

# 鋼製無補剛箱形断面橋脚における 損傷進展エネルギーの決定方法の一検討

池尾 光慶<sup>1</sup>・田口 実季<sup>2</sup>・藤江 涉<sup>3</sup>・葛 漢彬<sup>4</sup>・劉 巖<sup>5</sup>

<sup>1</sup>学生会員 名城大学大学院 理工学研究科社会基盤デザイン工学専攻  
(〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501)  
E-mail: 213433002@ccmailg.meijo-u.ac.jp

<sup>2</sup>修士(工学) 大日本コンサルタント中部支社(〒451-0045 名古屋市西区名駅 2-27-8)  
E-mail: taguchi\_miki@ne-con.co.jp

<sup>3</sup>正会員 博士(工学) 藤江建築総合事務所(〒444-0828 愛知県岡崎市針崎 1-8-2)  
E-mail: flyingvc@gmail.com

<sup>4</sup>フェロー 名城大学教授 博士(工学) 理工学部社会基盤デザイン工学科  
(〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501)  
E-mail: gehanbin@meijo-u.ac.jp

<sup>5</sup>正会員 博士(工学) 名城大学特任助手 理工学部社会基盤デザイン工学科  
(〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口 1-501)  
E-mail: ctkang@scut.edu.cn

本研究では、き裂進展を模擬する3段階2パラメータ延性破壊モデルを用いて鋼製無補剛箱形断面橋脚の解析を行う。まず、T型溶接継手を対象に提案された0.5mm角メッシュモデルの結果から1mm角メッシュモデルに対し損傷開始パラメータを補正する方法が無補剛箱形断面橋脚に対し適用可能か検討した。また、Pushover解析を実施し、単調載荷下においてメッシュ分割の違いが非破壊解析に及ぼす影響について検討した。さらに、Pushover解析から得られた各パラメータを用いて破壊解析を行い、実験結果と比較した。

**Key Words** : ductile crack initiation, steel bridge pier, unstiffened box section, seismic evaluation, push-over analysis

## 1. 序論

1995年1月に発生した兵庫県南部地震において、鋼製橋脚の基部や隅角部などのひずみ集中部に、低サイクル疲労により生じたと思われる脆性的な破壊が確認された<sup>1)</sup>。鋼製橋脚における耐震性能に関する研究は、座屈による耐力や変形性能に着目したものが多く、その中で、多数の実験と解析を実施し耐震性の不足が解明されている。特に、薄肉断面の場合は、局部座屈が発生することが分かっている。そこで、箱形断面において、フランジ補剛板の幅厚比および細長比をある値以下に制限し、かつ補剛材剛度をある値以上にすることで目標塑性率を満足させようとする設計方法が提案されている<sup>2)</sup>。さらに、コンクリートを充填する方法が挙げられている<sup>3)</sup>。このようにして局部座屈に対する抵抗性が増した場合、き裂

発生および進展も主要な破壊モードになると言われている<sup>1)</sup>。耐震設計においては、脆性的な破壊のプロセスの第一段階に相当する、延性き裂発生および進展を防止することが重要と考えられており、様々な研究が行われている<sup>4)10)</sup>。しかし、橋脚の延性き裂発生に関する研究では、き裂発生を終局として評価をしており、き裂進展は含まれていない。そのため、脆性的な破壊を防止することを目的とした場合、き裂発生だけでなくき裂進展も考慮する必要があると考えられている<sup>9)</sup>。

き裂進展を考慮した研究としては、3段階2パラメータの延性破壊モデルが提案されている<sup>9)10)</sup>。この手法では、後述する損傷進展エネルギー $G_f$ を用いるため、断面欠損も評価することが可能である。加藤ら<sup>9)</sup>は、鋼材の単調引張試験を行い、延性破壊モデルを用いることで、延性き裂発生から破断までを模擬することは可能として

いる。猪飼ら<sup>9)</sup>は、延性破壊モデルを用いて、繰り返し曲げを受ける T 型溶接継手を対象に、き裂発生から破断までを再現可能としている。しかし、損傷進展エネルギー $G_f$ を算出するために、対象モデルの実験を行わなければならないため、き裂発生から破断までを予測することができない問題点がある。そのため、実験を行わずに損傷進展エネルギー $G_f$ を算出するために、藤江ら<sup>7)</sup>は、T 型溶接継手の解析的検討から、要素破壊時の相当塑性ひずみの推定式を求め、損傷進展エネルギー $G_f$ を簡易に算出する方法を提案している。この手法では、材料の引張試験および非破壊解析で損傷進展エネルギー $G_f$ を算出することができるため、き裂発生から破断までの予測が可能である。また、メッシュ分割による損傷進展エネルギー $G_f$ への影響も検討しており、要素破壊時の相当塑性ひずみをメッシュ分割に関わらず一定（以降、ひずみ一定則と称する）にすることで、概ね同様の解析結果が得られることが分かっている<sup>7)</sup>。また、solid 要素において、T 型溶接継手の板幅方向のメッシュ分割が解析結果に与える影響は軽微であることが示されている<sup>8)</sup>。一方、板厚方向のメッシュ分割は、最大荷重後の荷重低下挙動に影響を及ぼすことが分かっており、メッシュサイズが大きくなるほど危険側に評価する傾向がある<sup>8)</sup>。上記のように、延性き裂進展を予測することが概ね可能となっているが、実際の構造物や橋脚の実験供試体、すなわち部材・構造レベルを対象に、延性破壊モデルを適用して延性き裂発生および進展について検討されているものは少ない。そこで本研究では、部材・構造レベルに適用可能な延性き裂発生および進展の解析手法の構築を目的として、既往の研究で行われた鋼製無補剛箱形断面橋脚の実験供試体<sup>9)</sup>を対象に、延性破壊モデルを適用する手法が可能か検討する。

## 2. 3段階2パラメータ延性破壊モデルの概要

### (1) 延性破壊モデル概要

後述するように、本解析では、ソリッド要素を用いて延性破壊解析を行っており、von-Mises の破壊基準を用いた塑性理論を適用している。

本研究では、き裂発生およびき裂進展を模擬するために、既往の研究<sup>9)</sup>で提案された3段階2パラメータ延性破壊モデルを用いて延性破壊解析を行う。図-1に3段階2パラメータ延性破壊モデル概念図を示す。3段階2パラメータ延性破壊モデルは、弾性域(0→A)、塑性域(A→B)および軟化域(B→C)の3段階からなり、塑性域では損傷開始パラメータ $D_{ini}$ 、軟化域では損傷進展パラメータ $D_{mp}$ が導入される。まず、損傷開始パラメータ $D_{ini}$ を以下に示す。

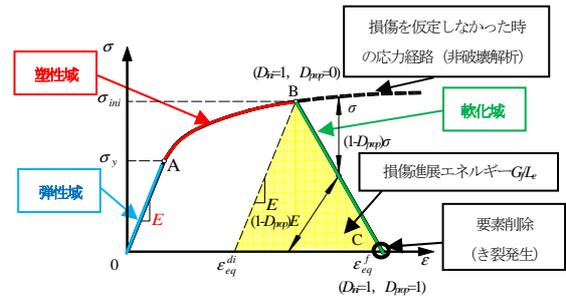


図-1 3段階2パラメータ延性破壊モデルの概念図

$$D_{ini} = \frac{d\epsilon_{eq}}{\epsilon_f(T)} \quad (1)$$

ここで、 $d\epsilon_{eq}$ は相当塑性ひずみの増分、 $\epsilon_f(T)$ は破壊ひずみである。本研究では破壊ひずみとして Rice と Tracey のボイド成長モデルを基にした式を用いる<sup>11)</sup>。

$$\epsilon_f(T) = \ln \frac{R_f}{R_0} / (0.283e^{\frac{3}{2}T}) = \chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T} \quad (2)$$

