# 繰り返し変位履歴を受ける梁端溶接部の塑性変形能力評価 EVALUATION ON PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF WELDED BEAM ENDS UNDER CYCLIC LOADING USING FE ANALYSIS

## 澤本佳和<sup>\*1</sup>, 大崎 純<sup>\*2</sup> Yoshikazu SAWAMOTO and Makoto OHSAKI

In Tohoku earthquake (March 11, 2011), highrise steel buildings of the Tokyo downtown area shook for a long moment under the influence of long-period ground motion. Evaluation on deformation capacity of steel member (welded beam end, etc.) has been required under multi-cycle loading. In this paper, deformation capacity of the welded beam-end is assessed by the FE analysis, considering fracture rule, which adopts both cyclic damage rule and monotonic damage rule. The validity of this fracture rule is verified by the simulation of past experiments and the previously proposed performance curves under cyclic loading.

> Keywords: Steel structure, plastic deformation capacity, welded beam end, FE analysis 鋼構造,塑性変形能力,梁端溶接部,有限要素解析

## 1. はじめに

2011 年3 月11 日に発生した東北地方太平洋沖地震により、都心 の高層建築物が長時間揺れ続けたこと、更に、最近の地震動予測研 究の進捗から,南海トラフを震源域とする巨大地震によって,東京, 名古屋,大阪などの大都市圏の超高層建築物に長周期地震動が大き な影響を及ぼす可能性が指摘されている。鉄骨超高層建築物などが 長時間継続して多数回繰り返される揺れを受ける際の構造骨組が発 揮する力学性能に関しては,国土交通省・建築基準整備促進事業 (27-2)<sup>1)</sup>により,鉄骨部材および部分骨組による多数回繰り返し 実験が行われている。この中で,実験データを整理することにより, スカラップの有無等の梁端接合部ディテール毎に破断に至るまでの 保有性能の評価式(以下,性能曲線)が提案されている。また,文 献2)では文献3),4)の実験結果を基に文献1)の評価法を拡張し、 梁フランジ溶接,梁ウェブボルト接合の混用形式の接合部詳細の影 響(梁ウェブのモーメント伝達能力)および材料強度(高強度鋼材 を含む)や部材寸法の影響を考慮した評価式にまとめている。また, 山田ら5)は、柱スキンプレートの面外変形やスカラップの存在など によるウェブにおけるモーメント伝達効率の低下を考慮した面内解 析法を用いて、梁の延性破壊によって決まる塑性変形能力を評価す る手法を提案している。

ここで,一般に鉄骨梁の終局状況としては,梁端溶接部の破壊お よび梁端の局部座屈が考えられる。局部座屈については,既存鉄骨 梁に於いて,梁ウェブが薄く,梁端溶接部が破断する前に局部座屈 が発生し,耐力が低下することも懸念される場合がある。このよう な場合には、局部座屈と梁端溶接部の破断現象の2つを同時に評価で きる評価手法が必要となる。上記の評価手法の1つとして,弾塑性有 限要素法による解析(FE解析)が考えられる。桑田ら<sup>6</sup>は、局部座 屈と破断を伴う角形鋼管柱を対象として,実験結果とFE解析結果を 比較することにより、延性き裂発生時の塑性変形能力を評価する方 法を提案している。筆者の一人"は、衝撃荷重のような一方向に増 大する荷重を受ける場合の鋼材破断について破断を考慮したFE解 析による検討を行っている。水島ら<sup>8)</sup>は、 E-defenseで実施された実 大3層鋼構造建物の振動台実験を対象として,梁端部破断を考慮した FE解析により、破断部のダメージ量(塑性ひずみの累積値)を考察 している。しかしながら、文献8)では実験で梁端破断が発生した時 刻を基に要素の破断判定を行っており、破断を予測した解析とはな っていない。また、Huangら<sup>9)</sup>は低サイクル疲労を考慮した損傷モ デルを適用したFEMを用い、局部座屈と母材部の延性破断の2つの 終局状況に対応した変形能力評価法を提案している。しかしながら, 溶接部の破断や単調載荷を含む大きな振幅による1回〜数回の繰り 返しでの破断は検討されていない。

本論では、Huang ら<sup>9)</sup>の損傷モデルを低サイクル疲労から単調 載荷まで拡張した損傷モデルを考案し、梁端溶接部に特有な材料特 性を考慮することにより、局部座屈も考慮した梁端溶接部が延性破 壊する場合の変形能力評価法を提案する。また、既往の多数回繰り 返し実験のシミュレーションを行い、本評価法の妥当性を検証する。 最後に、文献 1),2)で提案している多数回繰り返し下での性能曲 線と部分骨組の解析結果を比較することにより、本解析手法の妥当

<sup>\*1</sup> 鹿島建設㈱技術研究所 修士(工学)

<sup>\*2</sup> 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 教授·博士(工学)

