繰り返し軸力と曲げを受ける鋼部材の 超低サイクル疲労挙動に関する基礎的研究

吉田 聡一郎1・葛 漢彬2・賈 良玖3

¹学生会員 名城大学大学院 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: 183433008@ccalumni.meijo-u.ac.jp

²フェロー 名城大学教授 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

> ³名城大学 総合研究所 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501) E-mail: LJ JIA@hotmail.com

本研究では、繰り返し軸力と曲げを受ける鋼部材の超低サイクル疲労実験を実施することで、異なる切 り欠き形状、切り欠き先端半径、そして変位振幅の異なる載荷パターンによる延性き裂発生から破断まで の超低サイクル疲労挙動を様々な観点から考察している.また、実験対象の鋼部材に対して、提案した3 段階2パラメータ延性破壊モデルを導入し延性破壊シミュレーションを実施する.そして、実験結果と比 較することで本手法の妥当性、延性破壊モデルの適用性を検証し、延性き裂発生から破断までを予測可能 なシミュレーション手法の確立を目的としている.

Key Words: extremely low cycle fatigue behavior, cyclic loading, U-notch, V-notch, ductile fracture model

1. はじめに

1995年1月に発生した兵庫県南部地震で、冷間成形 鋼管柱と通しダイヤフラムの溶接部が破断するとい う被害が見られた. そればかりでなく, ラーメン骨 組みの梁端部の外部鉄骨柱部材、鉄道高架橋を支持 する柱部材にも明瞭な脆性的な破壊が発生した. こ れらは、いずれも熱間圧延又は鋳造の厚肉鋼材であ り、溶接部のみならず母材で破断するケースも見ら れた¹⁾.写真-1は神戸高速鉄道の三宮駅付近の高架橋 の鋳造製の橋脚における脆性的な破壊の事例である². すなわち、脆性的な破壊は冷間加工材や溶接部のみ の問題ではなく、局部座屈が生じにくい厚肉鋼材に 潜在する一般的な問題であることが実証された. 既 往の研究から、このような脆性的な破壊は延性き裂 を起点としてき裂が進展し、限界まで達すると脆性 的な破壊が生じることが分かっている³. そのため, 延性き裂発生から脆性的な破壊へと至る破壊メカニ ズムの解明は重要である⁴. しかしながら, 土木分野 の研究は母材に関する脆性的な破壊に関して多くは tav 5).

既往の研究⁶では,鋼製橋脚等が地震動によって繰り返し曲げを受けた時を想定し,レ型開先溶接されたT型溶接継手に繰り返し三点曲げ載荷実験を行って

いる.これより,繰り返し曲げを受ける箇所に,余 盛が存在している場合は溶接ビード止端部がひずみ 集中部となり,延性き裂の発生を加速させてしまう ことや,溶接部,溶接部と母材部の境界部および溶 接の際に母材の一部が材質変化した熱影響部に初期 欠陥を模した人工的な切り欠きが設けられている場 合についても,材料の不連続性等が要因でボイドが 成長しやすくなり,延性き裂発生の大きな要因とな り得ることが明らかになっている.

そのため、試験片に対して、単調引張載荷や繰り 返し軸力載荷を与えている場合を対象にFEM解析を



写真-1神戸高速鉄道の三宮駅付近の高架橋 鋳鉄製橋脚の被害様子³

用いた検討が多くなされている⁷⁻¹¹⁾. しかしながら繰 り返し曲げを受ける場合に対して、延性破壊モデル を適用した検討は不十分であるといえる. そこで, 猪飼らは上述した実験⁶の試験体を対象に延性破壊モ デル¹³を適用した数値シミュレーションを行うことで 実験で観測された挙動を予測する解析手法を提案し, その妥当性を検証している¹²⁾.本研究では提案した延 性破壊モデルの適用性の範囲拡大を目的とし、新た に繰り返し軸力と曲げを受ける鋼部材を製作した. 実験的研究として,一定振幅繰り返し載荷実験を行 い、延性き裂発生から破断までの超低サイクル疲労 挙動を様々な観点から観察,考察し各試験体の持つ 性質(切り欠き形状や切り欠き先端半径)が及ぼす 影響を検証する. さらに解析的研究として, 提案し た延性破壊モデルを適用した延性破壊シミュレーシ ョンを実施して延性破壊モデルの一般性、適用性を 検証することを目的としている.

