

鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂の発生とその進展に関する実験的研究

Experimental study on ductile crack initiation and its propagation in steel bridge piers of thick-walled box sections

葛 漢彬*, 大橋 正稔**, 田島 僚**

Hanbin Ge, Masatoshi Ohashi and Ryo Tajima

*正会員 博士 (工学) 名古屋大学大学院助教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

**修士 (工学) 東海旅客鉄道株式会社 建設工事事務土木工事課 (〒108-8204 東京都港区港南 2-1-85)

***学生会員 名古屋大学大学院博士課程前期課程 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

The present study aims at investigating the initiation mechanism of ductile cracks, which is the first step of brittle fracture, occurred in steel bridge piers with thick-walled sections, in order to develop a seismic evaluation procedure for steel structures considering the evaluation of ductile crack initiation. For this purpose, a total of nine steel columns with small width-thickness ratios were tested under cyclic loading. It is found that ductile cracks occurred at the column base in all the specimens regardless of cyclic loading histories subjected. Moreover, by performing elaborate analysis using shell elements and fiber analysis using beam elements, it's found that there exists a difference in the strain distribution at the point of crack initiation, and a factor accounting for the effect of structural details should be introduced in the fiber analysis.

Key Words: Ductile crack initiation, brittle fracture, steel bridge, cyclic loading

キーワード: 延性き裂の発生, 脆性破壊, 鋼製橋脚, 繰り返し荷重

1. はじめに

1995 年 1 月の兵庫県南部地震により, 鋼製門形ラーメン橋脚の隅角部において, 写真に示すような脆性的な破壊が生じた^{1,4)} (図-1). このような損傷は国内では過去に例がなく, これまでの耐震設計において脆性破壊は考慮の対象から外れていた. しかし, 同地震を契機に耐震設計を行う段階においても脆性破壊を考慮する必要があることを認識させられた. これまで日本の土木鋼構造物は比較的薄肉断面である場合が多いため, 鋼構造物が地震荷重のような低サイクルで過大な繰り返し荷重を受ける場合, 主要な破壊形式は局部座屈であった. しかしながら, 震災後, 変形性能を向上させる手段の 1 つとして厚肉断面が多用されるようになってきており, その結果, 破壊形式は局部座屈の発生に先行して, 延性き裂を起因とする脆性的な破壊が生じることが考えられる.

これまでの脆性破壊に関する研究においては, 脆性破壊の防止に着目して材料面から破壊靱性の高い鋼材の開発, き裂発生再現およびひずみ集中を分散させる構造形式の提案がほとんどである. 例えば, 鋼材レベルにおいては, 西村ら⁵⁾が, 各種構造用鋼材に対し, 丸棒を用いた低サイ

クル疲労試験を行い, Manson-Coffin 則の成立を確認し, Manson-Coffin 則における各種係数を提案している. 比較的最近の研究では, 休場ら⁶⁾が, 構成則の確立を目指し, SM490B と SM570Q に対し丸棒を用いた低サイクル疲労試験を行い, 鋼材によって低サイクル疲労特性に違いが存在することを明らかにしている. また, 大倉ら⁷⁾は, 繰り返し荷重による破壊靱性低下に着目した研究を行い, シャルピーの吸収エネルギーと繰り返し塑性ひずみの相互関係を調べている. 一方, 構造物の隅角部や基部を対象にした研究では, 坂野ら⁸⁻¹²⁾, 三木ら^{13,14)}が鋼製橋脚の隅角部および基部をモデル化した模型試験体を用いた極低サイクル疲労実験を行い, き裂の発生を再現している. 特に, 隅角部, 基部ともにき裂発生位置の局所的な塑性ひずみ範囲とき裂発生寿命の関係に対しては Manson-Coffin 則が適用できることが明らかにされている¹²⁾. その一方, ひずみ集中を分散させる構造形式の提案に関する研究もある¹⁵⁾. 最近になって, 低サイクル疲労のメカニズムを解明するために画像処理による試験システムが開発されている¹⁶⁾.

構造物に過大な繰り返し荷重が作用すると, 隅角部や基部といった形状的不連続部にひずみが集中する. このひずみが増大し, 材料の持つ延性限界を超えることで延性



図-1 脆性き裂発生例

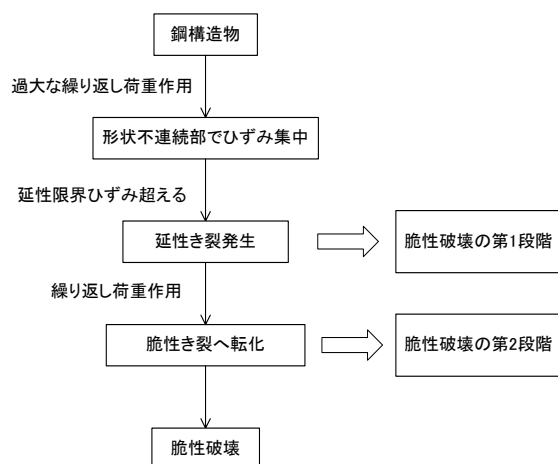
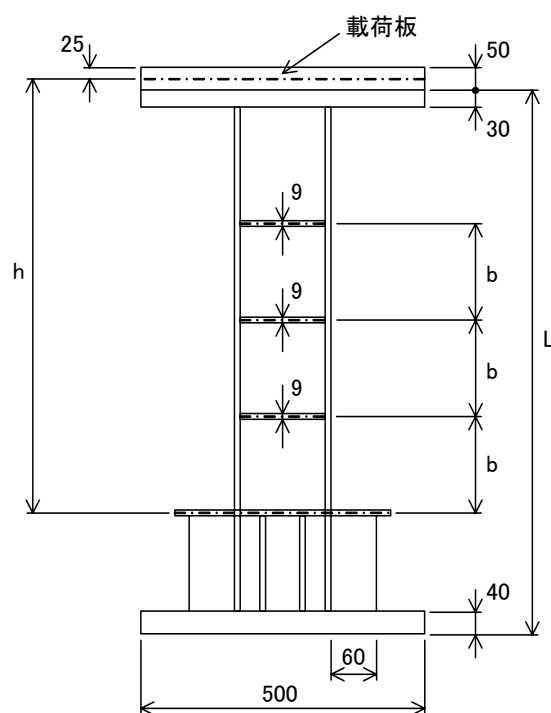