Kajima Technical Research Institute, Kajima Corp., M.Eng. Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

性を検証する。

#### 2. 損傷モデルの概要

低サイクル疲労を考慮した損傷モデル(以下,損傷モデル)を適 用した弾塑性有限要素解析としては,延性き裂の源となるミクロなボイド (空孔)の発生・成長が考慮されている Continuum Damage Mechanics

(CDM)に基づく損傷モデル <sup>9,10)</sup>が提案されている。

本論では損傷モデルとして,繰り返し載荷による損傷則(繰り返 し損傷則)<sup>9,10</sup>と単調載荷による損傷則(単調損傷則)<sup>7)</sup>を考える。

繰り返し損傷則では、文献 9) による CDM モデルで、文献 10) のモデルの応力三軸度に関する項を単調引張時の値に固定して簡略 化したものを使用し、損傷度Dの損傷度増分(D)は式(1)で評価 される。文献 10)の CDM モデルでは、定数を適切に設定すれば、 Manson-Coffin 則を表現できる。式(2)のように損傷度増分(D) を各ステップで足し合わせて算定した損傷度 D が、式(3)のよう に閾値 Dc に到達した FEM 要素は破断したとみなされ,削除される こととする。上記の破断を模擬して要素を削除する手法は文献 8) と同じである。また、ステップ毎に算定される応力は、ボイドの発 生・成長を考慮して低減され、 $(1-D^{\zeta})$ 倍される。ここで、 $\zeta$ は 破壊の進展速度に関わる定数で、今回新たに導入するもので、 Dを 急激に大きくすることができる。文献 11) にも示されているように, ある程度き裂幅が広がると、き裂進展速度が急激に大きくなること から,ここではくを用いて,き裂進展速度を調整するパラメータと している。また、ζの値は要素のサイズにも依存すると考えられ、 以下の解析ではほぼ同じサイズの要素を用いている。

また,ここで取り扱う繰り返し挙動としては,梁端の塑性率が1 から6程度で,繰り返し数は最大で100~200回程度を取り扱うので, 単調載荷相当の大きな塑性率に対しても破断現象を追えることが必 要となる。よって,繰り返し損傷則に加えて,単調載荷を含む一方 向の大きな振幅による破壊を考慮した単調損傷則<sup>7)</sup>のモデルも新た に導入する。

単調損傷則による累積塑性ひずみ ( $\Delta \varepsilon_p$ : Fig.1) は,要素に引張 力が連続して生じている場合の塑性ひずみ増分を式(4)により足し 合わせたものであり,式(5)はこの累積ひずみが FEM 要素の損傷も 考慮した単調載荷時の破断真ひずみ ( $1-D^{\zeta}$ )  $\varepsilon_f$ に到達すると破壊 に至るとした破壊条件である。式(5)の破壊条件を満たした FEM 要

$$\dot{D} = \begin{cases} \left[ \frac{Y}{S} \right]^{t} \dot{\varepsilon}_{pl} & \frac{p}{\sigma_{eq}} < -\frac{1}{3} \text{ obset} \\ 0 & \frac{p}{\sigma_{eq}} \geq -\frac{1}{3} \text{ obset} \end{cases}$$
(1)  
ここで,  

$$\dot{D} : 損傷度増分$$

$$Y = \varepsilon^{el} : K^{el} : \varepsilon^{el}$$

$$\varepsilon^{el} : 弾性ひずみ, \quad K^{el} : 弾性テンソル$$

$$S : 疲労に関する材料定数(1)$$

$$t : 疲労に関する材料定数(2)$$

$$\dot{\varepsilon}_{pl} : 塑性ひずみ増分$$

$$p/\sigma_{eq} : 応力三軸度 (p:静水圧, \sigma_{eq} : Mises の相当応力) \end{cases}$$

素は破断したとみなされ、削除される。

また,損傷モデルに関して,材料毎に与える定数は $S, t, \varepsilon_f \zeta o 4$  つである。

(繰り返し損傷則)

	(2)
	(3)
$D_c: 閾値$	
	<i>D<sub>c</sub></i> :閾値

(単調損傷則)

$$\Delta \varepsilon_{p} = \int \varepsilon_{pl}^{\cdot} d\varepsilon \qquad \frac{p}{\sigma_{eq}} < -\frac{1}{3} \mathcal{O} \diamond \dot{\varepsilon} \qquad (4)$$

$$\Delta \varepsilon_{p} \ge (1 - D^{\zeta})\varepsilon_{f} \qquad (5)$$

$$\varepsilon_{c}^{\cdot} : 単調載荷時の破断真ひずみ(対数ひずみ)$$

繰り返し損傷則と単調損傷則の関係は完全に独立しているもので はなく,損傷度Dにより両者は関連している。ゆえに,多数回繰り 返し荷重を受けた後に一方向に引張力を受ける場合には,初期状態 で引張力を受ける場合よりも早期に破断に至ることになる。

