

くり返し曲げ荷重下における構造用鋼材の 破壊過程に関する一考察

後藤 尚男・亀田 弘行・小池 武
泉並 隆二・脇田 和試・杉原 豊

A CONSIDERATION ON FAILURE PROCESS OF STRUCTURAL STEEL UNDER REPEATED FLEXURAL LOADS

By Hisao GOTO, Hiroyuki KAMEDA, Takeshi KOIKE, Ryuji IZUNAMI,
Kazushi WAKITA and Yutaka SUGIHARA

Synopsis

This paper presents the results of cyclic loading tests on H-section SS-41 steel bars subjected to flexural deformation in elasto-plastic range.

The results of constant amplitude tests and varying amplitude tests have been discussed in relation to the load amplitude, dissipated energy, and elastic stiffness.

Discussions have also been made on the test results concerning the cumulative damage and Miner's law of low cycle fatigue failure.

1. 緒 論

構造用鋼材の疲労特性は、くり返し荷重をうける構造物の設計において非常に重要であり、対象とする荷重の種別によって多くの研究が行われてきた。本研究は其中で、地震荷重のような大荷重を受けて弾塑性領域での曲げ変形を反復し、載荷回数 $10 \sim 10^3$ 程度で破断に至るような、いわゆる低サイクル曲げ疲労の問題を取り扱ったものである。

構造用鋼材の塑性曲げ疲労の問題は最近活発に研究が進められ、H型鋼の塑性曲げ疲労を中心としてかなりの成果が挙げられている。棚橋・横尾・若林¹⁾はH型鋼材の交番塑性曲げ疲労試験を行ない、ヒステリシスループの形状の変化、消費エネルギーの変化などを検討した結果、大変位振幅のもとでの局部座屈や横倒れ座屈によりエネルギー消費能力、耐荷能力が漸次劣化することを指摘した。高梨・宇田川・田中²⁾は、大振幅下での横倒れ座屈に着目し、部材の細長比と横倒れ座屈を生じる振幅の関係についてH型鋼に関する実験から予測している。Vann, Thompson, Whalley and Ozier³⁾は、同じくH型鋼のくり返し載荷において、フランジの局部座屈、ウェブの座屈、横倒れ座屈が履歴ループの劣化性状に及ぼす影響について、静的試験結果と対応させながら論じている。最近では、さらに軸圧下での弾塑性曲げ、柱・梁接合部の破壊の問題などがとり上げられており、実験的研究^{4),5)}とともに計算機を用いた数値解析^{6),7)}も行なわれている。

これらの研究成果にもかかわらず本研究を実施した目的は以下のとおりである。(1) 載荷開始から破断に至る全破壊過程を、反力、消費エネルギー、剛性などの劣化の面から詳細に追跡する。(2) 横倒れ座屈を生じた供試体についても破断に至るまでの過程を明らかにする。(3) 変位振幅と破断までの載荷回数、全消費エネルギーの関係を明らかにする。(4) 変動荷重下での破壊過程を明らかにする。このような目的の研究の第1段階として、SS41 鋼材のH型鋼に関するくり返し曲げ載荷試験を行なった。試験は定変位振幅試験と二段変位振幅試験に大別される。これらのうち、定変位振幅試験は、低サイクル塑性曲げ疲労の基本的性質を把握するために行なったもので、得られた結果には、従来の研究によってすでに明らかにされている事項も含まれるが、全

体として、より詳細に破壊過程を追跡し、また変位振幅と疲労寿命、全消費エネルギーの関係などを一般的に把握するように努めた。また、二段変位振幅試験は、変動曲げ荷重下での鋼材の破壊性状を明らかにするための基礎段階として実施したものである。実験結果を Miner 則などの破壊基準と比較した結果、増加振幅試験と減少振幅試験の間はかなり特徴的な差異がみられたので、その原因となった供試体の力学的挙動について、反力の変化、エネルギー吸収能力などの面から考察し、振幅増加時と減少時における塑性ヒンジ形成の相違として説明できることを示した。

2. 実験の概要

2.1 実験の方法

1) 供試体 本実験で使用した供試体は、圧延されたままの SS41 鋼材（新日本製鉄製）で、その断面形状は H 型で $100 \times 50 \times 5 \times 7 \text{ mm}$ である。全長 150cm の供試体をスパン長 100cm の単純ばりとして用い、スパン中央部で、くり返し塑性曲げ集中荷重が加えられる。載荷中に載荷点付近のフランジおよびウェブに局部座屈が生じることが予想されるため、載荷点付近に高炭素鋼の補剛材を挿入した。

2) 載荷方法 載荷は京都大学工学部工学総合研究センター内に設置された電気油圧式ランダム加振試験機（鷲宮製作所製）を用いて行なった。この試験機の容量は荷重； $\pm 15 \text{ ton}$ 、変位； $\pm 150 \text{ mm}$ および振動数；DC～

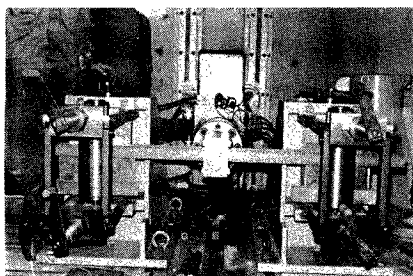


Photo. 1

60Hz であり、本実験の実施に際しては十分に余裕のある容量であった。載荷棒、支持装置およびそれらに挿入された供試体の概要を Photo. 1 に示した。Photo. 1 において、供試体を 2 個のシリンダーで締めつける支持装置は供試体の回転や軸方向の変位を拘束することのない単純支持状態を維持するものである。載荷棒はロードセルの先端にボルトで結合した。載荷中のロードセルは載荷方向に垂直な面内での回転をかなり自由に行ないうるので、その挙動につれて載荷棒も回転する。したがって載荷点を反曲点とする S 字形の横倒れ座屈は全く拘束されていないものと考えられる。

また本実験のために作成した載荷棒は十分な断面積と強度を持たせているので、この実験で生じる程度の荷重ではその変形量は無視することができ、試験機の変位を正確に供試体に伝達するものと考えられる。

3) 制御方法 載荷棒が試験機の作動に伴って水平方向の前後に等しい振幅で変位するが、本実験ではその変位をすべて供試体の降伏変位よりも大きく設定して、変位制御による完全両振り塑性曲げ載荷とした。