図-2 延性き裂を起因とする
脆性的な破壊のプロセス

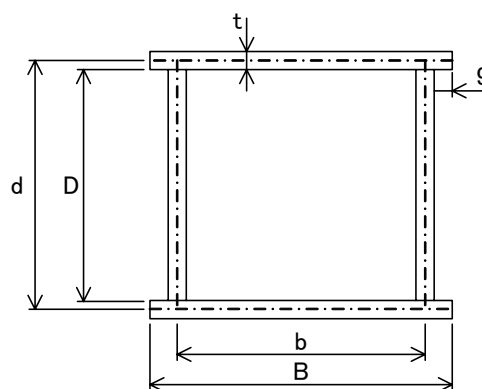
き裂が発生する。さらなる繰返し荷重を与えると延性き裂から、脆性き裂へと転化する。そして最終的に脆性破壊に至る (図-2 参照)。本研究では、脆性破壊の元となる比較的小さいき裂に対してその発生を防止するというのが設計上の基本的な考え方¹⁷⁾であることから、脆性破壊の第一段階としての延性き裂発生に着目し、その発生メカニズムを明らかにすることで、それを照査する手法の提案に必要なデータ蓄積を図ることを目的としている。そのため、変形性能の大きい厚肉断面鋼製橋脚を対象とした繰返し載荷実験を行い、延性き裂の発生とその進展状況について調べている。

2. 実験供試体と載荷方法

実験供試体は、図-3 に示すような正方形無補剛箱形断面鋼製橋脚である。本研究では、橋脚基部における延性き裂が起点となる脆性破壊の発生を再現するために、局部座屈が発生しにくい厚肉断面を用い、幅厚比パラメータは0.25 と0.35 とした。また、細長比パラメータは0.25,



(a) 側面図



(b) 断面図

図-3 実験供試体 (Unit:mm)

0.35 である。設計段階においては、最も薄肉な UB35-25 シリーズの場合が3種類のモデルの中で、き裂の発生よりも、局部座屈の方が先行して発生する可能性があるが、UB25-35 シリーズと UB25-25 シリーズは局部座屈の生じにくい構造を有しており、き裂の発生が局部座屈に比べ先行して生じると予想していた。

ここで、幅厚比パラメータ R_f 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ は次式で定義される。

$$R_f = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \cdot \frac{12(1-\nu^2)}{4\pi^2}} \quad (1)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{2h}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (2)$$

ここで、 b は断面幅、 t はプレート厚さ、 h は柱としての供試体高さ、 σ_y は降伏応力、 E はヤング率、 ν はポアソン

表-1 実験試験体寸法とパラメータ

供試体名	B (mm)	D (mm)	b (mm)	d (mm)	t (mm)	L (mm)	h (mm)	R_f	$\bar{\lambda}$	δ_y (mm)	H_y (kN)	P/P_y
UB25-25C1P1	152.4	114.9	124.9	124.7	9.17	756	552	0.25	0.24	2.02	82.28	0.1
UB25-25C3P1	152.4	114.9	125.1	124.0	9.11	755	551	0.25	0.23	2.01	81.71	0.1
UB35-25C1	202.3	165.0	174.1	174.3	9.33	956	772	0.34	0.24	3.12	127.67	0.0
UB35-25M	202.3	164.0	174.3	173.3	9.34	954	770	0.34	0.24	3.10	126.55	0.0
UB25-35C1	152.6	114.8	125.0	123.2	9.19	955	771	0.25	0.33	4.08	65.50	0.0
UB25-35C3	152.2	114.6	124.6	123.8	9.20	955	771	0.25	0.33	4.09	65.43	0.0

表-2 材料試験の結果

E (GPa)	ν	E_{st} (GPa)	σ_y (MPa)	ε_y (%)	ε_{st} (%)	σ_u (MPa)	ε_u (%)
202	0.29	3.66	241	0.12	1.3	387	33

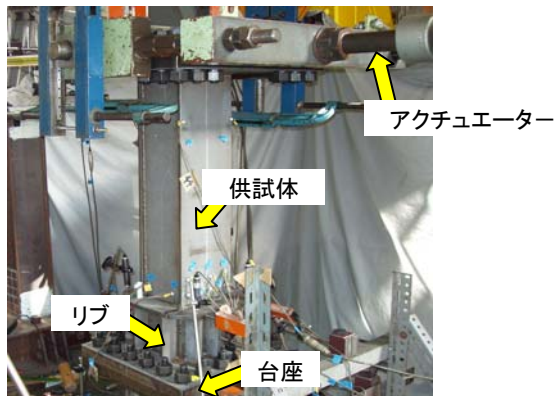
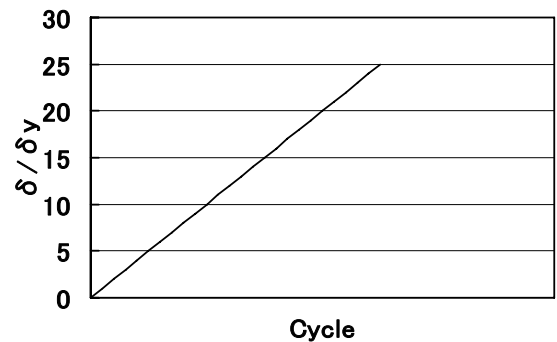
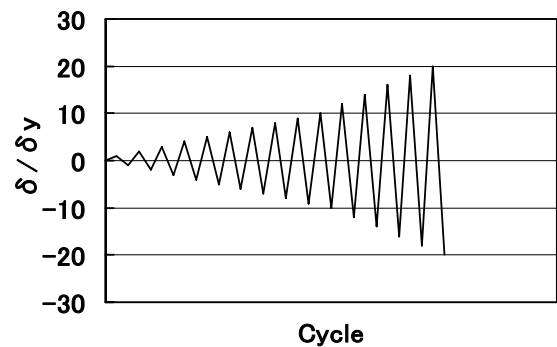


図-4 実験の様子(試験体 UB25-35C1)