2. 実験的研究

(1) 試験体概要

実験に用いた繰り返し軸力と曲げを受ける試験体には SS400 鋼材を使用しており、人工的な切り欠きが 試験体中央部に設けられている.この切り欠きを設けることで、ひずみ集中部を限定させ延性き裂発生、 進展および破断の正確な観察を可能にしている.ここで、試験体全体図、試験体切り欠き部分の拡大図 をそれぞれ図-1、図-2 に示す.切り欠き形状は U型と V型の2種類を用意し、切り欠き形状は U型と V型の2種類を用意し、切り欠き先端半径として、U型試験体は 10mm または 15mm であり、V型試験体は 0.25mm である.本試験体は繰り返し軸力だけでなく曲げの影響も考慮するため(最小断面において、曲げ応力も作用するよう)に、すべての試験体には偏心距離(切り欠き深さ)を設けている.偏心 距離はすべての試験体で 80mm、最小断面の試験体幅



表一	1	試験体概要−	一覧	

ノッチ半径(mm) 変位振幅 試験体名 UN-R10-3D 10.0 UN-R15-3D 15.0 $3\delta_v$ VN-R0.25-3D 0.25 UN-R10-5D 10.0 UN-R15-5D 15.0 $5\delta_v$ VN-R0.25-5D 0.25

※各ケース3本ずつ実験を行う

表-2 SS400 鋼材の材料特性

材料特性	Coupon-1	Coupon-2	平均值
ヤング率 <i>E</i> (GPa)	212	214	213
ポアソン比v	0.28	0.28	0.28
降伏応力 σ,(MPa)	233	230	232
引張強度 out (MPa)	396	400	398
伸び率(%)	31.6	31.7	31.7

は10mmと統一している.

試験体概要一覧, SS400 鋼材の材料特性をそれぞれ 表-1,表-2 に示す.ここで,表-1に示す試験体名 の U, V は切り欠き形状,R に続く数字は切り欠き先 端半径,3D は 3 δ_{j} の一定振幅繰り返し載荷(5D の場 合は 5 δ_{j} の一定振幅繰り返し載荷)を示している.ま た,3 δ_{j} は各試験体の降伏変位の3倍を表しており, それぞれ降伏変位は図-3に示すように算出している. 各実験における1Half cycle 目の接線剛性が初期剛性の 1/3 になった時点を降伏点と定義しており,U 型試験 体は先端半径に依らず δ_{j} =0.14mm,V 型試験体は δ_{j} =0.10mmと算出している.

(2) 実験概要

実験には荷重±500kN,スクロール±75mm まで制御 可能な MTS 試験機を使用している.載荷パターンに ついては,降伏変位 & を基準とした 36,一定振幅繰り 返し載荷と 56,一定振幅繰り返し載荷である.また, 各実験において引張側最大変位時にマクロレンズ付 きのカメラで撮影およびき裂発生状況やき裂進展状 況等の観測を行っている.き裂発生やき裂進展状況 の観測は図ー4 に示すように,試験体切り欠き底部や 試験体側面に定規をあてることでき裂発生の確認, き裂進展深さの計測をしている.

本研究では試験体切り欠き底部に発生した試験体

板厚方向に約 1mm 未満のき裂はしわとして定義して いる(図-5(a)). また,切り欠き底部に発生したし わが試験体板厚方向に約 1mm に成長した時点をき裂 発生点として定義している(図-5(b)). さらに試験 体側面(試験体幅方向)において確認されるき裂長 さをき裂進展深さと定義している(図-5(c)).ただ し、V型試験体についてはしわだけでなく試験体板厚 方向に 1mm のき裂を観測する前に、いきなり試験体 板厚方向全体にき裂が進展してしまうため、V型試験 体のき裂発生は切り欠き底部に現れるき裂線が濃く 変化した時と定義している(図-5(d)). 試験体の変 位は標点間距離 50mmの π型変位計を用いて図-1の 試験体全体図で示した AB 間の相対変位を計測してお り、π型変位計を取り付けた試験体を MTS 試験機に 設置した様子を図-6 に示す. ここで, 実験の境界条 件は載荷端,固定端ともに両端から 50mm まで試験体 を拘束している.