ここで、 $R_f$ は破壊時のボイドの等価半径、 $R_0$ はボイドの初期半径、 $\chi_{cr}$ は $R_f$ と $R_0$ の比であり延性破壊パラメータ、 $T$ は応力三軸度（静水圧 $\sigma_m$ とミーゼス応力 $\sigma_{eq}$ の比）である。微小増分内での応力三軸度 $T$ が一定であると仮定し、損傷開始パラメータ $D_{ini}$ を微小増分で表すと以下の式になる<sup>12) 13)</sup>。

$$dD_{ini} = \begin{cases} \frac{d\epsilon_{eq}}{\epsilon_f(T)} & (T \geq -\frac{1}{3}) \\ \chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T} & (T < -\frac{1}{3}) \\ 0 & (T < -\frac{1}{3}) \end{cases} \quad (3)$$

本研究で、式(2)および式(3)に示す延性破壊パラメータ $\chi_{cr}$ は母材部に 2.55、溶接部に 2.45 を与える<sup>7)</sup>。既往の研究より、応力三軸度 $T$ が-1/3未満の場合には損傷が進展しないものと仮定しているため、応力三軸度が-1/3未満の場合は $dD_{ini} = 0$ と仮定する。なお、延性き裂発生には応力三軸度と相当塑性ひずみだけでなく、偏差応力の第3不変量（Lode角）の影響も考えられるが、繰り返し荷重に対する適用性や実用化にあたり可能な限り簡便な手法が望ましいと考えられる<sup>7)</sup>ため、本研究では応力三軸度および相当塑性ひずみのみを考慮したモデルを用いている。

また、本研究では、塑性域から軟化域に移行する損傷開始パラメータ $D_{ini} = 1$ に達した時（図-1点B）損傷進展パラメータ $D_{mp}$ が導入される<sup>6)</sup>。 $D_{mp}$ が1に達した時（図-1点C）に要素が削除され、延性き裂発生および進展と断面欠損を模擬する。損傷進展パラメータ $D_{mp}$ は次式に示す。

$$D_{prop} = \frac{G}{G_f} = \frac{u_{eq}}{u_{eq}^f} \quad (4)$$

ここで、 $G$  は損傷開始からの単位面積あたりのエネルギー吸収量、 $G_f$  は損傷進展エネルギーであり、ミクロレベルのき裂（開口幅 0.1mm 程度）からマクロレベルのき裂（開口幅 0.5mm 程度）が生じるまでの単位面積あたりのエネルギー吸収量である<sup>9)</sup>。解析には、汎用有限解析ソフト ABAQUS(ver.13)<sup>10)</sup>を用いている。解析において損傷進展エネルギー $D_{prop}$ は式(5)に示される要素の塑性変位  $u_{eq}$  と式(6)に示される要素破壊時の塑性変位  $u_{eq}^f$  により計算される。

$$u_{eq} = \Delta \epsilon_{eq} \cdot L_e \quad (5)$$

ここで、 $\Delta \epsilon_{eq}$  は軟化域に移行してからの相当塑性ひずみ、 $L_e$  は要素の特性長さ（solid 要素では体積の立方根）である。 $D_{prop} = 1$  に達し要素が削除される時、式(4)および式(5)から要素破壊時の塑性変位  $u_{eq}^f$  は次のように表される。

$$u_{eq}^f = \Delta \epsilon_{eq}^f \cdot L_e \quad (6)$$

ここで、 $\Delta \epsilon_{eq}^f$  は要素破壊時の相当塑性ひずみである。また、要素破壊時の塑性変位  $u_{eq}^f$  は損傷進展エネルギー $G_f$  を用いて以下のように示される。

$$u_{eq}^f = \frac{2G_f}{\sigma_{ini}} \quad (7)$$

ここで、 $\sigma_{ini}$  は損傷開始応力であり、 $D_{ini}$  が 1 に達した時のミーゼス応力である（以降、損傷開始応力と称する）。式(6)と式(7)から損傷進展エネルギー $G_f$ は以下のように示される。

$$G_f = \frac{\sigma_{ini} \cdot \Delta \epsilon_{eq}^f \cdot L_e}{2} \quad (8)$$

## (2) 要素破壊時の相当塑性ひずみの簡易推定法

文献 6)では、材料試験、供試体実験および  $D_{ini}$  のみを考慮し要素削除によるき裂進展を模擬しない解析（以降、非破壊解析と称する）を用いて損傷進展エネルギー $G_f$ を算出していた。しかし、文献 7)で損傷進展エネルギー簡易推定法が提案され、材料試験および非破壊解析で損傷進展エネルギーが算出可能となった。損傷進展エネルギーを算出する際の要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta \epsilon_{eq}^f$  は以下の式から算出する<sup>7)</sup>。

$$\Delta \epsilon_{eq}^f = 171990 \exp\left(-7.395 \frac{\sigma_{ini,c}}{\sigma_y}\right) \cdot \frac{L_{e0}}{L_{ec}} \quad (9)$$

ただし、 $0.5\text{mm} \leq L_{ec} \leq 1.43\text{mm}$ 、 $1.5 \leq \sigma_{ini,c} / \sigma_y < 2.0$  である。ここで、 $\sigma_{ini,c}$  は 0.5mm 角のメッシュの非破壊解析から得られた損傷開始応力、 $L_{ec}$  は 0.5mm 角メッシュの要素特性長さ、 $L_{e0}$  は要素特性長さの無次元化量(-0.983mm)である<sup>7)</sup>。式(9)は、solid 要素による 3 次元モデルにおいて 0.5mm 角メッシュの解析モデル群の解析結果から求められた式であり、適用可能な要素特性長さ  $L_{ec}$  の適用範囲を併記している。

## (3) 要素破壊時の相当塑性ひずみの簡易推定法を用いた損傷進展エネルギーの算出方法

要素破壊時の相当塑性ひずみの簡易推定法を用いた損傷進展エネルギーの算出手順として、まず、材料の引張試験を実施し、有限要素解析から延性破壊パラメータ  $\chi_{cr}$  を同定する<sup>7)</sup>。次に、き裂進展が想定される部分を 0.5mm 角メッシュとした解析モデルを作成し、要素特性長さ  $L_{ec}$  を算出する。そして、0.5mm 角メッシュモデル（以後、0.5mm 角と略称する）で非破壊解析を実施し、損傷開始応力  $\sigma_{ini}$  を算出する。さらに、式(9)から要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta \epsilon_{eq}^f$  を算出する。0.5mm 角で損傷進展パラメータ  $D_{prop}$  も考慮し要素削除によりき裂進展を模擬した解析（以降、破壊解析と称する）をする場合は式(8)を用いて損傷進展エネルギーを算出する。

また、任意のメッシュサイズの損傷進展エネルギーを算出する際には、次のような手順になる。任意のメッシュサイズの解析モデルを作成し、要素特性長さ  $L_e$  を算出する。次に、非破壊解析を実施し、損傷開始応力  $\sigma_{ini}$  を算出する。そして、ひずみ一定則すなわち要素破壊時の塑性ひずみ  $\Delta \epsilon_{eq}^f$  はメッシュサイズにかかわらず一定と仮定し、0.5mm 角の非破壊解析から算出した要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta \epsilon_{eq}^f$  を用いて任意のメッシュサイズの損傷進展エネルギー $G_f$ を算出する。

## (4) 構成則

母材部と溶接部の構成則は、それぞれの材料試験片の単調引張試験により取得した公称応力-公称ひずみ関係を、真応力-真ひずみ関係に換算して用いている。本研究では、ネッキングが生じる引張強度以降の応力を評価するために、次式で表される Power Law Tangent 法<sup>10)</sup>を採用している。

$$\sigma = \sigma_{neck} \left(1 + \epsilon - \epsilon_{neck}\right) - \frac{\epsilon_{neck}}{1+n} \left(\epsilon - \epsilon_{neck}\right)^{n+1} \quad (10)$$

ここで、 $\sigma_{neck}$  はネッキング発生時の真応力、 $\epsilon_{neck}$  はネッキング発生時の真ひずみ、 $n$  は硬化率の減少速度によつ

