# 鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂発生の評価に関する実験的および解析的研究

Experimental and analytical study on the evaluation of ductile crack initiation in steel bridge piers

葛 漢彬\*,津村 康裕\*\*

Hanbin Ge and Yasuhiro Tsumura

\*正会員 博士(工学) 名城大学教授 理工学部建設システム工学科(〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501) \*\*修士(工学) 三菱重工業株式会社高砂製作所(〒676-8686 兵庫県高砂市荒井町新浜 2-1-1)

> The paper presents experimental and analytical results of thick-walled steel columns subjected to cyclic loading and aims at developing a ductile failure evaluation method for the ductile crack initiation in the steel bridge pier. To this end, cyclic tests of nine steel columns were carried out to clarify the influences of material, section shape and loading histories on the ductile crack initiation. Moreover, by performing analysis using the shell element, strain behavior was clarified and damage indexes based on Miner law were established. It is found that compared with the experimental results, the presented method is of good accuracy in the evaluation of the ductile crack initiation.

*Key Words:* Ductile crack initiation, steel bridge, cyclic loading, numerical analysis 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, 数値解析

## 1. はじめに

土木鋼構造物の地震時構造安全性の照査項目として変 形性能照査と低サイクル疲労(極低サイクル疲労や延性 き裂発生)照査が挙げられているが,前者に関しては研 究成果の蓄積が非常に多くあり,後者についてはまだ研 究途中にある<sup>1)</sup>.地震時に発生する鋼材の低サイクル疲 労による鋼構造物の破壊などに関する最近の研究<sup>2,11)</sup>は 多く見られてきているが,一般の構造物に対する実用的 照査法が十分に検討されていないのが現状である.

本研究は、繰り返し荷重を受けた場合厚肉断面を有す る無補剛箱断面形鋼製橋脚の基部に発生するき裂の発生 時期と進展具合などの特性を明らかにしようとして行な った実験的および解析的研究について報告しようとする ものである.前報<sup>10</sup>ではSM400A 鋼材で製作された無補 剛箱形断面鋼製橋脚5本についての実験結果(例えば、 き裂の発生から3~6サイクルで耐力の低下がなく、き裂 の発生から耐力低下までの余裕はかなりあること)を報 告したが、本研究では、同種の実験を行い、鋼材

(SM490YA),断面コーナー部の違い(張り出し無し) および異なる載荷履歴(変動変位振幅載荷に加え定変位 振幅載荷を追加)などが、き裂の発生と進展などに及ぼ す影響について調べる.なお、解析的検討を行い、き裂 発生の評価を試みる.

#### 2. 実験概要

本実験の供試体は、図-1に示すような正方形無補剛箱 型断面鋼製橋脚である. 文献 12) で用いた実験供試体と の違いは, 前述したように, 鋼材は SM400 材から SM490YA に変更したことと、同図に示すようにフラン ジのウェブに対する張出し部分が無いことである. 実橋 脚では張り出し部の無い形式を採用していることから, より実橋脚に即した供試体となっている.また、実測し た断面寸法を表-1 に示す. 表中の文字はそれぞれ, B: フランジ幅 (mm), D: ウェブ幅 (mm), t: 板厚 (mm), h:柱としての高さ (mm),  $R_f:$ 幅厚比パラメータ,  $\overline{\lambda}$ : 細長比パラメータ, $H_v$ :降伏水平荷重 (N), $\delta_v$ :降伏変 位 (mm) を示している. 供試体名については (例: UB ○○-△△××P1[490]), UB:無補剛箱形断面, ○○: 幅厚比パラメータの設計値 ( $R_{fde}$ ) の小数点以下2桁,  $\triangle \triangle$ :細長比パラメータの設計値( $\lambda_{des}$ )の小数点以下 2 桁, ××:載荷パターン, P1:軸力比, [490]:鋼種 (SM490YA)をそれぞれ示している. 載荷パターンにおい て Cl は1 サイクルずつ変動変位振幅繰り返し載荷, C3 は3サイクルずつ変動変位振幅繰り返し載荷, CC は定

