

鋼厚肉部材の延性き裂発生性状に及ぼす 継手内部の未溶着高さの影響に関する数値解析

速水 景¹・鈴木 俊光²・岩田 勝成³・葛 漢彬⁴

¹学生会員 名城大学大学院 建設システム工学専攻 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501)

E-mail: keihayami0522@gmail.com

²正会員 名城大学大学院 社会環境デザイン工学専攻 (〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口1-501)

E-mail: m0943501@c alumni.meijo-u.ac.jp

³正会員 不二総合コンサルタント株式会社 (〒433-8112 静岡県浜松市北区初生町889-2)

E-mail: katsu0914@gmail.com

⁴正会員 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)

E-mail: gehanbin@meijo-u.ac.jp

本研究は、梁-柱接合部に内在する溶接欠陥における鋼厚肉断面梁-柱部材の延性き裂発生性状を明らかにし、損傷度指標による延性き裂発生の評価方法を検証する事を目的とする。このために、ソリッド要素モデルを用いた弾塑性解析により、梁-柱接合部に内在する溶接未溶着の高さがき裂発生近傍のひずみに及ぼす影響を調べ、き裂発生評価を損傷度指標を用いて行った。その結果、ソリッド要素を用いた解析モデルの有用性を実験結果との比較により検証し、本手法により鋼梁-柱接合部の溶接欠陥の延性き裂発生を精度よく予測する事が出来ることを示した。

Key Words : Ductile crack, steel beam-column connection, welding defect, FEM analysis, solid element

1. はじめに

1995年1月に発生した兵庫県南部地震では、多くの構造物が甚大な被害を受けたが、神戸ハーバーハイウェイP75鋼製橋脚においては隅角部に作用した強大な地震動の繰り返し荷重に起因する脆性破壊モードが初めて確認された¹⁾。それまでの土木鋼構造物設計基準では強大な地震動による脆性的な破壊は想定されておらず、以降、各研究機関において鋼製橋脚や鋼製隅角部を模擬した縮小モデルにより低・極低サイクル疲労に着目した縮小モデルによる繰り返し載荷実験が精力的に行われてきた。しかしながら、現在においても鋼製橋脚の耐震設計において地震時の脆性破壊に関する照査基準は確立されておらず、早急な照査方法の確立が望まれるところである。

これまで筆者らは鋼製橋脚の脆性破壊を防止する観点より強大な地震力を受けた鋼構造物が脆性破壊に移行する前の延性き裂の発生に着目し、単柱式鋼製橋脚を体操に種々の実験的および解析的を行い延性き裂発生の評価手法を提案してきた²⁾⁶⁾。

一方、近年では溶接構造物の施工時における溶接不具

合(欠陥)の内在が問題視されてきており、三木らによって鋼製橋脚隅角部の施工不具合に関する報告がなされている⁷⁾が、過去に行われてきた鋼製橋脚等の実験においてはこのような溶接欠陥を有する場合の低サイクル疲労寿命に及ぼす影響に関する詳細な検討は非常に少ない。しかしながら、その中で、十字溶接継手の疲労破壊起点の評価方法⁸⁾や未溶着寸法が十字溶接継手の疲労き裂発生点に及ぼす影響⁹⁾や Effective Notch Strain による溶接継手の低サイクル疲労強度評価¹⁰⁾に関する検討などの報告もある。また、応力3軸度の概念に基づく延性き裂発生の評価^{11),12)}も報告されており、この分野での研究が活発化してきている。

筆者らは、鋼製橋脚の隅角部を模擬した供試体に溶接未溶着を導入した供試体を製作し、地震時における挙動ならびに延性き裂発生性状を確認するために繰り返し載荷実験を行ってきた¹³⁾⁻¹⁵⁾。また、これらの繰り返し載荷実験結果を元に、シェル要素による弾塑性有限変位 FEM 解析を実施し、筆者らが提案する延性き裂の発生を推定する損傷度評価指標による延性き裂発生の評価を行った¹⁶⁾。その結果、溶接未溶着高さが大きくなるにつ

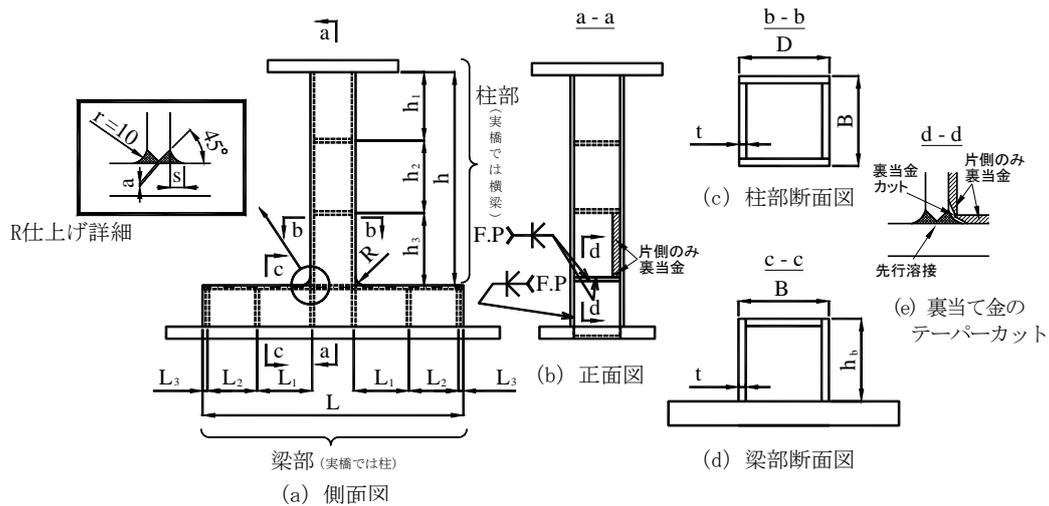


図-1 実験供試体

れ、溶接未溶着内部からき裂が進展するような破壊モードにおいては既往の研究で行われているシェル要素を用いた解析により計算される塑性ひずみを用いたの損傷度評価は困難であることが分かった。

そこで、本研究では、解析の手法において溶接形状や欠陥性状をより忠実に再現するために、ソリッド要素を用いた 3 次元弾塑性有限変位 FEM 解析による検討を試み、実験データとの整合性を確認した上で、解析により算出される累積塑性ひずみを用いた損傷度評価により、延性き裂発生の推定を試みる。

2. 解析対象の実験供試体

実験供試体は、鋼製橋脚と横梁の剛結構造からなる隅角部を模擬した無補剛厚肉断面の梁-柱の接合部である。材質は、実橋脚で使用が多い SM490YA で、板厚は 12mm である。供試体および仕上げの概要図を図-1 に示す。