表-1 供試体寸法

供試体名	$B$ (mm)	$D$ (mm)	$t$ (mm)	$h$ (mm)	$R_f$	$\bar{\lambda}$	$H_y$ (N)	$\delta_y$ (mm)
UB35-35C1P1[490]	152	134	9.02	769	0.37	0.37	110154	5.18
UB35-35C3P1[490]	152	134	9.02	769	0.37	0.37	110030	5.19
UB35-35CCP1[490]	152	134	9.02	769	0.37	0.37	109671	5.19

Note:  $B$ =フランジ幅(mm),  $D$ =ウェブ幅(mm),  $t$ =板厚(mm),  $h$ =橋脚高さ(mm),  $R_f$ =幅厚比パラメータ,

$\bar{\lambda}$ =細長比パラメータ,  $H_y$ =降伏水平荷重(N),  $\delta_y$ =降伏変位(mm)

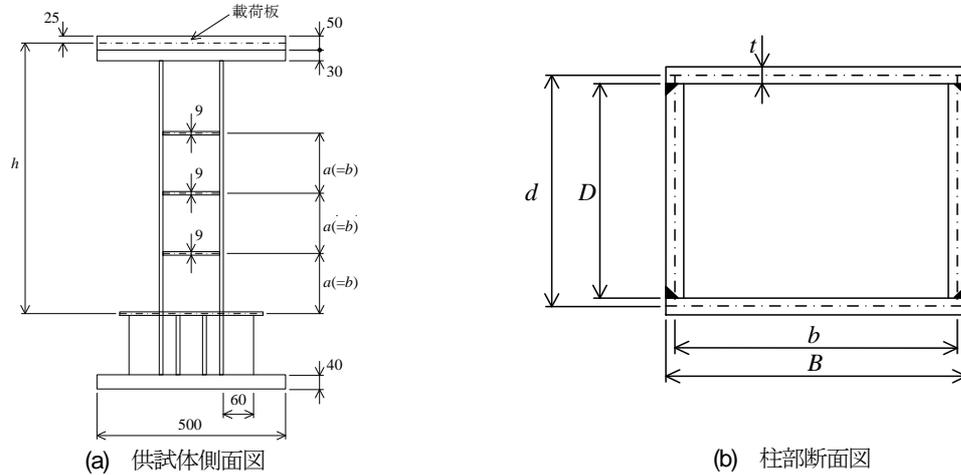


図-2 供試体概要

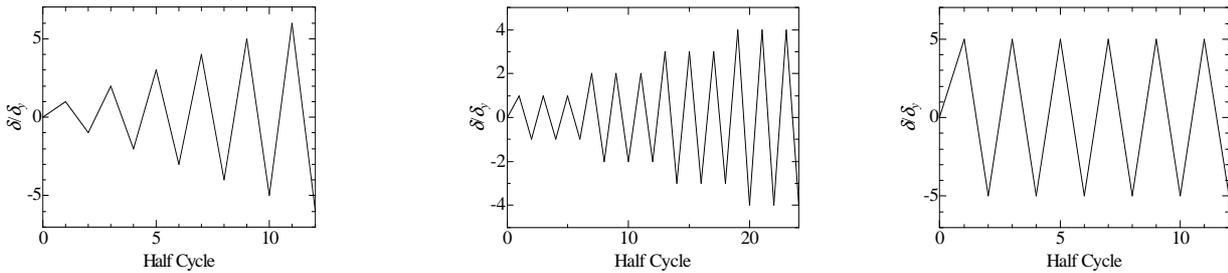


図-3 載荷パターン

て決定されるパラメータであり, 既往の研究により SM490 鋼材は  $n = 0.35$  とされている<sup>16)</sup>. 硬化則は, ABAQUS で提供されている多曲線応力-ひずみ関係に対応可能な非線形移動硬化則を用いる<sup>6) 7)</sup>.

### 3. 無補剛箱形断面橋脚の延性破壊解析

#### (1) 解析概要

本節では, 構造レベルへの適用を視野に入れるため既往の研究<sup>9) 10)</sup>で行われた無補剛箱形断面橋脚を対象として, 損傷開始パラメータ  $D_{bi}$  を補正し延性破壊解析を行う。

本解析の対象とする実験供試体は, 頂部に上部工重量に相当する一定圧縮力  $P$  および繰り返し水平変位  $\delta$  を受ける一様断面の単柱式鋼製正方形無補剛箱形断面橋脚である。解析対象の橋脚の幅厚比パラメータおよび細長比

パラメータはともに 0.37 (設計値は 0.35) であった。表-1 に供試体寸法, 図-2 に供試体概要, 図-3 に載荷パターンを示す。解析モデル名は, 例えば, UB35-35C1P1[490]は, UB は無補剛箱形断面, 35 は幅厚比パラメータ, 35 は細長比パラメータ, C1 は 1Cycle ずつ漸増変位繰り返し載荷, [490]は本解析で用いる SM490YA 材を表している。

幅厚比パラメータ  $R_f$  および細長比パラメータ  $\bar{\lambda}$  は以下のように示す。

$$R_f = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 \cdot 4n^2}} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (11)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{2h}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (12)$$

ここで,  $b$ =板幅( $B-t$ ),  $t$ =板厚,  $\sigma_y$ =降伏応力,  $E$ =ヤング率,  $\nu$ =ポアソン比,  $n$ =サブパネル数,  $r$ =断面二次半径

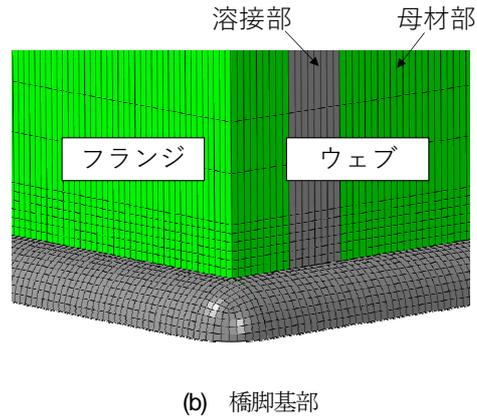
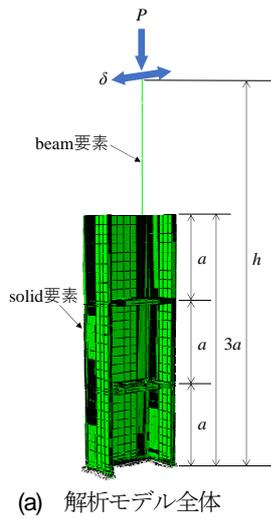


図-4 解析モデル概要

表-2 母材部の機械的性質

鋼材	$E$ (GPa)	$\nu$	$\sigma_y$ (MPa)	$\epsilon_y$ ( $=\sigma_y/E$ )	$\epsilon_{st}$	$\epsilon_{st}/\epsilon_y$	$E_{st}$ (GPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\epsilon_u$
SM490YA	199	0.29	380	0.0019	0.02	10.4	4.2	528	0.25

Note:  $E$ =ヤング率,  $\nu$ =ポアソン比,  $\sigma_y$ =降伏応力,  $\epsilon_y$ =降伏ひずみ,  $\epsilon_{st}$ =ひずみ硬化開始時のひずみ,  $\epsilon_{st}/\epsilon_y$ =ひずみ硬化開始までの長さ,  $E_{st}$ =ひずみ硬化開始時の硬化係数,  $\sigma_u$ =引張強さ,  $\epsilon_u$ =破断ひずみ

表-3 溶接部の機械的性質および化学成分

ワイヤの種類	機械的性質				化学成分(%)				
	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	吸収エネルギー (J)	C	Si	Mn	P	S
YFW-C50DM	510	590	30	98 (0°C)	0.05	0.52	1.56	0.015	0.009

である。表-1 に示した降伏水平荷重  $H_y$  および降伏変位  $\delta_y$  は以下のように示す。

$$H_y = \frac{M_y}{h} \left( 1 - \frac{P}{P_y} \right) \quad (13)$$

$$H_y = \frac{M_y}{0.85h} \left( 1 - \frac{P}{P_E} \right) \left( 1 - \frac{P}{P_u} \right) \quad (14)$$