変位波形は正弦波であり、その振動数は 0.5Hz で変位振幅によらず一定とした。後述するように履歴復元力曲線の記録を X-Y レコーダー（渡辺測器製）で行なったので、0.5Hz の載荷振動数では、すべての載荷回数に際して記録することが困難である。このため載荷回数に関して連続的に履歴復元力曲線を記録することが要請される最初の数回は、手動で準静的に繰り返し荷重を加えた。

4) 計測方法 当試験機の計測器盤に組み込まれた荷重制御盤、変位制御盤の荷重記録、変位記録の出力を X-Y レコーダーの Y 軸、X 軸にそれぞれ接続し、履歴復元力曲線を記録した。なお、変位記録は試験機の変位を示し、荷重記録はロードセルに作用した荷重を示している。また同時に荷重記録、変位記録をペンレコーダー（渡辺測器製）にも接続し、荷重、変位の時間曲線もそれぞれ記録した。

載荷の回数は試験機に装備されているカウンターで数えた。

5) 実験の仕様 本研究では、静的載荷試験、定変位振幅試験、および 2 段変位振幅試験を Table 1 に示したがって行なった。

2.2 実験結果の解析法

くり返し塑性曲げを受ける構造用鋼材の力学的挙動の変化の様相を調べるために、X-Y レコーダーに記録

Table 1

	Input Displacement Amplitude	Input Amplitude in Ductility Factor	Input Waveform	Frequency
Monotonic Loading Test	0~100 mm	0~25		
Constant Amplitude Test	$\pm 3.75 \sim \pm 58.92$ mm	$\pm 0.94 \sim \pm 14.73$	sinusoidal	0.5 Hz quasi static in the first 1~3 cycles.
Two-stage Amplitude Test	Increasing Amplitude 6~9 mm	1.5~2.25		
	Decreasing Amplitude 9~6 mm	2.25~1.5		

された履歴復元力曲線より反力特性，1サイクル当りの消費エネルギー，全消費エネルギー，および载荷方向反転時の剛性を求め，同時に破壊に至る回数も求めた。

载荷回数が n のときの反力特性 P_n は最大変位振幅時の反力であり，これは X-Y レコーダーの記録紙から直接読みとった。第 n サイクルの消費エネルギー W_n は履歴復元力曲線の囲む面積で表わされるが，本研究ではこの面積を台形公式にしたがって求めた。特に第1サイクル目の消費エネルギーは，Fig. 2 の斜線部の面積とした。载荷方向反転時の剛性は，接線勾配で表わされるものであるが，記録された履歴復元力曲線から接線勾配を求めることは精度上の困難さがあるため，同図中に示す割線勾配で近似することにした。今後，本研究ではこのようにして求められた载荷方向反転時の剛性を弾性剛性 G_n と呼ぶ。 G_n は次式で与えられる。

$$G_n = \frac{R_1/X_1 + R_2/X_2}{2}$$

鋼材内部の微視的な破壊の進行は，塑性曲げ変位振幅を载荷させた時から徐々に進行しているものと思われるが，むしろ本研究では鋼材の機械的性質に明確な変化が現われる点に注目して反力特性が不連続的に変化する点を測定した。すなわち鋼材のフランジ表面に亀裂が発生するまでの回数を flange crack 発生点 N_f ，ウェブ

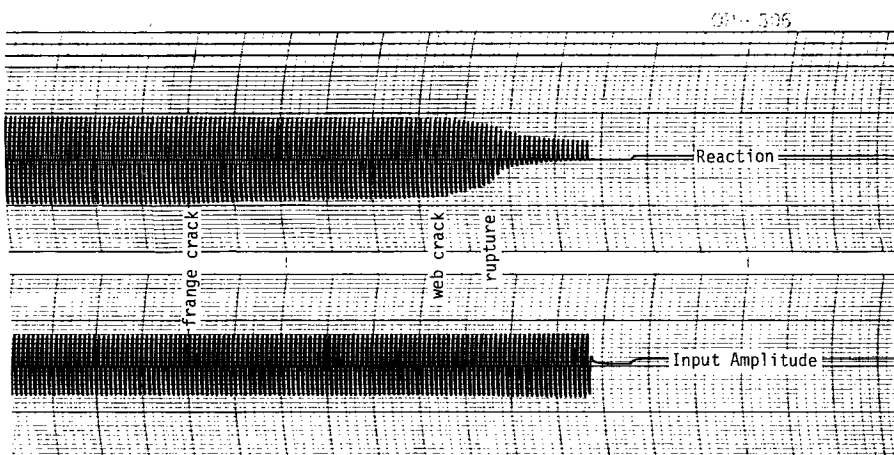


Fig. 1. Variation of reaction around rupture.

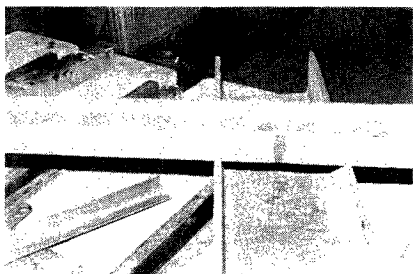


Photo. 2 Plastic bending type.



Photo. 3 Buckling type.

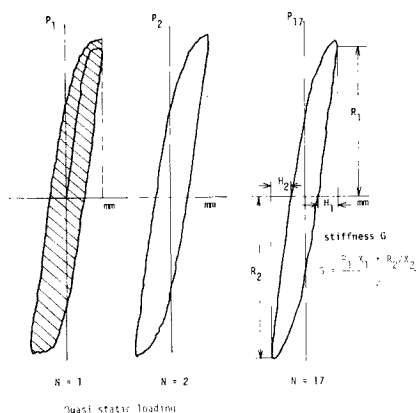


Fig. 2 Typical hysteresis loops.

