動振幅の評価を行っているが, 風外力を想定した疲労またはクレーンガーダーの疲労破壊のような高サイクル疲労を対象としている。文献⁽⁴⁾においても低サイクル疲労を対象としている。このように, 地震外力に対応する延性破断する繰返し数において, 部材の変形能力を定量的に評価した研究は少ない。

鋼部材の破断までの変形能力については, 大きな変形履歴を経験

させるよりも, 小さな変形履歴を繰返し作用させた方が, 破断までの累積塑性変形能力が大きいことが知られている。桑村らは一定振幅载荷時の累積塑性変形能力に対する変形履歴の影響を「破断履歴の相似則」⁽⁵⁾にまとめている。さらに振幅が変動する変形履歴を受ける場合についても Miner 則を用いて累積塑性変形能力を評価できる⁽⁶⁾ことを示している。

本研究では, 延性破断をする鋼梁の変動振幅を含む繰返し载荷による曲げ破壊試験を行い, 振幅の大きさ以外の大振幅と小振幅の順番など従来無視されてきた要因も考慮しつつ, 累積塑性変形能力を評価する方法を提案するものである。さらに, 延性破断が生じる時だけでなく, 耐力があるレベルまでの低下するまでの累積塑性変形能力に関しても予測を試みた。

表 1 素材試験結果 (SS400)

部位	サンプル数 (片)	ヤング率 E (kN/mm ²)	降伏点 $\sigma_s^{(1)}$ (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	降伏比 YR	一様伸び ϵ_u (%)	破断伸び ϵ_B (%)
フランジ	8	212	317	446	0.71	20.8	41.1
ウェブ	4	211	339	459	0.74	15.1	34.8
全体	12	211	324	450	0.72	18.7	39.0

JIS5号試験片による。表中の値は試験片の平均。

(1): 降伏棚の値

本論文は文献(1)を加筆修正したものである。

* 東京大学大学院工学系研究科建築学専攻
学術研究支援員・工修

** ㈱ゴールドクレスト 工修

(元 東京大学大学院建築学専攻)

*** 東京大学大学院工学系研究科建築学専攻 教授・Ph. D.

Research Assistant, Dept. of Architecture, The University of Tokyo, M. Eng.

Gold Crest, M. Eng.

(Former Graduate Student, The University of Tokyo)

Prof., Dept. of Architecture, The University of Tokyo, Ph. D.

2. 試験体

試験体はSS400のロール成形のH形鋼を使用した。素材試験結果を表1に示す。試験片は鋼材の1ロット数に付きフランジ2箇所、ウェブ1箇所から取り出し、4ロットの鋼材から計12片取った。表

図1 試験体形状

図2 ノッチ詳細図

図3 ノッチ位置

図4 試験体設置図

図5 変位計による計測要領

に示したのはフランジ、ウェブ毎および全体の素材試験結果の平均値である。ひずみの計測はひずみゲージにて行い、ひずみゲージでは計測できない大ひずみ領域はカラー画像センサーを用いた。

試験体は図1に示す全長1900mm、断面形状H-100×100×6×8のH形鋼であり、試験体中央の加力点および試験体端部の支持点にスチフナーを設けた。また、試験体中心線から両側50mmの位置に局部座屈防止のためのスチフナーを設けた。また、試験体中心線から両側100mmの位置のフランジ両端に、延性亀裂の始点となるべきノッチを上下フランジ両面で計8ヶ所設けた。ノッチ詳細図を図2に、ノッチ位置を図3に示す。切欠き深さ10mm、切欠き幅5mmとし、フランジに圧縮応力が加わる際にも開口部が閉じない形状としている。

本研究の鋼梁の破断実験は梁端部破断を念頭に置いている。梁端部に存在する形状のノッチ、溶接金属やHAZ部などの材質的ノッチなどによる多軸応力状態を人工的ノッチに置き換えた実験である。実際の梁端に存在するノッチ効果と試験体の人工的なノッチの間には違いが存在するが、その違いは後述する累積塑性変形能力の指標

表2 試験体の載荷履歴一覧

試験体	載荷方法	大振幅 d1	小振幅 d2	振幅履歴図
E1	単調	—	—	
E2	一定振幅	30mm ⁽¹⁾	—	図6(a)
E3	一定振幅	90mm	—	図6(a)
E4	一定振幅	60mm	—	図6(a)
E5	一定振幅	14mm	—	図6(a)
E6	一定振幅	20mm	—	図6(a)
E7	混合振幅	30mm	20mm	図6(b):n=3
E8	混合振幅	60mm	20mm	図6(b):n=15
E9	混合振幅	20mm	14mm	図6(b):n=3
E10	混合振幅	30mm	20mm	図6(e)
E11	片振幅	60mm	—	図6(d)
E12	混合振幅	60mm	20mm	図6(c):n=15