以上より,本論文の弾塑性有限要素解析では,損傷モデルとしては繰り 返し損傷則および単調損傷則を適用し,繰り返し損傷則または単調損傷則 の閾値に早く到達した方で,FEM 要素は破断したと見なされて,削除 されることにより,亀裂の進展が模擬されるものとする。なお,解 析には汎用有限要素解析プログラム LS-DYNA<sup>12)</sup>を用い,上記損傷 モデルをユーザーサブルーチンとして組み込んで解析を実施する。



Fig.1 Accumulated Plastic Strain  $(\Delta \varepsilon_p)$ 

## 3. 解析概要

筆者らが実施した繰り返し振幅下での構造実験(定振幅,漸増繰 り返し)<sup>14),15)</sup>の一部について,提案した損傷モデルを用いて,シ ミュレーションを行う。解析での構成則は前述の損傷モデルを考慮 した混合硬化則を用いる。混合硬化則では移動硬化に非線形硬化則, 等方硬化に線形硬化則を用い,全硬化成分の内,等方硬化の割合を 10%としている。

### 3.1 要素実験の解析

#### (1)概 要

要素実験<sup>14)</sup>は梁フランジ・ウェブの一部を模擬した実験で,Fig.2 に示すように材軸方向に引張・圧縮の繰り返し載荷を行ったもので ある。実験では,圧縮時に座屈により極端に荷重が低下しないよう に梁ウェブに面外拘束用プレートを設け,このフランジが面外に移 動しないように拘束した。鋼種は SN490B を用いた。また,梁ウェ

ブとフランジ間はすみ肉溶接として、端部(スカラップ底)は回し 溶接とし、エンドタブはフラックスタブとスチールタブの2種類と した。解析は、梁端の溶接が炭酸ガスアーク溶接で、エンドタブが フラックスタブおよびスチールタブの場合について実施する。

### (2) 単調載荷・漸増載荷の解析

解析モデルは、Fig.2の試験体の中央部分を取り出したもので、シ ェル要素とソリッド要素でモデル化し、単調載荷と漸増載荷(塑性 率 2, 4,6 での正負交番漸増繰り返し;圧縮側より載荷)の解析を実 施する。ここで、シェル要素を用いたのは、板厚方向の破壊(き裂) の伝搬現象は追うことができないが、ソリッド要素と比較して簡易



Fig.2 Shape of Specimen



な(解析コストが小さな)解析が可能であると考えたためであり, 下記解析でシェル要素を使用しても良いことを示す。また、要素に は完全積分要素<sup>12)</sup>を用いる。解析モデルを Fig.3 に示す。シェル要 素は全体モデルとし、ソリッド要素は 1/2 対称モデルとする。メッ シュサイズは、文献 9) のシェル要素を用いたブレース付きラーメ ンフレームの解析によると板厚程度(今回の場合には 12mm 程度) のサイズであれば延性破壊を表現できるとしているが、今回の破断 位置は、実験結果よりスカラップ底と柱フランジ間(約 35mm 間) で発生するので、その区間を 10 分割以上できる 2.0~3.0mm 程度の サイズとする。また、梁端の溶接金属の部分(余盛)は、シェル要 素ではその部分の板厚を増厚することで、ソリッド要素では試験体 と同様な形状でモデル化し、ウェブの回し溶接部の余盛形状はモデ ル化せず、単純に梁フランジとウェブが直交する形とする。上記の ようにウェブの回し溶接部をモデル化したのは、余盛を考慮した場 合よりも応力集中を大きく表現できると考えたためである。また、 スチールタブ部分については、溶接金属の部分が梁フランジと接続 され,その他は梁フランジと接続されずスリットとなるよう Fig.3(b) に示すようにモデル化する。なお、シェル要素は板厚方向に2つの 積分点を有し、要素内の全ての積分点で損傷モデルの閾値に達した 際に要素は削除される。境界条件は,左端の材軸方向変位を固定し,



Welding Beam End\* 465 \*: t =3.1 (flux tab) and 2.9(steel tab) of elements at welding start and end