次元化した靱性率振幅 a で表示することにする。

2.3 一方向荷重試験

一方向荷重試験の結果を、**Figs. 3, 4** に示す。図はいずれも横軸に靱性率変位を、縦軸に反力を取った。**Figs. 3, 4** とも弾性域を示す変位 X_y (降伏変位) は 4mm, 降伏点反力は 5.4ton であった。なお **Fig. 4** は、靱性率を 1 だけ増加させるごとに変位振幅を少し減少させ、しかる後に元のレベルまで上昇させるという操作を繰り返し、弾性剛性の変化を調べたものである。

一方向荷重試験では、靱性率 a が $1 \leq a \leq 11.4$ の範囲では歪硬化による反力特性の上昇がみられたが、 $a = 11.4$ において横倒れ座屈を生じ以後、靱性率振幅を増加させるにしたがって、横倒れ座屈が一方向に進行する結果、反力特性もそれに対応して低下していった。実験装置の能力の制約がら、靱性率変位、最大 $a = 25$

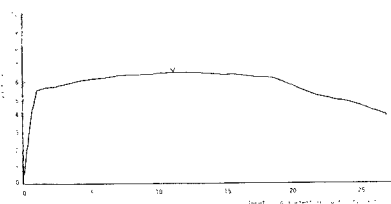


Fig. 3 Monotonic loading test.

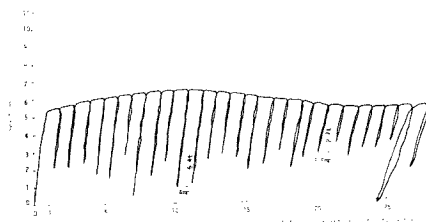


Fig. 4 Deterioration of stiffness with increasing displacement.

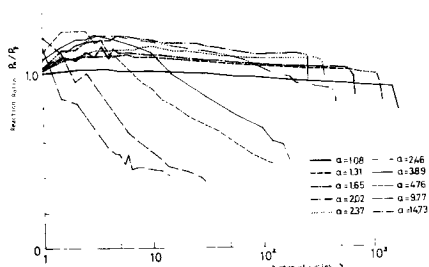


Fig. 5 Variation of reaction under cyclic loading.

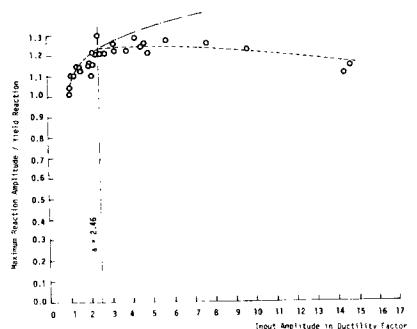


Fig. 6 Maximum reaction amplitude.

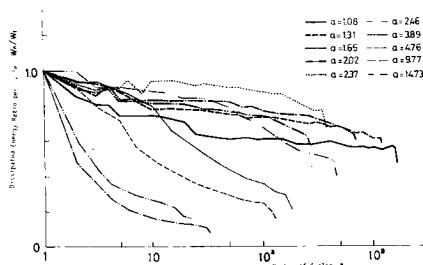


Fig. 7 Variation of dissipated energy per cycle.

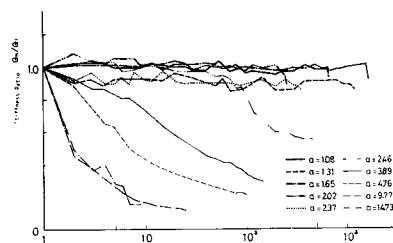


Fig. 8 Variation of stiffness.

(100 mm) を与えて停止した。

また Fig. 4 に示すように、弾性剛性は靱性率変位を増加させるごとに徐々に低下してゆく。初期の弾性剛性 $G_1 (=5.4/4=1.35\text{t/mm})$ は、塑性横倒れ座屈開始点までほとんど変化しないのに対し、塑性横倒れ座屈がかなり進行した靱性率変位 $a=21$ に対しては、 $G=2.7/3.5=0.77\text{t/mm}$ と最初の値の57%まで低下した。

2.4 定変位振幅試験

定変位振幅くり返し載荷試験の結果について、反力特性、弾性剛性、1 サイクル当りの消費エネルギー等の劣化性状についての考察を進めた。実験に用いた33本の供試体のうち10本を取り、それぞれについて反力特性、弾性剛性、1 サイクル当りの消費エネルギーの変化の過程を示したのが、Figs. 5, 6, 7, 8 である。定変位くり返し載荷試験においては、靱性率振幅 a が、ほぼ 2.46 以下の振幅では、くり返し載荷中に横倒れ座屈を生じることがなく、くり返し載荷によって生じる亀裂もスパン中央の載荷点に生じて、その箇所での破断した。このような破断性状を示した供試体をここでは塑性曲げ型疲労破壊と呼ぶ。一方、靱性率振幅が2.46以上の大振幅のときには横倒れ座屈を生じ、供試体はS字形に座屈変形した。この場合、亀裂は載荷点ではなく、S字形の最も曲率の大きい箇所が生じ、その後破断に至った。このような破断性状を示す供試体を座屈型疲労破壊と呼ぶ。また一方向載荷試験において塑性横倒れ座屈が生じたときの靱性率変位が11.25~11.4であったことと比較すると、くり返し載荷試験の場合は一方向載荷試験の場合の1/5程度の変位振幅で塑性横倒れ座屈が発生することがわかる。

1) 反力特性と載荷回数関係 Fig. 5 には10本の供試体について、それらの反力特性 P_n のくり返し数 n による変化の性状を示した。

靱性率振幅 $a=1.08, 1.31, 1.65, 2.02, 2.37$ の場合は塑性曲げ型疲労タイプであり、 $a=2.46, 3.89, 4.76, 9.77, 14.73$ の場合は、座屈型疲労タイプである。

塑性曲げ疲労タイプでは、反力特性は初期の数サイクルの間その値を上昇させ、その後フランジ表面にクラ

ックが生じるまでは、非常に緩慢な劣化性状を示すがクラック発生後は急激にクラックが成長して破断した。最大反力が現われるまでの载荷回数は、変位振幅によらず、3～9回の範囲でばらついている。反力が数サイクル目まで上昇していったことは、くり返し载荷を加えるごとに逐次歪硬化が進行することを示している。ところで、韌性率振幅 $a=1.08$ の供試体は反力特性が他の4供試体と少し異なり、初期の反力の増加が著しくなく、しかも $P_n/P_y < 1$ なる期間もかなり長い。これは韌性率振幅 $a=1.08$ ならば $a=1$ に近い塑性変形を生じていてもその特徴的な挙動があまり現われず、歪硬化による荷重振幅の増加もあまり期待できないためではないかと考えられる。