(1):実験では20～40mmであったが、代表値を記入

図6 載荷履歴のパターン

値によって表現されると考えられるので、今回の実験ではノッチ形状については検討を行わず、1種類のノッチ形状としている。

3. 実験方法

実験は図4のような三点曲げ試験法により行った。試験体端部上下を鋼製の丸棒で挟み込み、支点間隔 1600mm でローラー支持した。中央部も同様の丸棒で挟み込み、その部分を連続的に上下繰返し载荷を行った。鋼材のノッチ部分からの延性亀裂が十分進展し、鋼材としての耐力がなくなるまで载荷を行った。载荷の制御は試験機の変位制御により行った。

なお、上下のローラーを鋼棒で緊結したため、端部ローラーに試験体が固定されてしまうのを防ぐために、上下円筒鋼材と試験体の間に隙間を設けた。

計測は加力ヘッドに取り付けられたロードセルによる荷重および変位計、ひずみゲージにより行った。変位計による計測要領を図5に示す。

試験体は12体で载荷履歴をパラメータとして実験を行った。試験体の载荷履歴一覧を表2に、载荷履歴のパターンを図6に示す。単調载荷1体、一定振幅载荷5体、混合振幅载荷5体、片振幅1体である。このうち、混合振幅、片振幅に関しては文献5),6)においては扱っていない。混合振幅の試験体は表2に示す2種類の振幅の载荷を図6(b),(c),(e)のように一定の割合で混合し载荷を行った。なお、2種の振幅の混合割合は後に示す破断に及ぼす損傷の影響が2種の振幅で同程度となるように n を決めた。片振幅の試験体は図6(d)のように振幅を片側方向のみ変位させる载荷方法を取った。

4. 実験結果

図7に鋼材の破壊過程の説明図を示す。载荷が進むにつれて進行していく亀裂の状況を時間を追ってa),b),c),d)の順に表現した。いずれの試験体もb)ノッチから延性亀裂が生じ、c)载荷が進むにつれて、いくつかのノッチで生じた亀裂はさらに大きなものへと進行した。やがて、フランジの側面の方のノッチから生じている亀裂がウェブにまで達するものになり、さらにd)ウェブ中央部への亀裂が進展

図7 鋼材の破壊過程の例

図8 単純梁から片持ち梁への変換

した。ある試験体ではフランジ両側から進展した亀裂が連結し、いくつかの試験体ではフランジ片側から亀裂が進展しウェブを超えて逆側のフランジまで進展しフランジ全断面に亀裂が及んだ。フランジ全断面に亀裂がつながった時点で荷重が急激に減少した。いずれの試験体においてもフランジが全断面破断する段階と荷重が急激に減少する段階がほぼ等しいので、この時点を経験鋼材の延性破断とみなした。

なお、亀裂進展の初期の段階では左右のノッチからの亀裂は同程度に進展するが、ある程度亀裂が進展すると左右の亀裂の進展度合いの差が大きくなっていった。そして、最終的には亀裂の進展が大きかったほうが破断に至る。そのため中央部で梁を左右に分けて考えると、左右の梁で変形の度合いが異なっている。結果的に破断しなかった梁の亀裂の進展具合で実験データが左右されることを防ぐために、図8のように、中央を载荷される単純梁を中央で左右に分割し、中央部を固定端とする片持ち梁とみなして実験データの整理を行った。左右の梁の変形度合いが異なることから、中央部分の固定端は傾きが生じる。片持ち梁としての荷重 P 、変形 δ は単純梁としての荷重 Q 、変形 Δ 、さらに中央部分の傾き θ を用い式(1),(2)のように表される。

表3 実験結果一覧

試験体	破断までの性能			限界耐力点 までの性能 ⁽¹⁾
	塑性率振幅 μ_p	累積塑性率 η_p	修正サイクル数 N_f	累積塑性率 η_p
E1	29.7	29.7	1	— ⁽²⁾
E2	2.96	85.9	29	46
E3	8.21	41.0	5	— ⁽⁴⁾
E4	6.77	60.9	9	41
E5	0.57	380	665	— ⁽³⁾
E6	1.29	192	149	94
E7	1.66	148	89	78
E8	1.56	98.0	63	— ⁽⁴⁾
E9	0.96	245	255	126
E10	1.51	219	145	107
E11	2.68	77.7	29	47
E12	1.87	87.9	47	64