ここで,  $M_y$  =降伏モーメント,  $P_E$  =片持柱のオイラー座屈荷重,  $P_u$  =中心軸圧縮中の強度であり, 式(13)と式(14)の小さい方を採用し, その値を用いて降伏変位  $\delta_y$  を算出する。

$$\delta_y = \frac{H_y h^3}{3EI} + \frac{H_y h}{GA_w} \quad (15)$$

ここで,  $I$  は断面二次モーメント,  $G$  はせん断弾性係数,  $A_w$  はウェブ断面積である。また, 軸力比  $P/P_y$  は 0.1 としている。

図-2(a)より, 供試体高さ方向は, フランジ幅中心間距離間隔( $a=b$ )で板厚 9mm のダイヤフラムが設置されている。

表-2 に母材部の機械的性質, 表-3 に溶接ワイヤの機

械的性質および化学成分を示す。表-2 より, 母材部には SM490YA 材を用いている。また, 溶接には CO2 半自動溶接で行われ, 溶接ワイヤは YFW-C50DM を使用している。

図-3(a)は, 1Cycle ごとに  $1\delta_y$  ずつ増加させる漸増変位振幅繰り返し载荷 (以降, C1 と称する), 図-3(b)は 3Cycle ごとに  $1\delta_y$  ずつ増加させる漸増変位振幅繰り返し载荷 (以降, C3 と称する), 図-3(c)は,  $5\delta_y$  の一定変位振幅を繰り返し载荷 (以降, CC と称する) の载荷パターンをそれぞれ示している。

図-4 に解析モデル概要を示す。解析モデルの黄緑部分は母材部, グレー部分は溶接部を表している。解析モデルは, 局部座屈や橋脚基部のき裂進展を考慮するため, 柱基部から  $3a$  の高さまでを solid 要素とし, 解析の効率化のために, solid 要素上端部から橋脚上端までは beam 要素でモデル化した。beam 要素下端と solid 要素の上端は剛結合した。また, 解析モデルの対称性からフランジ中心から半分をモデル化し, フランジ中心部の境界面には対称条件を与え, 橋脚基部は完全固定とした。メッシュ分割はき裂進展が想定される橋脚基部から鉛直方向に 6mm, フランジ方向およびウェブ方向に 39mm の範囲を 1mm 角, 0.5mm 角および 0.25mm 角の 3 パターンで分割

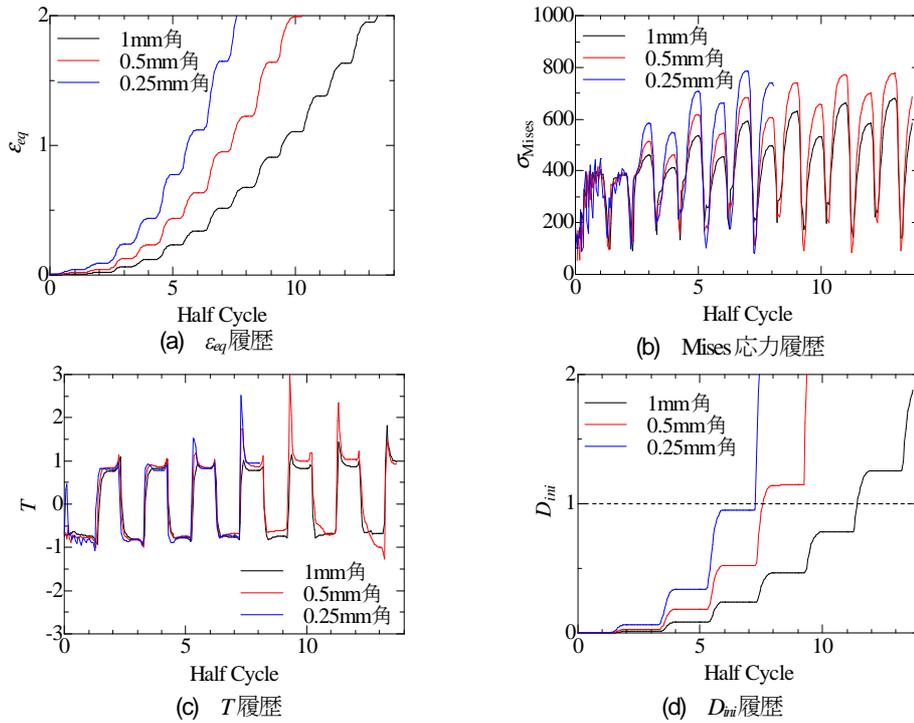


図-5 メッシュサイズが各種履歴に及ぼす影響 (UB35-35C1P1)

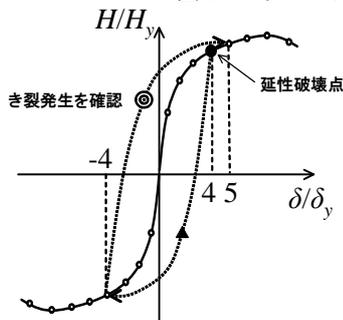


図-6 実験における延性き裂発生点のイメージ図

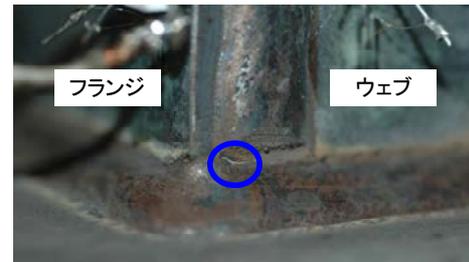


写真-1 実験のき裂発生状況(UB35-35C1P1)

した。

要素の位置は、橋脚角部を要素番号 0 とし、フランジ方向およびウェブ方向に 1, 2, 3, 4, 5 とする。フランジ方向およびウェブ方向において、最初に圧縮側となる角部の要素番号 1 が最も早く  $D_{ni}=1$  に達することが分かった。そのため、損傷開始パラメータ  $D_{ni}$  を補正する方法を用いる場合の出力位置は最初に圧縮側になるフランジの要素番号 1 とする。

## (2) メッシュサイズが非破壊解析結果に及ぼす影響

図-5 に UB35-35C1P1 を例に、メッシュサイズが非破壊解析結果に及ぼす影響を示す。同図より、相当塑性ひずみ  $\epsilon_{eq}$  はメッシュサイズが大きくなるほどひずみの蓄積が遅い。Mises 応力  $\sigma_{Mises}$  はメッシュサイズが大きくなるほど応力の蓄積は抑制される。応力三軸度  $T$  は、0.25mm 角で  $D_{ni}=1$  に達する 7.3 Half Cycle まではメッシュサイズの影響は小さいと言える。また、損傷開始パラメータ  $D_{ni}$  はメッシュサイズが大きいほど  $D_{ni}=1$  に達する Half Cycle が大きくなる。メッシュサイズによる  $D_{ni}=1$  に達する時の Half Cycle を比較すると、0.5mm 角と

0.25mm 角は 0.3 Half Cycle のみの差であるが、1mm 角と 0.5mm 角は 3.85 Half Cycle の差があることが分かる。ここで、既往の研究<sup>9)</sup>より、延性き裂発生点の定義のイメージ図を図-6 に示す。安全側の見地から、例えば、 $-4\delta_y$  から  $+5\delta_y$  への载荷中にき裂の発生を確認した場合、 $5\delta_y$  と同じ方向の 1 つ前の折り返し点の  $+4\delta_y$  を延性き裂発生点としている。UB35-35C1P1 の実験での延性き裂発生点は  $-4\delta_y$ 、すなわち 8Half Cycle であった<sup>9)</sup>。そのため、図-5(d)から分かるように、1mm 角で破壊解析を行うと、実験結果を模擬することが困難である。実用上は、解析時間が比較的短時間となる 1mm 角による破壊解析の実施が望ましい。次節以降で 1mm 角による破壊解析手法を検討する。