供試体には柱部からそれぞれ h_1 , h_2 , h_3 の間隔で、梁部には L_1 , L_2 , L_3 の間隔でダイヤフラムが設置されている。なお、前述の通り、供試体は鋼製ラーメン橋脚の隅角部を想定しており、実橋脚との対比では供試体の柱部が実橋の梁、梁部が実橋の柱となる。

本供試体の梁-柱交差部には、曲率半径 $R=15\text{mm}$ のフィレットを設けている。通常隅角部には応力緩和の目的で $R=100\text{mm}$ 程度から、最近では梁高さの 10~20% 程度の大きさのフィレットが設けられるが、本実験では極力小さなフィレットとして、フィレットによるひずみ集中緩和の影響を小さくし、未溶着高さの違いによる延性き裂発生の違いを明確にすることを目標とした。なお、

筆者らの既往の研究では、本研究と同様の供試体においてフィレット半径を 30mm とした場合、その多くがフィレット上端部から延性き裂が発生することが確認されている¹³⁾。

また、構造上、溶接ビードが 3 方向から交差するため製作上においても最低限半径 $R=15\text{mm}$ 程度のフィレットが必要となる。

供試体における梁-柱交差部の十字継手溶接部はビード表面の曲面仕上げ (R 仕上げ) を対象とし、R 仕上げの半径は 10mm とした。溶接仕上げに関して、R 仕上げと止端仕上げの 2 種類が挙げられるが、一般的に溶接部の仕上げで適用されることの多いのは止端仕上げである。しかし、R 仕上げのようにビード表面も滑らかに仕上げた場合に、き裂発生・進展挙動にどのように影響するかを調べるため、今回 R 仕上げの場合について解析を行った。また、本供試体は実構造の鋼製橋脚隅角部の板組や隅角部の溶接仕上げ方法を再現して製作を行っている。実際には梁-柱におけるフランジ交差部の十字溶接部を先行で完全溶け込み溶接で施工した上で、フランジとウェブの溶接を行った。なお、供試体のサイズ制約および組み立て手順より、最後に溶接を行う梁・柱のウェブおよび柱内のダイヤフラム (梁の控えフランジ) については裏当て金による片面裏波溶接とした (図-1 (b))。また、裏当て金がかかる部分はテーパークットし、溶接部に当たらないよう配慮した (図-1 (e))。

一般的な隅角部の設計においては、梁-柱幅の 1/2 程度を剛域として構造解析を行い、塑性化を許容しない設計が行われるが、供試体の設計において、柱についてはクラック発生前に繰り返し载荷に伴う母材の局部座屈に

表-1 供試体の実測寸法

(単位：mm)

| 供試体名 | h | h_1 | h_2 | h_3 | h_b | L | L_1 | L_2 | L_3 | B | D | t | R | a | s | r_a |
|---------------|-----|-------|-------|-------|-------|-----|-------|-------|-------|-----|-----|-------|-----|-----|------|-------|
| S30-0-15-R-VC | 670 | 225 | 225 | 225 | 164 | 858 | 168 | 164 | 16 | 175 | 174 | 11.77 | 16 | 0 | 15.4 | 8.9 |
| S30-2-15-R-VC | 670 | 225 | 225 | 225 | 164 | 858 | 168 | 164 | 16 | 175 | 174 | 11.77 | 16 | -* | 14.9 | 9.6 |
| S30-5-15-R-VC | 671 | 225 | 225 | 225 | 164 | 857 | 168 | 164 | 16 | 175 | 173 | 11.77 | 16 | 5.3 | 14.6 | 7.9 |
| S30-8-15-R-VC | 670 | 225 | 225 | 225 | 163 | 858 | 168 | 164 | 16 | 175 | 175 | 11.77 | 16 | 8.8 | 17.1 | 8.1 |
| S30-2-30-R-VC | 671 | 225 | 225 | 225 | 164 | 858 | 168 | 164 | 16 | 174 | 175 | 11.77 | 28 | 2.5 | 16.4 | 10.0 |
| S30-5-30-R-VC | 671 | 225 | 225 | 225 | 163 | 857 | 168 | 164 | 16 | 175 | 174 | 11.77 | 28 | 5.4 | 14.6 | 8.1 |
| S30-8-30-R-VC | 670 | 225 | 225 | 225 | 164 | 857 | 168 | 164 | 16 | 175 | 174 | 11.77 | 28 | 7.9 | 15.9 | 9.3 |

Notes :

- ① h =柱部高さ, L =梁部高さ, B =フランジ幅, D =ウェブ幅, t =板厚, R =フィレットの半径, a =溶接未溶着高さ, s =ビード脚長, r_a のど厚.
- ② 供試体について, 例)S30-○-△-R-VC, S: 鋼製, 30: 幅厚比パラメータの小数点以下2桁, ○: 未溶着高さ, △: フィレット半径, □: 仕上げ性状, VC: 両振漸増変位振幅載荷を表す.
- ③ S30-2-15-R-VCの未溶着高さは切断後に実測したが未溶着部の計測が出来なかったため, -と表記した.

表-2 構造パラメータ

| 供試体名 | R_f | $\bar{\lambda}$ | H_y (kN) | δ_y (mm) |
|---------------|-------|-----------------|---------------|--------------------|
| S30-0-15-R-VC | 0.314 | 0.310 | 199.6 | 4.67 |
| S30-2-15-R-VC | 0.314 | 0.310 | 199.9 | 4.68 |
| S30-5-15-R-VC | 0.314 | 0.310 | 200.9 | 4.73 |
| S30-8-15-R-VC | 0.314 | 0.310 | 198.4 | 4.65 |
| S30-2-30-R-VC | 0.314 | 0.311 | 198.3 | 4.67 |
| S30-5-30-R-VC | 0.314 | 0.310 | 198.9 | 4.68 |
| S30-8-30-R-VC | 0.314 | 0.310 | 199.5 | 4.67 |

Note : 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, δ_y =降伏水平変位

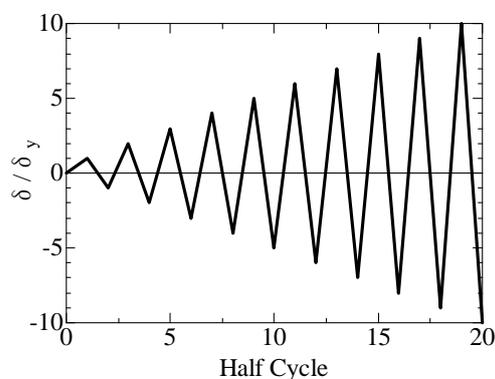


図-2 載荷パターン

表-3 鋼材の引張試験結果

| σ_y (MPa) | ε_y (%) | σ_u (MPa) | ε_u (%) | ν | E (GPa) | E_{st} (GPa) | ε_{st} (%) |
|---------------------|------------------------|---------------------|------------------------|-------|--------------|-------------------|---------------------------|
| 384 | 0.182 | 532 | 25.7 | 0.285 | 211 | 4.6 | 2.21 |

Note : σ_y =降伏応力, ε_y =降伏ひずみ, σ_u =引張強さ, ε_u =破断ひずみ, ν =ポアソン比, E =ヤング率,
 E_{st} =ひずみ硬化開始時の硬化係数, ε_{st} =ひずみ硬化開始時のひずみ

よる耐力低下を防止するために幅厚比パラメータ R_f を 0.3 として設計を行い, その断面を梁にも適用して隅角部を構成した. 幅厚比パラメータは次式により定義される.