659

2.3 4.5

0.60

2.0

右端の材軸方向に強制変位を加える。また,実験同様に,梁ウェブ に接続したフランジの面外変形を拘束する。

損傷モデルの材料定数 (S, t,  $\varepsilon_f$ ,  $\zeta$ ) は, Fig.3(c)の物性を与える位 置(母材部,熱影響部[スカラップ底,溶接始終端,一般部],溶接 金属部)に応じて,素材試験結果等を基にし,Table 1のように設定 する。ここで,熱影響部[スカラップ底,溶接始終端],溶接金属部 の降伏点および引張強さ等については,文献13)を参考にして,母 材部に対する比率を評価してTable 1のように与えた。降伏点および 引張強さに関しては,熱影響部 (スカラップ底)で母材部の1.26倍 と1.19倍,熱影響部 (溶接始終端)で1.31倍と1.23倍,溶接金属部で 1.25倍と1.19倍とした。定数Sは文献12)より $\sigma_y$ 200 ( $\sigma_y$ :材料の降伏 点)を用い,定数tは式(1)に於いて $\varepsilon_f$ /2の振幅で1回繰り返した 時にD=1となるとして式(6)のような $\varepsilon_f$ の関数として求める。破断 真ひずみ $\varepsilon_f$ については,文献7)を参考に材料の破壊靭性および応力 の集中度合を考慮して設定する。また、定数ぐは単調載荷および漸 増載荷のぐを変化させたシミュレーション結果から、どの解析ケー スに於いても破断時変形が実験結果とほぼ同じになるように、2.0 と定め、以下の解析でも同一の値を用いる。

$$t = \frac{ln \left[\frac{1}{2\varepsilon_f}\right]}{ln \left[\frac{Y}{S}\right]} \tag{6}$$

また,シェル要素の場合では,き裂進展のランダム性を模擬する ため,熱影響部の材料不均一性を考慮し,熱影響部の板厚を変動係 数10%の正規分布に従い与えた場合も検討する。以下では,通常の 解析(板厚一定)と区別するために,板厚変動と呼ぶ。

解析結果の荷重・変形関係および終局状況について、単調載荷の 場合をFig.5に、漸増載荷の場合をFig.6に示す。Fig.5、6には実験結 果も併せて示す。Fig.5の実験結果は2体の値を示す。また、図中の



Fig.5 Test and Numerical Results (Monotonic Loading)











変形は Fig.2 の変位計測区間に於ける変形で、▼▲は最大荷重時を 示す。また、終局状況の写真・変形図は Fig.3(c)の拡大図の部分を示 す。破断を考慮していない解析では、荷重低下を表現できないが、 本解析では、実験結果と同様に、スカラップ底付近からき裂が入り、 それが進展することにより荷重低下に至っている。Fig.5 の単調載荷 時の解析結果より、シェル要素の結果はソリッド要素の結果よりも 破断時の変形がやや小さくなる傾向にあるが、その差は小さいこと がわかった。

また, Fig.6 の漸増載荷ではシェル要素とソリッド要素でスカラッ プ底のき裂発生による荷重低下の時期はほぼ同じであるが、き裂進 展による荷重低下の割合はソリッド要素の方が大きいことがわかっ た。また、ソリッド要素ではスカラップ底に一番近い要素から削除 され、それが板厚方向に進展すると伴に板幅方向に進展しており、 板厚方向のき裂進展は斜め方向であることがわかった。板厚を変動 させたシェル要素での解析結果では、き裂の進展にランダム性が加 味され、実験結果に比較的良く似た破壊状況となることがわかった。

以上より,シェル要素を用いた解析によって,ソリッド要素と同 様にき裂発生および進展,それに伴う荷重低下状況を模擬できるこ とがわかった。よって,両要素の解析結果とも荷重変形関係は実験 結果との対比で大差は無く,シェル要素の方が破壊状況を良く表現 できていること,計算時間が半分程度であることから,以降の解析 には基本的にシェル要素を用いて行う。

## (3) 一定振幅載荷の解析

ここでは, 塑性率振幅 μ を 2, 4, 6, 8 の 4 水準とした場合の一 定振幅載荷の解析を実施する(圧縮側より載荷)。解析は, シェル



**Numerical Result (Solid Element)** Fig.7(b) Test and Numerical Results ( Constant Amplitude Loading; Flux Tab)



Fig.8 Relation between Ductility Factor Amplitude and Number of Cycles of Loading (Element Test)

要素を用いて板厚を変動させた場合とし、振幅の基準となる変形は 実験時と同じものを用いる。なお、比較のため一定振幅載荷のフラ ックスタブの場合には、ソリッド要素での解析も実施する。

フラックスタブの場合の解析結果の荷重・変形関係を Fig.7(a)(b) に示す。実験では、梁フランジが破断して荷重が急激に低下するか、 荷重が最大荷重の 90%程度に低下するまで加力を行った。 Fig.7(a)(b)には最大荷重時を▼▲で、破断時を×で示し、荷重が最大 荷重の 90%に低下するまでの繰り返し数 No0%を示す。Fig.8 には、 塑性率振幅μと荷重が最大荷重の90%に低下するまでの繰り返し数 No0%の関係を示す。Fig.8 の実線は実験結果の近似曲線である。また、 解析での最初のき裂発生は、塑性率 8 では単調損傷則、塑性率 2~6 では繰り返し損傷則によるものであった。