## (3) 母材部および溶接部の損傷開始パラメータ補正法

既往の研究<sup>8)</sup>で提案された 1mm 角のモデルにおいて、損傷開始パラメータ  $D_{ni}$  を補正する方法が構造レベルに適用可能か検討するため、この手法を無補剛箱形断面橋脚の UB35-35C1P1 を例に検討する。 $D_{ni}$  の補正方法は、式(16)および式(17)に示す。

表-5 延性破壊パラメータおよび損傷進展エネルギー

供試体名	損傷開始パラメータ 補正係数 $\alpha_{ini}$	延性破壊パラメータ		損傷進展エネルギー $G_f(\text{MJ}/\text{mm}^2)$
		母材部 $\chi'_{crbase}$	溶接部 $\chi'_{crweld}$	
UB35-35C1P1	0.405	1.03	0.992	140
UB35-35C3P1	0.429	1.09	1.05	300
UB35-35CCP1	0.380	0.987	0.948	40

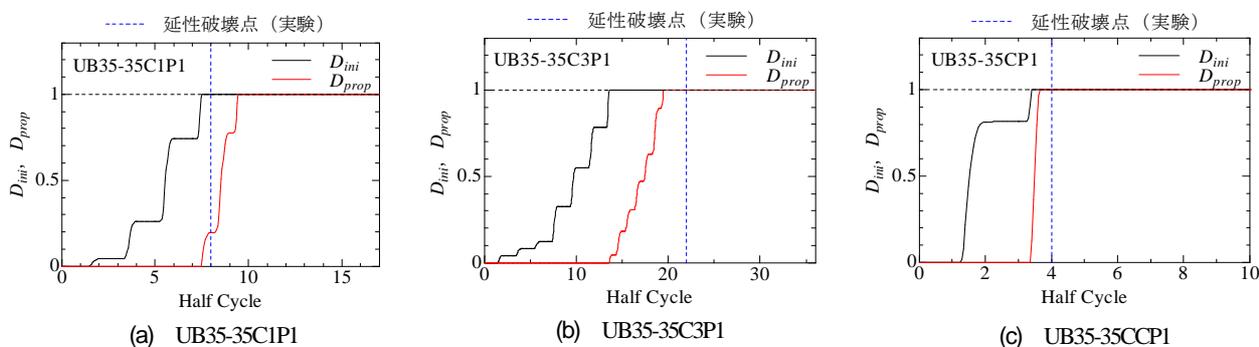


図-7 各供試体の損傷開始パラメータおよび損傷進展パラメータ履歴

表-6 延性き裂発生点および最大荷重時の実験と解析との荷重の比較

供試体名	実験の 延性き裂 発生点 (Half Cycle)	実験 $H/H_y$	解析 $H/H_y$	誤差 [%]	実験の 最大荷重時 (Half Cycle)	実験 $H/H_y$	解析 $H/H_y$	誤差 [%]
UB35-35C1P1	8	-1.72	-1.38	19	9	1.73	1.39	18
UB35-35C3P1	22	-1.62	-1.41	13	27	1.70	1.39	18
UB35-35CCP1	4	-1.75	-1.41	19	1	1.71	1.35	21

まず、損傷開始パラメータを損傷開始パラメータ補正係数  $\alpha_{ini}$  で除して次のように補正する。

$$\frac{dD_{ini}}{\alpha_{ini}} = dD'_{ini} \quad (16)$$

ここで、 $\alpha_{ini}$  は 0.5mm 角で  $D_{ini} = 1$  に達した Half Cycle 時の 1mm 角の  $D_{ini}$  である。  $dD'_{ini}$  は  $\alpha_{ini}$  によって補正された損傷開始パラメータであることを示している。

解析を行うにあたって、損傷開始パラメータは解析を行うことで得られる値であり、直接補正することは難しいため、解析の入力には、以下の式のように表すこととする<sup>8)</sup>。

$$dD'_{ini} = \frac{1}{\alpha_{ini}} \cdot \frac{d\varepsilon_{eq}}{\chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T}} = \frac{d\varepsilon_{eq}}{\chi'_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T}} \quad (17)$$

式(17)に示すように、 $dD'_{ini}$  は  $\chi_{cr}$  に  $\alpha_{ini}$  を乗じたものと同様である。したがって、解析においては、 $\chi_{cr}$  と  $\alpha_{ini}$  を乗じた値  $\chi'_{cr}$  を入力する。

写真-1 に UB35-35C1P1 の実験のき裂発生状況<sup>9)</sup>を示す。T型溶接継手の場合は、実験<sup>1)</sup>より溶接止端部でき裂発生が確認され、母材部のみでき裂進展するため、 $D_{ini}$  を補正するのは母材部のみとしていた<sup>8)</sup>。しかし、無補剛

箱形断面橋脚の実験<sup>9)</sup>では、橋脚基部および溶接部からき裂が発生し、ウェブ方向のき裂進展では溶接部から母材部に進展するため、溶接部も  $D_{ini}$  を補正する必要があると言える。そこで、母材部と同様の方法を用いて溶接部の延性破壊パラメータを補正し、 $\chi'_{crweld}$  とする。

#### (4) 0.5mm 角で補正した破壊解析結果

$\alpha_{ini}$  を求める際、1mm 角の比較対象を 0.25mm 角とすることもできるが、0.25mm 角で補正した場合、解析時間が大幅にかかるため実用上は難しい。そこで、各供試体を 0.5mm 角と 1mm 角の比較から求めた  $\alpha_{ini}$  で補正し破壊解析を行う。ここでは、载荷パターンを変化させた供試体について示す。表-5 に  $\alpha_{ini}$  で補正した場合の母材部および溶接部の延性破壊パラメータ  $\chi'_{crbase}$ 、 $\chi'_{crweld}$  および損傷進展エネルギー  $G_f$  を示す。

図-7 に、前述した方法と同様に、損傷開始パラメータ補正係数  $\alpha_{ini}$  を算出し、材料試験から同定した延性破壊パラメータに損傷開始パラメータを乗じた損傷開始パラメータ  $D_{ini}$  および損傷進展パラメータ  $D_{prop}$  履歴を示す。同図より、実験の延性き裂発生に比べ、図-7(a)は 1.45 Half Cycle 遅く、図-7(b)、図-7(c)では、それぞれ 2.5 Half Cycle、0.35 Half Cycle 早くき裂発生を評価したことが分かる。

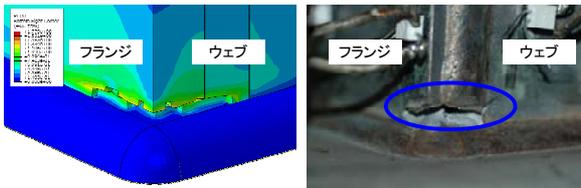


図-8 UB35-35C1P1 のき裂進展状況(14 Half Cycle)

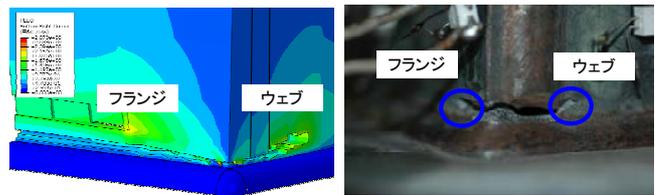


図-9 UB35-35C3P1 のき裂進展状況(36 Half Cycle)

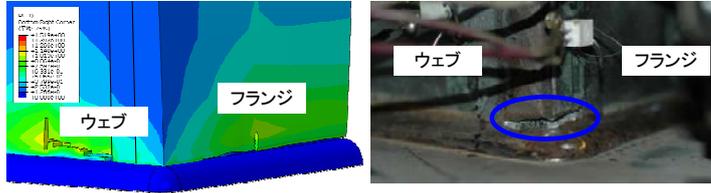


図-10 UB35-35CCP1 のき裂進展状況(20 Half Cycle)