一方、入力変位振幅が大きいため初期の数サイクル目に横倒れ座屈を生じた座屈型疲労タイプの特徴は、数サイクル目に座屈を生じるまでは、塑性曲げタイプと同様に歪硬化による反力特性の増大が見られる。しかし一度横倒れ座屈が生じてしまうと反力特性は、累進的に低下してゆくが降伏点反力の70%程度まで低下した時横倒れ座屈は停止し、それ以後はフランジ表面にクラックが発生するまでややゆるやかに反力が低下していった。

Fig. 6 には入力として与えた韌性率振幅に対して、数サイクル目に現われる反力特性の最大値の分布が示されている。同図において韌性率振幅2.46以下の塑性曲げ疲労破壊タイプでは、韌性率振幅が大きくなるほど反力特性の最大値は大きくなる。また、韌性率振幅2.46以上の座屈型疲労破壊タイプでは、韌性率振幅の大きさに関係なく反力特性の最大値はほぼ一定であり、この値は一方向载荷試験において横倒れ座屈が開始したときの反力よりも若干大きな値をとっている。

2) 1サイクル当りの消費エネルギーと载荷回数の関係 **Fig. 7** には1サイクル当りの消費エネルギー W_n の载荷回数 n による変化の性状を示す。1サイクル当りの消費エネルギーは各振幅とも第1サイクルにおいて最大である。またこの場合も塑性曲げ型疲労タイプと座屈型疲労タイプとではその劣化性状に差異がある。すなわち塑性曲げ型疲労タイプでは初期の数サイクルの間に反力特性が最大に達する付近までに、かなりの程度の劣化を生じるが、それ以後は比較的緩慢な劣化性状であるのに対し、座屈型疲労タイプでは、急激な劣化が累進的に進行してゆく。

塑性曲げ型疲労タイプの劣化性状は $a=2.37$ の供試体を除いて韌性率振幅 a が小さいほど消費エネルギーの回数による劣化が顕著である。また例えば $a=1.08$ の場合には、その劣化性状が著しく、定常的な状態に達した時にはほぼ $W_n/W_1=0.6$ なる値を示す。これは塑性歪振幅の減少量が各振幅とも同じであるとするならば、この減少による消費エネルギーの減少量の第1サイクルの消費エネルギーに対する比率が、消費エネルギーの絶対値の小さな $a=1.08$ などの場合には特に大きくなる。このように考えると消費エネルギーの劣化性状の韌性率振幅による違いを説明づけることもできよう。

座屈型疲労タイプは塑性曲げ型疲労タイプとは逆に振幅が大きいほど消費エネルギーの劣化性状が著しい。実験から韌性率振幅が大きいほど座屈変形が進行することが知られており、一般に座屈を生じることにより構造部材のエネルギー消費能力が著しく減少することが理解される。

3) 弾性剛性と载荷回数との関係 **Fig. 8** は弾性剛性と载荷回数の関係を示したものである。同図から塑性曲げ型疲労タイプの弾性剛性は細かい変動はあるが全般的には変化があまりない。特に韌性率振幅 $a=1.08, 1.65, 2.37$ の場合にはフランジに亀裂を生じるまで $G_n/G_1=1.0$ に近い値を維持し続けている。また $a=1.31, 2.02$ の場合にも2回目以後フランジの亀裂発生まで $G_n/G_1=0.9$ 前後の値を示している。このようなことから塑性曲げ型疲労タイプの弾性剛性の変化性状は韌性率振幅の大小による差異がなく、しかも回数による劣化がないと結論してよいであろう。

座屈型疲労タイプは総じて劣化性状が顕著であり、韌性率振幅が大きいほど急激な劣化を示している。韌性率振幅 $a=9.77, 14.76$ などの大振幅の場合には、第2サイクルですでに $G_2/G_1=0.5$ あたりまで低下している。ところで座屈を生じる振幅の下限に近い $a=2.46$ の場合には70回あたりまで塑性曲げ型疲労タイプと同様な挙動であり、その後200回までの間の劣化が急激である。座屈型疲労タイプの弾性剛性の劣化は横倒れ座屈の進

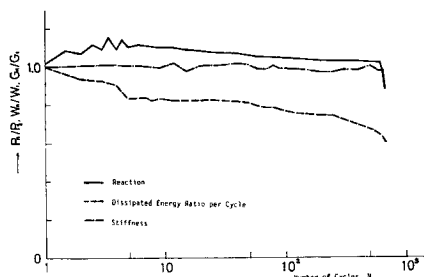


Fig. 9 Relation of reaction, stiffness and dissipated energy per cycle ($a=1.65$).

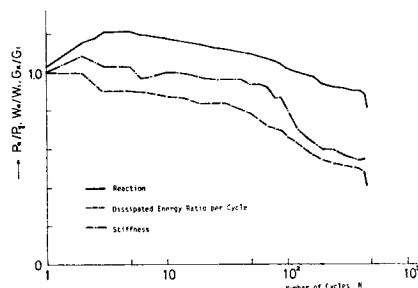


Fig. 10 Relation of reaction, stiffness and dissipated energy per cycle ($a=2.46$).

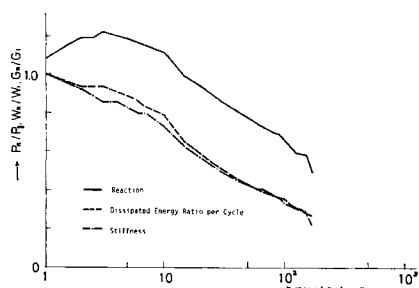


Fig. 11 Relation of reaction, stiffness and dissipated energy per cycle ($a=3.89$).