(3) 実験結果

本実験は実験結果の信憑性を向上させるため、1 ケ ースの(切り欠き形状や載荷パターンが等しい)実 験を3本ずつ実施している.また、図-7 に示す包絡 線のように多少の誤差はあるものの3本の包絡線は同 等の実験結果を得ているため、紙面の都合上本論文 では各ケース1本ずつ(1本目の)実験結果を記載し



図-5 き裂発生とき裂進展深さの定義



π型変位計設置状況 (a)

図-6 変位計設置, MTS 試験機設置状況

表-3 最大荷重時,き裂発生時および破断時の荷重と Half cycle



⇒+ ₽ /+ 2	最大荷重時		き裂発生時		破断時	
武 映 14 名	荷重(kN)	Half cycle	荷重(kN)	Half cycle	荷重(kN)	Half cycle
UN-R10-5D-1	35.97	9	35.44	47		89
UN-R15-5D-1	35.09	7	32.64	87		135
VN-R0.25-5D-1	36.93	3	36.93	3	0	37
UN-R10-3D-1	32.98	11	31.35	135	0	277
UN-R15-3D-1	31.91	9	29.65	185		331
VN-R0.25-3D-1	33.68	5	32.44	7		111





ている.

1) き裂発生から破断時の比較

ここでは各ケースの実験結果をき裂発生、進展お よび破断時で比較している.各ケースの最大荷重時, き裂発生時および破断時の荷重と Half cycle 数を表-3 に示す. すべてのケースで最大荷重時の Half cycle 数 はき裂発生時の Half cycle 数と同時もしくは小さくな っており、荷重は最大荷重時とき裂発生時では大き な変化は見られなかった. 言い換えれば、き裂発生 は最大荷重点と同時またはその後になるが、き裂発 生による荷重低下はほとんどない. き裂発生時につ いて先端半径の異なりによる影響を比較すると、UN-R10-5D-1のき裂発生時が 47Half cycle で UN-R15-5D-1の

き裂発生時が 87Half cvcle, UN-R10-3D-1 のき裂発生時 が 135Half cycle で UN-R15-5D-1 のき裂発生時が 209Half cycle となっており、切り欠き先端半径の異なりが及 ぼす影響を確認できる.また、切り欠き形状の異な る V 型試験体を見てみると、変位振幅に依らず、最 大荷重を確認してすぐにき裂発生時を迎えている. これらより切り欠き底部へのひずみ集中範囲が大き く異なり、切り欠き先端半径が小さいほどひずみ集 中が顕著に現れていることを示している. き裂発生 時から破断までの Half cycle 数について変位振幅の異 なりにより影響を比較すると、UN-R10-5D-1 は 42Half cycle 数で UN-R15-5D-1 は 48Half cycle 数, UN-R10-3D-1 は142Half cycle 数でUN-R15-3D-1は146Half cycle 数とな

り、変位振幅によりき裂進展速度による影響が確認 できる.しかしながら、き裂進展速度における U型 試験体の先端半径による影響は小さいことが分かった.

2) 包絡線による比較

本研究は一定振幅載荷であることから、荷重-変 位履歴曲線での比較が難しいことが図-8(a)から確認 できる. そのため引張側の Half cycle (最大変位時) ご との最大荷重点を繋いだ包絡線を作成し、荷重低下 を比較する. すべてのケースの包絡線を図-8(b)に示 す. 図-8(b)の包絡線から、V型試験体は変位振幅に 依らずき裂が切り欠き底部で発生してすぐに荷重低 下をしていることが確認できる.しかしながら、荷 重低下の速度(グラフでの傾き)は変位振幅の異な りに大きく依存していることが分かる. V 型試験体だ けでなく U 型試験体でも荷重低下の速度は変位振幅 に依存しており、さらに 3んの変位振幅では 3 種類す べての試験体で荷重低下率が約0.4 に達すると、急激 な荷重低下に移行していることが確認できる. U型試 験体のすべてのケースで最大荷重を迎えてから大き な荷重低下は見られず, 5&の変位振幅で約 30Half cycle, $3\delta_{\nu}$ の変位振幅で約 50Half cycle 経過後,荷重が 低下し始めると、一気に破断へ至っている.