供試体名	$R_{f, des}$	$\overline{\lambda}_{des}$	B (mm)	D (mm)	b (mm)	d (mm)	t (mm)	h (mm)	$R_{f}$	$\overline{\lambda}$	H <sub>y</sub> (kN)	$\delta_y$ (mm)
UB25-35C1P1[490]	0.25	0.35	112	94	103	103	9.02	570	0.26	0.37	77122	3.94
UB25-35C3P1[490]	0.25	0.35	112	94	103	103	9.02	568	0.26	0.37	77595	3.92
UB25-35CCP1[490]	0.25	0.35	112	94	103	103	9.02	569	0.26	0.37	77585	3.93
UB35-35C1P1[490]	0.35	0.35	152	134	143	143	9.02	769	0.37	0.37	110154	5.18
UB35-35C3P1[490]	0.35	0.35	152	134	143	143	9.02	769	0.37	0.37	110030	5.19
UB35-35CCP1[490]	0.35	0.35	152	134	143	143	9.02	769	0.37	0.37	109671	5.19
UB35-45C1P1[490]	0.35	0.45	152	134	143	143	9.02	999	0.37	0.48	84684	8.44
UB35-45C3P1[490]	0.35	0.45	152	134	143	143	9.02	998	0.37	0.47	84636	8.43
UB35-45CCP1[490]	0.35	0.45	152	134	143	143	9.02	998	0.37	0.47	84636	8.43

表-1 実験試験体寸法とパラメータ



表-2 材料試験の結果

Ε		$E_{st}$	$\sigma_y$	$\mathcal{E}_y$	$\mathcal{E}_{st}$	$\sigma_u$	$\mathcal{E}_{u}$
(GPa)	v	(GPa)	(MPa)	(%)	(%)	(MPa)	(%)
199	0.29	4.20	380	0.19	2.0	528	25

変位振幅繰り返し載荷をそれぞれ表している.この載荷 パターンについては後述する.

鋼材の引張試験結果を表-2 に示す.表中の記号につい ては、 $\sigma_v$ は降伏応力、Eはヤング係数、 $\nu$ はポアソン比、  $\epsilon_v$ は降伏ひずみ、 $\epsilon_u$ はひずみ硬化開始時のひずみ、 $E_x$ は ひずみ硬化開始時の硬化係数、 $\sigma_u$ は最大応力(引張強さ)、 および $\epsilon_u$ は破断ひずみをそれぞれ表している.なお、破 断ひずみは試験前後の試験片から計測した伸び量を用い て計算した.幅厚比パラメータ及び細長比パラメータは 次式で定義される.

$$R_{f} = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-v^{2})}{\pi^{2} 4n^{2}}} \sqrt{\frac{\sigma_{y}}{E}}$$
(1)

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

ここで, b=板幅, t=板厚, σ,=降伏応力, E=ヤング率, v=ポアソン比, n=サブパネル数(無補剛断面のため n=1), h=部材長および r=断面 2 次半径である. なお, 供試体の高さ方向にはフランジ幅の中心間距離間隔 (a=b)で板厚 9mm のダイヤフラムが設置されている. ま た,供試体基部にはリブが設置してあり. フランジとウ ェブはグルーブ溶接されており,溶接は CO2 半自動溶接 で行い,溶接ワイヤは YFW-C50DM を使用した. 表-3 に溶接ワイヤの機械的性質,化学成分を示す.

表-3 溶接ワイヤの機械的性質及び化学成分

	機械的性質					化学成分(%)				
ワイヤの 種類	降伏点 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)	吸収エネルギー (J)	С	Si	Mn	Р	S	
YFW-C50DM	510	590	30	98 (0°C)	0.05	0.52	1.56	0.015	0.009	



(a) 1サイクルずつ変動変位振幅繰り返し載荷









図-2 載荷パターン

載荷方法については、評価手法の提案に必要な検証実 験データの蓄積という位置づけから、変動変位振幅繰り 返し載荷だけではなく一定変位振幅の繰り返し載荷も必 要と考え、本研究では、図-2に示すような3つの載荷パ ターンとした. (a)は変位振幅を 1δ,ずつ漸増させ繰り返



図-3 延性き裂発生点(延性破壊点)の定義

し載荷する.(b)も(a)と同様に変位振幅を1 &,ずつ漸増さ せ繰り返し載荷するが,各変位振幅において3サイクル ごとの繰り返し載荷をする.(c)は5 &,の一定変位振幅で 繰り返し載荷する.ここで,一定変位振幅に5 &,を採用 した理由としては,(a)及び(b)の載荷パターンでの実験結 果を踏まえて,大きな変位履歴を受けた場合数回の繰り 返しでも延性亀裂が発生すると考えたからである.以後, (a),(b),(c)の載荷パターンをそれぞれ1サイクル載荷, 3サイクル載荷,定変位振幅載荷と略称する.