行による供試体の大変形があって弾性域での曲げ剛性 EI が減少するために生じるものと考えられる。

4) 反力特性・1サイクル当りの消費エネルギー・弾性剛性の間の相互関係 Figs. 9, 10, 11 には反力特性・1サイクル当りの消費エネルギーおよび弾性剛性の載荷回数による変化性状を靱性率振幅 $a=1.65$, $a=2.46$, $a=3.89$ のそれぞれについて示した。これらの図における実線・破線・一点鎖線はそれぞれ反力特性・1サイクル当りの消費エネルギー・弾性剛性を表わす。

Fig. 9 には、塑性曲げ型疲労破壊の場合の結果が示されている。このタイプの特徴的なことは、任意の

載荷回数において P_n/P_y , G_n/G_1 , W_n/W_1 の値は全般的にこの順に大きな値を示している。反力特性の増加しているくり返し初期の状態でも消費エネルギーは減少している。このことから、くり返し初期の履歴復元力曲線は、いわゆるやせ細ってゆく度合いが大きいことが知られる。さらに Fig. 8 の結果より弾性剛性に変化がないものとするれば、このやせ細りは塑性歪振幅の減少によるものではなく、履歴復元力曲線の降伏点が不明瞭になってゆくことに起因するものであろう。そして反力特性が上昇から劣化傾向へと反転する時点で消費エネルギーは $W_n/W_1=0.8$ 程度にまで低下している。その後の反力特性と消費エネルギーはほぼ同様の減少傾向を示している。

Fig. 11 には、横倒れ座屈が初期に発生した座屈型疲労破壊の場合の結果が示されている。この図からわかるように、座屈発生後の反力特性、消費エネルギー、弾性剛性はほぼ平行して急激に減少する。

Fig. 10 には、塑性曲げ型疲労破壊から座屈型疲労破壊へと変化する限界を示す靱性率振幅 $a=2.46$ の場合の結果を示している。この供試体は最終的には横倒れ座屈による応力集中部のクラック発生とともに破断したのだが、座屈による変形がそれほど大きくなく、したがって幾何剛性の劣化もはなはだしくなかったため、図のように100回前後までは塑性曲げ型疲労破壊タイプの特徴を示したものと言えよう。

5) S-N 曲線 Fig. 12 は、靱性率振幅と疲労寿命の

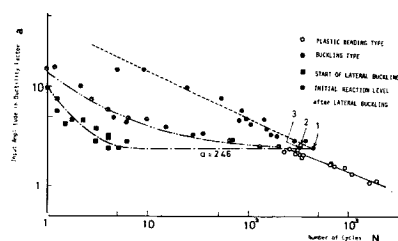


Fig. 12 S-N curves for plastic bending type and buckling type.

関係を両対数軸目盛で示したいいわゆる $S-N$ 曲線である。本研究では S として靱性率振幅 a を用い、疲労寿命 N にはフランジ表面に亀裂が発生するまでの回数を採用した。同図中の○印で示した点は塑性曲げ型疲労破壊を表わし●印は座屈型疲労破壊タイプを表わす。この両タイプの境界は、ほぼ $a=2.46$ であることがわかる。

塑性曲げ型疲労破壊タイプと座屈型疲労破壊タイプとは明らかに $S-N$ 関係が異なるが、このうち塑性曲げ型疲労破壊タイプに関しては比較的ばらつきが小さく、この関係に容易に直線近似を行なうことができる。この直線近似は、いわゆる $S-N$ 関係を表現するものとして多く用いられている次式のタイプに相当するものである。

$$NS^b = C \quad \dots\dots\dots(1)$$

本研究における塑性曲げ型疲労破壊タイプの $S-N$ 関係としては次式が得られた。

$$Na^{2.58} = 2.30 \times 10^3 \quad \dots\dots\dots(2)$$

式(2)で表わされる直線を図中に実線で示す。

座屈型疲労破壊タイプについては、座屈開始点、100%反力を示す点、フランジ表面の亀裂発生点を、それぞれ破壊規準として同図内に破線、一点鎖線、二点鎖線で示した。ところで同図内の $a=2.46$ 付近で塑性曲げ型疲労破壊タイプを示す直線から座屈型疲労破壊タイプを示す直線への移行が見られる。

図中の番号1,3の場合には Fig. 10 のような挙動を示して結局横倒れ座屈による応力集中点に亀裂を生じさせて破壊したが、番号2の場合には横倒れ座屈を生じかけて若干の変形を示しながらも Fig. 9 に示すような塑性曲げ型疲労タイプの挙動を示しつつ終局荷重点上に亀裂を生じる形で破壊した。

6) 全消費エネルギーと靱性率振幅との関係 Fig. 13 には、靱性率振幅と疲労寿命に至るまでの全消費エネルギー $W_t/(P_y \cdot X_y)$ を示した。図中の○印、●印は Fig. 12 と同様、それぞれ塑性曲げ型疲労破壊、座屈型疲労破壊を表わす。

同図から疲労寿命が長いほど全消費エネルギーは大きくなる事がわかる。塑性曲げ型疲労破壊タイプに関する $a-E_t$ 関係を直線近似すると次式のようなになる

$$E_t a^{1.05} = 2.93 \times 10^3 \quad \dots\dots\dots(3)$$

図中に式(3)を実線で示した。座屈型疲労破壊タイプの $a-E_t$ 関係を曲線で表わすと図中の破線のようなになる。これらの実線と破線は $a > 4.0$ では一致することが興味深いのがこれが一般的に成り立つ傾向かどうかは今後の研究にまたねばならない。

一方、 $a < 4.0$ の場合の破線は実線とは一致せず、 $a=2.46$ の場合には振幅がほぼ等しい $a=2.37$ の場合の2倍程度の E_t の値を示している。 $a=2.46$ の場合は Fig. 12 に関しても述べたように、塑性曲げ型疲労と座屈型疲労破壊の両者の過程を経験したものと考えられ、荷重点近傍および横倒れ座屈変形による応力集中点の3か所でエネルギー消費が同時に行なわれることにより相対的に大きな E_t 値を示したものと思われる。

また $a=1.0$ より少し大きい変位振幅より、変位振幅が小さくなるにしたがって全消費エネルギーは直線で予想される値より徐々に左に離れてゆく。これは究極的に弾性疲労、つまり破壊に至るまでの全吸収エネルギーがゼロになることの徴候と見てよからう。

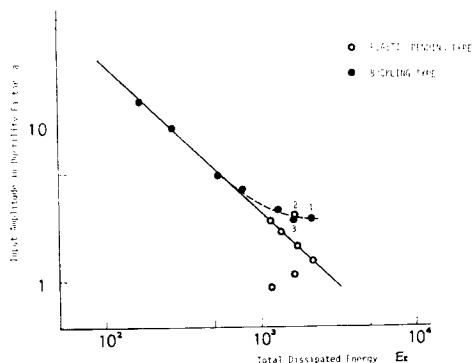


Fig. 13 Relation between total dissipated energy and input amplitude in ductility factor.