また, Fig.7(a)(b)より解析での荷重の折れ曲がり点の値が実験結果 よりもやや大きくなっているが、荷重の低下状況については、実験 結果と解析結果の荷重・変形関係は良い対応をしている。また, Fig.8 より塑性率振幅 µ と繰り返し数 N90%の関係は、スチールタブの µ=2 の場合で解析結果が実験結果よりやや小さめの評価となっているが、 実験結果と解析結果は概ね良い対応を示している。また、ソリッド 要素とシェル要素での解析結果を比較すると、ソリッド要素はシェ ル要素よりも繰り返し数 N90%が大きな振幅でやや大きくなっている。

## 3.2 部分骨組実験の解析

### (1) 概要

解析対象の試験体は通しダイアフラムの現場溶接形式で、梁端の スカラップはR23mm の1/4 円で、溶接はエンドタブをスチールタ ブとして炭酸ガスアーク溶接としている<sup>15)</sup>。鋼種は SM490A であ



Table 2 Material Properties (Beam Flange : SM490A)

Ś
2.0
2.0
2.0
2.0
2.0

る。試験体形状および梁端ディテールをFig.9に示す。試験体は、ウ ェブのボルトを中央に寄せてウェブの曲げ伝達割合を小さくしてい る。解析モデルは、Fig.3のシェル要素の場合と同様にモデル化を行 う(Fig.10)。ウェブのボルト接合部はボルトの面内方向を、M16 (F10T)の短期許容応力度(滑り荷重)を折れ点とする完全弾塑性 ばねでモデル化し、面外方向はガセットプレートと梁ウェブが密着 するように挙動するように変位を拘束する。また、面内の初期剛性 は変形0.1 mmでM16(F10T)の短期許容応力度(滑り荷重)となる ように設定する。ただし、ボルト孔のクリアランス(±1mm)はモデ ルに反映していないため、クリアランスを超えてもボルトは滑り荷 重を維持するモデルとなっている。また、今回の解析モデルでは、 ウェブの曲げモーメント分担率が小さいため、上記モデルの影響は 小さいと考えられる。損傷モデルの材料定数(*S*, *t*, *ε*<sub>6</sub> *ζ*)はFig.3(c) と同様な位置で、母材部、熱影響部、溶接金属部にTable 2に示す値 を与える。

解析では、実験と同様に柱上下をピン・ローラー支持した状態で、 梁先端に繰り返し強制変位を加える。また、載荷スケジュールは、実 験と同様に基準変形  $\delta_p$ をもとに、2,4、 $6\delta_p$ を各2回繰り返し、梁 端接合部が破断するまで解析を実施する。 $\delta_p$ は梁全塑性耐力時の変 形であり、2,4、 $6\delta_p$ は塑性率振幅 $\mu$ での2,4、6に相当する。ここ で、梁全塑性耐力はスカラップの断面欠損を考慮しない梁全断面の 値である。



Fig.12 Fracture State

### (2)解析結果

解析結果の梁先端荷重 P と梁変形 δ<sub>b</sub> 関係を Fig.11 に示す。Fig.11 には実験結果も示す。実験および解析の破断状況を Fig.12 に示す。 Fig.11 での梁変形 δ<sub>b</sub>は、全体変形から梁のみの変形を分離したもの である。▼▲は最大荷重時を示し,×は破断時を示す。実験では, -3cycle(4δp)で下フランジのスカラップ底にき裂が発生し,その後, +4cycle (4δp) で上フランジのスカラップ底にき裂が発生,長さ約 40mm まで進展して荷重が低下した。また、破断時には梁フランジ が面外に変形する様子(局部座屈)も見られた(Fig.12)。ここで、 実験ではスカラップ底からの延性き裂がある程度拡大した後に、急 激に破壊に至っており、最大荷重等を決定したのは延性破壊である と考えられる。解析では、実験と同様に、-3cycle(4*bp*)で下フラン ジのスカラップ底にき裂が発生し、その後、+4cycle (4δp) で上フ ランジのスカラップ底にき裂が発生、進展することにより、梁端溶 接部がフランジ全幅にわたり破断している。スカラップ底のき裂発 生は、要素の積分点の1つが閾値に到達していたことから非貫通き 裂が発生したと判定した。また,破断時には梁端フランジが面外に 局部変形する様子(局部座屈)が見られた(Fig.12)。なお、最初 のき裂発生は繰り返し損傷則によるものであった。また、ボルトの 滑り量は最大でも 0.08 mmであった。

以上より,解析結果は実験結果と比較して,損傷の進展はほぼ同 じであり,梁先端荷重・梁変形関係でのき裂発生および荷重低下の 時期と進展状況については,解析と実験結果で良い対応を示すこと がわかった。

## (3) 既往性能曲線との比較

Fig.9 に示す試験体での一定振幅での多数回繰り返し実験を実施 していないことから,ここでは,文献1)および2)で提案されてい る梁端の性能曲線(塑性率振幅と破断までの繰り返し数の関係)と 解析結果の比較を実施することにより,本解析手法の妥当性を検証 する。塑性率振幅 μと破断までの繰り返し数 N<sub>f</sub>の関係は,各文献に て式(7)および式(8)で示される。