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

ここに, b =フランジの板幅, t =フランジの板厚, σ_y =降伏応力, E =弾性係数, ν =ポアソン比, n =サブパネル数(本研究の対象は無補剛断面であるため, $n=1$)である. 今回実験に用いた供試体の実測寸法と, 構造パラメータを表-1, 表-2 にそれぞれ示す.

また, 表-3 に本実験で用いた材料の引張試験結果を示す. 材料定数は, JIS1 号試験片 3 本の平均より求めた. なお, 破断ひずみ ε_u は試験前後の試験片から伸び量を計測し計算した. 本実験の詳細は文献 14)と 15)を参照されたい.

本解析における荷重の載荷方法については実験と同様に変動変位振幅繰り返し載荷とし, 載荷パターンを図-2 に示す.

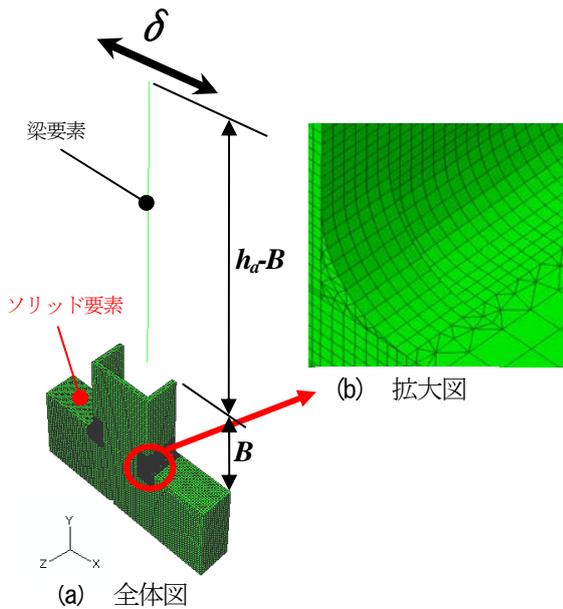


図-3 モデル概要図

3. ソリッド要素を用いた弾塑性有限変位FEM解析

(1) 解析概要

筆者らの既往の研究では、シェル要素を用いて簡易的に未溶着部をモデル化した手法により延性き裂の発生を試みている¹⁶⁾。しかしながら、溶接未溶着部の幾何学的に不連続な状態を完全に再現することが困難であり、その適用性には限界がある。そこで、本研究ではソリッド要素を用いて3次元弾塑性有限変位FEM解析により延性き裂発生の評価を試みる。

解析モデルの概要を図-3に示す。解析には汎用解析プログラムABAQUSを使用した。柱部基部付近の隅角部の局所的なひずみを出力することを考慮して、柱部基部から B （柱部フランジ幅）の高さまでを3次元8節点低減積分ソリッド要素C3D8Rを用いてモデル化し、溶接部及びフィレットR部では3次元6節点低減積分ソリッド要素C3D6を用いた。延性き裂発生箇所近傍の柱部基部の隅角部のメッシュサイズについては、既往の研究^{9)・10)}においてメッシュサイズが $2\text{mm} \times 2\text{mm}$ とすることで、比較的精度良く延性き裂発生が予測できていることが確認されていることより最小サイズが $2\text{mm} \times 2\text{mm} \times 2\text{mm}$ となるように分割をした。柱部基部から B 以上についてはTimoshenko梁理論に基づく梁要素B31を用いてモデル化し、梁要素下端と柱部のソリッド要素上端を剛体結合とした。なお、解析モデルの対称性を考慮し、フランジ中心から半分をモデル化したソリッド要素において梁部は各ダイヤフラム1つ分までをモデル化した。境界条件については梁部下端を完全固定とし、柱中心の断面が z

表-4 材料定数(バイリニア型 σ - ϵ 関係用)

| σ_y (MPa) | σ_a (MPa) | ϵ_y | ϵ_a |
|------------------|------------------|--------------|--------------|
| 384 | 650 | 0.00182 | 0.093487 |

Note :

ϵ_a はひずみ 10%においての真ひずみの値を示しており、それに相当する応力(真応力)を σ_a とし算出した。

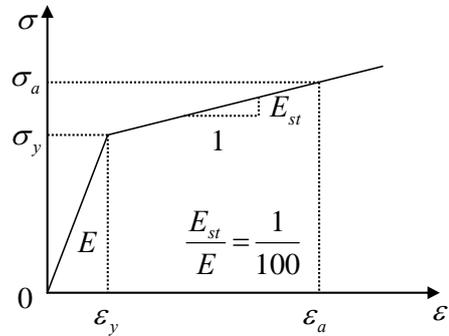


図-4 バイリニア型 σ - ϵ 関係

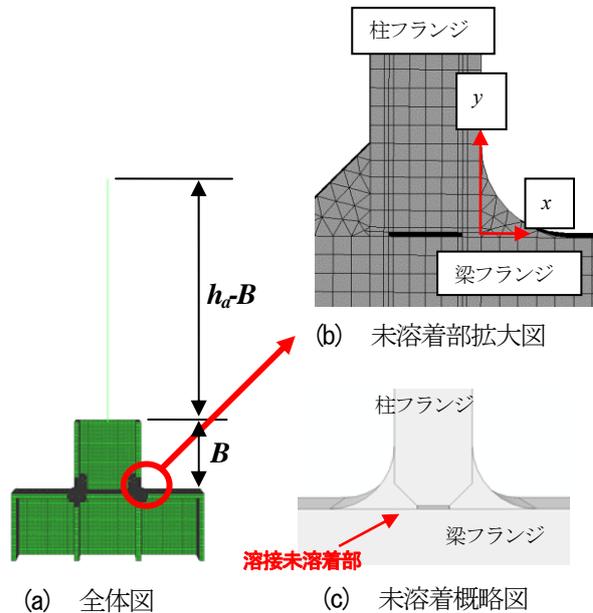


図-5 未溶着部モデル概要図

軸対称となるように設定した（すなわち x 軸および y 軸回りの回転と、 z 軸方向の変位を拘束した）。

材料構成則には、図-4に示すバイリニア型 σ - ϵ カーブに移動硬化則を適用し、パラメータには表-3で得られた引張試験結果を使用した。解析においてのパラメータを表-4に示す。