3. 二段変位振幅試験

3.1 実験の概要

前節における定変位振幅試験の結果を基礎として、さらに変動曲げ荷重下での構造部材の破壊過程を明らか

にすることが必要となる。ここではその基礎段階として変位振幅を2段階に変動させた場合の破壊試験を行なった。設定した振幅レベルは6mmと9mmで、いずれも横倒れ座屈が発生しない範囲であり、供試体の破壊のタイプはすべて塑性曲げ型である。実験に際しては、増加振幅試験（1段目6mm ($a=1.5$)、2段目9mm ($a=2.25$)）と減少振幅試験（1段目9mm、2段目6mm）の2種類の振幅制御を行ない、地震荷重などの不規則に変動する荷重下での構造部材の破壊過程を考察する際の基礎資料とする。

二段変位振幅試験に先立って、前節のシリーズとは別個に、変位振幅を正確に6mmおよび9mmに設定した定変位振幅試験をそれぞれ3本の供試体について行なって反力、エネルギー吸収能力、破断点 N などを測定した。以下本節では、これを定変位振幅試験と呼ぶことにする。Table 2 に、定変位振幅試験より得られた破断点 N およびその平均値 \bar{N} を示した。

二段変位振幅試験は Table 3 に示した要領で行なった。すなわち、試験機の制御装置によって1段目の载荷回数 n_1 に達したとき、自動的に2段目の振幅に切り換え、以後破断に至るまでそのままくり返し载荷を行なった。

3.2 累積損傷度基準に基づく実験結果の解析

非定常な動的荷重下における材料の破壊基準としては、Miner⁸⁾の法則が著名である。すなわち、ある疲労限度以上の応力 S_i をくり返し载荷したときに、 N_i 回の载荷で破壊したとすると、 S_i については $n_i (< N_i)$ 回だけ载荷し、順次異なる応力レベルに移行するような試験では、各応力レベルでの損傷度 (damage) は $D_i = n_i/N_i$ で表わされ、破壊は

$$\sum_i D_i = \sum_i (n_i/N_i) = 1 \quad \dots\dots\dots (4)$$

になったときに発生すると考えるものである。

この仮説は、弾性領域における金属材料の破壊の問題と関連して多くの検討が行なわれてきたが、本研究で対象としている鋼材における大振幅の塑性曲げの問題については適用された例は少ないようである。Minerの法則は元来応力制御方式の試験結果を説明するために提出されたものであるが、負荷は必ずしも応力である必要はないから、以下本研究の振幅制御方式の実験結果について、Minerの法則の適合性を検討する。

本研究における二段変位振幅試験の結果を Table 3 に示した。同表において、 a は靱性率振幅、 N は定変位振幅試験で破断するまでの载荷回数、 n は二段振幅試験における载荷回数、 D は式(4)における損傷度を表わし、添字1,2は、それぞれ1段目、2段目の载荷を表わす。

同表には、さらに全損傷度 $\Sigma D = D_1 + D_2$ 、 ΣD の平均値 \bar{D} と標準偏差 σ_D も示した。これらの結果からわかるように、増加振幅試験の供試体 No. 13-18 では ΣD は平均値1.002、標準偏差0.065で、Minerの法則がかなり良好な精度で成立していることがわかる。これに対して、減少振幅試験を行なった供試体 No. 1~12 においては、 ΣD の平均値は1.178であり、標準偏差が0.092であることを考慮すれば、明らかに式(4)は成立していない。そこで供試体 No. 1~12 について D_1 と D_2 の関係を図示したのが Fig. 14 である。全損傷度は ΣD 軸から読みとれる。Minerの法則にしたがう場合には、実験結果は同図の点A,Bを結ぶ

Table 2

Input Amplitude	N	\bar{N}
6 mm	1100	1033
	1008	
	990	
9 mm	350	353
	345	
	387	

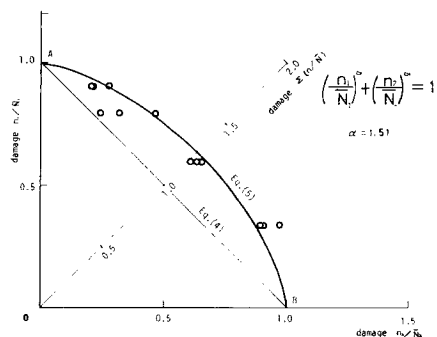


Fig. 14 Cumulative damage in decreasing two-stage amplitude test.

Table 3

No.	Ductility Factor		N_1	N_2	n_1	$D_1 = \frac{n_1}{N_1}$	n_2	$D_2 = \frac{n_2}{N_2}$	$\Sigma D = D_1 + D_2$	average \bar{D} and standard deviation σ_D of ΣD $\bar{D}=1.178$ $\sigma_D=0.092$
	a_1	a_2								
1	2.25	1.5	353	1033	320	0.91	215	0.21	1.12	
2							226	0.22	1.13	
3							287	0.28	1.09	
4					280	0.79	148	0.14	0.93	
5							478	0.46	1.25	
6							329	0.32	1.11	
7					210	0.59	654	0.63	1.22	
8							624	0.60	1.19	
9							665	0.64	1.23	
10					120	0.34	920	0.89	1.23	
11							925	0.90	1.24	
12							996	0.96	1.30	
13	1.5	2.25	1033	353	800	0.77	87	0.25	1.02	$\bar{D}=1.002$ $\sigma_D=0.065$
14							113	0.32	1.09	
15							85	0.24	1.01	
16					620	0.60	98	0.28	0.88	
17							155	0.44	1.04	
18							129	0.37	0.97	

直線 ($\Sigma D=1$) に近い値を示すはずであるが、上述の結果から、実験値はこの直線からかなりはずれている。
今、式 (4) の代りに

$$\sum_i \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^a = 1 \dots \dots \dots (5)$$

なる破壊基準を採用し⁹⁾、最小2乗法によって a を定めると、 $a=1.51$ なる結果が得られた。**Fig. 14** 中の曲線はこの結果を示したものであり、実験結果と比較的良好に対応している。