(1):7節参照。限界耐力低下率 $\alpha=1.0$ (2):単調载荷なので、限界耐力点を設定できない。 (3):サイクル耐力 P_{si} を定めるサイクル塑性率 μ_{pi} よりも小さい振幅のため、限界耐力点を設定できない。 (4):限界耐力 αP_p まで耐力が低下する前に破断したので、限界耐力点を設定できない。

図9 記号の説明図

$$P = \frac{Q}{2} \quad (1)$$

$$\delta = \Delta + \frac{L}{2} \theta \quad (2)$$

実験結果の一覧を表3に示す。表中には破断までの値とともに7節で述べる一定値まで耐力があるレベルに低下するまで（限界耐力点）の累積塑性変形能力を併記した。本研究で用いる記号の定義は以下の通りであり、記号の説明図は図9である。試験体の荷重-累積変形関係の例を図10に示す。

P_p : 降伏荷重（ゼネラルイールド法による）

δ_p : 弾性限変形（ P_p を初期剛性で除した）

$\Delta\delta_{pi}$: 各修正サイクル(i)の塑性変形

$$\mu_p = \left(\frac{\Delta\delta_{pi}}{\delta_p} \right) \quad \text{: 塑性率振幅（「」は平均を表す）}$$

$$\eta_p = \frac{\Delta\delta_{p1} + \dots + \Delta\delta_{pn}}{\delta_p} \quad \text{: 破断までの累積塑性率}$$

$$\eta_{pM} = \frac{\delta_{pM}}{\delta_p} \quad \text{: 単調载荷での累積塑性率}$$

$$N_f = \frac{\eta_p}{\mu_p} \quad \text{: 破断までの修正サイクル数}$$

5. 一定振幅载荷試験体の考察

「破断履歴の相似則」⁽⁵⁾とは「材料や溶接の条件が異なる鋼部材 A と B がそれぞれ一定の塑性率振幅 μ_{pA} , μ_{pB} で繰返し負荷を受けて破断するまでの修正サイクル数 N_f が等しければ任意の係数 c を乗じた

(a) 試験体 E2

(b) 試験体 E7

図10 荷重-累積変形関係の例

塑性率振幅 $c\mu_{pA}$, $c\mu_{pB}$ に対して A と B は等しい修正サイクル数 N_f' で破断する」というものである。

これは次のように言い換えることができる。「破断に至るまでの累積塑性変形能力を材料や接合方法の影響を表す定数 η_{pM} で除した η_p / η_{pM} や修正サイクル数 N_f は塑性率振幅を η_{pM} で除した μ_p / η_{pM} だけで決まる。」

そして、破断までの修正サイクル数 N_f 、塑性率振幅 μ_p 、破断までの累積塑性変形能力 η_p の3つの値は材料や接合方法等の違いを表す η_{pM} を用いることにより、3つのうち1つを決めることにより、残りの2つの値を決定することになる。3つの値を変換する関数は材料や溶接などの条件にかかわらず一定となる。

上記の関数として文献(5)では式(3a),(3b)が用いられている。

表4 破断までの実験値と予測値

試験体	実験値			式(3)による予測値 ^{*1}		式(4)による予測値 ^{*2}	
	μ_p	N_f	η_p	η_p	誤差	η_p	誤差
E1	29.7	1	29.7	26.0	12.5%	20.6	30.6%
E2	2.96	29	85.9	102	-18.7%	101	-17.6%
E3	8.21	5	41.0	43.5	-6.1%	50.0	-22.0%
E4	6.77	9	60.9	52.1	14.4%	57.1	6.2%
E5	0.57	665	380	326	14.2%	314	17.4%
E6	1.29	149	192	186	3.1%	179	6.8%

誤差は負値が危険側である *1: $\eta_{pM}=26.0$ *2: $A=2.33, k=1.69$

図11 破断までの累積塑性率 η_p と塑性率振幅 μ_p の関係及び式(3)との対応 ($\eta_{pM}=26.0$)