[文献 1) による性能曲線]  

$$\mu = C \times N_f^{1/3}$$
 (7)  
ここで、  
 $C : 梁端ディテールによる定数$   
 $C=4: スカラップ有りの設計式$   
 $C=5: スカラップ有りの実験式$   
[文献 2) による性能曲線]  
 $\mu = (2.92 \times 10^{-6} \times J^{-4.99})^{\beta} \times \frac{1}{\theta_p} \times N_f^{-\beta}$  (8)

β:実験係数(=1/3.86)
 θ<sub>p</sub>:梁の全塑性耐力時の変形角

 $J = \frac{b^{M_y}}{bf^{M_y + min\{Bw^{M_s, s}M_{y, bw}M_y\}}}$ bMy :梁の降伏モーメント *bfMy*:梁フランジの降伏モーメント

 $B_{W}M_{s}$ :梁ウェブの摩擦接合部におけるすべりモーメント  $sM_{y}$ :梁ウェブのシャープレート全端面の降伏モーメント  $b_{W}M_{y}$ :梁ウェブの降伏モーメント

なお,式(7)において C=5 は既往実験の変形能力から求めた実 験式,C=4 は安全率を考慮して C=5 の変形能力を半分とした設計式 としている。また,式(8)は文献1)での性能曲線(式(7))と 同様な形式にまとめたもので,材料強度や部材寸法の影響に加えて, 接合部詳細(梁ウェブの曲げ耐力)の差異による影響を加味できる ようになっている。

解析では, Fig.10 の解析モデルおよび条件を用い, 塑性率振幅 μ が 1.5, 2.0, 3.0 の 3 種類について定振幅繰り返し載荷の解析を梁端 が破断するまで実施し, 破断までの繰り返し数 N<sub>f</sub>を評価する。

P(kN)400 Fracture of Beam Flange 200 0 Fracture -200 (-11cycle -400 Fracture State -75 -50 -25 25 50 75 0  $\delta_{b}(mm)$ (a) µ=2.0 P(kN) 400 Fracture of Beam Flange 200 Fracture (-4cycle) 0 -200-400 75 Fracture State -75 -50-250 25 50

代表的な解析結果の梁先端荷重・梁変形関係として、μ=2.0およ



(Constant Amplitude Loading)

 $\delta_{b}(mm)$ 



Fig.14 Relationship between Ductility Factor Amplitude and Number of Cycles of Loading

び 3.0 の場合を Fig.13 に示す。▼▲は最大荷重時を示し、×は破断 時を示す。また、Fig.13 には併せて、破壊状況も示す。全ての場合 でスカラップ底からの亀裂が進展して、梁端溶接部がフランジ全幅 にわたり破断している。破断までの繰り返し数  $N_f$ は,  $\mu=1.5$  で 35, µ=2.0 で 11, µ=3.0 で 4 であった。また,解析での最初のき裂発 生は, μ=1.5, 2.0, 3.0 の全ての場合で繰り返し損傷則によるものであ った。Fig.14 に解析結果と既往文献の性能曲線を示す。式(7)では C=4 と 5 の場合を示す。Fig.14 より, 解析結果は塑性率振幅 μ が大 きくなると、破断までの繰り返し数 N<sub>f</sub>が減少する傾向にあり、解析 値は式(7)での性能曲線のC=4と5の間に位置しており、解析結 果の変形能力は、既往実験の下限(C=5)よりもやや小さな値を示 している。この原因は, Fig.9 に示す試験体のウェブボルトが曲げに は効かないように中央に寄っているため、梁ウェブの曲げモーメン ト伝達率が小さくなり、梁フランジの分担率が増加したためである と考えられる。また、接合部詳細(梁ウェブの曲げ耐力)の影響を 考慮できる式(8)での性能曲線と解析値を比較すると、µ=1.5と2.0 では評価値と解析値は良く一致している。μ=3.0 では解析値が評価 値の2倍程度となっているが、文献2)の精度検証時の誤差範囲± 50%以内に収まっている。

以上より,本解析手法により,Fig.9に示すような梁端接合部ディ ールに於いて,梁ウェブの曲げモーメント伝達効率が低いケースに ついて既往の評価曲線と合致する低サイクル疲労曲線を取得するこ とができた。

### 4. まとめ

梁端溶接部の変形能力を評価する方法として,低サイクル疲労か ら単調載荷までを考慮した損傷モデルを適用した弾塑性有限要素解 析(FE解析)に着目し,梁フランジ・ウェブの一部を模擬した要素 実験および部分骨組実験のシミュレーションを実施した結果,以下 のことがわかった。