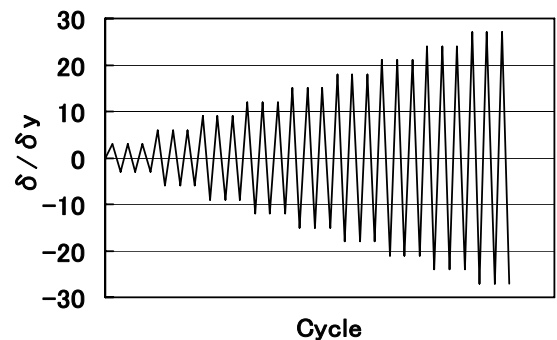
比, r は断面 2 次半径である. 実測した断面寸法を表-1 に示す. 表中において, B はフランジ幅, D はウェブ幅, d はウェブ幅中心間距離, L は供試体高さを表している. 供試体名(例: UB $\circ\circ$ - $\circ$ C1P1)については, UBは無補剛箱形, $\circ\circ$ は幅厚比パラメータの小数点以下 2 桁, $\circ$ は細長比パラメータの小数点以下 2 桁, C: 繰り返し載荷, P: 鉛直方向の軸力をそれぞれ表している. C1 は変動変位繰り返し載荷において所定の変位振幅で 1 サイクルずつ, C3 は 3 サイクルずつの載荷を表し, M は単調載荷を意味する. 鋼材は, 溶接構造用鋼材 SM400A 材を使用した. 材料の引張試験を行った結果を表-2 に示す. これらの材料定数を用いて算出した幅厚比, 細長比パラメータの値も表-1 に示してある. なお, フランジとウェブは両側ともグルーブ溶接されており, フランジは 9mm の張り出し



(a) 単調載荷



(b) 繰り返し載荷(1 サイクルずつ)



(c) 繰り返し載荷(3 サイクルずつ)

図-5 載荷パターン

部が設けられている.

載荷方法は試験体基部を固定し, 試験体上部に水平荷重を載荷した(図-4). ただし, 死荷重を想定した鉛直荷

重については、き裂が引張荷重によって生じることからき裂を確実に発生させるためにあえて鉛直圧縮荷重を加えない場合と、通常のように鉛直圧縮荷重を加えた場合を考えた。本実験の加力は単調及び引張圧縮交番の漸増繰り返しであり、いずれの場合も供試体上端部の水平変位 δ によって制御した。载荷条件は、図-5に示す単調载荷、および1サイクルと3サイクルを用いた。(b)図に示す1サイクルについては $1\delta_y$ ずつ漸増させた。ただし、 $10\delta_y$ までにき裂が生じた場合は、実験時間の都合上 $10\delta_y$ 以降は $2\delta_y$ ずつ漸増载荷させた。また、(c)図に示す3サイクルについては、 $\delta/\delta_y=3, 6, 9, \dots$ と漸増させて各サイクル3回繰り返す载荷パターンとした。ここで、 δ_y とは水平変位を载荷したときに、橋脚基部のフランジが降伏点に達するときの変位である。

また、き裂発生が予想される試験体基部の溶接端部から高さ10mm、フランジ幅方向に内部へ10mmの場所である10mmの箇所にひずみゲージを貼付し、き裂発生位置付近のひずみを測定した。

実験は、供試体の耐力が最大荷重の5割程度まで低下、又はき裂がフランジ長さの半分程度まで進展した時に、

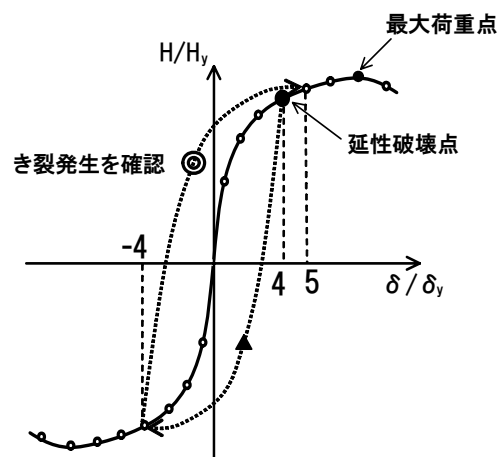


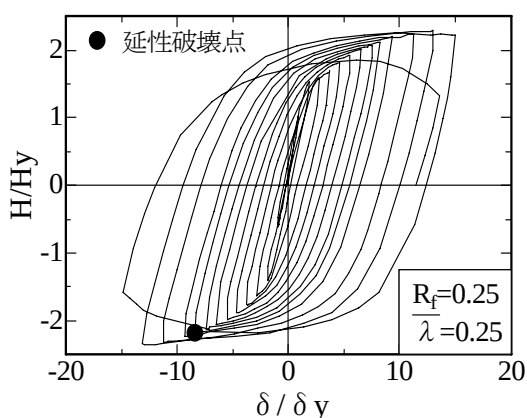
図-6 延性破壊点の定義

荷重を除荷し実験を終了した。

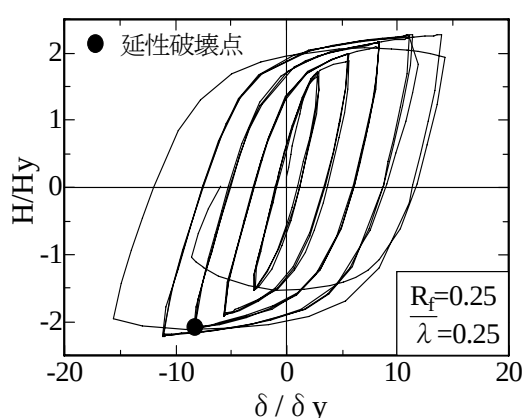
3. 実験結果

3.1 破壊点の定義

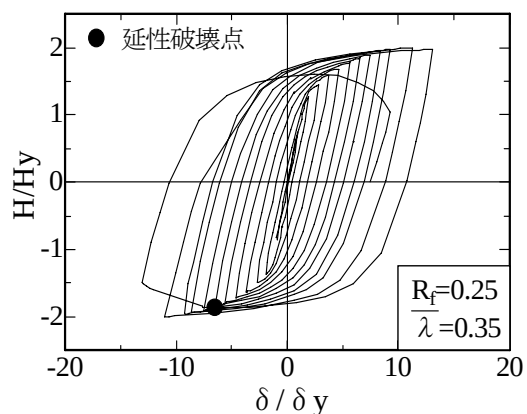
本実験を遂行する上で、もっとも重要な要素の1つに「き裂の発生」をどう捉えるかが挙げられる。浸透液ま