図12 破断までの塑性率振幅 μ_p と修正サイクル数 N_f の関係及び式(4)との対応 ($A=2.33, k=1.69$)

$$\left. \begin{aligned} \frac{\eta_p}{\eta_{pM}} &= \left(\frac{\eta_{pM}}{\mu_p} - 1 \right)^3 & \frac{\mu_p}{\eta_{pM}} \leq \frac{1}{2} \text{の時} \\ \frac{\eta_p}{\eta_{pM}} &= 1 & \frac{\mu_p}{\eta_{pM}} > \frac{1}{2} \text{の時} \end{aligned} \right\} \quad (3a)$$

$$\left. \begin{aligned} N_f &= \frac{\eta_{pM}}{\mu_p} \left(\frac{\eta_{pM}}{\mu_p} - 1 \right)^3 & \frac{\eta_{pM}}{\mu_p} \geq 2 \text{の時} \\ N_f &= \frac{\eta_{pM}}{\mu_p} & \frac{\eta_{pM}}{\mu_p} < 2 \text{の時} \end{aligned} \right\} \quad (3b)$$

また、文献(7)では、式(3a),(3b)を Manson-Coffin 式流に変形し式(4a),(4b)を用いている。 A は材料や形状に依存する係数、 k は破断履歴の相似則による不変量である。

$$\log N_f = A - k \cdot \log \mu_p \quad (4a)$$

$$\log \eta_p = A + (1-k) \cdot \log \mu_p \quad (4b)$$

単調载荷及び一定振幅载荷の試験体の実験結果の式(3)への適合性を調べた結果を表4、図11に示す。 η_{pM} を一定振幅载荷の試験体について最小自乗法により求め、 $\eta_{pM}=26.0$ という値を得た。

同様に式(4)への適合性を調べた結果を表4、図12に示す。同様に A, k を最小自乗法により求め、 $A=2.33, k=1.69$ を得た。

一定振幅载荷試験体において、破断までの累積塑性変形能力の予測誤差は単調载荷試験体を除くと最大22%程度であった。

6. 変動振幅载荷試験体の考察

6.1 試験体毎の比較

表2の試験体の载荷履歴一覧及び表5の破断までの実験値を参照し、载荷履歴の直接の比較ができるものを比較してみると次のような傾向が見られる。

(1) 振幅を混合させることによる影響

混合振幅载荷の大振幅・小振幅成分と一定振幅载荷試験体との直接比較した。この比較が可能な混合振幅载荷試験体と一定振幅载荷試験体の組合せは、以下のとおりである。

- 1) E7 : E2(大振幅成分), E6(小振幅成分)
- 2) E8 : E4(大振幅成分), E6(小振幅成分)
- 3) E9 : E6(大振幅成分), E5(小振幅成分)
- 4) E10 : E2(大振幅成分), E6(小振幅成分)
- 5) E12 : E4(大振幅成分), E6(小振幅成分)

1), 2), 3), 5)に関しては、混合振幅载荷試験体の η_p の値は、対応する一定振幅载荷2種の η_p の間をとる。ただし、4)は例外であった。4)のケースは試験方法により大振幅と小振幅の内訳に違いがあるためと思われる。

(2) 大振幅と小振幅の順番による影響

大振幅と小振幅を与えた順番による影響を直接比較できるのは以下の2つである。

- 1) E8(先に小振幅成分)－E12(先に大振幅成分)
- 2) E7(先に小振幅成分)－E10(先に大振幅成分)

1)について大振幅が先の方が η_p の値は若干小さくなるが、2)については逆である。

(3) 片振幅の影響

片振幅载荷試験体であるE11は一定振幅载荷試験体E2と振幅がほぼ等しく、直接比較できる。比較すると η_p の値はE11が小さくなった。片振幅により変形能力が小さくなったと考えられる。

6.2 Miner 則による評価

疲労破断における破断時期の予測には、一般にMiner 則が用いられている。この予測方法は、応力の繰返しにより損傷が累積し、限界値に達すると破断するというものである。

損傷の累積の度合いを損傷度 D で表すと、 D は式(5)で表される。

$$D = \sum_i \left(\frac{n_i}{N_i} \right) \quad (5)$$

ここで、数種類の応力振幅のうち、 i 番目の応力振幅を仮に一定振幅载荷したときに破断に至るサイクル数が N_i であり、実際にその応力振幅が加えられたサイクル数が n_i である。応力振幅の種類分の和を取り、 D が1に達すると破断するとしている。