(2) 未溶着部のモデル化

本研究では、溶接未溶着部の影響をより詳細に解析的に表現するために溶接部近傍をソリッド要素でモデル化

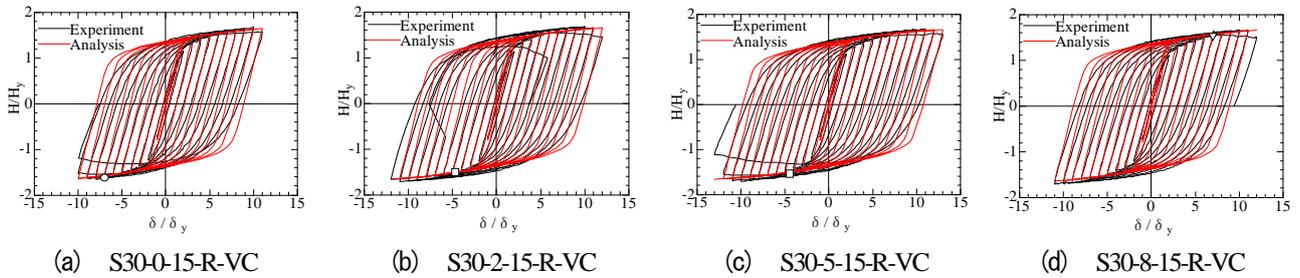


図-6 水平荷重—水平変位曲線

を行った。図-5 に未溶着部モデル概要を示す。図-5(b) に示すように、y 軸方向には 0.5mm 程度ギャップを設けることで溶接未溶着部をモデル化した。図-5(c) に梁—柱交差未溶着部の概略図を示す。また解析的に比較を行うことを考慮し、未溶着部周りのメッシュサイズを 0.5mm×0.5mm×2mm のメッシュとした。

(3) 損傷度評価指標による延性き裂発生評価

筆者らはこれまでの実験において、Miner 則および Manson-Coffin 則に基づく損傷度評価指標を用いることにより、鋼製橋脚基部および隅角部に発生する極低サイクル疲労による延性き裂発生を解析的に評価できることを示してきた^{3), 11)}。

そこで、今回ソリッド要素を用いたモデルにおいても極低サイクル疲労による延性き裂発生の評価を次式に示す損傷度評価指標 D により行った。

$$D = C \sum (\varepsilon_{pr})^m \quad (2)$$

ここで、 C 、 m は単柱式鋼製橋脚の実験結果^{3), 4)}をもとに得られた係数であり、SM490 鋼材で製作された供試体の場合 $C=9.69$ 、 $m=1.86$ となる⁴⁾。 ε_{pr} は塑性ひずみ範囲である。なお、塑性ひずみの抽出法にはレンジ法⁹⁾を用いた。

(4) 解析結果

a) フィレット半径 $R=15\text{mm}$ の場合の溶接未溶着高さの影響

a-1) 水平荷重—水平変位関係

図-6(a)-(d) に解析から得られた水平荷重—水平変位曲線と、実験で得られた水平荷重—水平変位関係の比較を示す。同図において黒線が実験結果、赤線が解析結果で、○：未溶着高さ $a=0\text{mm}$ 、△：未溶着高さ $a=2\text{mm}$ 、□：未溶着高さ $a=5\text{mm}$ 、▽：未溶着高さ $a=8\text{mm}$ の供試体のき裂発生点である。

同図より、初期剛性はよく一致していることが分かる。塑性域においては、解析値が実験値に比べ若干小さくなっているが、概ね実験結果と一致しているといえる。また、おおよそ 10δ 載荷前後で解析結果がやや高い値となっているが、これはき裂進展及び局部座屈により実験結果の荷重低下が起きていることが原因と考えられる。

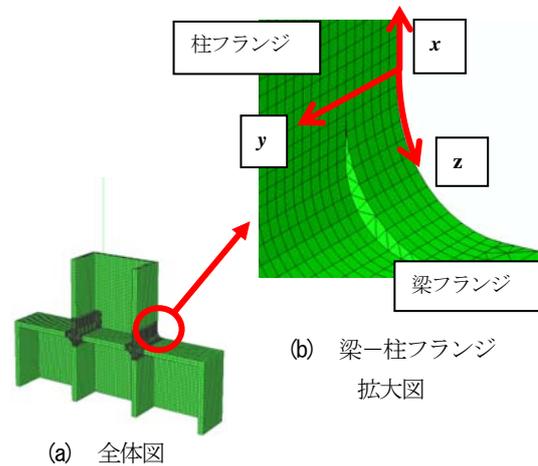


図-7 ひずみ出力位置

a-2) 部材軸方向ひずみ

部材軸方向のひずみ比較に用いるひずみ出力位置を図-7に示す。ひずみは図中に示す様に定義した x - y - z 軸に沿って出力している。それぞれの部材軸方向の原点をウェブ板近傍の溶接上端部としたのは、実験において最も多く初期き裂が発生し、ひずみ集中が最も大きくなる場所であり、未溶着高さの変更による影響を明らかにするためである。今回それぞれのひずみ履歴の比較を行うため、実験において早期にき裂発生が観測された S30-8-15-R-VC の定義上でのき裂発生点の 11 Half Cycle 時に着目し図-8(a)-(d) に示す。

図-8を見ると、未溶着高さが 8mm になるとフィレット止端部近傍でひずみが集中していることが分かり、次いで未溶着高さが 5 、 2 、 0mm の順にひずみの値が高いことが確認できる。すなわち、フィレットの曲率半径が 15mm の場合の軸方向ひずみにおいて溶接未溶着高さの違いにより、ひずみ集中に影響が生じていることを表わしている。

次に、図-9 に未溶着部の軸方向ひずみ分布比較を示す。図-9(c) に示す未溶着部の柱フランジ幅方向の y' 方向における要素に着目した。ここでは例として、S30-2-15-R-VC の供試体モデルを使用した。S30-8-15-R-VC の定義上でのき裂発生点の 11 Half Cycle 時に着目し軸方向ひずみ分布を図-10 に示す。