き裂進展率による比較

き裂進展率は実験試験体のき裂進展深さ L_cを図-4(a) に示した最小断面幅である切り欠き側面の幅 10mm で除し百分率で表したものであり,き裂進展率 が 100%に達した試験体は完全に破断したことを示す. また,横軸には累積塑性率¹³を用いることで,載荷パ ターンによる影響を考慮している.累積塑性率は式 (1)で表される.

$$u_{eq} = \frac{\sum_{i} \left| \delta_{i} - \frac{P_{i}}{P_{y}} \times \delta_{y} \right|}{\delta_{i}}$$
(1)

ここで、 δ_i は*i* Half cycle の変位、 P_i は*i* Half cycle の荷重、

P,は降伏荷重, δ,は降伏変位である. すべてのケース のき裂進展率をまとめたグラフを図-9 に示す. すべ ての試験体において,試験体側面にき裂が進展する 前に切り欠き底部にてき裂が発生し,切り欠き先端 半径が小さいものほど,き裂が初めて側面に現れた 時や破断した時の累積塑性率が小さいことが分かる. また,変位振幅の違いでき裂の進展速度が変化し, 変位振幅の小さなものほどき裂発生から破断までの 累積塑性率の差が大きいため,緩やかにき裂進展し ていくことが分かる.変位振幅の違いで,U形試験体 は側面にき裂が現れた時の累積塑性率に変化が見ら れるが,V形試験体においては,累積塑性率は変位振 幅に関係なく限りなく小さいため大きな差は生じな かった.

3. 解析的研究

(1) 解析概要

本解析には汎用解析プログラム 6.13¹⁴を使用してお り、ソリッド要素でモデル化している.本論文では、 紙面の都合上(2)実験的研究で記載した 6 ケースの内、 5δ,の一定振幅繰り返し載荷の 3 つのケース(UN-R10-5D-1, UN-R15-5D-1, VN-R0.25-5D-1)について解析結果 を示している.境界条件、また、各試験体の切り欠 き部のメッシュ分割を図-10 に示す.境界条件は実 験と同様になっており片側完全固定の一定振幅載荷 となっている.ただし、載荷端は強制変位を与えて いる載荷方向以外を拘束している.メッシュ分割は き裂進展部である最小断面のみ細かい要素を用いて、 その他の部分は解析時間短縮のため粗い要素を使用 している.

本解析に用いた構成則は、Couponの単調引張試験 より得られた公称応カー公称ひずみ関係を基に換算 した真応カー真ひずみ関係と引張強度以降の応力を 評価するために式(2)で表される Power Law Tangent法¹⁵⁾



(PLT法)を採用している.

$$\sigma = \sigma_{neck} \cdot (1 + \varepsilon - \varepsilon_{neck}) - \frac{\sigma_{neck}}{1 + n} (\varepsilon - \varepsilon_{neck})^{n+1}$$
(2)

ここで、 σ_{neck} はネッキング発生時の真応力、 ε_{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 よって決定されるパラメータであるが、SS400 鋼材の 場合は 0.5 と文献 15)で定められているため、本解析 でもn=0.5を使用している.

(2) 延性破壊モデル

本研究では3段階2パラメータ延性破壊モデル¹⁰を 適用している.提案する延性破壊モデルの概要図を 図-11 に示す.この延性破壊モデルは弾性域,塑性 域および軟化域の3段階と,弾性域から塑性域に移行 する際に導入される損傷開始パラメータ *D*_{ini},塑性域 から軟化域に移行する際に導入される損傷進展パラ メータ *D*_{prep}の2パラメータから構成されている.損 傷開始パラメータ *D*_{ini}は以下の式(3)で表される.

$$D_{ini} = \int \frac{\mathrm{d}\mathcal{E}_{eq}}{\mathcal{E}_{f}(T)} \tag{3}$$

ここで、 dc_{eq} は相当塑性ひずみの微小増分、 $c_f(T)$ は破壊ひずみである.破壊ひずみは式(4)に示す Rice・ Tracey のボイド成長モデルを使用しており、式(3)は式(5)のような微小増分で表すことができる.