## 3. 実験結果

### 3.1 延性き裂発生点の定義

文献12) と同様に、安全側の見地から以下のように延 性き裂発生点(延性破壊点)を定義した.即ち、図-3 に 示されるイメージ図(実験結果から得た荷重-変位曲線 の包絡線)のように、例えば4 $\delta_y$ から5 $\delta_y$ へ載荷中にき 裂の発生を確認したとき、◎はこの時点でき裂の発生を 確認したことを示している.この場合、5 $\delta_y$ へ向けての 載荷中に発見したことから、5 $\delta_y$ と同じ方向の1つ前の 折り返し点(4 $\delta_y$ )を延性き裂発生点と定義した.なお、 ▲点のように4 $\delta_y$ から-4 $\delta_y$ へ載荷中にき裂の発生が発 見された場合も同様の考え方から延性き裂発生点を-3  $\delta_y$ と定義する.

表4に実験で得られた延性き裂発生点と局部座屈発生 点の関係を示す. すべての供試体において延性き裂は初

供試体	延性き裂発生点	局部座屈発生点	
UB25-35C1P1[490]	-6ð <sub>y</sub> (12 半サイクル)	-	
UB25-35C3P1[490]	-5ð <sub>y</sub> (26 半サイクル)	-	
UB25-35CCP1[490]	-5δ <sub>y</sub> (6 半サイクル)	-	
UB35-35C1P1[490]	-4δ <sub>y</sub> (8 半サイクル)	6ð <sub>y</sub> (11 半サイクル)	
UB35-35C3P1[490]	-4δ <sub>y</sub> (22 半サイクル)	58 <sub>y</sub> (25 半サイクル)	
UB35-35CCP1[490]	-5ð <sub>y</sub> (4 半サイクル)	58 <sub>y</sub> (7 半サイクル)	
UB35-45C1P1[490]	-4δ <sub>y</sub> (8 半サイクル)	58 <sub>y</sub> (9 半サイクル)	
UB35-45C3P1[490]	-3δ <sub>y</sub> (18 半サイクル)	4ð <sub>y</sub> (19 半サイクル)	
UB35-45CCP1[490]	-58 <sub>y</sub> (4 半サイクル)	58 <sub>y</sub> (3 半サイクル)	

表-4 延性き裂発生点と局部座屈発生点





めに圧縮力を受けたフランジで発生した.局部座屈は UB25-35 シリーズ以外のシリーズにおいて確認された. しかし、これらの局部座屈は肉眼で見分けることは困難 で、手で触れて判断出来る程度である. UB35-45CCP1[490]では延性き裂発生より局部座屈の発 生が僅かに早かったが、この供試体以外では局部座屈発 生はいずれも延性き裂発生後であった.

載荷パターンが1サイクル載荷の場合で比較した場合, UB25-35C1P1[490]では局部座屈は確認されなかったが, 幅厚比の大きいUB35-35C1P1[490]では6δ, さらに細長



(a) フランジとウェブの溶接部分でき裂発生(図4の①)



(b) ウェブとベースプレートの溶接で き裂発生(図-4の③)



(c) 基部での局部座屈(図-4の④)



(d) フランジ,ウェブ方向のき裂が つながった時点(図4の⑤)



(e) 実験終了直前(図-4の⑥) 図-5 き裂の発生と進展状況例(UB35-35P1C1[490])

比も大きい UB35-45C1P1[490]では 5 $\delta$ , で局部座屈の発 生が確認されており、これには幅厚比、細長比パラメー



タの影響が現れていると考えられる.しかしながら, UB35-35C1P1[490]と UB35-45C1P1[490]の延性き裂発生 点は同じ(-4δ,)である.

このように、構造パラメータによって延性き裂は発生 するが局部座屈は確認されない場合、延性き裂発生が局 部座屈発生に先行する場合、もしくは延性き裂と局部座 屈がほぼ同時に発生する場合があることが分かる.

### 3.2 き裂進展状況

実験経過を荷重-変位関係と供試体基部のフランジと ウェブの接合部分を撮影した写真を用いて示す.図4は 荷重-変位関係を示しており,水平荷重,水平変位を降 伏水平荷重,降伏水平変位でそれぞれ無次元化してある. ここではUB35-35P1C1[490]のモデルを例に挙げる.以下, 図中の番号で記した時点における写真を用いて詳細に述 べる. なお、き裂長さは目視により定規にて計測した.

まず、4 $\delta$ ,から-4 $\delta$ ,への載荷途中、初めに圧縮を受け た側のフランジとウェブの溶接部分の基部でき裂の発生 を確認した(図-5(a)). この段階では繰り返しひずみ硬 化の影響で、荷重一変位関係において荷重は増加してい る状態である. -4 $\delta$ ,から 5 $\delta$ ,への載荷途中、その他のコ ーナー部においてフランジとウェブの溶接部分でき裂の 発生を確認した.しかし、局部座屈を確認することは出 来なかった(図4の②).