図-10を見ると、溶接未溶着高さの値が大きくなるに

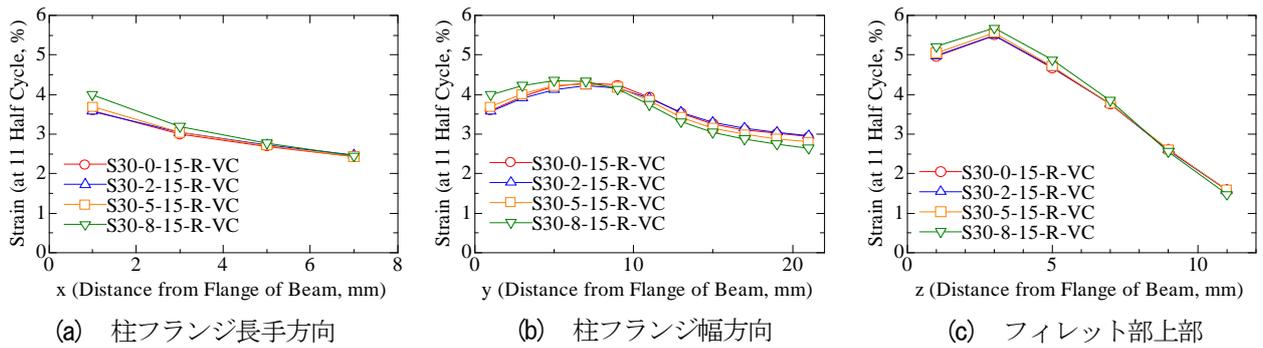


図-8 フィレット上端部近傍の軸方向ひずみ分布比較

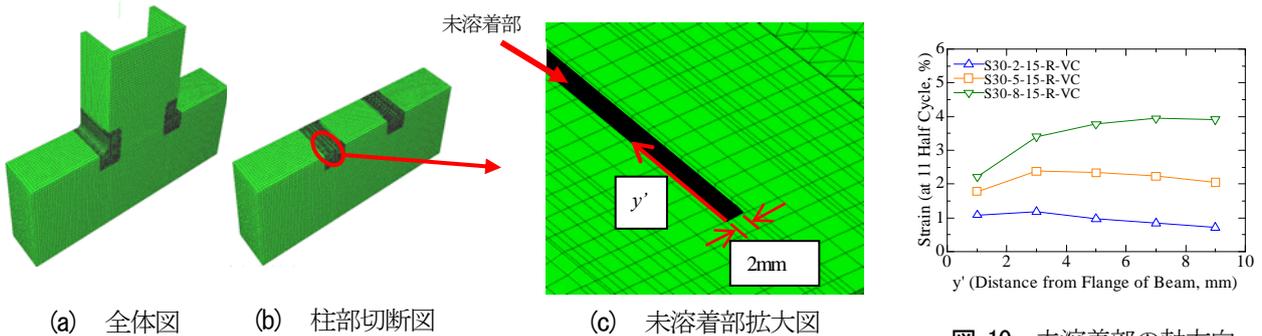


図-9 未溶着部ひずみ出力位置

図-10 未溶着部の軸方向ひずみ比較

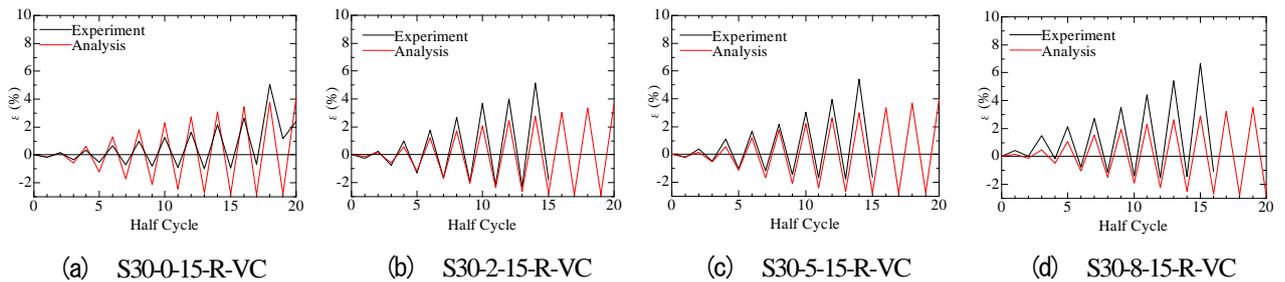


図-11 ひずみ履歴比較

従い、溶接未溶着部においてひずみが大きくなり、ひずみ集中が生じていることが確認できる。溶接未溶着高さ8mmの場合はひずみ集中がウェブ板近傍の未溶着部ではなく、フランジ幅10分の1付近にひずみが集中する。そこでの溶接未溶着高さ2mmとのひずみの値の差は約4倍の高い値となっている。また未溶着高さ5mmになる場合でも2mmと比べると約2倍の高い値を示しており、未溶着高さによる影響の差異が見られる。これにより、溶接未溶着高さの違いにより溶接未溶着部において軸方向ひずみが高くなることが分かる。

a-3) ひずみ履歴

ここでは、本解析モデルによる基部のひずみの再現性を確認する。実験によるひずみの値は、図-5における最初にき裂が発生した位置に最も近いひずみゲージであり、解析によるひずみ履歴は着目ゲージと同位置で出力した部材軸方向ひずみである。図-11(a)-(d)に各々のひずみ履歴比較を示す。図中の線種について、黒線は実験、赤

線は解析の値である。

図-11を見ると、延性き裂発生点近傍において、引張側にて実験の値が若干大きい値を示しているが、延性き裂発生点及び隅角部でのひずみ履歴は溶接欠陥を有するモデルでも同等のひずみ履歴を描いており、比較的精度よく実験結果を再現出来ている。

a-4) 損傷度による延性き裂発生評価

今回、解析上最もひずみが卓越した要素を抽出し、塑性ひずみ範囲 ϵ_p を算出し、式(2)より損傷度評価を行った。図-12は解析での延性き裂発生位置を赤枠で示しており、実験での延性き裂発生点を黒線×印で示す。また、図-13は損傷度履歴を示し、黒破線は定義上でのき裂発生点、赤破線は本実験で目視による観察から得られたき裂発生点を示す。