$$\varepsilon_f(T) = \ln \frac{R_f}{R_0} / (0.283 e^{\frac{3}{2}T}) = \chi_{cr} \cdot e^{-\frac{3}{2}T}$$
 (4)

$$dD_{ini} = \begin{cases} \frac{d\varepsilon_{eq}}{\chi_{cr} \cdot e^{\frac{3}{2}T}} & \text{when } T \ge \frac{1}{3} \\ 0 & \text{when } T < \frac{1}{3} \end{cases}$$
(5)

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、 χ_{σ} は R_{f} と R_{0} の比である延性破壊パラメ ータ、Tは応力三軸度(静水圧 σ_{m} とミーゼスの相当応 力 σ_{eq} の比)である、本解析では χ_{σ} には Coupon 試験か ら実験結果と解析結果を同定させ得た値 χ_{σ} =2.5 を与 えている、また、式(5)からも分かるように応力三軸 度Tが 1/3 より小さい場合には損傷が蓄積されないと 仮定している¹⁰.

本解析対象は繰り返し荷重を受ける鋼部材であり, 実験結果で示した通りき裂発生し,き裂が進展した 後,破断するというメカニズムになっている.その ため,本解析では繰り返し荷重を受ける鋼部材のき 裂進展を精度よく模擬するために D_mが1に達した時, つまり,塑性域から軟化域に移行する際に導入され る損傷進展パラメータ Dpropを用いている(式(6)).

$$D_{prop} = \frac{G}{G_f} = \frac{u_{eq}}{u_{eq}^f} \tag{6}$$

ここで、Gは損傷開始からの単位面積当たりのエネル ギー吸収量、Gfは単位面積当たりのエネルギー吸収量 の限界値である(以降、損傷進展エネルギーと称す る).エネルギー吸収量は要素の塑性変形として計 算できるため、 u_{eq} (要素の塑性変位)と u_{eq}^{f} (要素破壊 時の塑性変位)で表すことができる.また、 $u_{eq} \ge u_{eq}^{f}$ は以下の式(7)と式(8)で表すことができる¹².

$$u_{eq} = L_e \times \mathcal{E}_{eq} \tag{7}$$

$$u_{eq}^{f} = \frac{2G_{f}}{\sigma_{ini}} \tag{8}$$

ここで、 L_e は要素の特性長さ(ソリッド要素の場合は 体積の立方根)、 ε_{eq} は軟化域に移行してからの相当 塑性ひずみ、 σ_{ini} は D_{ini} が1に達した時の von-Mises 応力 である.式(7)、式(8)を式(6)に代入すると式(9)のよう に表すことができる.

$$D_{prop} = \frac{L_e \times \mathcal{E}_{eq}}{2G_f \times \sigma_{ini}} \tag{9}$$

式(9)の *D*_{prop}が 1 に達した時(図-11 の C 点),要素 の応力が 0 となり,要素が削除されると定義している. さらに *D*_{prop}=1 に達した時,次式(10)が成立する¹².

$$G_f = \frac{\sigma_{ini} \times \varepsilon_{eq} \times L_e}{2} \tag{10}$$

図-11 の C 点は実験では切り欠き底部のき裂が試験 体板厚方向に約 2mm に成長した時点であり,つまり 実験で例える場合は解析でのメッシュ分割の最小要 素サイズと同サイズにする必要がある.ここで UN-R10-5D-1 を例に,実験での図-11 の概要図における C 点の様子を図-12 に示す.

本解析のような損傷進展エネルギーを解析パラメ ータとして用いる場合、メッシュ分割(要素サイ ズ)の影響を大きく受けることが知られている¹⁷⁾. そ のため、メッシュ分割を考慮した損傷進展エネルギ ーの適切な算出方法を用いる必要がある.以下に算 出方法を示す¹²⁾.

まず非破壊解析より D_{ini}が 1 に達した時の von-Mises 応力 σ_{ini} と最もひずみが集中する要素から相当塑性ひ ずみを抽出する(図-11 の B 点に対応する相当塑性 ひずみと von-Mises 応力の抽出). 続いて,非破壊解 析の解析モデルにおいて,ひずみが最も集中する箇 所の最小の要素サイズと同等のき裂が実験で観測さ れた時(Half cycle 時)の相当塑性ひずみを抽出する (図-11 の C 点対応する相当塑性ひずみの抽出).