次に、 $-5\delta$ の時点でフランジとベースプレートの溶接 部でき裂が発生した(図-5(b)). 一方、ウェブ方向のき裂 はある程度進展した. 続いて、 $6\delta$ 、時に初めにき裂が確 認された側で局部座屈の発生を確認したが、局部座屈は 肉眼で見分けることは困難で、手で触れて判断出来る程 度である(図-5(c)).  $-6\delta$ 、載荷終了時には、フランジ、ウ



ェブ方向のき裂が繋がり耐力低下が開始した(図-5(d)). き裂がウェブ方向で20mm程度(フランジの板厚+溶接 部の幅に相当),フランジ方向で10mm程度(ウェブの 板厚に相当)に進展しないと供試体の耐力は低下しない. き裂は溶接部の表面を進展していたが、このときは溶接 部の厚さ方向にも進展しており、き裂開口部が明確にな ってきた.最終的にはき裂が母材に進展し、急激な耐力 低下に至った(図-5(e)).ウェブ方向のき裂は初期の段階 ではベースプレートとの溶接に沿って進展したが、ウェ ブ母材に進展すると溶接部分から斜め方向に進展してい る.一方、フランジ方向のき裂も斜め方向に進展してい るがウェブ方向のように鋭いき裂ではない.

#### 3.3 き裂長さと耐荷力及び変形能の関係

ウェブ,フランジ方向のき裂長さと耐荷力の関係を図 -6に示す.ここで、×は局部座屈発生、□はウェブ方向 とフランジ方向のき裂が繋がったことを表している.き 裂長さは各サイクルの変位振幅まで載荷した時に測定し たものである.このため載荷途中で発生したき裂は所定 の変位振幅でかなり進展しており、供試体によってき裂 長さの初めのプロット点にばらつきがある.これ以後の 実験結果はUB35-35 シリーズを示す.

全ての載荷パターンにおいてウェブ方向のき裂が発生 しても繰り返しひずみ硬化のため荷重は増加している. このシリーズでは座屈発生とウェブ、フランジ方向のき 裂の繋がったのがほぼ同時であった. しかし、これまで の知見<sup>12)</sup>と同様に、き裂の発生を機に、直ちに耐力低下 に至ることはない. また、3 サイクル載荷、定変位振幅 載荷においてウェブ方向のき裂長さが20mm付近ではき 裂は大きく進展しないが荷重が若干低下している. これ は3サイクル載荷や定変位振幅載荷のような同じ変位振 幅で繰り返し載荷する場合、き裂は大きく進展しないこ とを示している.なお,3 サイクル載荷において,ウェブ 方向のき裂が20mmを超えたのは3回の繰り返し載荷が 終了し、さらに大きな変位振幅での載荷を行った時であ った. き裂長さがウェブ方向では 20mm, フランジ方向 では10mmを超えるとそれ以降に耐力は大きく低下する. この原因としては、図-7に示すようにウェブ方向の溶接 部は約20mm であり、それを超えると、き裂がウェブの 母材に進展する.一方、フランジ方向ではウェブの板厚 9mm を超えるとフランジとウェブとの接合部分すなわ ち基部角部が破断することで断面積の欠損が大きくなり, 全体として耐力は低下すると考えられる.

次に、フランジ方向のき裂長さと水平変位の関係を図 -8に示す.同図において、●は前節で定義した延性き裂 発生点(延性き裂発生点)、◎は最大荷重点をそれぞれ表 している.先述したようにフランジ方向のき裂が発生し 進展すると耐力低下に至る.しかし、図を見ても分かる ように1サイクル載荷,3サイクル載荷ともに延性き裂発 生点から最大荷重点まで水平変位において 18,の余裕が ある.この余裕はき裂が発生しても直ちに耐力低下に至 らないことを意味している.

### 3.4 ひずみ履歴

本実験では供試体のフランジ及びウェブにひずみゲージを貼付した.最もき裂発生部分に近いひずみゲージは 供試体基部の溶接止端部から高さ 20mm,フランジ幅方 向に 10mm の位置にある.図-9 に初めにき裂発生が確認 された位置に最も近いひずみゲージより得られたひずみ



履歴を示す. 図中の●は延性き裂発生点を表している.