- 1)一定振幅載荷を含む要素実験および漸増載荷の部分骨組実験の解析を実施することにより、提案した損傷モデルを用いて、延性破壊が支配的な状況でのき裂発生および進展、それに伴う荷重低下状況を高精度で模擬できることがわかった。また、部分骨組実験の解析結果から、局部座屈と破断が併発するような状況を表現可能である。
- 2)シェル要素とソリッド要素での要素実験での単調載荷および漸増 載荷の解析を実施し、両解析結果を比較した結果、限定的な試験 体形状での検討ではあるが、シェル要素を用いた解析によっても、 ソリッド要素と同様にき裂の発生および進展、それに伴う荷重低 下状況を模擬できる。
- 3)部分骨組モデルの定振幅繰り返し載荷の解析を行った結果,本解 析手法により,梁ウェブの曲げモーメント伝達効率が低いケース について既往の評価曲線と合致する低サイクル疲労曲線を取得す ることができた。

今後は、梁端溶接部の変形能力評価の精度向上のため、様々な接 合部形式(ディテール),繰り返し変位履歴下での解析を実施する 予定である。

#### 参考文献

 Building Research Institute: Study on Performance for Super-High-Rise Steel Buildings against Long-Period Earthquake Ground Motions, Building Research Data, No.160, 2014.6 (in Japanese)

建築研究所:長周期地震動に対する超高層鉄骨造建築物の耐震安全性に関 する検討,建築研究資料, No. 160, 2014.6

2) Japanese Society of Steel Construction: Safety Assessment Methods for Steel Beam at Welded Ends against Long-Period Earthquake Ground Motions, JSSC Technical Report, No.111, pp.21-56, 2016.12(in Japanese)

日本鋼構造協会: 長周期地震動に対する鉄骨造梁端接合部の安全性検証方法, JSSCテクニカルレポート, No.111, pp.21-56, 2016.12

3) Yamada, S., Lee, D., Kishiki, S., Ishida, T. and Miki, N.: Low-cycle Fatigue Test on the Welded Flange-bolted Web Type Beam-to-column Connection Focusing on Arrangement of Web Bolt, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.81, No.727, pp.1541-1551, 2016.9

山田哲,李東錫,吉敷祥一,石田孝徳,三木徳人:ボルト配置をパラメー タとした現場混用形式梁端接合部の小振幅繰り返し載荷実験,日本建築学 会構造系論文集,第81巻,第727号, pp.1541-1551, 2016.9

4) Kishiki, S., Sato, R., Yamada, S. and Hasegawa, T.: Evaluation Method of Cyclic Deformation Capacity for Beam-end Connections using Various Steel Grades, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.81, No.723, pp.917-927, 2016.5

吉敷祥一, 佐藤亮太, 山田哲, 長谷川隆: 鋼種が異なる梁端接合部の繰り 返し変形性能の評価法, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第723号, pp.917-927, 2016.5

5) Yamada, S., Jiao, Y. and Kishiki, S.: Evaluation Method of Plastic Deformation Capacity of Steel Beam Governed by Ductile Fracture at the Toe of the Weld Access Hole, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.80, No.711, pp.767-777, 2015.5 (in Japanese)

山田哲, 焦瑜, 成原弘之, 吉敷祥一: スカラップ底からの延性破壊によっ て決まる鉄骨梁の塑性変形能力評価法, 日本建築学会構造系論文集, 第80 巻 第711号, pp.767-777, 2015.5

6) Kuwada, R., Koetaka, Y. and Suita, K. : Plastic Deformation Capacity of Cold Press-Formed Shs Columns Determined by Local Buckling and Fracture, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.80, No.718, pp.1961-1970, 2015.12 (in Japanese)

桑田涼平, 聲高裕治, 吹田啓一郎: 局部座屈と破断をともなう冷間プレス 成形角形鋼管柱の塑性変形能力, 日本建築学会構造系論文集, 第80巻 第718 号, pp. 1961-1970, 2015. 12

 Sawamoto, Y.: Numerical Analysis of Steel Fracture under Impact Load, Journal of Structural Engineering, Vol.64B, pp.131-138, 2018.3 (in Japanese) 澤本 佳和: 衝撃荷重下での鋼材破断に関するシミュレーション,構造工学 論文集, Vol. 64B, pp. 131-138, 2018.3

- 8) Mizushima, Y., Mukai, Y., Namba, H., Taga, K., and Saruwatari, T.: Super-Detailed FEM Simulations for Full Scale Steel Structure Caused Fatal Rupture at its Joint Parts between Members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of ALJ), Vol.81, No.719, pp.61-70, 2016.1 (in Japanese) 水島靖典,向井洋一,難波尚,多賀謙蔵,猿渡智治:詳細有限要素モデル による接合部破断を生じた実大鋼構造物の応答シミュレーションー複数回 の強振動により累積損傷を受ける実大鋼構造3層骨組みの加振実験その1 -,日本建築学会構造系論文集,第81巻第719号, pp.61-70, 2016.1
- Huang, Y. and Mahin, S. : Evaluation of Steel Structure Deterioration with Cyclic Damaged Plasticity, Proceedings of 14WCEE, 2008
- Dufalilly, J. and Lemaitre, J. : Modeling Very Low Cycle Fatigue, International Journal of Damage Mechanics, Vol.4, pp.153-170, 1995
- 11) Umeda, T., Takatsuka, K., Suita, K. and Tanaka, T.: Deformation Capacity of Flange-welded Web-bolted Moment Connection Deformation Capacity of Welded Beam-to-column Connection Subjected to Repeated Plastic Strain Part 6, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.80, No.718 pp.1971-1979, 2015.12 (in Japanese)