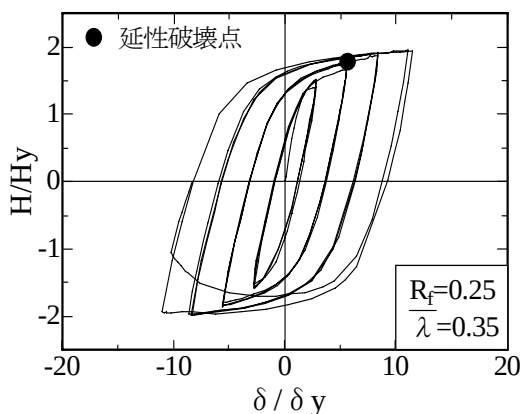
(a) UB25-25C1P1



(b) UB25-25C3P1

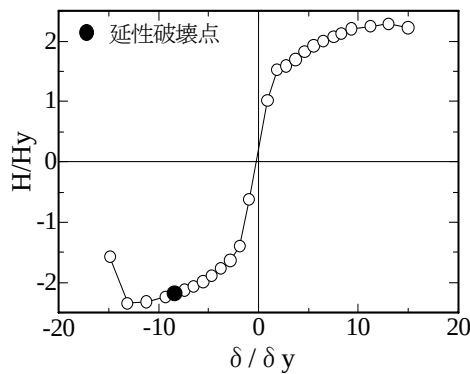


(c) UB25-35C1

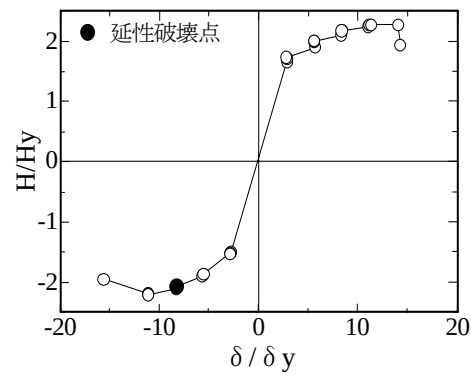


(d) UB25-35C3

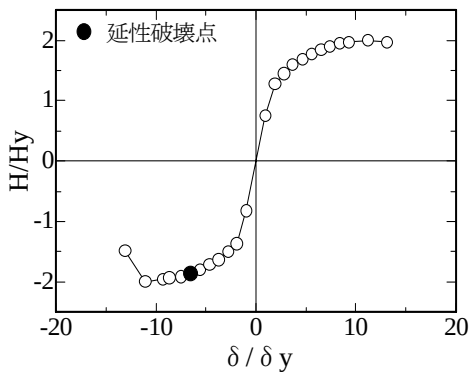
図-7 水平荷重－水平変位関係の履歴曲線



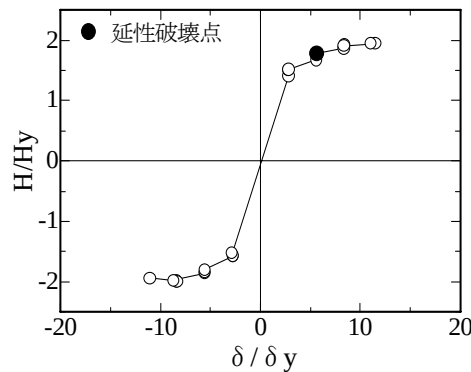
(a) UB25-25C1P1



(b) UB25-25C3P1



(c) UB25-35C1



(d) UB25-35C3

図-8 荷重-変位関係の包絡線と延性破壊点

たは磁粉により探傷する方法や画像計測による手法なども考えられるが、本研究では目視によりき裂が 1~2mm 程度に達した時点なき裂発生と捉えた。後述するように、延性き裂が発生してから初期の進展は急激ではなく直ちに脆性破壊に至らないため、危険側の評価にはならないと考えられる。

ここで、本実験における延性破壊点の定義を示す。図-6 は実験結果から得た荷重-変位曲線（包絡線）のイメージ図である。例えば、 $-4\delta_y \rightarrow +5\delta_y$ へ载荷中にき裂の発生を確認した場合（◎で記した点）、目視による発見であるために安全側の見地から 1 つ前の折り返し点（ $4\delta_y$ ）を延性破壊点と定義した。また、 $4\delta_y \rightarrow -4\delta_y$ へ载荷中にき裂の発生（▲点でマークした点）が発見された場合も同様の考え方から $-3\delta_y$ のときを延性破壊点と定義した。

3.2 荷重-変位関係

幅厚比パラメータ $R_f=0.25$ の 4 つの実験試験体の繰返し载荷実験から得られた水平荷重-水平変位の履歴曲線を示すと図-7 のようになる。ここで、水平荷重と水平変位をそれぞれ水平降伏荷重 H_y と水平降伏変位 δ_y で除して無次元化してある。各供試体の H_y 、 δ_y の値は表-1 に示す。グ

ラフに見られるように、厚肉断面であるために繰返し数の増加とともに荷重が大きくなり、明確な繰返しひずみ硬化による影響が確認できる。また実験中、幅厚比の小さい（ $R_f=0.25$ ）供試体においてはき裂発生後に局部座屈による変形も確認できたものの、変位振幅が大きくなっても局部座屈による変形の進展がほとんどなく、最初に発生したき裂が徐々に大きくなり、ある長さに達した後に急激な耐力の低下を生じている。一方、幅厚比パラメータ $R_f=0.35$ の供試体では軽微な局部座屈が先行して生じたが、繰返し载荷を続けても座屈変形が進行せず、他の供試体と同様、基部にき裂が発生・進展し、最終的に耐力を失っていった。

一方、今回の実験で UB35-25M に対して単調载荷を行ったが、試験装置の変位リミット直前まではき裂の発生が見られなかったため、変位を反転させて定振幅繰返し载荷を行った。その結果、反対方向へ载荷していく途中に最初に圧縮を受けた側の基部にき裂が生じ、さらに 2 サイクル目の载荷途中にき裂が急激に進展した結果、耐力が大きく低下した。