軸力によって発生するひずみが小さいため、ひずみ履 歴の初期のひずみはほとんどゼロとなっている.延性き 裂発生点でのひずみは1サイクル載荷、3サイクル載荷、 定変位振幅載荷でそれぞれ2.35%、1.46%、2.41%程度で ある.また、延性き裂発生点でのひずみはUB25-35シリ ーズでは1~2%程度、UB35-45シリーズでは1.5~3%で あった.この値は、SM400材による実験供試体<sup>12</sup>のそれ (軸力比が同じく 0.1の場合1%台であった)に比べると 若干大きいものとなっている.

一方,載荷履歴の違いによる影響をみると,変動変位 振幅繰り返し載荷の場合はこれまでの知見と同様で,ひ ずみ範囲は漸増変位にほぼ比例して大きくなるが,定変 位振幅繰り返し載荷の場合は,ひずみ範囲も変位一定の ためほぼ一定であることが分る. ただし、ひずみゲージを貼付した位置はき裂発生部分 より少し離れているため、実際には角部でのひずみ集中 によってかなり大きなひずみが発生していると考えられ る.しかし、実験においてフランジ角部のひずみを詳細 に測定することは困難である.これを補完するために解 析的検討や測定方法の開発が必要となるだろう.

#### 3.5 張り出し部の有無による違い

前述の通り、前報12)では、フランジの張り出し部を有 しているため、今回の実験結果と違いが生じている. こ こでは、その中でもき裂の進展とその耐荷力に及ぼす影 響について述べる. 表-5 はき裂の発生点と最大荷重点で の変位および半サイクル数を、張り出し部の有無で比較 したものである.同表から分かるように、張り出し部が ある場合、延性き裂が発生しても耐力低下に至るまで降 伏水平変位で 38,から 68,の余裕がある.対して,張り 出し部が無い場合は 18,から 28,程度しか余裕がない. 半サイクル数について着目しても、張り出し部がある方 が余裕度は大きい傾向がある. 張り出し部があるモデル ではき裂が10mm程度に達した後、急激に進展を始める のに対し、張り出し部が無い場合は、き裂発生後は大き な変形をすることなく、急激に進展する. 張り出し部の 長さ 9mm であることを考えると、き裂が張り出し部分 まで達すると、急激に母材まで進展し、耐力低下に至る. つまり、張り出し部分があることにより、耐力低下まで の余裕量を持たせることができる.しかし,張り出し部 を設けることにより、美観を損なうことになる、また、 複雑な形状となり、腐食の発生、進展を促進することに も繋がる.したがって,張り出し部を設けなくても、期 待される耐力を有するような設計が求められる.

なお、き裂発生は前報および本研究のどちらについて も溶接止端部において発生しているが、溶接部や溶接止 端部における低サイクル疲労強度について未解明な部分 が多いのが現状であり、これらの影響については今後詳 しく検討する必要がある.

## 4. 解析的検討

### 4.1 解析モデル

解析は汎用解析プログラム ABAQUS<sup>13)</sup> を用い,実験 と同様に一定鉛直荷重を与えた状態で水平方向に繰り返 し変位履歴を与えた.水平方向の載荷パターンは実験と 同じである.

解析モデルは図-10(a)に示すように基部から2Bまで をShell 要素,それより上はBeam 要素とした.また,実 験供試体と同様に基部からBの高さにはダイヤフラムが 設けてある.Beam 要素としてはせん断変形を考慮した Timoshenkoのはり理論に基づいた要素,Shell 要素として

供試休	$\delta_{dci}$	$\delta_{\max}$	$\delta_{\rm max} - \delta_{\rm dci}$	
1700-VIA	$(n_{\rm hc,dci})$	$(n_{\rm hc,max})$	$(n_{\rm hc,dci}-n_{\rm hc,max})$	
10025 25010114001	6δ <sub>y</sub>	7δ <sub>y</sub>	1δ <sub>y</sub>	
UB25-35CIP1[490]	(12)	(14)	(2)	
LIB25 25C2D1[/00]	5δ <sub>y</sub>	6б <sub>у</sub>	1δ <sub>y</sub>	
0B23-33C3F1[490]	(26)	(32)	(6)	
LIB25-35CCP1[490]	$5\delta_y$	$5\delta_y$	*	
0020-0020-000	(6)	(4)	(—) **	
UB35-35C1P1[490]	4δ <sub>y</sub>	5δ <sub>y</sub>	$1\delta_y$	
0100 00011[100]	(8)	(10)	(2)	
LIB35-35C3P1[490]	4δ <sub>y</sub>	5δ <sub>y</sub>	$1\delta_y$	
0100 0000 1[400]	(22)	(26)	(4)	
LIB35-35CCP1[490]	5δ <sub>y</sub>	5δ <sub>y</sub>	*	
000000000000000000000000000000000000000	(4)	(4)	(0)	
LIB35_45C1P1[490]	$4\delta_y$	<u>б</u> бу	2δ <sub>y</sub>	
0000-400111[490]	(8)	(12)	(4)	
LIB35_//5C3P1[/00]	$3\delta_y$	4δ <sub>y</sub>	$1\delta_y$	
0000-490011[490]	(18)	(20)	(2)	
LIB35_45CCP1[490]	$5\delta_y$	5δ <sub>y</sub>	*	
0000 40000 1[490]	(4)	(2)	(—) **	
	文献 12)	の結果		
LIB25-25C1P1	9δ <sub>y</sub>	148 <sub>y</sub>	$5\delta_y$	
0023-230111	(18)	(24)	(6)	
LIB25-25C3P1	9δ <sub>y</sub>	128 <sub>y</sub>	3δ <sub>y</sub>	
0023-230311	(14)	(20)	(6)	
LIB35_25C1	$10\delta_y$	138 <sub>y</sub>	3δ <sub>y</sub>	
0000-2001	(20)	(23)	(3)	
UB25-35C1	$7\delta_y$	12δ <sub>y</sub>	$5\delta_y$	
0025-5501	(14)	(22)	(8)	
LIB25-35C3	6δ <sub>y</sub>	128 <sub>y</sub>	6δ <sub>y</sub>	
0023-3303	(11)	(19)	(7)	