図-11 延性破壊モデル概念図¹²⁾

 ϵ_{eq} は軟化域に移行してからの相当塑性ひずみである ので C 点に対応する相当塑性ひずみから B 点に対応 する相当塑性ひずみを差し引く必要がある. L_e は要素 の特性長さ(ソリッド要素の場合は体積の立方根) であり、 C 点の相当塑性ひずみを抽出した要素と同 様の要素から体積を抽出し算出してる. 以上の流れ で式(10)で必要となるパラメータを求めることができ、 メッシュ分割の影響を低減することが可能となる¹². UN-R10-5D-1 について実際に算出していくと、以下の ようになる.

図-13 に示すように最もひずみが集中する要素 (抽出要素) を定め、図-11 の B 点における von- \mathcal{E}_{eq}^{di} Mises 応力 σ_{ini} と相当塑性ひずみ を抽出する (σ_{ini} = 482MPa, \mathcal{E}_{eq}^{di} = 2.67). 続いて, 図-11 の C 点における相当塑性ひずみ \mathcal{E}_{eq}^{f} を抽出し (\mathcal{E}_{eq}^{f} = 8.53), さらに、軟化域に移行してからの相当塑性ひずみを算出する (\mathcal{E}_{eq} = 8.53-2.67=5.86). 最後に抽出要素の体積から要素の特性長さを算出する (\mathcal{L}_{e} =0.425mm). これらのパラメータを式(10)に代入すると以下のようになる.

$$G_f = \frac{482 \times 5.86 \times 0.425}{2} \cong 600 \text{mJ/mm}^2 \qquad (11)$$

以上のような手順で損傷進展エネルギーは算出され, ほかの試験体も同様の手順で算出すると各試験体の 損傷進展エネルギーは**表-4**のようになる.

表-4 要素の特性長さと損傷進展エネルギー一覧

	要素の特性長さ	損傷進展エネルギー
試験体名	$L_e(mm)$	$G_f(\text{mJ/mm}^2)$
UN-R10-5D-1	0.425	600
UN-R15-5D-1	0.423	1230
VN-R0.25-5D-1	0.212	120

※最小の要素(U型試験体: 0.2×0.2×1.92, V型試験体: 0.065×0.065×1.92)



 (a) PEEQ コンター図
 (b) 切り欠き底部拡大図

 図-13 抽出要素の決定



図-12 実験でのC点の様子



(2) 解析結果

本解析手法が繰り返し軸力と曲げを受ける荷重条件下においても適用可能かを,実験結果と解析結果を比較することで検証していく.先述したが紙面の都合上,全6ケースの内56,の一定振幅繰り返し載荷の3つの試験体(UN-R10-5D-1, UN-R15-5D-1, VN-

R0.25-5D-1)について解析結果を示している.

1) 荷重-変位履歴曲線と包絡線

ここでは、荷重-変位履歴曲線と包絡線を示し、 実験結果と解析結果を比較していく.図-14 に荷重 -変位履歴曲線と包絡線を示す.すべての試験体に おいて、荷重-変位履歴曲線の外形は精度よく評価 できていると考えられる.引張側最大荷重に着目す ると,UN-R10-5D-1 は実験結果が 36.0kN で解析結果が 38.0kN であり誤差は+5.6%,UN-R15-5D-1 は実験結果 が 35.1kN で解析結果が 38.9kN であり誤差は+10.1%, VN-R0.25-5D-1 は実験結果が 36.9kN で解析結果が 35.7kN であり誤差は-3.1%となり UN-R15-5D-1 の最大 荷重は多少の誤差は生じたが約 10%で評価が可能で あることが確認できた.続いて圧縮側最大荷重に着 目すると,UN-R10-5D-1 は実験結果が-38.8kN で解析結 果が-39.1kN であり誤差は 0.7%,UN-R15-5D-1 は実験 結果が-37.7kN で解析結果が-39.7kN であり誤差は 5.3%, VN-R0.25-5D-1 は実験結果が-39.7kN で解析結果が-36.2kN であり誤差は-8.8%となり,圧縮側最大荷重を 比較しても大きな差は見られず精度の良い評価がで きたと考えられる.