また、図-8 には各供試体の水平荷重-水平変位履歴曲線の包絡線を示す。ただし、3 サイクルずつの繰返し載

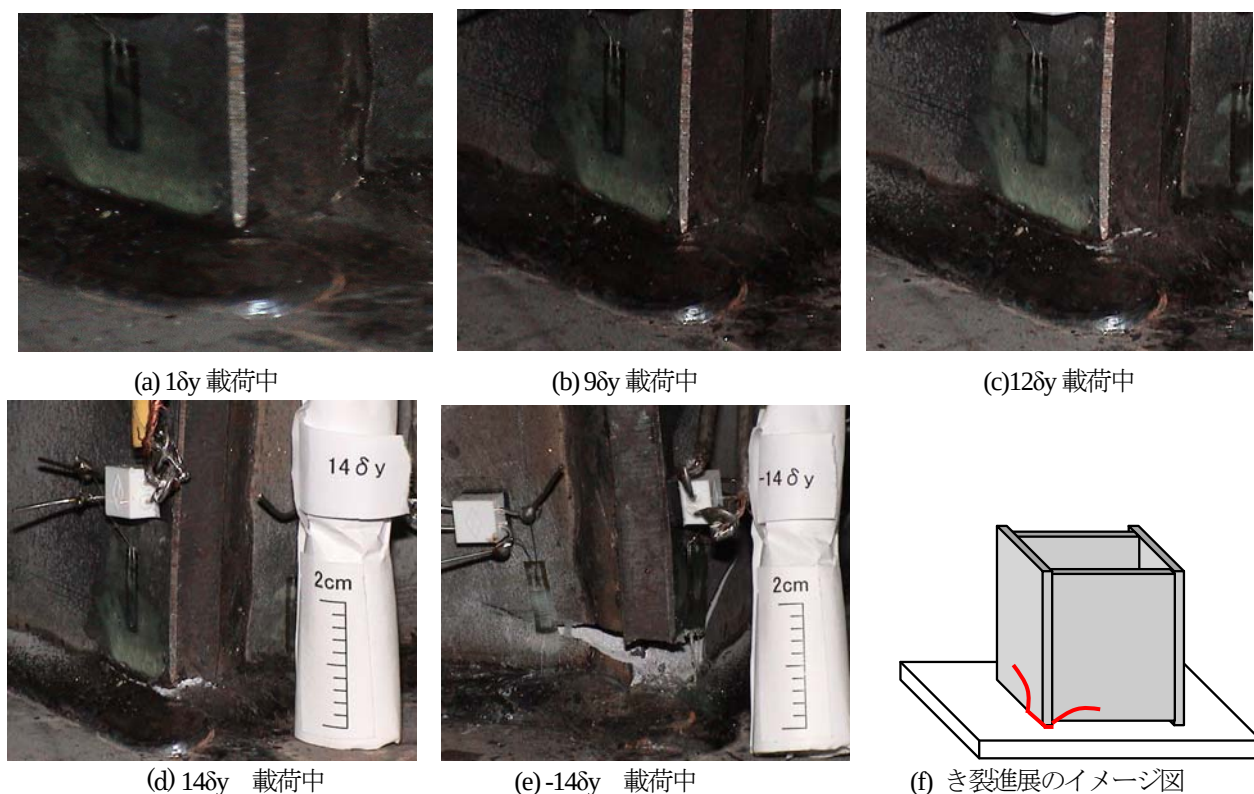


図-9 き裂進展状況 (UB25-35C1)

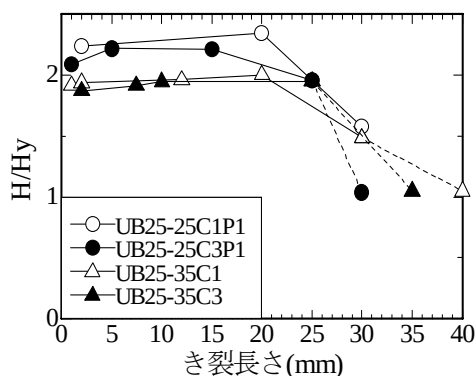
表-3 延性破壊点と最大荷重時における水平変位
および延性破壊点におけるひずみ

供試体名	$\frac{\delta_{u,c}}{\delta_y}$	$\frac{\delta_{max}}{\delta_y}$	$\frac{\delta_{u,c}}{\delta_{max}}$	$\epsilon_{u,c}$	ϵ_{eff}^p (%)	き裂発生時点
UB25-25C1P1	9	14	0.64	0.011	3.55	10 $\delta_y \rightarrow -10\delta_y$ へ向かう途中
UB25-25C3P1	9	15	0.60	0.016	4.66	-9 δ_y (2 回目) へ向かう途中
UB35-25C1	10	13	0.77	0.036	4.73	10 δ_y 折り返し点
UB25-35C1	7	12	0.58	0.031	5.11	8 $\delta_y \rightarrow -8\delta_y$ へ向かう途中
UB25-35C3	6	12	0.50	0.025	3.56	-6 δ_y (3 回目) $\rightarrow 9\delta_y$ へ向かう途中

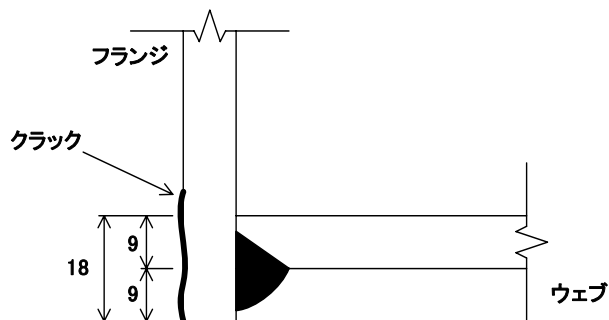
荷を行った 2 つの供試体 UB25-25C3P1, UB25-35C3 については、各変位振幅のときの 3 サイクル目の値を使用した。なお、●点は図-6 に示した定義を用いて求めた延性破壊点を示す。同図より、繰返しひずみ硬化による強度増加が続いている間に延性破壊点を迎えていることがわかる。また、圧縮鉛直荷重が作用した 2 つの実験供試体 UB25-25C3P1, UB25-25C1P1 の延性破壊点が 9 δ_y であるのに対し、圧縮鉛直荷重のない 2 つの実験供試体 UB25-35C1, UB25-35C3 は 6, 7 δ_y と、前者に比較して変形能が小さいことがわかる。ただし、モデルのパラメータを比較してみると、細長比パラメータも異なることに注意されたい。また、構造パラメータと載荷パターンの