表 5 張り出し部の有無による影響

Notes:

 δ<sub>ti</sub>= 実験における延性き裂発生時変位、δ<sub>mx</sub>= 実験にける最大荷 重時変位

 n<sub>tr.di</sub> = 実験における延性き裂発生時半サイクル数, n<sub>tr.max</sub> = 実験 にける最大荷重時半サイクル数

\*: 定変位振幅載荷であり δ<sub>dci</sub>=δ<sub>max</sub> となるため

4) \*\*:最大荷重点が延性き裂発生点よりも早いため

は4節点の低減積分有限膜ひずみ Shell 要素を用いた.

要素分割数は Beam 要素では UB25-35 シリーズ, UB35-35 シリーズ, UB35-45 シリーズにおいてそれぞれ 10, 15, 20 分割し, メッシュサイズ(長さ)が 35mm 程度 となるようにした.一方, Shell 要素では基部でのひずみ



集中現象を詳細に模擬する目的でフランジ、ウェブの両 端から10mm,基部から10mmの領域をそれぞれ5分割 し、フランジ、ウェブの基部角部においては1要素当た り2mm×2mmの要素サイズとなるように要素分割した (図-10(b)).基部角部のメッシュサイズを2mm×2mm要 素としたのは、目視で観察可能な延性き裂長さが1mm 程度からである.このため、メッシュサイズとして要素 の積分点が延性き裂長さ程度に位置するようにした.こ のように、基部角部での要素サイズを小さくすることで 実験では測定できなかった延性き裂発生部分近傍でのひ ずみ集中現象を再現することが出来ると考える.それ以 外の領域では1要素当たり9mm×9mmの大きさになる ように要素分割した.なお、基部の溶接部はモデル化に おいて考慮していない.

材料構成則には修正 2 曲面モデル<sup>14)</sup>を用い,修正 2 曲面モデルのパラメータは引張試験より得られた値を使 用した.

ここで、このような条件のもとで本解析と実験におけ る延性き裂発生箇所近傍のひずみ挙動の整合性を検証す る.供試体 UB35-35C1P1[490]を例に、図-12 に供試体に 付したひずみゲージから得られた実験におけるひずみ履 歴と、解析から得られたひずみゲージと同位置の部材軸





方向ひずみ履歴の比較を示す.着目したのは図-11 に示 すように、基部角部最下部のひずみゲージである.図-12 から分かるように、延性き裂発生点では解析の圧縮側の 値が実験に比べて若干小さいものの、載荷が進行するに つれて圧縮側に移行していく特徴など良く再現できてい ると言える.

#### 4.2 荷重一変位関係の比較

図-13 に実験及び解析で得られた荷重一変位関係を示 す.水平荷重 H,水平変位δは降伏水平荷重 H,,降伏水 平変位δ,でそれぞれ無次元化してある.●は延性き裂発 生点を表している.ここではUB35-35 シリーズのみ結果 を示す.すべての載荷パターンにおいて解析に比べて実 験において荷重が若干大きくなっているが、繰り返しひ ずみ硬化の影響など全体的に解析結果は実験結果を精度 良く模擬できている.なお、解析ではき裂の進展による 耐力低下は模擬出来ないので、実験における最大荷重点 までを解析値で評価することとした.