包絡線を見ると、V型試験体は荷重低下はかなり精 度よく評価できている.U型試験体は最大荷重の差が V型試験体より顕著に確認できるが上述した通り大き な誤差ではない.また荷重低下が実験より早いこと が確認されるが破断時の Half cycle 数に誤差は少ない と言える.ここで、実験で定義したき裂発生は試験 体板厚方向に約 1mm のき裂が発生した時としていた が,解析モデルで板厚方向を約 2mm のサイズで分割 しているため比較することができない. そのため, 実験で試験体板厚方向に約 2mm のき裂が発生した時, 解析で初めて要素が削除された時点を比較して検討 していく(以降 2mm き裂発生点と称する). 包絡線 から 2mm き裂発生点の比較をすると,UN-R10-5D-1 については実験結果が 53Half cycle,解析結果が 49Half cycle であり誤差は-7.5%,UN-R15-5D-1 については実験 結果が 97Half cycle,解析結果が 85Half cycle であり誤差 は-12.3%であり,多少の誤差はあるが U型試験体につ いて言えば,解析結果は実験結果より安全側に評価 することができている.また,V型試験体については 2mm き裂発生点の Half cycle 数に誤差は発生せず模擬 することができた.

2) き裂進展状況

ここでは、実験結果で観測したき裂進展(き裂深 さ)と解析結果で得られたき裂進展を比較していく. 解析結果におけるき裂進展の定義としては要素が削 除された分の長さとしている(観測位置等は実験と 同様である). 図-15 に実験結果と解析結果のき裂 進展状況を示す. UN-R10-5D-1 は実験結果が 1.9mm に 対して解析結果が 3.7mm となり 1.95 倍解析結果が早 めに評価している. UN-R15-5D-1 は実験結果が 1.5mm に対して、解析結果が 2.4mm となり 1.6 倍解析結果が



図-15 実験結果と解析結果(PEEQコンター図)のき裂進展状況比較



(a) 75 Half cycle 時

(b) 85 Half cycle 時

図-16 UN-R10-5D-1き裂進展比較

早めに評価しており U 型試験体は切り欠き先端半径 に依らず安全側に評価していることが分かる.また, U型試験体の2ケースはき裂進展方向が模擬できてい る. VN-R0.25-5D-1 は実験結果が 6.9mm に対して解析 結果が 7.3mm となっており, 誤差が 1.06 倍とかなり 小さいことからき裂進展の比較の観点からも V 型試 験体への適用性が高いことが確認できた. しかしな がら、き裂進展方向が異なっており、実験結果では 斜め方向に,解析結果では垂直方向になっている. ただし,解析コンター図を確認すると斜め方向への 相当塑性ひずみが蓄積しており、実験では僅かな初 期欠陥で斜め方向へのき裂進展が見られたのではな いかと考えている. 続いて UN-R10-5D-1 についてき裂 進展を図-15 に示した 75Half cycle から 10Half cycle 経 過後の 85Half cycle で比較を行う. 図-16 に UN-R10-5D-1 について 75Half cycle 時と 85Half cycle 時の実験写 真,解析コンター図を示す.図-16に示すように, UN-R10-5D-1 の実験結果のき裂は切り欠き底部に垂直 方向に進展後、約 2.7mm 進展すると斜め方向へのき 裂進展が確認できる.また、このき裂進展状況は解 析結果でも確認できており、85Half cycle 時には斜めへ の進展が見られ破断に至っている.以上のことから, U 型試験体は 2mm き裂発生点やき裂進展状況を安全 側に評価しており、さらに、き裂進展から破断への 挙動も概ね模擬できている.

4. おわりに

本研究では提案した延性破壊モデルの適用性の範 囲拡大を目的とし,新たに繰り返し軸力と曲げを受 ける鋼部材試験体を製作した.実験的および解析的 検討を行い,実験結果と解析結果を比較することで, 延性破壊モデルの適用性を検証した.以下に本研究 で得られた知見をまとめる.

- 1. V型試験体は U型試験体と比較して、切り欠き 底部へのひずみ集中箇所が限定され、小さい Half cycle 数でき裂が発生し、破断へと至った.
- 2. 変位振幅の異なりはき裂発生時の Half cycle 数や, 試験体側面でのき裂進展速度に影響を与え,小 さな振幅ほどゆっくりとき裂が進展していくこ とが分かった.
- 本解析手法では実験結果の荷重-変位履歴曲線 の外形を精度よく評価することができた.また 引張側最大誤差は 10%程度,圧縮側最大誤差は 8.8%程度の誤差で予測可能であった.
- 4. U型試験体は 2mm き裂発生点の Half cycle 数,荷 重低下挙動,き裂進展状況を安全側に評価し, き裂進展から破断までの挙動は実験結果を概ね 模擬することができた.
- 5. V型試験体は 2mm き裂発生点の Half cycle 数,荷 重低下挙動,き裂進展状況をかなりの高精度で 実験を模擬することができた.しかし,実験の わずかな初期不整のため,き裂進展方向に誤差 が生じた.