弾性限以下の荷重レベルにおける疲労試験においては、応力増加試験での ΣD が応力減少試験での ΣD より大きくなることが報告されているが¹⁰⁾、本節の結果は上述のようにそれとは逆の傾向を示している。これは、塑性曲げ疲労破壊の一つの特徴を示すものと考えられる。以下、実験結果をさらに詳細に検討することによって、その力学的な機構を考察する。

3.3 反力特性

増加振幅試験における反力の変動の状態を **Fig. 15** に示した。同図の実線は、靱性率振幅が $a=1.5, 2.25$ における定変位振幅試験の反力特性である。また横軸は、各载荷段階での損傷度を示している。同図には、 $n_1=800, 620$ の二通りの増加振幅試験結果のうちそれぞれ1例ずつが示されている。

1 段目の载荷段階においては、反力特性は当然のことながら $a=1.5$ の定変位振幅試験の結果に追随し、2 段目の

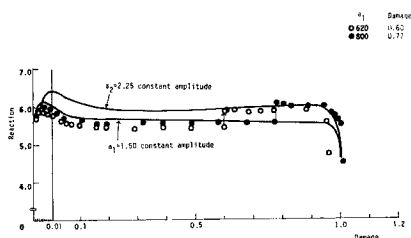


Fig. 15 Relation between damage and reaction in increasing two-stage amplitude test.

載荷によって、 $a=2.25$ の定変位振幅試験の結果を表す曲線上に移行する。その際、振幅変化の直後には、ひずみ硬化とみられる反力の一時的な上昇があるが、その割合は全反力の 1% 程度であり、処女載荷における平均約 10% の反力の上昇と比較すればわずかな量である。そして大局的には振幅増加後の反力は $a=2.25$ の定変位振幅試験結果に沿って変化し、Table 3 ですでに見たように損傷度 D がほぼ 1 になったときに破断する。以上からわかるように、増加振幅試験においては、破壊基準として Miner の法則が成立するのみでなく、破断に至るまでの反力特性の変化も、各段階における振幅に対応した、定変位振幅試験の結果とよく合致するものと考えられる。

一方、減少振幅試験における反力特性を同様の方法で図示したのが Fig. 16 である。1 段目の載荷では、 $a=2.25$ の定変位試験の結果と同様の反力特性を示すが、2 段目の載荷時には $a=1.5$ の定変位振幅試験の結果より低い反力を示す点が、増加振幅試験と異なる。また増加振幅試験においてみられた、振幅変化後の反力のわずかな一時的上昇も、減少振幅試験では観測されなかった。振幅変化後は、定変位振幅試験の場合より低い反力値を保ったまま定常的に推移し、Table 3 の結果と対応して、 $D>1$ なる損傷度の範囲で破断している。このように、減少振幅試験において振幅変化後の反力特性が定変位振幅試験の結果と異なることは、この場合に Miner の法則から予想されるより寿命が長くなることと関連するものと考えられる。この点については、後にさらに詳しく述べる。

3.4 1 サイクル当りの消費エネルギー

増加振幅試験および減少振幅試験における 1 サイクル当りの消費エネルギーの推移を、損傷度を横軸にとって Fig. 17, 18 に示した。図中の実線は Figs. 15, 16 と同様に、 $a=1.5, 2.25$ の定変位振幅試験の結果である。Figs. 17, 18 からわかるように、増加振幅試験においても、減少振幅試験においても、消費エネルギーは、対応する振幅での定変位振幅試験の結果に近い値をとる。特に、減少振幅試験においては、2 段目の載荷における反力は、Fig. 16 でみたように定変位振幅試験の場合より低い値をとっているから、1 サイクル当りの消費エネルギーが両試験で等しいことは、減少振幅試験における 2 段目の載荷 ($a=1.5$) 時には、 $a=1.5$ の定変位振幅試験の場合より供試体中の塑性領域が広がっているものと考えられる。このことは、載荷点付近での塑性ヒンジの形成状態が異なることを意味するものであり、疲労寿命の増大の問題と関連して次項で再び触れることにする。

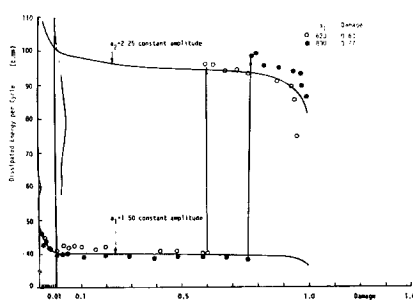


Fig. 17 Relation between damage and dissipated energy per cycle in increasing two-stage amplitude test.

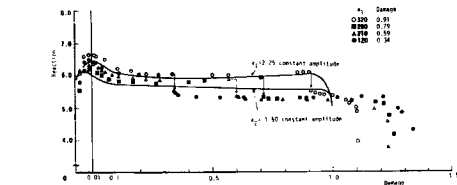


Fig. 16 Relation between damage and reaction in decreasing two-stage amplitude test.

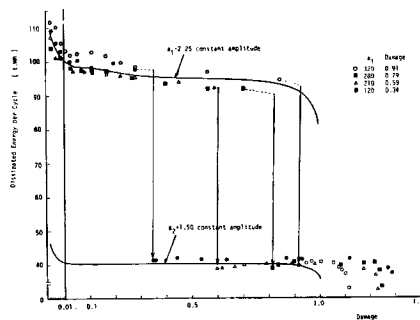


Fig. 18 Relation between damage and dissipated energy per cycle in decreasing two-stage amplitude test.