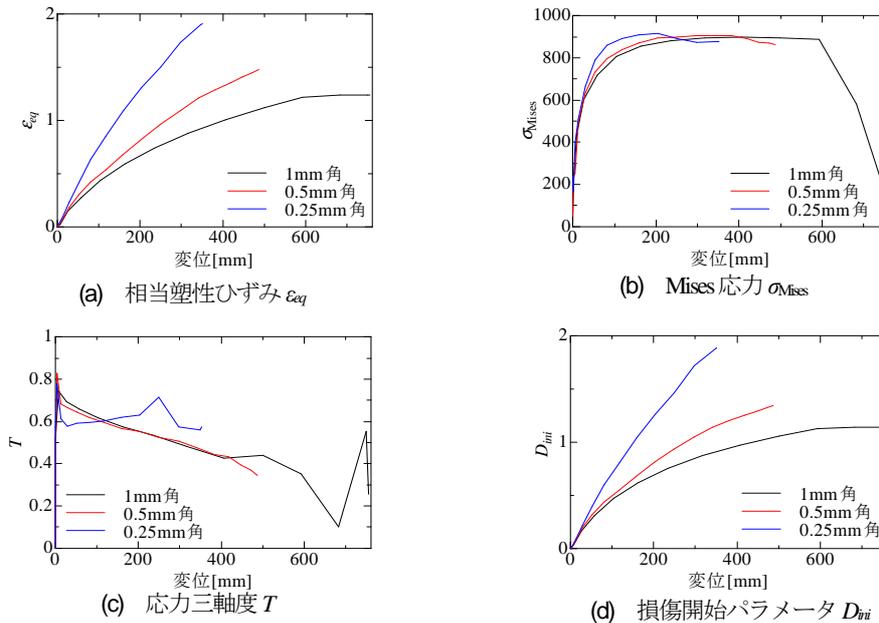


図-11 Pushover 解析による非破壊解析結果 (UB35-35PP1)

表-6 に延性き裂発生点および最大荷重時の実験と解析の荷重の比較を示す。ここで、延性き裂発生点および最大荷重時の Half Cycle は実験での値としている。同表より、どの供試体においても、延性き裂発生点および最大荷重時の荷重は、13%~21%の誤差であり、同程度で評価していると言える。

図-8~図-10 において各供試体におけるき裂進展状況をコンター図と比較する。それぞれの供試体で実験が終了した Half Cycle でのき裂進展状況を示している。図-8 は、ウェブの溶接部まで進展しており、図-9 および図-10 のフランジ方向は、最下段の要素がすべて削除されている。ウェブ方向は、溶接部から母材部に移行する際の斜め方向へのき裂進展を模擬している。

#### 4. Pushover 解析による要素破壊時の相当塑性ひずみ、損傷進展エネルギーおよび損傷開始パラメータ補正係数の算出

前章においては、荷重パターンを変化させた供試体から要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta \epsilon_{eq}$ 、損傷進展エネルギー  $G_f$  および損傷開始パラメータ  $\alpha_{iii}$  を算出した。しかし、この方法では、荷重パターンを変化させると、それぞれのパラメータも変化してしまう。また、UB35-35C3P1 といった Half Cycle 数の多い荷重パターンでは、解析時間が長くなり 0.25mm 角や 0.5mm 角で解析を行うことは必ずしも容易ではない。そこで、Pushover 解析から要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta \epsilon_{eq}$ 、損傷進展エネルギー  $G_f$  および損傷開始パラメータ  $\alpha_{iii}$  をより簡便に算出する方法について検討する。

##### (1) Pushover 解析概要

Pushover 解析に用いるモデルは、図-4 と同様で、メッ

シュサイズも 0.25mm 角, 0.5mm 角および 1mm 角として  
いる。 載荷方法は, 橋脚頂部に一定圧縮鉛直荷重とあわ  
せて水平荷重を単調載荷した。 解析モデル名は, UB35-  
35PP1 とし, UB は無補剛箱形断面, 35 は幅厚比パラメ  
ータおよび細長比パラメータ, 1 つ目の P は Pushover 解  
析, その後の P1 は軸力比の 0.1 を表している。

## (2) Pushover 解析による非破壊解析

前述したように, 繰り返し載荷と Pushover 解析から得  
られる結果を比較する。 まず, 非破壊解析を行った。 解  
析結果の出力位置は, 引張側になる要素番号 0 から算出  
する。 図-11 に Pushover 解析から得られた損傷開始パラ  
メータ  $D_{ini}$  履歴, 相当塑性ひずみ  $\epsilon_{eq}$  履歴, Mises 応力  
 $\sigma_{Mises}$  履歴を示す。 同図より, メッシュサイズが大きいほ  
ど, 相当塑性ひずみの蓄積や損傷開始パラメータの増加  
が抑制される。 応力や応力三軸度については, メッシュ  
サイズにかかわらず大きな差はみられなかった。

そこで, 繰り返し載荷同様の方法を用いて損傷開始パ  
ラメータを補正する。 図-12 に損傷開始パラメータ補正  
係数  $\alpha_{ini}$  の算出図を示す。 この場合, 損傷開始パラメ  
ータ補正係数  $\alpha_{ini}$  は, 0.25mm 角で損傷開始パラメータ  $D_{ini}$  =  
1 に達した時の変位の 1mm 角の  $D_{ini}$  となる。

そして, 損傷開始パラメータ補正係数  $\alpha_{ini}$ , 要素破壊  
時の相当塑性ひずみ  $\Delta\epsilon_{eq}^f$  および損傷進展エネルギー  $G_f$  を  
算出する。 表-7 に Pushover 解析による損傷開始パラメ  
ータ補正係数  $\alpha_{ini}$  および延性破壊パラメータ, 表-8 に損傷  
進展エネルギー  $G_f$  の算出パラメータ, 表-9 に要素破壊時  
の相当塑性ひずみ  $\Delta\epsilon_{eq}^f$  の算出パラメータを示す。 表-9 よ  
り, 要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta\epsilon_{eq}^f$  の簡易推定式の適  
用範囲外となるが, 今回検討している構造パラメータは  
1 ケースのみであるため検討を継続する。

また, 繰り返し解析と Pushover 解析から得られたパラ  
メータの比較を行う。 表-10 に損傷開始パラメータ補正  
係数  $\alpha_{ini}$ , 要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta\epsilon_{eq}^f$ , 損傷進展  
エネルギー  $G_f$  および  $\sigma_{nrc}/\sigma_y$  の繰り返し載荷の場合と  
Pushover 解析から求めた場合の比較, 表-11 に繰り返し  
載荷から求めた損傷開始パラメータ補正係数  $\alpha_{ini}$  で補正  
し繰り返し載荷した場合と Pushover 解析から求めた損傷  
開始パラメータ補正係数  $\alpha_{ini}$  で補正し繰り返し載荷した  
場合の  $D_{ini}$  = 1 時 Half Cycle の比較を示す。 表-10 より, 繰  
り返し載荷から求めた損傷開始パラメータ補正係数より  
も Pushover 解析から求めた損傷開始パラメータ補正係数  
の方が大きい。 これは  $D_{ini}$  = 1 時 Half Cycle に影響して  
おり, 表-11 に示すように, Pushover 解析から得られた損  
傷開始補正係数を用いた方が  $D_{ini}$  = 1 に達する Half Cycle  
が遅くなっていることが分かる。

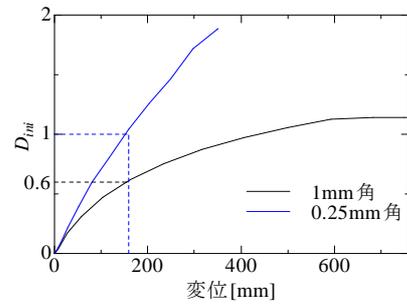


図-12 Pushover 解析による損傷開始パラメータ  
補正係数の算出図

表-7 Pushover 解析による損傷開始パラメータ  
補正係数および延性破壊パラメータ

損傷開始パラメータ 補正係数 $\alpha_{ini}$	延性破壊パラメータ	
	母材部 $\chi_{crksc}$	溶接部 $\chi_{crkwd}$
0.600	1.53	1.47