参考文献

- 桑村仁,山本恵市:応力三軸状態における構造用鋼材の延性き裂の発生条件,日本建築学会構造系論文集, 第447号,pp.129-135,1995年.
- 渡邊英一,前川義男,杉浦邦征,北根安雄:鋼橋の被 害と耐震性,土木学会誌,阪神・淡路大震災特集-第 4回-,p.57,1995年.
- 岡下勝彦,大南亮一,道場康二,山本晃久,富松実, 丹治康行,三木千尋: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年.
- 4) 小野徹郎, 佐藤篤司, 横川貴之, 相川直子: 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 565 号, pp.127-134, 2003 年.

- 5) 葛漢彬,川人麻紀夫,大橋正稔:鋼材の延性き裂発生 の限界ひずみに関する基礎研究,土木学会地震工学論 文集, Vol.28, 論文番号 No.190, 2005 年.
- 加藤友哉,猪飼豊樹、山口雄涼、東良樹、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(構造・地震 工学), Vol.72, No.4, pp.I_634-I_645, 2016年.
- Kim, J., Gao, X. and Srivatsan, T.S.: Modeling of void growth in ductile solids: effects of stress triaxiality and initial porosity, Eng. Fract. Mech, Vol.71, No.3, pp.379-400, 2004.
- Jackiewicz, J.: Use of a modified Gurson model approach for the simulation of ductile fracture by growth and coalescence of microvoids under low, medium and high stress triaxiality loadings, Eng. Fract. Mech, Vol.78, No.3, pp.487-502, 2011.
- Hosokawa, A., Wilkinson, D.S., Kang, J. and Maire, E.:Effect of triaxiality on void growth and coalescence in model materials investigated by X-ray tomography, Acta. Mater, Vol.60, pp.2829-2839, 2012.
- Jia, L.J. and Kuwamura, H.: Prediction of cyclic behaviors of mild steel at large plastic strain using coupon test results, J. Struct. Eng, ASCE, Vol.140, No.2, pp.04013056-1~04013056-9, 2014.
- 11) 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.

- 猪飼豊樹, 葛漢彬:繰り返し荷重を受ける T 型溶接継
 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年.
- 柴田明憲:最新耐震構造解析(最新建築学シリーズ 9), 森北出版,第3版, p.49, 2003年.
- 14) ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
- 15) 篠原一輝, 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(構 造・地震工学), Vol.71, No.4, pp.I_337-I_348, 2015年.
- Bao, Y.B. and Wierzbicki, T.: On the cut-off value of negative triaxiality for fracture, Engineering Fracture Mechanics, Vol.72, No7, pp.1049-21, 2005.
- 17) 猪飼豊樹, 葛漢彬: 鋼部材の延性き裂進展解析における損傷進展エネルギーの決定方法に関する一検討, 土木学会第72回年次学術講演会講演概要集, I-110, pp.219-220, 2017年.

(2018.8.31 受付)

A STUDY ON ULTRA-LOW CYCLE FATIGUE BEHAVIOR OF STEEL MEMBERS UNDER CYCLIC COMBINED AXIAL AND FLEXURAL LOADING

Soichiro YOSHIDA, Hanbin GE, and Liang-Jiu JIA

This study aims to establish an evaluation method to predict crack initiation and propagation of structure steel till rupture. In this paper, an experimental study on ultra-low cycle fatigue (ULCF) behavior of structural steel under cyclic combined axial and flexural loading was conducted. Effects of the notch shape, notch size and loading history on the crack initiation and propagation behaviors under ULCF loading was investigated. In addition, a proposed 3-stage, 2-parameter ductile fracture model was introduced and numerical fracture simulation was conducted for the experiments. Validities of the model parameter calibration method and the fracture model were discussed through comparison results between the experimental and numerical results.