## 4.3 載荷履歴の影響を考慮した延性き裂発生の評価指 標(損傷度)

鋼構造物の低サイクル疲労現象において最も簡単なモ

デルとして, Manson-Coffin 則<sup>15</sup>と Miner 則<sup>16</sup>が用いられる. これらをもとに,累積疲労損傷度 D は次式で与えられる<sup>1)</sup>.

$$D = C \sum \left( \mathcal{E}_{pr} \right)^m \tag{3}$$

ここで、*ε*<sub>w</sub>は塑性ひずみ範囲で、Cとmは定数であり鋼 材によって決まるものである (SM490 材の場合 C=9.69, m=1.86). 塑性ひずみ範囲 Epr の抽出方法については、本 研究では、塑性ひずみを受けるごとに鋼材の損傷が蓄積 されていくという観点からレンジ法<sup>17)</sup>を採用した、塑性 ひずみ範囲に関しては、得られた塑性ひずみ範囲の中で の最大値を使用する方法 6-8, 等価ひずみを用いる方法 18) 等もあるが、本研究で対象としている実験では、変動変 位振幅繰り返し載荷を受ける供試体が多く、塑性ひずみ 範囲の載荷履歴による変動が著しくなることが考えられ ること、および載荷進行とともに塑性ひずみによる損傷 がどのように蓄積されていくか確認するため、得られた 塑性ひずみ範囲を順次式 (3) に代入していき, 損傷度を 求めることとする. これにより、載荷進行に伴う損傷度 の履歴と実験での延性き裂発生点との比較を明確に行う ことができる、塑性ひずみを出力する要素は図-10(b)にお いて, 基部最下部のフランジ側角部先端の要素である.

図-14 に解析で得られた塑性ひずみ範囲を式(3)より算 出した損傷度と半サイクル数との関係を示す.表-6に延 性き裂発生点,最大荷重点での損傷度を示す.図-14 に おいて、●は延性き裂発生点、◎は最大荷重点をそれぞ れ表している. 前述のように、実験結果より延性き裂発 生点から耐力低下に至るまでには変形能で 1~2δ,の余 裕がある.このため、延性き裂発生点を終局状態と見な した場合には必ずしも経済的な設計となるとは限らない. 仮に損傷度による予測き裂発生点が実験のき裂発生点に 比べ遅くなっても、最大荷重点の前であれば耐力低下に 至る前であることから,設計上は安全側と言える. そこ で、最大荷重点においても解析結果との比較を行う. た だし、最大荷重点との比較は本手法の精度を直接的に確 認するためのものではなく、実際のき裂発生を遅めに予 測した場合において耐力低下が生じるかどうかをチェッ クするために行うものである. なお, 図-14 における損 傷度はすべて解析結果を用いており、最大荷重点以降の 値は適用範囲外の値である.最大荷重点が延性き裂発生 点より前の UB35-45CCP1 については延性き裂発生点ま での解析結果を用いて評価することとした.

損傷度と半サイクル数との関係を見てみると半サイク ル数の増加に伴い損傷度は大きくなっている.しかし,1 サイクル載荷,3 サイクル載荷の初期の段階では損傷度 はほとんどゼロである.これは載荷履歴が1δ,では塑性 ひずみが発生していないためである.

1 サイクル載荷パターンについて述べると、(a)では1



δ,の載荷終了にあたる半サイクル数で2以降からは半 サイクル数の増加に伴って損傷度が増大している.そし て半サイクル数で11において,損傷度が1.0に達した. これに対し、実験での延性き裂発生点は半サイクル数で 12 である.これは、解析での予測結果が実験結果より僅 かに早くき裂の発生を予測しているため、安全側のき裂

表-6	延性き裂発生点	での損傷度
-----	---------	-------

供試体	損傷度 D
UB25-35C1P1[490]	1.14
UB25-35C3P1[490]	1.16
UB25-35CCP1[490]	1.08
UB35-35C1P1[490]	0.59
UB35-35C3P1[490]	1.18
UB35-35CCP1[490]	1.17
UB35-45C1P1[490]	0.58
UB35-45C3P1[490]	0.75
UB35-45CCP1[490]	1.05

発生評価となる.また、(d)では損傷度が1.0 に達したの は半サイクル数で9である.これに対し、実験での延性 き裂発生点は半サイクル数で8であり、解析での予測結 果は実験結果より少し遅くき裂の発生を予測しているた め危険側のき裂発生評価となる.一方、最大荷重点で評 価した場合、最大荷重点は半サイクル数で10であるため、 解析による予測結果においても最大荷重点には達してい ない.このモデルについて解析でき裂発生を予測した場 合、解析においてき裂が発生していると予測した時点で は、実際には既にき裂は発生しているが、耐力低下には 至っていない状態である.(g)においても同様のことが言 える.