図-13(a)を見ると、き裂発生は安全側で評価されており、かつ、実験でのき裂発生点とほぼ同様の位置で延性き裂発生が評価されている。図-13(b)を見ると、延性き

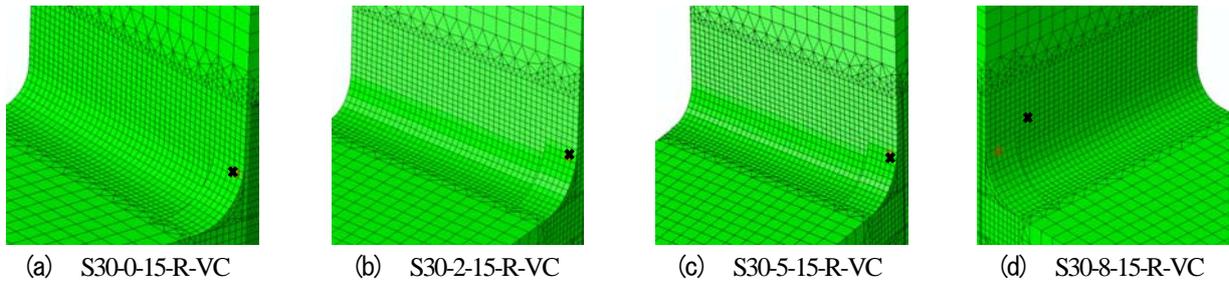


図-12 き裂発生位置の比較

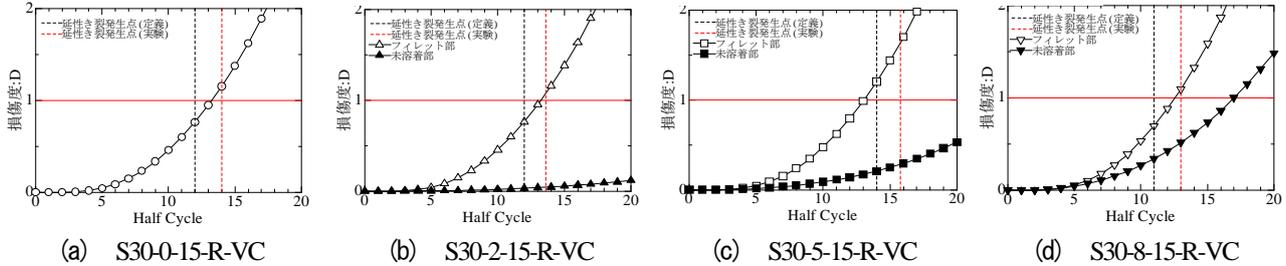


図-13 損傷履歴

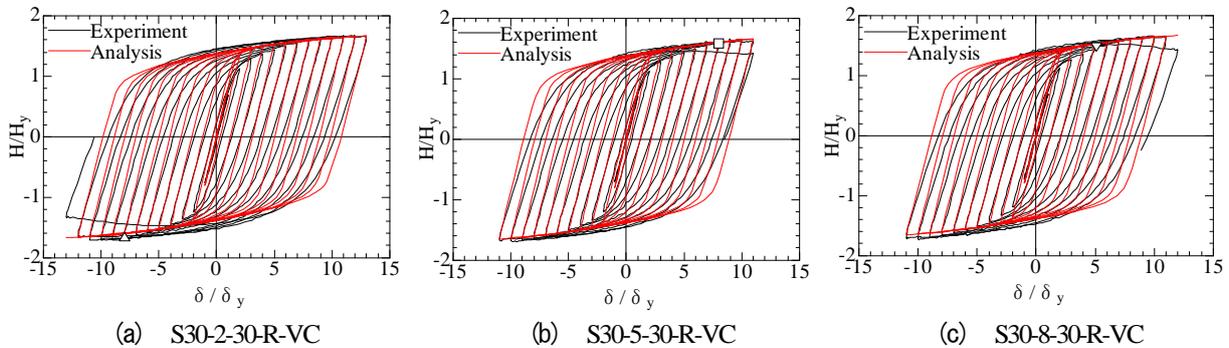


図-14 水平荷重—水平変位曲線

裂の発生を安全側で評価できており、かつ実験でのき裂発生点とほぼ同様の位置で評価がなされている。また、溶接未溶着部における損傷度は1には達しておらず、未溶着部からのき裂は解析上発生していないことになる。図-12(c)を見ると、き裂発生位置は実験とほぼ同様の位置となったが、溶接未溶着部においては、図-13(c)に示されるように溶接未溶着高さ2mmの場合より損傷度が大きくなっているものの、き裂発生にまでは至っていない。一方、図-13(d)において損傷度分布は、実験結果よりもき裂発生を安全側で評価しているが、図-12(d)よりき裂発生位置は実験結果と解析結果が異なる。また、図-13(d)において、17Half Cycle時に溶接未溶着部の損傷度が1に達している。このことから、解析的にも断面欠損率が大きくなるに従い、溶接未溶着部の損傷度が大きくなり、溶接欠陥からき裂が発生する可能性が大きくなる事が分かる。

これらの結果より、き裂発生点について、実験結果との誤差は0~1Half Cycle程度であるので、本手法は概ね延性き裂の予測が出来る。き裂発生位置についても予測可能であるが、理想化された解析上の推定位置と実際の構

造物ではばらつきが生じる可能性がある。

b) フィレット半径R=30mmの場合の溶接未溶着高さの影響

b-1) 水平荷重—水平変位関係

図-14(a)~(c)に解析から得られた水平荷重—水平変位曲線と、実験で得られた水平荷重—水平変位関係の比較を示す。同図において黒線が実験結果、赤線が解析結果で、△：未溶着高さa=2mm、□：未溶着高さa=5mm、▽：未溶着高さa=8mmの供試体のき裂発生点である。a)項のR=15mmの場合と同様に概形に関しては概ね実験結果と一致しているといえる。また-10δ_y 載荷前後で解析結果がやや高い値となっているが、これはき裂進展および局部座屈に伴う荷重低下が起きていることが原因である。また、フィレット半径Rの大きさを変えても、溶接未溶着の影響は見られない。

b-2) 部材軸方向ひずみ

a-2)項と同様にフィレット半径R=30mmのモデルにおけるひずみ履歴の比較を行う。実験において早期き裂発生が観測されたS30-8-30-R-VCの定義上でのき裂発生点の11Half Cycle時に着目し、図-15(a)~(c)に軸方向ひずみ