この考え方を文献(6)では、応力振幅を塑性率振幅と読み替え、サイクル数を修正サイクル数に読み替えて、鋼構造部材の破断に適用している。

修正サイクルで i サイクル目に加えられた振幅が仮に一定振幅载荷で加えられた場合、破断するまでの修正サイクルを N_{fi} とする。

1つの修正サイクルで加わる損傷度は N_{fi} の逆数となる。それを全修正サイクルで和を取ったものを損傷度 D とし、この値が1を超えた時点で破断が起これと予想する。損傷度 D は式(6)で表される。 N_{fi} の導出は式(3),(4)のいずれかを用いる。

$$D = \sum_i \left(\frac{1}{N_{fi}} \right) \quad (6)$$

応力振幅と破断までの繰返し数の関係(S-N曲線)を用いる疲労破断の場合にはレンジペア法やレインフローカウンティング法が良く用いられるが、塑性率振幅と破断までの繰返し数の関係を用いる延性破断の場合には、どのような塑性率振幅計数法が適するかについて検証されていない。今回は極大値と極小値の差を計数するレンジ法を用いた。

表5 破断までの実験値とMiner 則による予測値の比較

試験体	実験値			Miner 則による予測値			
	塑性率 振幅	累積 塑性率	修正 サイクル数	式(3)による		式(4)による	
	μ_p	η_p	N_f	η_p	予測誤差	η_p	予測誤差
E1	29.7	29.7	1	26.0	12.5%	20.6	30.6%
E2	2.96	85.7	29	102	-19.0%	101	-17.9%
E3	8.21	41.0	5	43.3	-5.6%	49.9	-21.7%
E4	6.77	60.9	9	52.3	14.1%	56.8	6.7%
E5	0.57	380	665	335	11.8%	321	15.5%
E6	1.29	192	149	183	4.7%	179	6.8%
E7	1.66	148	89	148	0.0%	145	2.0%
E8	1.56	98.0	63	123	-25.5%	126	-28.6%
E9	0.96	245	255	213	13.1%	205	16.3%
E10	1.51	219	145	165	24.7%	161	26.5%
E11	2.68	77.7	29	105	-35.1%	105	-35.1%
E12	1.87	87.9	47	120	-36.5%	120	-36.5%

※予測誤差は負値が危険側である。

上記の検討を式(3)および式(4)を用いて得た予測値及び予測誤差を表5に示す。変動振幅載荷試験体において破断までの予測誤差は最大37%程度であった。

6.3 他の影響因子

Miner 則による破断までの累積塑性変形能力の予測で予測誤差を生じさせる原因となる2つの因子について検討を行う。ここで、大振幅と小振幅の順番による影響について「損傷時期係数」、振幅の差による影響については「一撃率」⁽⁸⁾という概念を導入して累積塑性変形能力の評価を行う。

(1) 損傷時期係数の影響

損傷時期係数 τ の定義を式(7)に示す。

$$\tau = \frac{\sum \left\{ \mu_{pi} \times \left(\frac{\eta_{pi}}{\eta_p} \right) \right\}}{\mu_p} \quad (7)$$

ここで、 μ_{pi} : i 修正サイクルの塑性率振幅、 η_{pi} : i 修正サイクルまでの累積塑性率である。各修正サイクル i に対して、そのサイクルの塑性率振幅 μ_{pi} に、累積変形の進行程度を示す η_{pi}/η_p を乗じている。 μ_{pi} の大きなサイクルが加力の終盤に集まる程 $\mu_{pi} \times (\eta_{pi}/\eta_p)$ は大きな値になり、損傷時期係数 τ は大きくなる。損傷時期係数 τ は、 μ_p で除し基準化している。各サイクルの塑性率振幅が全く同じ場合、損傷時期係数は0.5となり、損傷時期係数が大きいほど、小振幅成分を先に含み、損傷時期係数が小さいほど大振幅成分を先に含むことを意味する。

図13(a)に η_p の実験値に対する Miner 則による予測値の予測誤差

と損傷時期係数 τ の関係図を示す。損傷時期係数が大きくなると累積塑性変形能力は Miner 則による予測に比べ小さくなる。部材が比較的小振幅の载荷を受けることにより損傷が累積した状態で大振幅の载荷を受けると Miner 則の予測より早く破断にいたることが考えられる。

(2) 一撃率の影響

一撃率 I の定義を式(8)に示す。

$$I = \frac{\max \{ \mu_{pi} \}}{\mu_p} \quad (8)$$

分母が各塑性率振幅の平均値、分子が各塑性率振幅の最大値である。一撃率が大きい程、平均振幅に対して大きい振幅を含むことを意味する。図13(b)に η_p の実験値に対する Miner 則による予測値の予測誤差と一撃率の関係図を示す。一撃率が大きくなる(振幅の差が大きい)と累積塑性変形能力は Miner 則の予測に比べ小さくなる。直下型地震による建物の応答では平均振幅と比較し、ハルス的な振幅の大きい振幅を含むことがあり、その場合累積塑性変形能力が小さくなる可能性が考えられる。図13(a)、(b)には実験値の一次回帰線を併記した。