梅田敏弘,高塚康平, 吹田啓一郎,田中剛: 混用接合型柱梁接合部の変形 能力ー塑性歪履歴を受ける鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力 その6-, 日本建築学会構造系論文集,第80巻 第718号, pp. 1971-1979, 2015. 12

- 12) LS-DYNAver971 User's Manual, 2007
- 13) Zhou, Z. and Kuwamura, H. : Geometrical and Metallurgical Notches of Welded Joints of Steel Beam-to-column Connections, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.74, No.637, pp.551-559, 2009.3 (in Japanese)

周志光,桑村仁:鉄骨柱-梁溶接接合部の形状ノッチおよび材質ノッチ (鉄骨接合部の応力・ひずみ状態 その4),日本建築学会構造系論文集, 第74巻 第637号, pp.551-559, 2009.3

- 14) Sawamoto, Y., Tanaka, N., Tsuji, Y. and Koshika, N.: Comparison of Evaluation Methods for Deformation Capacity of Beam-End Welds under Cyclic Deflection Amplitudes, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of Architectural Institute of Japan, Structures-III, pp.1011-1012, 2009.8 (in Japanese) 澤本 佳和, 田中直樹, 辻泰一, 小鹿紀英: 繰返し変位振幅を受ける梁端 溶接部の塑性変形能力評価法の比較検討, 日本建築学会大会学術講演梗概 集, C-3, pp.1011-1012, 2009.8
- 15) Sawamoto, Y. , Kiyokawa, T. , Tsuji, Y. and Koshika, N. : Comparison of Evaluation Methods for Deformation Capacity of Beam-End Welds under Cyclic Deflection Amplitudes Part.2 Subassemblage Test, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of Architectural Institute of Japan, Structures-III, pp.767-768, 2010.9 (in Japanese)

澤本 佳和, 清川貴世, 辻泰一, 小鹿紀英: 繰返し変位振幅を受ける梁端 溶接部の塑性変形能力評価法の比較検討 その2 部分骨組実験, 日本建築 学会大会学術講演梗概集, C-3, pp. 767-768, 2010.9

## EVALUATION ON PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF WELDED BEAM ENDS UNDER CYCLIC LOADING USING FE ANALYSIS

## Yoshikazu SAWAMOTO<sup>\*1</sup> and Makoto OHSAKI<sup>\*2</sup>

\*1 Kajima Technical Research Institute, Kajima Corp., M.Eng.
\*2 Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

In Tohoku earthquake (March 11, 2011), highrise steel buildings of the Tokyo downtown area shook for a long moment under the influence of long-period ground motion. To prevent damage under such ground motion, evaluation on deformation capacity of steel member (welded beam end, etc.) has been required under multi-cycle loading.

In this paper, deformation capacity of the welded beam-end is assessed by the FE analysis, considering fracture rule, which adopts both cyclic damage rule and monotonic damage rule. The cyclic damage rule is a fatigue damage law based on Continuum Damage Mechanics (CDM), and the monotonic damage rule is a damage rule for a large ductility factor equivalent to monotonic loading. The validity of this fracture rule is verified by the simulation of past experiments under cyclic loading. Two past experiments are selected. One is an element experiment using specimens modeling beam flange and web, in which tensile and compressive repeated force is applied in the axial direction. The other is a partial frame experiment using field welding type specimen having a ¼ circular weld access hole of R23 at the beam-end, in which increasing cyclic force is applied. For an element experiment, simulation analysis of monotonic force and constant amplitude repeated force is performed using FEM with solid elements and shell elements. As a result of the FE analysis, we can simulate the reduction of peak load, and it is found that the deformation capacity under multiple cyclic loading conditions can be evaluated. For a partial frame experiment, simulation analysis using shell elements is carried out. As a result of the FE analysis, it is found that a crack occurs at the toe of the weld access hole on the lower flange, and propagates in the flange width direction. Using FEM it is possible to simulate the situation where the welded beam-end fractures, and it has been verified that the load and deformation relationship of FE analysis had good agreement with test results.

In addition, we carries out a comparison between numerical results and the performance curves of the welded beam-end proposed by MLIT project (the project name; 27-2) and JSSC committee. It is demonstrated that a performance curve is possible to be evaluated considering effect of beam-end details using the proposed numerical method.

(2018年4月2日原稿受理, 2019年1月22日採用決定)