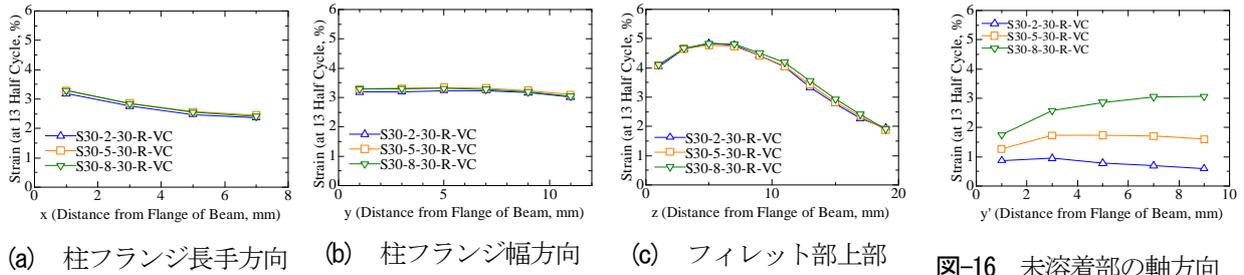


図-16 未溶着部の軸方向ひずみ分布比較

図-15 フィレット上端部近傍の軸方向ひずみ分布比較

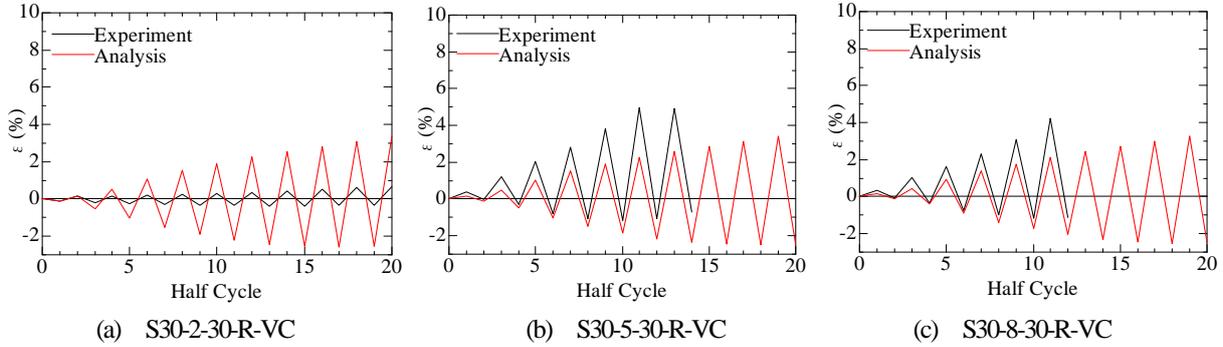


図-17 ひずみ履歴比較

分布を示す。

フィレット半径 $R=15\text{mm}$ の結果ではフィレット止端部において明らかに溶接未溶着高さを変化させることによるひずみ集中が確認できたが、図-15(a)～(c)を見ると、 $R=30\text{mm}$ の場合では、未溶着高さの変動による影響が小さい。また、グラフの概形も変化が見られずフィレットの半径を大きくすると、未溶着高さによるフィレット部付近でのひずみ集中には影響が見られず、全体的な差を見てもフィレット半径を大きくした結果、部材軸方向ひずみにおいて、フィレット部付近でのひずみ集中緩和の効果が確認できた。

図-16に早期き裂発生が観測されたS30-8-30-R-VCの定義上でのき裂発生点の13Half Cycle時に対応する各解析モデルでの未溶着部の軸方向ひずみ分布を示す。

同図より、溶接未溶着高さの値が大きくなるに従い、ひずみ集中箇所が図-9(c)のy'軸プラス方向(フランジ中央側)に進んでいくことが分かる。また、フィレット半径 $R=15\text{mm}$ の結果と比較すると、未溶着高さ 8mm の結果が柱フランジ幅10分の1付近での未溶着高さ 2mm との差はひずみでレベルで約4倍の高い値となっていたが、今回の結果は約3倍となっており、全体的な差を見てもフィレット半径が大きくなる場合は、未溶着高さの変化によって、ひずみの値に対する影響が小さくなることが確認できる。これにより、部材軸方向ひずみにおいて、フィレット半径 $R=30\text{mm}$ の場合は、 $R=15\text{mm}$ の場合と比較して未溶着高さに変化しても大きな差が見られないことが分かる。また、溶接未溶着部近傍の要素においても、全体的な差はフィレット半径 $R=30\text{mm}$ の結果においてはは

きな差は見られず、フィレットによる柱基部におけるひずみ集中の低減効果が確認できる。

b-3) ひずみ履歴

図-17における実験のひずみは最初いき裂が発生した位置に最も近いひずみゲージであり、解析によるひずみ履歴は着目ゲージと同位置で出力した部材軸方向ひずみである。

図-17(a)を見ると、ひずみ値が半サイクル毎にあまり変化しておらず、解析とのひずみ発生性状との比較から考えると、実験データが有意なものとなっていないものと考えられる。一方、図-17(b)および図-17(c)のひずみの値を見ると、圧縮側に若干の誤差が見られるが解析の値とほぼ同様の概形を示していることが分かる。このことより、延性き裂発生近傍及び隅角部でのひずみ履歴は溶接欠陥を有しフィレット半径 $R=30\text{mm}$ のモデルにおいても、同等の履歴を描いており、比較的精度よくひずみ性状を再現出来ている。

b-4) 損傷度による延性き裂発生評価

解析上、ひずみが最も卓越した要素を抽出し塑性ひずみ範囲 ϵ_{pr} を算出し、式(2)より損傷度評価を行った。図-18は解析での延性き裂発生位置を赤枠で示しており、実験での延性き裂発生点を黒線×印で示す。また、図-19は損傷度履歴を示し、黒破線は定義上でのき裂発生点、赤破線は本実験で目視による観察から得られたき裂発生点を示す。

図-18及び図-19を見ると、損傷度によるき裂発生時期が実験結果に比べ1～2Half Cycle程度危険側の評価となっているが、き裂発生時期を概ね評価出来ている。しかし、