表-6 に解析でのき裂発生予測結果についてまとめる. 局部座屈発生が確認できなかったUB25-35シリーズでは 良い精度で予測できていることが分かる.一方,延性き 裂発生後に局部座屈発生を確認した UB35-35C1P1[490], UB35-45C1P1[490], UB35-45C3P1[490]においては、実験 での延性き裂発生点における損傷度が 0.59, 0.58, 0.75 と1未満になっている.ただし、図-14(d)などからも分る ように、UB35-35C1P1[490]の延性き裂発生点のときの損 傷度は0.59 と 1.0 よりかなり小さいが、その次の半サイ クル数で 1.0 を超えており、損傷度が急に大きくなって いることに注意されたい.このことから、損傷度による 評価の精度を論じるとき、損傷度の値そのものよりも、 解析による予測き裂発生点の半サイクル数や変位を実験 のそれらと比較するのがより適切であろう.これについ ては、今後より詳細な検討が必要である.

## 5. 結言

本研究では変形性能の大きな厚肉断面鋼製橋期試験体 を用いて繰返し載荷実験を実施し、延性き裂の発生およ び進展状況について検討した.また、Shell 要素を用いた 解析において載荷履歴の影響を考慮するために、塑性ひ ずみ範囲を用いた損傷度指標による評価を行った.得ら れた知見は以下の通りである.

- 全ての供試体において延性き裂の発生が確認できた.延性き裂は構造パラメータによって局部座屈発 生より先行して発生する場合と、局部座屈とほぼ同時に発生する場合がある.
- き裂はフランジとウェブの溶接部の基部で最初に 発生するが、発生後直ちに耐力低下に至ることはない。
- き裂がウェブ方向では母材、フランジ方向ではフランジとウェブの接合部内に進展するとそれ以降大きく耐力は低下する.
- 4. 延性き裂発生点から最大荷重点までにおいて変形 能で1~2 $\delta_y$ の余裕がある.これは、文献12)で報告 された張り出し部のある鋼製橋脚の場合の 3~6 $\delta_y$ に比べてかなり小さいものである.
- 5. フランジに貼付したひずみゲージの値は延性き裂 発生点においては1~3%程度となる.これは,張り 出し部のある鋼製橋脚の場合と比べて若干大きめ な値となっている.
- 塑性ひずみ範囲を用いた損傷度による延性き裂発 生の評価を試みた.実験結果との比較により、本手 法は概ね良い予測結果を与えることが示された.

本研究では載荷パターンに1サイクルずつ変動変位振 幅繰り返し載荷,3サイクルずつ変動変位振幅繰り返し 載荷,定変位振幅繰り返し載荷を採用したが,地震を考 慮したランダムな変位振幅繰り返し載荷などを行い,本 提案手法の適用性を検証する必要がある.また,異なる 断面形状や隅角部などに対しても検証する必要がある.

#### 謝辞

本研究の一部は、文部科学省私学助成ハイテクリサー チセンター整備事業で名城大学に設置された「高度制震 実験・解析研究センター」の助成を受けて実施されたも のである.

## 参考文献

- 1) 宇佐美 勉編著,日本鋼構造協会編:鋼橋の耐震・ 制震設計ガイドライン,技報堂出版,2006.
- 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.
- 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) 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靭性低下を評価する ためのモデル,構造工学論文集, Vol.45A, pp.347-356, 1999.
- 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.
- 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.
- 8) 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.
- 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.
- 10) 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.

- 11) 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.
- 12) 葛 漢彬,大橋正稔,田島 僚: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,構造工学論文集,Vol.53A, pp.493-502, 2007.
- 13) ABAQUS (2006): Standard user's manual, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, R.I.
- 14) Shen, C., Mamaghani, I.H.P., Mizuno, E. and Usami, T.: Cyclic Behavior of Structual Steels. II: Theory, J. of Eng. Mech., ASCE, Vol.121, No.11, pp.1165-1172, 1995.
- Manson, S.S.: Thermal Stress and Low-cycle Fatigue, McGraw-Hill. 1966.
- 16) 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.
- 17) 日本鋼構造協会:鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 技報堂出版, 1993.
- 18) 舘石和雄,判治剛,南邦明:極低サイクル疲労領域 における変動振幅ひずみ下の低サイクル疲労寿命 予測モデル,土木学会論文集,No.773/I-69, pp.149-158,2004.

(2008年9月18日 受付)