違いによる多少の差はあるが、き裂の発生から 3~5 サイクルは荷重-変位曲線から耐力の低下は見られないことがわかる。

表-3 には、本研究で定義した延性破壊点における水平変位 $\delta_{u,c}$ と最大荷重点の水平変位 δ_{max} を示す。ただし、いずれも水平降伏変位で無次元化してある。表-3 によれば、延性破壊点に到達しても、それ以降荷重が増加しているため、 δ_{max}/δ_y の値は延性破壊点よりも大きくなっている。また、延性破壊点と最大荷重点での変位比 ($\delta_{u,c}/\delta_{max}$) を見てみると、各試験体に若干異なっているものの、UB35-25C1 を除けば、概ね 0.6 程度であった。このことから、延性き裂が生じて、直ちに脆性破壊へ移行す



(a) き裂長さと耐荷力との関係



(b) き裂長さとフランジ張り出し部との関係

図-10 き裂長さと耐荷力との関係

ることなく、比較的安定して成長していくことがわかる。

3.3 き裂の発生とその進展状況

図-9 は、供試体UB25-35C1 のき裂の進展状況を示している。まず、降伏変位まで载荷したときの基部の様子を図-9(a)に示す。繰り返し载荷をしていくと $8\delta_y$ から $9\delta_y$ へ载荷中 (図-9(b)) に、基部のフランジとリブプレートとのすみ肉溶接部分のフランジ張り出し部からき裂の発生が確認された。この時点では局部座屈は発生していなかった。き裂は発生が確認されてから 3 サイクル程度大きな進展はなく、この段階では耐力の低下が見られず、繰り返し载荷によるひずみ硬化によって、耐荷力は上昇していく。最大荷重時 ($12\delta_y$) に達する直前に局部座屈による微小な変形を確認した。そのとき、フランジの板厚 (深さ) 方向へゆっくりと進展していくとともに、両側の溶接線に沿って進展していく様子が見られた (図-9(c))。 $14\delta_y$ 付近で、図-9(f)に示されるようにき裂が溶接線に沿って 10mm 程度進展すると、き裂が母材へ進展し始め、耐力が低下するようになった (図-9(d))。さらに繰り返し载荷が続くとそのき裂が急激に成長し、 $-14\delta_y$ へ载荷していく途中に 20mm を超えた時点 (図-9(e)) で荷重が大きく低下した。他の試験体においても同様の箇所からき裂が発生し、ほぼ同様な進展状況であった。

また、き裂の進展具合を見るために、横軸にき裂長さ、縦軸に水平荷重を示したものが図-10(a)である。ここで、き裂長さは、変位の折り返し点で測ったフランジ方向のき裂長さを示している。いずれのモデルにおいても延性破壊点以降は、荷重は横ばい又は繰り返しひずみ硬化による荷重増大が続いている段階である。構造パラメータ及び载荷パターンによる違いも少し見られるが、き裂長さが 20mm 前後になる時点で、耐荷力が低下し始めており、図-10(b)で示したき裂長さとフランジの張り出し部のイメージ図からわかるように、フランジ張り出し部の長

さとプレートの厚さを合わせると 18mm であるため、20mm 前後で母材へと進展していくのは、両者に一定の関係があることが伺わせる。なお、き裂が溶接止端部から発生し、板厚方向や溶接線に沿って進展する段階では、耐荷力の低下は見られず、き裂が母材へ進展し始めると、急激な耐荷力低下が生じてくることが言える。

3.4 ひずみ状況

図-11 にき裂発生位置の近傍に貼付したひずみゲージの測定結果を示す。横軸に半サイクル数、縦軸にひずみゲージによるひずみ値をとっている。黒点が延性破壊点を示している。モデルごとと比較を行った場合、UB25-25 シリーズにおいては、き裂発生までは引張ひずみが徐々に大きくなっている。一方、UB25-35 シリーズは、UB25-25 シリーズと異なったひずみ進展が見られ、引張方向へのひずみ進展が非常に大きい。これは、UB25-25 シリーズでは圧縮鉛直荷重が作用しているのに対して、UB25-35 シリーズでは圧縮軸力なしで繰り返しているため、引張ひずみが繰り返し荷重によって大きくなるためである。

また、延性破壊点におけるひずみの値を表-3 に示す。軸力ありの UB25-25 シリーズでは 1% 台になっているが、軸力なしの場合、2.5～3.1% であった。しかし、ゲージの貼付位置は約 10mm 離れた場所にあるため、き裂の発生点でのひずみ値はより大きな値になる。

なお、1 回サイクルずつの繰り返し载荷と 3 回サイクルずつの繰り返し载荷を比較すると、今回の実験では両者による差が大きいことがわかる。なお、同図から各シリーズではほぼ同じ繰り返し数においてき裂の発生が確認できた。

さらに、試験体基部に貼付したひずみゲージの値をもとに有効塑性ひずみを算出しその結果を表-3 に示す。有効塑性ひずみは図-12 に示すように、前サイクルの塑性ひずみを上回る塑性ひずみ (圧縮側と引張側の絶対値) を