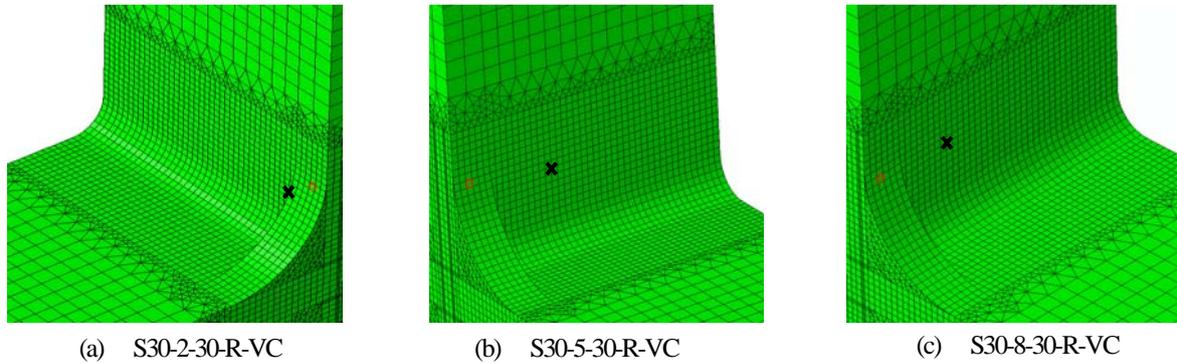


図-18 き裂発生位置の比較

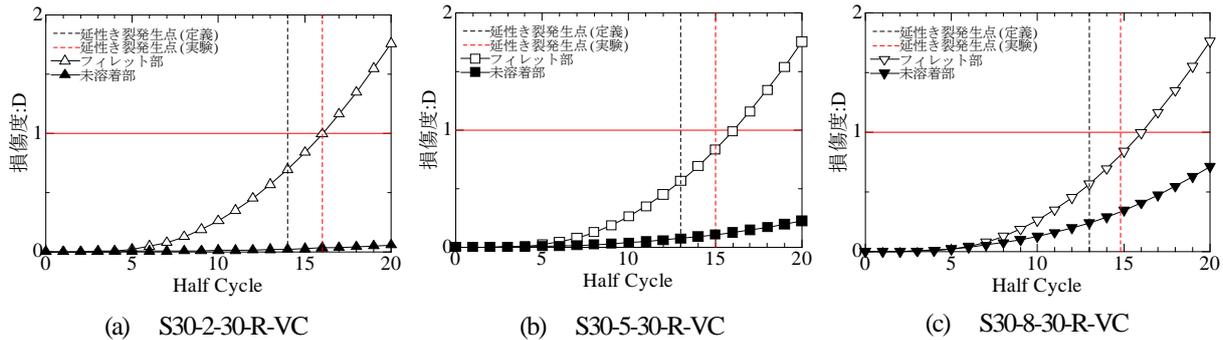


図-19 損傷履歴

全てにおいて予測き裂発生位置については予測出来ない。損傷度評価においてもフィレット半径 $R=30\text{mm}$ を採用すると $R=15\text{mm}$ の時と比べて溶接未溶着 8mm の場合でも未溶着部からの損傷度は1に達していない。このことから、損傷度評価においてもフィレットによる柱基部におけるひずみ集中の低減効果が確認できる。

4. 結言

本研究では、実構造における隅角部付近の溶接部の仕上げや板組を再現した鋼厚肉断面梁-柱溶接部を対象に、溶接未溶着部の有無による弾塑性挙動の差異を、ソリッド要素による弾塑性有限変位FEM解析で検証を行った。また、損傷度評価指標 D による延性き裂発生点の評価を試み、溶接未溶着高さの違いによる挙動の比較を行った。以下に本研究で得られた知見を示す。

- 1) ソリッド要素による弾塑性有限変位FEM解析にバイリニア型移動硬化則の構成則を用いた場合、実験結果を比較的精度よく再現することが可能である。また、Miner則およびManson-Coffin則に基づく損傷度評価指標 D により、延性き裂の発生推定が可能であることを示した。
- 2) 一連の解析において、溶接未溶着高さの違いが水平荷重-水平変位関係に及ぼす影響は、ほとんど確認できなかった。
- 3) フィレット半径 $R=15\text{mm}$ の場合、部材軸方向ひずみ

においてフィレット近傍にて溶接未溶着高さを変化させるとひずみ集中現象が起き、損傷度評価指標により延性き裂発生を評価できることを確認した。

- 4) フィレット半径 $R=30\text{mm}$ の場合、部材軸方向ひずみにおいてフィレット近傍で溶接未溶着高さを変化させてもひずみ集中が起きにくく、フィレットによる柱基部におけるひずみ集中の低減効果が確認できた。

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, 1998.4.
- 2) 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, 2007.3.
- 3) 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, 2009.3.
- 4) 葛漢彬, 藤江渉, 田島僚: 鋼構造物の延性き裂発生の評価法の実験データによる検証, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.617-628, 2009.3.

- 5) 鈴木俊光, 葛漢彬, 藤江渉: 繰り返し荷重を受ける鋼製橋脚隅角部の延性き裂発生評価に関する実験データによる検証, 第13回地震時保有水平耐力法に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集, pp.229-234, 2010.2.
- 6) 葛漢彬, 藤江渉, 岩田勝成: ランダムな繰り返し荷重を受ける鋼製橋脚の延性き裂発生・進展挙動及び照査法の検証, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.342-355, 2010.3.
- 7) 三木千壽, 平林泰明: 施工の不具合を原因とする疲労損傷, 土木学会論文集 A, Vol.63 No.3, 518-532, 2007.7.
- 8) 貝沼重信, 森猛, 一宮充: 荷重伝達十字溶接継手の疲労破壊起点の評価方法の提案, 土木学会論文集, No.668, pp.313-318, 2001.1.
- 9) 木下幸治, 荒川慎平: 荷重伝達型十字溶接継手の未溶着寸法が疲労き裂発生点に及ぼす影響, 鋼構造論文集, 第16巻第64号, pp.65-70, 2009.12.
- 10) 判治剛, Saiprasertkit Kawin, 三木千壽: Effective Notch Strain による溶接継手の低サイクル疲労強度評価, 土木学会第66回年次学術講演会, I-179, pp.357-358, 2011.9.
- 11) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝地弘: 地震時の脆性破壊発生起点における応力三軸度変化, 鋼構造年次論文報告集, 第17巻, pp.49-56, 2009.11.
- 12) 田村洋, 佐々木栄一, 金成東, 山田均, 勝地弘: 地震時に曲げを受ける溶接部の延性き裂発生に与える溶接部形状の影響と止端仕上げによる抑制効果, 鋼構造論文報告集, 第17巻第68号, pp.55-67, 2010.12.
- 13) 鈴木俊光, 葛漢彬, 小野恵亮: 完全溶け込み溶接部に未溶着を有する鋼厚肉部材の延性き裂発生に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.479-489, 2011.3.
- 14) 鈴木俊光, 葛漢彬, 岩田勝成, 速水景: 溶接ビード仕上げ性状が鋼厚肉部材の延性き裂発生に及ぼす影響に関する実験的研究, 鋼構造論文集, Vol.18, No.71, 2011年9月.
- 15) 鈴木俊光, 葛漢彬, 速水景, 曹輝, 岩田勝成: 鋼厚肉部材の延性き裂発生性状における継手内部の未溶着高さおよび溶接脚長の影響, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学) ~投稿中.
- 16) 鈴木俊光, 葛漢彬, 小野恵亮: 未溶着を有する鋼厚肉部材の延性き裂発生評価に関する解析的検討, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学) 【特】地震工学論文集, Vol.66, No.1, pp.148-161, 2010年12月.

NUMERICAL STUDY ON EFFECTS OF WELDING PENETRATION LACK WIDTH ON DUCTILE CRACK INITIATION IN THICK-WALLED STEEL BEAM-COLUMN CONNECTIONS

Kei HAYAMI, Toshimitsu SUZUKI, Katsunari IWATA and Hanbin GE

This study is aimed at clarifying ductile crack initiation properties of thick-walled steel beam-column members with different welding defects in the beam-column connection, and verifying an evaluation method of ductile crack initiation using a damage index. To this end, elasto-plastic analyses using the solid element model are performed in order to investigate strain along the welding defects and to calculate damage in the beam-column connection. As a result, it is shown that the ductile crack initiation in the steel beam-column connection with welding defects can be predicted with good accuracy by using the damage index. Moreover, it is also found that the location of crack occurrence cannot be predicted in some cases by the present model, though the utility of the model using solid elements has been verified by the comparison with the results of the experiment.