表-8 損傷進展エネルギー  $G_f$  算出パラメータ

$G_f$ (mJ/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{ni}$ (MPa)	$\Delta\epsilon_{eq}^f$	$L_e$ (mm)
4	896	0.01	1

表-9 要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta\epsilon_{eq}^f$  算出パラメータ

$\Delta\epsilon_{eq}^f$	$\sigma_{nrc}$ (MPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$L_{e0}$	$L_{ec}$ (mm)	$\sigma_{nrc}/\sigma_y$
0.01	905	380	0.983	0.5	2.38

## (3) Pushover 解析から得られた損傷開始補正係数で補 正した破壊解析の結果

前項で Pushover 解析により, 損傷開始パラメータ補正  
係数  $\alpha_{ini}$ , 要素破壊時の相当塑性ひずみ  $\Delta\epsilon_{eq}^f$  および損傷  
進展エネルギー  $G_f$  を算出することができることを示した。

さらに, 表-10 の Pushover 解析の 0.25mm 角で補正した  
 $\alpha_{ini}$  を用いて, 繰り返し載荷の破壊解析を行うことができ  
るかどうかが検討する。 本項で用いる載荷パターンは,  
C1, C3 および CC, 解析モデルは 1mm 角のモデルとし  
破壊解析を行う。

図-13 に  $D_{ini}$  履歴を示す。 同図より, 各載荷パターン  
の  $D_{prop}$  = 1 時 Half Cycle は, UB35-35C1P1 が 9.4 Half Cycle,  
UB35-35C3P1 が 15.6 Half Cycle, UB35-35CCP1 が 3.75 Half  
Cycle である。 実験のき裂発生点と比べて C1 は危険側に  
評価しているが, 実験でのき裂発生点の定義は, 安全側  
の見地から実際のき裂発生よりも 2Half Cycle 早い点と  
している。 そのため, 実験でき裂発生が確認された点と同  
程度の Half Cycle となると考えられる。 また, C3 および  
CC はそれぞれ 5.4 Half Cycle, 0.25 Half Cycle 安全側に評価  
している。

図-14 に荷重包絡線を示す。 横軸に Half Cycle, 縦軸に  
水平荷重を降伏水平荷重で無次元化した値をとっている。  
同図より, UB35-35C1P1 については, 最大荷重後の荷重

表-10 繰り返し載荷と Pushover 解析から得られた  $\alpha_{ini}$ ,  $\Delta\epsilon_{eq}^f$ ,  $G_f$  および  $\sigma_{nic}/\sigma_y$  の比較

載荷パターン	補正の基準になるメッシュサイズ	損傷開始パラメータ補正係数 $\alpha_{ini}$	要素破壊時の相当塑性ひずみ $\Delta\epsilon_{eq}^f$	損傷進展エネルギー $G_f$	$\sigma_{nic}/\sigma_y$
UB35-35C1P1	0.25	0.240	0.58	140	1.79
	0.5	0.405			
UB35-35C3P1		0.429	1.32	300	1.68
UB35-35CCP1		0.380	0.19	40	1.95
UB35-35PP1	0.25	0.600	0.01	4	2.38
	0.5	0.820			

表-11 各載荷パターンの  $D_{ini}=1$  時 Half Cycle の比較

供試体名	繰り返し載荷から求めた $\alpha_{ini}$ で補正し繰り返し載荷 (Half Cycle)	Pushover 解析から求めた $\alpha_{ini}$ で補正し繰り返し載荷 (Half Cycle)
UB35-35C1P1	7.50	9.30
UB35-35C3P1	13.60	15.55
UB35-35CCP1	3.65	3.70

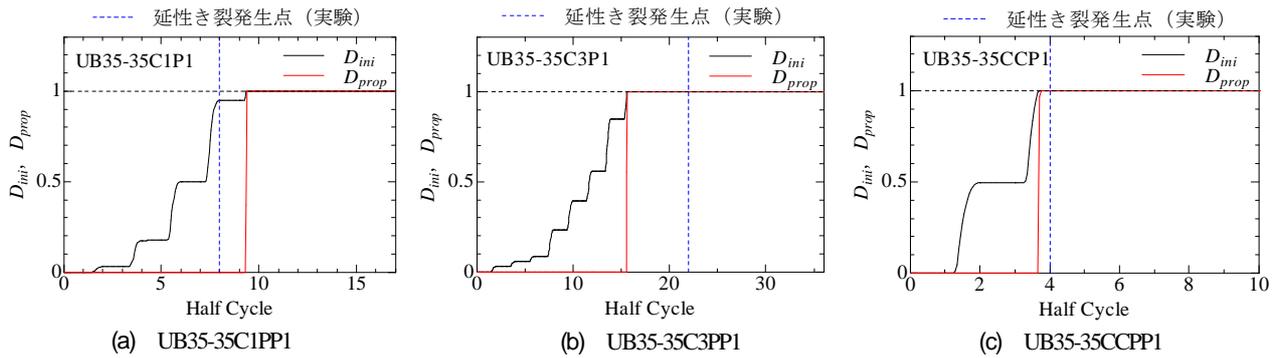


図-13 各載荷パターンの  $D_{ini}$  および  $D_{prop}$  履歴

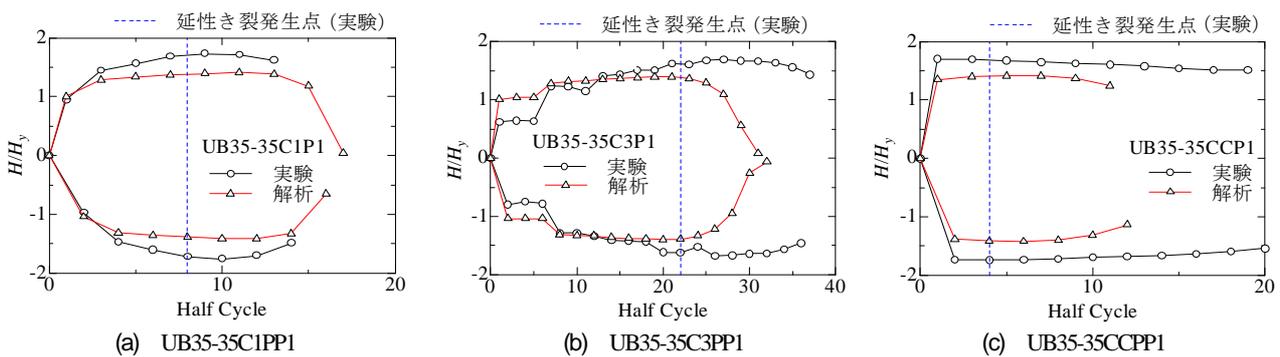


図-14 各載荷パターンの荷重包絡線

低下を概ね評価できているが、UB35-35C3P1 および UB35-35CCP1 では荷重低下を実験に比べ早期に評価している。

この要因の一つとして、3段階2パラメータの延性破壊モデルの軟化域で導入される損傷進展エネルギーの影響があると考えられる。表-10 から分かるように、Pushover 解析より求めた  $G_f$  は繰り返し載荷より求めた  $G_f$

に比べ非常に小さい。損傷進展エネルギーは単位面積あたりのエネルギーであり、値が小さいほど早く要素が削除される。また、表-11 に延性き裂発生点および最大荷重時の実験と解析の荷重の比較を示す。同表より、実験と解析の比較から UB35-35C1P1 および UB35-35CCP1 は20%前後の誤差であり、概ね評価していると言える。しかし、UB35-35C3P1 の最大荷重時において、図-14 から

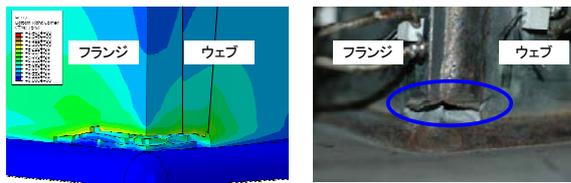


図-15 UB35-35C1P1 のき裂進展状況(14 Half Cycle)