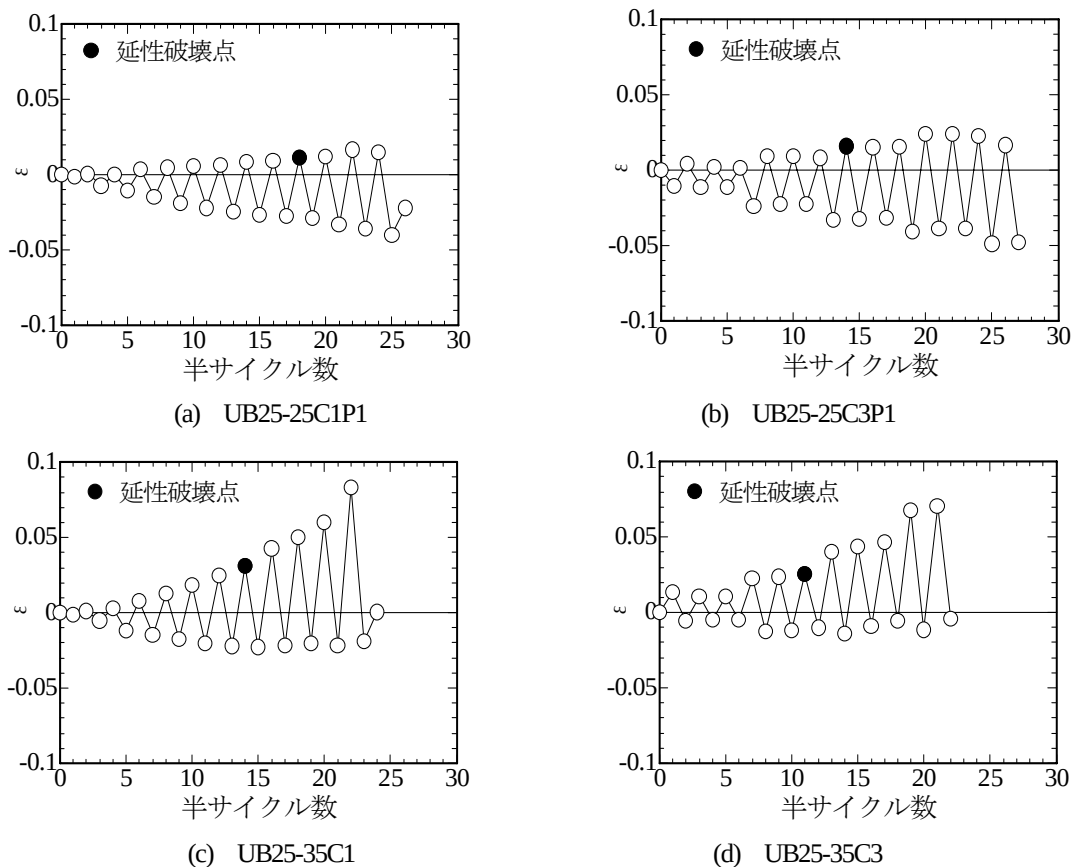


図-11 き裂近傍のひずみ進展

加算して求めた。供試体モデルごとに若干違いが認められたが、有効塑性ひずみが7.5～12%となっている。

3.5 エネルギー吸収量

構造物の変形能を評価する指標としてエネルギー吸収量がある。エネルギー吸収量は、地震時に構造物が地震外力をどの程度吸収できるかという耐震性能を評価する上で重要な指標である。図-13にエネルギー吸収量の定義を示す。実験から得られた荷重－変位曲線から求めた各半サイクルの吸収エネルギーを累積で表したものが図-14である。ここで、エネルギー量については $E_0 = H_y \delta_y / 2$ で無次元化してある。延性破壊点はUB25-25C3P1、UB25-25C1P1については、 $\delta/\delta_y=9$ (9 サイクル目) で、UB25-35C1については $\delta/\delta_y=7$ (7 サイクル目)、UB25-35C3は $\delta/\delta_y=6$ (6 サイクル目) であり、図中の黒点で示してある。この段階で、同一モデルにおいて累積エネルギー吸収量を比較すると、 $\Sigma E_i/E_0$ の値がUB25-25 シリーズ (軸力あり) では300、UB25-35 シリーズ (軸力なし) では150 とほぼ同程度の値となっている。すなわち、 $\Sigma E_i/E_0$ の値がUB25-25 シリーズの場合は300を超えた時点、UB25-35 シリーズの場合は150を超えた時点で延性き裂が発生した結果となった。このことは、構造パラメータのみなら

ず圧縮荷重の作用の有無はき裂発生時の累積エネルギー量に大きく影響していることが言えよう。一方、载荷履歴の影響についてであるが、図-14からわかるように、延性き裂の発生までの累積吸収エネルギーは、1 サイクルずつ繰り返し载荷よりも3 サイクルずつ繰り返し载荷のほうが若干小さくなっている。これらの影響については、今後より多くの実験データの蓄積により定量的な評価を行うことが重要である。

4. 結言

本研究では変形性能の大きな厚肉断面鋼製橋脚試験体を用いて繰り返し载荷実験を実施し、延性き裂の発生および進展状況について検討した。得られた知見は以下の通りである。

1. すべての供試体について、基部にき裂が発生する現象を実験的に再現できた。
2. 延性き裂は、繰り返しひずみ硬化の影響による強度増加の段階において供試体基部におけるフランジとリブプレートとの溶接面での溶接止端部から発生した。
3. 引き続き载荷すると、初期の段階では板厚方向および溶接線に沿って進展していくが、ただちに強度低

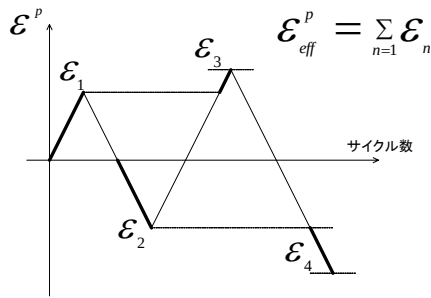


図-12 有効塑性ひずみの定義

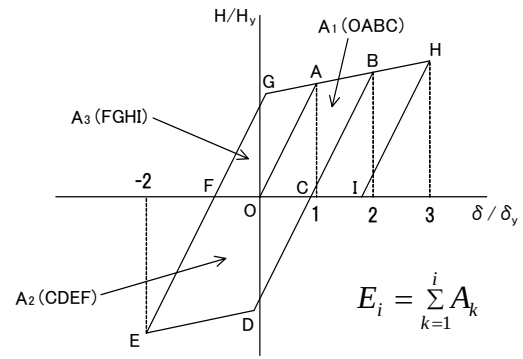
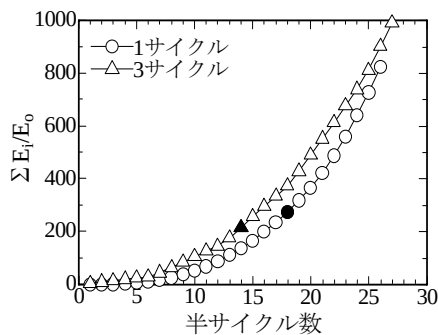
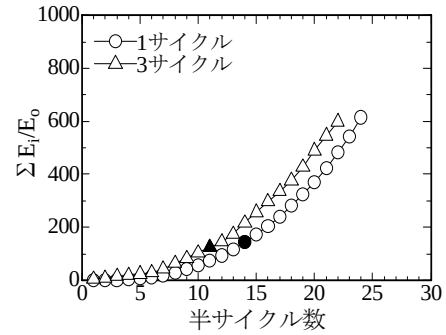