3.5 塑性ヒンジと塑性曲げ疲労寿命の関係について

本節においては、二段振幅試験の結果を検討した結果、構造用鋼材の塑性曲げ疲労破壊においては、増加振幅試験と減少振幅試験の間に、疲労寿命、反力特性などについて、いくつかの特徴ある差異があることがわかった。そのような差異の原因については、なお不明確な点も残されているが、これまでの考察を総合すると、振幅変化前後での塑性ヒンジの状態がこの問題に影響を持つものと考えられる。以下、この点を重視しながら、二段振幅試験において供試体が破壊に至る過程を論ずる。

まず増加振幅試験の場合、塑性ヒンジ領域は、振幅の増大によって、それに対応する分だけ拡大される。完全弾塑性系においては、塑性ヒンジ領域は振幅によらず一定であるが、本研究で用いられた SS41 鋼では降伏後の剛性はなお正の値を有しており、その影響は、Fig. 15 において、振幅 $a=1.5, 2.25$ に対する定変位振幅試験での反力が異なることに反映されている。すなわち、振幅の増大によって塑性ヒンジの抵抗モーメントはなお若干上昇し、それに伴って塑性ヒンジの領域が拡大される。Fig. 15 において、振幅変化後に反力のわずかな一時的上昇がみられたのは、新たに塑性領域に入った供試体部分のひずみ硬化によるものと考えられる。このようにして、振幅の増加によって、塑性ヒンジの状態は最初から $a=2.25$ で加振した場合と同様となり、以後 $a=2.25$ の定変位振幅試験と同様の経過をたどって、損傷度 $D=1$ 付近で破断する。

次に、減少振幅試験の場合、はじめに靱性率振幅 $a=2.25$ のもとの、これに対応する塑性ヒンジ領域が形成される。その後 2 段目载荷により、 $a=1.5$ となっても、はじめに形成された塑性域は、 $a=1.5$ の定変位振幅試験と同様の塑性ヒンジ領域にまでは縮小しないものと考えられる。これは、反力特性および 1 サイクル当りの消費エネルギーの実験結果について、すでに述べたところである。すなわち、 $a=1.5$ の定変位振幅試験の場合より広い塑性ヒンジ領域を持つことによって塑性ヒンジの剛性が低下し、相対的に低い反力値を示す。しかも 1 サイクル当りの消費エネルギーは同程度であるから、同程度の塑性エネルギーを分散した領域で吸収することになる。これにより、減少振幅試験においては、増加振幅試験より破断までの累積損傷度が大きくなったのではないかと考えられる。

以上、主として塑性ヒンジ形成の面から、二段振幅試験の結果を総合的に検討したが、ここに示した解釈は、現段階では実験結果を説明するための仮説というべきであり、より多くの実験結果および理論解析によって検証を行なうことが必要であろう。

4. 結 論

以上、SS41 鋼材の H 型鋼のくり返し塑性曲げ試験の結果を報告した。得られた結果を要約すれば以下のとおりである。

〔A〕 定変位振幅試験について

(1) 本実験における供試体の場合、くり返し荷重下で横倒れ座屈が発生する限界振幅は靱性率で 2.46 であり、これは一方向载荷で座屈するときの靱性率の約 1/5 である。

(2) 载荷の初期の段階では、ひずみ硬化によって反力が上昇するが、上昇の割合は塑性曲げ型疲労では振幅が大きいほど大きく、座屈型疲労では振幅に依存しない。

(3) 塑性曲げ型疲労では、反力、消費エネルギーは载荷回数とともにゆるやかに劣化し、弾性剛性はほとんど変化しない。これらの量は破断点が近づくと急激に減少する。座屈型疲労では、座屈発生と同時に顕著な劣化が進行する。

(4) 本実験では、靱性率振幅と全消費エネルギーの関係は、塑性曲げ型、座屈型を通じて、両対数紙上で共通の直線上にのるという興味ある結果が得られた。ただし、座屈型と塑性曲げ型の境界付近では、両タイプの変形が並行して進行するため、消費エネルギーが特に大きくなる。

〔B〕 二段変位振幅試験について

(5) 減少振幅型試験では、疲労寿命は Miner の基準より大きくなる。

(6) 増加振幅試験での反力特性は定変位振幅試験の結果に追従するのに対し、減少振幅試験における反力は、定変位振幅試験の場合より低い値を示す。また1サイクル当りの消費エネルギーは、増加・減少振幅試験とも、定変位振幅試験の結果に追従する。

(7) 上記(5)、(6)の特徴を、供試体における塑性ヒンジの状態の相違から説明できることを示した。

本研究は、地震による構造物の破壊機構に関する研究の一環として実施中のものであり、現段階では未だ基礎的な実験の域を出ていない。今後、供試体の断面、载荷状態、支持状態などを順次変化させて実験を進める予定である。終りに、本研究の一部は文部省科学研究費（一般研究A）によったこと、供試体用鋼材は新日本製鉄株式会社からの寄贈を受けたことを記し、感謝の意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) Tanabashi, R., Yokoo, Y., Wakabayashi, M., Nakamura, T., Kunieda, H., Matsunaga, H., and Kubota, T.: Load-Deflection Behaviours and Plastic Fatigue of Wide-Flange Beams Subjected to Alternating Plastic Bending, Part I, Part II, Part III, Trans. of A.I.J., No. 175, pp. 17-26, No. 176, 1970. pp. 25-33, No. 177, pp. 35-44.
- 2) 高梨晃一・宇田川邦明・田中 尚：くり返し载荷をうけるH型鋼の横座屈崩壊，日本建築学会全国大会学術講演梗概集，昭和48年10月，pp. 995-996.
- 3) Vann, W. P., Thompson, L. E., Whalley, L. E., and Ozier, L. D.: Cyclic Behaviour of Rolled Steel Members, No. 145, V WCEE, Rome, 1973.
- 4) 若林 実・松井千秋・南 宏一・三谷 勲：実大鉄骨ラーメンの弾塑性性状について，日本建築学会論文報告集，第198号，昭和47年8月，pp. 7-17.
- 5) Popov, E. P., Bertero, V. V., and Krawinkler, H. : Moment-Resisting Steel Subassemblages under Seismic Loadings, No. 184, V WCEE, Rome, 1973.
- 6) 花井正実・賀来正義・松藤一利：くり返し荷重を受ける鋼構造骨組の弾塑性解析，日本建築学会論文報告集，第214号，昭和48年12月，pp. 29-33.
- 7) Pinkey, R. B.: Cyclic Plastic Analysis of Structural Steel Joints, Report No. EERC 73-15. University of California Berkley, California, August 1973.
- 8) Miner, M. A.: Cumulative Damage in Fatigue, J. Appl. Mech., Vol. 12, 1945, pp. A159-A164.
- 9) 南井良一郎：建築構造物の耐震安全性について，京大防災研究所年報，第13号 A，昭和45年3月，pp. 5-22.
- 10) 横堀武夫：材料強度学，技報堂，昭和30年10月，p. 213.