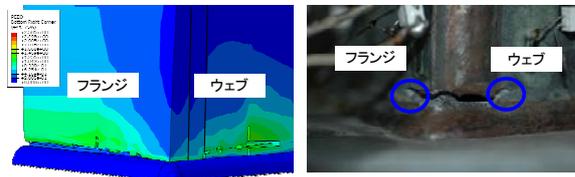


図-16 UB35-35C3P1 のき裂進展状況(36 Half Cycle)

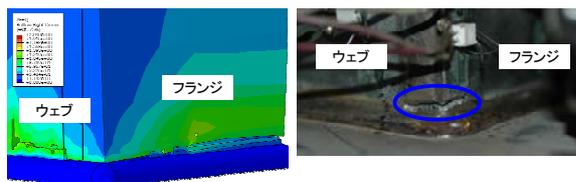


図-17 UB35-35CCP1 のき裂進展状況(20 Half Cycle)

も分かるように、最大荷重時(27 Half Cycle)よりも前で荷重が低下しているため、誤差が若干大きくなってしまったと考えられる。

図-15～図-17 にき裂進展状況を示す。それぞれ実験終了時の Half Cycle 時点のき裂進展状況を示している。フランジ方向において、UB35-35C1P1 の解析は実験と概ね整合しているようだが、UB35-35C3P1 および UB35-35CCP1 の解析は実験に比べき裂がかなり進展している。ウェブ方向においては、UB35-35C1P1 は実験で溶接部から母材部に若干進展しているのに対し、解析では溶接部で止まっている。UB35-35C3P1 および UB35-35CCP1 は、フランジ方向もウェブ方向もかなりき裂が進展している。これも荷重包絡線の荷重低下域と同様に、損傷進展エネルギーの影響であると考えられる。

以上のように、Pushover 解析によって破壊解析に必要な各パラメータを求め、このようにして求めたパラメータを使って、繰り返し荷重下の破壊解析を行った。実験との比較からき裂発生は概ね評価可能であることが分かった。ただし、き裂進展の影響を考慮した損傷進展エネルギーの算出方法については、今後も継続して検討する必要がある。

## 5. 結論

本研究では、3段階2パラメータの延性破壊モデルで導入される損傷開始パラメータを補正し、き裂発生から進展までを評価する方法を構造レベルへ適用可能か検討するため、この手法を無補剛箱形断面橋脚に適用し、既

往の研究で行われた実験と比較した。その後、新たに Pushover 解析により求めた各パラメータを用いて繰り返し荷重による破壊解析を行い、実験との比較をした。本研究で得られた知見を以下に示す。

- 1) 橋脚基部のメッシュサイズが 0.25mm 角、0.5mm 角および 1mm 角の 3 パターンについて非破壊解析を行った。その結果、メッシュサイズが大きいくほど、損傷開始パラメータが 1 に達するのが抑制され、1mm 角と 0.5mm 角には 3.85 Half Cycle の差があることが分かった。
- 2) 0.5mm 角と 1mm 角の比較から、損傷開始パラメータ補正係数を求め、荷重パターンを変化させた供試体の破壊解析を行い、実験との比較を行った。延性き裂発生および最大荷重時の荷重は、13%～21%の誤差であった。
- 3) 繰り返し荷重よりも簡易に損傷開始パラメータ、要素破壊時の相当塑性ひずみおよび損傷開始パラメータ補正係数を算出するために、Pushover 解析により検討を行った。その結果、これらのパラメータをより簡易に求めることが可能であることが分かった。
- 4) Pushover 解析により求めた各パラメータを用いて繰り返し荷重による破壊解析を行い、実験との比較をした。その結果、き裂発生時 Half Cycle、き裂発生時および最大荷重時の荷重は同程度の評価となった。しかし、き裂進展に関しては、実験よりもかなり進展していることから、今後さらに検討が必要である。

## 参考文献

- 1) 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: 兵庫県南部地震によ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, 土木学会論文集, No.591/I-43, pp.243-261, 1998.
- 2) 宇佐美勉: ハイダクティリティー鋼製橋脚, 橋梁と基礎, Vol.31, No.6, pp.30-36, 1997.
- 3) 芳崎一也, 宇佐美勉, 本間大介: 大地震後の残留変位を抑制した鋼製橋脚の開発—ハイブリッド地震応答実験による検証—, 構造工学論文集, Vol.45A, pp.1017-1026, 1999.
- 4) 土木学会: 2018 年制定 鋼・合成標準示方書, 耐震設計編, 2018.
- 5) 加藤友哉, 康瀾, 葛漢彬: 溶接接手の破壊メカニズムの解明に関する基礎的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.4, pp.I\_363-I\_375, 2015.
- 6) 猪飼豊樹, 葛漢彬: 繰り返し荷重を受ける T 型溶接接手の延性破壊シミュレーション手法の構築に関する研究, 構造工学論文集, Vol.64A, pp.194-207, 2018.
- 7) 藤江渉, 吉田聡一郎, 猪飼豊樹, 葛漢彬: 繰り返し荷重を受ける溶接継手の延性破壊解析における損傷進展エネルギーの簡易算出法, 土木学会論文集 A2, Vol.74, No.2,

- pp.I\_591-I\_602, 2018.
- 8) 田口実季, 藤江渉, 葛漢彬: 繰り返し曲げを受ける溶接継手の延性破壊解析におけるメッシュ分割による影響の改善法, 令和 2 年度土木学会中部支部研究発表会, I-24, 2021.
  - 9) 葛漢彬, 津村康裕: 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, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.605-616, 2009
  - 10) 葛漢彬, 藤江渉, 津村康裕: 鋼製橋脚の延性き裂照査法の開発に関する一検討, 土木学会論文集 A1, Vol.65, No.1, pp.368-377, 2009.
  - 11) Jia, L. J. and Kuwamura, H.: Prediction of cyclic behaviors of mild steel at large plastic strain using coupon test results, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.140, No.2, pp.04013056-1-04013056-9, 2014.
  - 12) Jia, L. J. and Kuwamura, H.: Ductile fracture model for structural steel under cyclic large strain loading, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.106, pp.110-121, 2015.
  - 13) Bai, Y. and Wierzbicki, T.: A new model of metal plasticity and fracture with pressure and load dependence, *International Journal of Plasticity*, Vol.24, No.6, pp.1071-1096, 2008.
  - 14) ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
  - 15) 田口実季, 藤江渉, 伊藤諒祐, 葛漢彬: 補剛箱形断面橋脚における延性き裂発生の Pushover 解析による評価に関する一検討, 土木学会論文集 A1, Vol.76, No.4, pp.I\_337-I\_350, 2020.
  - 16) 篠原一樹, 賈良玖, 加藤弘務, 葛漢彬: せん断応力と引張応力が作用する鋼材の延性破壊メカニズムの解明に関する研究, 土木学会論文集 A1, Vol.71, No.4, pp.I\_337-I\_348, 2015.
  - 17) 加藤友哉, 猪飼豊樹, 山口雄涼, 賈良玖, 葛漢彬: T型溶接継手の延性き裂発生メカニズムの解明に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.72, No.4, pp.I\_634-I\_645, 2016.
  - 18) 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.

## A STUDY ON DETERMINATION METHOD OF DAMAGE PROPAGATION ENERGY FOR STEEL PIERS WITH UNSTIFFENED BOX SECTION

Akiyoshi IKEO, Miki TAGUCHI, Wataru FUJIE and Hanbin GE

In this study, a three-step, two-parameter ductile fracture model was employed to simulate crack growth of steel members. First, it was examined whether the method of correcting the damage initiation parameter for 1 mm meshing was applicable to unstiffened box section piers based on the results for 0.5 mm meshing proposed for T-type welded joints. Pushover analysis was also conducted to investigate the effect of mesh partitioning on non-fracture analysis under monotonic loading. In addition, fracture analysis was performed using values of parameters obtained from the pushover analysis and corresponding results were compared with experimental results.