6.4 他の影響因子による予測式の修正

上記因子を考慮して η_{pr} 、 η_{pl} を式(9)、(10)のように定義する。

(a) η_{pr} : 損傷時期係数を考慮した累積塑性率

$$\eta_{pr} = \{1 + f_\tau(\tau)\} \cdot \eta_p = \{1 + (-30.0 \times \tau + 15.2)\} \times \eta_p \quad (9)$$

(b) η_{pl} : 一撃率を考慮した累積塑性率

$$\eta_{pl} = \{1 + f_I(I)\} \cdot \eta_p = \{1 + (-0.067 \times I + 0.11)\} \times \eta_p \quad (10)$$

図15 耐力限界点の定義

図13 損傷時期係数と一撃率の影響

図14 損傷時期係数及び一撃率を考慮した累積塑性変形能力の予測誤差

図16 サイクル耐力 P_{si} の変化の一例

f_τ は図13(a)の回帰式、 f_I は図13(b)の回帰式である。

上記の方法により得た各試験体の予測誤差を図14に示す。

損傷時期係数 τ 、一撃率 I を考慮すると予測誤差が小さくなる傾向が見られる。

今回の実験結果では損傷時期係数及び一撃率と累積塑性変形能力の予測誤差の間には相関性があるが、決定的に有意と言えるものではない。

7. 耐力低下による延性破断変形能力の限界

図 10 に示すとおり、脆性破断と異なり、延性破断はサイクルの耐力が最大時と比較し相当下がってから破断をしている。延性破断の場合、破断する前に耐力が下がることを想定する必要がある、破断点をそのまま設計上の限界点とすることは難しいと思われる。また、最大耐力点までの累積塑性変形能力はひずみ硬化の影響を受け、先に小振幅で後に大振幅を受ける試験体では大きい方が、先に大振幅

表 6 限界耐力点($\alpha=1.0$)までの累積塑性率の実験値と予測値

試験体	実験値			式(3)による予測値 ^{*1}		式(4)による予測値 ^{*2}	
	μ_p	N_f	η_p	η_p	誤差	η_p	誤差
E1	-	-	-	-	-	-	-
E2	3.03	15.2	46.0	49.6	-7.8%	49.3	-7.2%
E3	-	-	-	-	-	-	-
E4	6.35	6.50	41.0	25.5	37.8%	29.4	28.3%
E5	-	-	-	-	-	-	-
E6	1.05	90	94	110	-17.0%	104	-10.6%

誤差は負値が危険側である *1: $\eta_{PM}=17.5$ *2: $A=2.03, k=1.70$

E1は単調荷重, E3は限界耐力まで低下する前に破断,

E5は振幅が小さいため、限界耐力を設定できない

図 17 限界耐力点($\alpha=1.0$)までの累積塑性率 η_p と塑性率振幅 μ_p の関係及び式(3)との対応($\eta_{PM}=17.5$)

図 18 限界耐力点($\alpha=1.0$)までの塑性率振幅 μ_p と修正サイクル数 N_f の関係及び式(4)との対応($A=2.03, k=1.70$)

で後に小振幅を受ける試験体では小さい。このため、異なる振幅履歴荷重を受ける部材の場合、最大耐力点までの累積塑性変形能力をそのまま設計上の限界点とすることはできない。また、耐力が徐々に減少していくので、よく使用されるバイリニアや完全弾塑性などの履歴則に当てはめると、耐力が減少してきている段階では過大評価となってしまふ。そこで図 15 のように、耐力の減少を考慮に入れた延性破断の限界点を定義する。サイクルの耐力があるレベルまで低下した点(図 15 の△)までを、延性破断する部材に期待できる累積塑性変形能力とし、この点を限界耐力点と定義する。