図-13 吸収エネルギー量の定義



(a) UB25-25 シリーズ



(b) UB25-35 シリーズ

図-14 累積吸収エネルギー量の比較

下を生じることはなかった。やがてき裂が母材へ進展すると、供試体の強度低下が急激に生じた。

4. 実験試験体の構造パラメータと軸力の有無の違いにかかわらず、き裂長さが 20mm を超えた時点で、母材へと進展していき、耐力が急激に低下したが、これがフランジの張り出し部の長さとの一定の関係があると考えられる。
5. き裂発生位置から 10mm を離れた箇所のひずみゲージの値が 1.1～3.5%、有効塑性ひずみが 7.5～12% であった。ただし、き裂発生点のひずみはより大きな値になる。
6. 累積エネルギー吸収量を用いて比較した場合、軸力のある UB25-25 シリーズは 300、軸力のない UB25-35 シリーズは 150 で延性き裂が発生した。また、1 サイクルずつ繰り返し載荷よりも 3 サイクルずつ繰り返し載荷のほうが若干小さかった。

本研究は、延性き裂の発生を照査するための耐震設計法の開発を目指したものの第一歩である。よく知られているように、き裂の発生は比較的に大きなばらつきを伴った現象であり、構造ディテールはともかく、溶接付近で発生するため、溶接による種々の影響（残留応力、溶接付近の材料強度の低下、溶接欠陥など）の影響を今後

解明していく必要がある。なお、過去に提案されている延性き裂発生条件^{18), 19)}などによるき裂の発生の予測に関する検討もする必要がある。したがって、より多くの実験データの蓄積および高度の解析手法による詳細な検討が不可欠である。

謝辞：本研究の一部は、平成 16 年度～平成 17 年度科学研究費補助金 基盤研究(C)（課題番号：16560410）（研究代表者：葛 漢彬）の研究助成金を用いて実施した。ここに記して、感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 渡辺英一，前川義男，杉浦邦征，北根安雄：阪神・淡路大震災特集 — 第 4 回 — 鋼橋の被害と耐震性，土木学会誌，Vol.80，No.7，pp.54-62，1995。
- 2) 杉本浩一，高橋泰彦：阪神・淡路大震災で破断した柱梁仕口部近傍の破面の調査 — き裂の発生の検証と材質変化の分析 —，鋼構造論文集，Vol.3，pp.21-34，1995。
- 3) 岡下勝彦，大南亮一，道場康二，山本晃久，富松実，丹治康行，三木千壽：兵庫県南部地震における神戸港港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の

- 原因調査・検討，土木学会論文報告集，No.591，pp.243-261，1998.
- 4) 土木学会鋼構造委員会鋼構造物の耐震検討小委員会：耐震用高機能鋼材とハイダクティリティー構造，2000.
 - 5) 西村俊夫，三木千寿：構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲れ特性，土木学会論文報告集，第 279 号，pp.29-44，1978.
 - 6) 休場裕子，三木千壽：繰り返し大ひずみ下における鋼材の応力—ひずみ挙動，第 3 回鋼構造物の非線型数値解析と耐震設計への応用に関する論文集，pp.51-56，2000.
 - 7) 大倉一郎，田原 潤，安田 修，広野正彦：繰り返し塑性ひずみによる鋼材の破壊靱性低下を評価するためのモデル，構造工学論文集，Vol.45A，pp.347-356，1999.
 - 8) 坂野昌弘，三上市蔵，米本栄一，百々良晃：鋼製ラーメン隅角部の低サイクル繰り返し載荷実験，土木学会第 47 回年次学術講演会，pp.284-285，1992.
 - 9) 坂野昌弘，三上市蔵，村山 宏，三住泰久：鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労破壊挙動，鋼構造論文集，第 2 巻，第 8 号，pp.73-82，1995.
 - 10) 坂野昌弘，三上市蔵，鷹羽新二：鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労挙動，土木学会論文集，No.563/I-39，pp.49-60，1997.
 - 11) 坂野昌弘，岸上信彦，小野剛史，三上市蔵：鋼製ラーメン橋脚柱梁接合部の超低サイクル疲労破壊挙動，鋼構造論文集，第 4 巻，第 16 号，pp.17-26，1997.
 - 12) 坂野昌弘，岸上信彦，小野剛史，森川友記，三上市蔵：三角リブ付き鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労挙動，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1281-1288，1998.
 - 13) 三木千寿，四十沢利康，穴見健吾：鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊，土木学会論文集，No.591/I-43，pp.273-281，1998.
 - 14) 三木千壽，休場裕子，沖中和雄：阪神大震災により円形断面鋼製橋脚に生じた脆性破壊の材料特性からの検討，土木学会論文集，No.612，pp.45-53，1999.
 - 15) (例えば) 池田学，市川篤司，山田正人，安原正人：鋼製ラーメン隅角部の交番載荷実験，鉄道総研報告，第 13 巻，第 4 号，1999.
 - 16) 館石和雄，判治剛：画像計測を用いた試験システムによる突き合わせ溶接継手の低サイクル疲労強度の検討，土木学会論文集，No.752，pp.277-287，2004.
 - 17) 桑村仁：繰り返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の疲労-延性破壊遷移，日本建築学会構造系論文集，第 461 号，pp.123-131，1994.
 - 18) 桑村仁，山本恵市：三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件，日本建築学会構造系論文集，第 477 号，pp.129-135，1995.
 - 19) 葛漢彬，川人麻紀夫，大橋正稔：構造用鋼材の延性き裂発生の限界ひずみ，土木学会地震工学論文集，Vol.28，論文番号 No.190，2005.

(2006 年 9 月 11 日 受付)