また、基準となるサイクルの耐力は同様の累積塑性変形を受けていても、小振幅と大振幅のサイクルではひずみ硬化の影響で、大振

表 7 限界耐力低下率 α 毎の限界耐力点までの累積塑性変形能力の実験値、予測値および予測誤差

試験体	η_p	$\alpha=1$	$\alpha=0.95$	$\alpha=0.9$	$\alpha=0.85$	$\alpha=0.8$	$\alpha=0.75$	$\alpha=0.7$
E1		-	-	-	-	-	-	-
E2	実験値	46	51	55	59	64	68	74
	予測値	48.5	54.0	58.7	57.8	62.7	67.1	72.9
	誤差	-5.4%	-5.9%	-6.7%	2.1%	2.1%	1.3%	1.4%
E3		*1	*1	*1	*1	*1	*1	*1
E4	実験値	41	43	45				
	予測値	30.4	34.5	38.0	*1	*1	*1	*1
	誤差	25.8%	19.7%	15.6%				
E5		*2	*2	*2	*2	*2	*2	*2
E6	実験値	94	105	115	125	134	143	151
	予測値	115.0	129.8	142.4	142.0	154.8	166.3	179.8
	誤差	-22.4%	-23.6%	-23.8%	-13.6%	-15.5%	-16.3%	-19.1%
E7	実験値	78	87	95	103	109	115	120
	予測値	82.1	91.9	95.9	94.8	100.5	107.8	117.2
	誤差	-5.2%	-5.7%	-1.0%	7.9%	7.8%	6.2%	2.3%
E8		*1	*1	*1	*1	*1	*1	*1
E9	実験値	126	133	140	147	153	160	166
	予測値	115.3	128.2	137.6	134.9	145.3	153.5	164.7
	誤差	8.5%	3.6%	1.7%	8.2%	5.0%	4.1%	0.8%
E10	実験値	107	121	132	141	150	157	163
	予測値	87.4	98.7	106.0	104.6	111.3	120.3	129.0
	誤差	18.3%	18.5%	19.7%	25.8%	25.8%	23.4%	20.9%
E11	実験値	47	53	58	62	67	70	
	予測値	50.5	57.1	62.7	61.4	67.3	72.48	*1
	誤差	-7.4%	-7.7%	-8.0%	0.9%	-0.5%	-0.035	
E12	実験値	64	70	73	76	79	81	84
	予測値	46.6	56.5	64.7	62.8	71.1	78.0	85.9
	誤差	27.2%	19.3%	11.3%	17.3%	10.0%	3.7%	-2.2%
η_{PM}		17.5	18.6	19.5	19.3	20.2	21.0	22.0

予測値はMiner則および式(3)による η_p 予測値

*1: 限界耐力まで耐力減少する前に破断した。

*2: 塑性振幅が小さいので、限界耐力を設定できない。

図 19 限界耐力低下率 α 毎の限界耐力点までの累積塑性変形能力の予測誤差

幅の方が耐力が大きくなるので耐力の比較が難しい。振幅の大きさにかわらず耐力を比較することを可能するため、サイクル塑性率 μ_p が 2 の時の耐力をサイクル耐力 P_s と定義し、 P_s を比較することにする。なお、 $\mu_p=2$ というのは 2 サイクル目以降のパウシガー効果を受けた履歴曲線が 1 サイクル目のスケルトン曲線より遅れて耐力が増加するが、 $\mu_p=2$ 程度のところでスケルトン曲線とパウシガー曲線が同程度の耐力となることから決めた。

図 16 にサイクル耐力 P_s の変化の一例を示している。いずれの試験体も载荷の初期はあまり耐力の減少は見られないが、その後耐力の減少の割合が大きくなっている。また、グラフは凸凹しているのは上向き、下向き加力を交互に繰り返しているため、上向き、下向き加力側で同程度の塑性変形をしていないためであると思われる。しかしこの凸凹があると P_s が一定値を下回った時の累積塑性変形倍率を定義しにくいので、灰色の曲線のように実験値に対し 3 次から 5 次程度の多項式回帰を行い、その回帰曲線が耐力一定値を下回る時の耐力減少による延性破断の限界点（限界耐力点）とした。なお、試験体 E5 に関しては基準となる μ_{pi} を下回る小振幅で塑性変形履歴を受けており、試験体 E3, E8 は耐力が低下する前に破断しているので、この方法では評価できない。

一定振幅の試験体において、限界耐力を $1.0 \times P_p$ (P_p は降伏荷重) とし、サイクル耐力 P_s が限界耐力を下回った点を限界耐力点とし、「破断履歴の相似則」および Miner 則により限界耐力点までの累積塑性変形能力の予測値を計算した。式(3)を用いた場合の各予測値と予測誤差を表 6 に、実験値と予測曲線の関係を図 17 に、式(4)を用いた場合の各予測値と予測誤差を表 6 に、実験値と予測曲線の関係を図 18 に示す。ここで、 $\eta_{PM}=17.5$ 、 $A=2.03$ 、 $k=1.70$ という値を用いた。一定振幅の予測誤差の最大値は 38% 程度であった。

表 7 に全試験体に対して限界耐力点までの累積塑性率の実験値、式(3)および Miner 則を用いた予測値および予測誤差を限界耐力低下率 α が 0.7 から 1 までについて示した。図 19 に限界耐力点までの累積塑性率 η_p 予測値の誤差の RMS (平均自乗根) 値及び最大値を限界耐力低下率 α が 0.7 から 1 までについて示している。限界耐力低下率 α は限界耐力を決める際に P_p に乗ずる値で、限界耐力は αP_p で表される。 α が 0.7 から 1 まで変化しても予測誤差はあまり変動せず、最大 27% 程度であった。建物の設計者がどこまで耐力の低下を許容するかにより、限界耐力低下率 α を変化させても予測精度にはあまり影響を及ぼさないことがわかる。このことから、表 3 および表 6 では $\alpha=1.0$ を代表の値とした。

8. まとめ

延性破断する鋼部材が変動振幅载荷を受けた時の累積塑性変形能力について調べた。変形履歴をパラメータとして H 形鋼梁の繰返し载荷による曲げ破壊試験を行った。その結果、以下の知見を得た。

- (1) 鋼部材に一定振幅载荷を行い、延性破断したときの破断までの累積塑性変形能力は「破断履歴の相似則」を用いて定式化することができた。一定振幅試験体の破断までの累積塑性変形能力 η_p の予測誤差は最大 22% 程度であった。
- (2) 鋼部材に変動振幅载荷を行い延性破断したときの破断までの累積塑性変形能力は「破断履歴の相似則」および Miner 則を用いて定式化することができた。変動振幅試験体も含めての破断までの累

積塑性変形能力予測誤差は最大 37% 程度であった。

- (3) 変動振幅载荷においては、累積塑性変形能力については大振幅と小振幅の順番による影響（損傷時期係数）と振幅の差による影響（一撃率）があるが決定的に有意と言えるものではない。
- (4) 延性破断する鋼部材に期待できる累積塑性変形能力の限界点として、耐力があるレベルに低下した点である限界耐力点を定義した。限界耐力点までの累積塑性変形能力も「破断履歴の相似則」および Miner 則を用いて定式化することができ、累積塑性変形能力の予測誤差は一定振幅試験で「破断履歴の相似則」を用いて最大 38% 程度、変動振幅試験体も含めて「破断履歴の相似則」と Miner 則を用いて 27% 程度であった。

謝辞

本研究にあたり文部科学省科学研究費補助金基盤研究(A)(2)『鋼構造高層建築物のロバスト性に関する性能マトリックスの研究』（研究代表者：桑村 仁）の補助を受けた。実験に当たっては、東京大学学生奈良良君（現日建設計）の協力を得た。

参考文献

- (1) 桂大輔，宮澤秀明，桑村仁：繰返し载荷による鋼梁の延性破断（その 1 ～3），日本建築学会関東支部研究報告集，No.74，pp107-118，2004 年 3 月
- (2) 金多潔，中井孝夫：鋼構造はり端部のひずみ履歴と疲労強度に関する実験的研究（その 1），日本建築学会論文報告集，No.325，pp17-24，1983 年 3 月
- (3) 成原弘之，泉満：鋼構造柱梁仕口における梁端溶接部の疲労，日本建築学会構造系論文集，No.508，pp111-117，1998 年 6 月
- (4) 小川秀雄，大熊武司，中込忠男：大型試験体を用いた両振り一定振幅载荷の疲労強度（その 1），日本建築学会構造系論文集，No.535，pp149-156，2000 年 9 月
- (5) 高木直人，桑村仁：「破断履歴の相似則」の検証，日本建築学会構造系論文集，No.548，pp139-146，2001 年 10 月
- (6) 一戸康生，桑村仁：鉄骨の脆性破断に及ぼす繰返し変位振幅の影響—鉄骨破断に関する研究—その 3—，日本建築学会構造系論文集，No.534，pp145-151，2000 年 8 月
- (7) 桑村仁：「破断履歴の相似則」のマンソン-コフィン式による検証，日本建築学会関東支部研究報告集，No.73，pp93-96，2003 年 3 月
- (8) 高木直人，桑村仁：耐力劣化を伴う擬似脆性破壊に及ぼす変形履歴の影響，日本建築学会関東支部研究報告集，No.70，pp93-96，2000 年 3 月

(2004 年 6 月 10 日原稿受理，2004 年 10 月 22 日採用決定)