

## 繰り返し変位履歴を受ける梁端の局部座屈と破断を伴う鉄骨梁の塑性変形能力評価

Evaluation on Plastic Deformation Capacity of Welded Beam Ends with Local Buckling  
and Fracture under Cyclic Loading

澤 本 佳 和 久 保 田 淳

## 要 約

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から、長周期地震動が高層建築物に大きな影響を及ぼす可能性が指摘されている。鉄骨超高層建築物の長周期地震動下での耐震性を評価するためには、多数回繰り返し荷重下での鉄骨部材（梁端溶接部等）の変形能力を評価することが必要である。本論文では、疲労則と最大振幅則を考慮した破壊則を用い、さらに破断後のフランジの再接触を模擬できるようにした FEM 解析により梁端溶接部の変形能力を評価し、繰り返し荷重を行った既往の実験結果のシミュレーション解析を実施し、本解析手法の妥当性の検証を行った。また、梁ウェブ厚を変化させた解析を実施した結果、最大荷重からの荷重低下の主要因（局部座屈、き裂進展）がウェブの幅厚比と塑性率振幅の組み合わせに依存することがわかった。

## 目 次

- I. はじめに
- II. 破壊則と再接触のモデル化の概要
- III. 解析概要
- IV. まとめ

## I. 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、さらに、最近の地震動予測研究の進歩から、南海トラフを震源域とする巨大地震により、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あることが指摘されている。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できる力学性能に関して、国土交通省・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対する多数回繰り返し実験が行われている。この中で、実験データの整理により、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、著者ら<sup>5)</sup>は鉄骨造18層骨組を対象として、防災科学研究所兵庫耐震工学センターの実大三次元震動破壊実験施設 E-defense で建築物の崩壊までの振動台実験を実施している。この実験では最初に2階で発生した梁端破断が上階へ進展することにより、下層階の柱が長柱化し、下層骨組の変形増大に伴う  $P\Delta$  効果により崩壊に至っており、梁端破断の建築物の崩壊へもたらす影響は大きいと考えられる。

一般に鉄骨梁の終局状況としては、梁端溶接部の破断および梁端の局部座屈が考えられる。梁ウェブが薄い既存鉄骨梁に於いては、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。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。筆者の一人<sup>6)</sup>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>7)</sup>は、E-defense で実施された実大3層鋼構造建築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（塑性ひずみによる累積損傷度）を考察している。しかしながら、文献7)では実験で梁端破断が発生した時刻に要素が破断するよう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。

**キーワード：** 鋼構造、塑性変形能力、梁端溶接部、有限要素解析

**Keywords:** steel structure, plastic deformation capacity, weld beam end, FE analysis

また, Huang ら<sup>8)</sup>は低サイクル疲労を考慮した破壊則を適用した FEM を用い, 局部座屈と母材部の延性破壊の 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～数回の繰返しでの破断は検討されていない。そこで, 既報 9) では, Huang ら<sup>8)</sup>の破壊則を低サイクル疲労から単調載荷まで拡張した破壊則を考案し, 梁端溶接部に特有な材料特性を考慮することにより, 局部座屈も考慮して梁端溶接部が延性破壊する場合の FE 解析を用いた変形能力評価法を提案している。しかしながら, 梁端溶接部に於いて一方のフランジが引張で破断した場合でも破断した側が圧縮となる場合には, 再接触して, 大部分の梁端のモーメントの伝達が可能となるため, このような挙動を表現することも梁端の変形能力を精度良く評価するためには重要となる。また, 既報 9) では, 1 種類のスカラップ形式のみの解析しか行っておらず, 異なるスカラップ形式での応力集中についての検証をする必要がある。

本論では, 既報 9) とは異なるスカラップ形式 (応力集中度合) を対象として, 既往の多数回繰返し実験の破断後の再接触も考慮したシミュレーションを行い, 本評価法の妥当性を検証する。また, 上記評価手法を用いて, 梁ウェブが薄い場合での局部座屈性状が梁端破断により決定される多数回繰返し性能へ及ぼす影響について, パラメータスタディを実施して検討を行う。

## II. 破壊則と再接触のモデル化の概要

### 1. 破壊則の概要

今回使用する破壊則は, 既報 9) と同様で, 低サイクル疲労を考慮した疲労損傷則と単調載荷を含む一方の大きな振幅による破壊を考慮した最大振幅則から成る。

疲労損傷則は, 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>8) 10)</sup>を使用する。使用するモデルは, 文献 8) 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の値に固定して簡略化したもので, 定数を適切に設定すれば, Manson-Coffin 則を表現できる。疲労損傷による損傷度  $D$  は式(1)で評価される損傷度増分 ( $\dot{D}$ ) を各ステップで足し合わせて算定する。また, 損傷度  $D$  が閾値  $D_c$  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 7) 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,  $(1-D^n)$  倍される。ここで,  $n$  は破壊の進展速度に関わる定数で,  $D$  に  $n$  を乗じることで FEM 要素の劣化速度を調整できる。

最大振幅則は, 単調載荷を含む一方の大きな振幅による

破壊を考慮したモデル<sup>11)</sup>で, 最大振幅則による累積塑性ひずみ ( $\Delta \epsilon_p$ : Fig.1) は, 要素が引張を連続して受けている間だけ式(2)により足し合わされ, 式(3)を満たすと FEM 要素は破断したとみなされ, 削除されることとする。ここで, 式(2)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累積することを示し, 式(3)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  $(1-D^n) \epsilon_f$  に到達すると破壊に至るとした破壊条件である。

また, 破壊則に関して, 材料毎に与える定数は  $S, t, \epsilon_f, n$  の 4 つである。

疲労損傷則と最大振幅則の関係は完全に独立しているものではなく, 疲労損傷則で得られる損傷度  $D$  により, 最大振幅則の  $\Delta \epsilon_p$  が低減される関係にある。ゆえに, 多数回繰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, 破壊則としては疲労損傷則および最大振幅則を適用し, 疲労損傷則または最大振幅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

$$\dot{D} = \begin{cases} \left[ \frac{Y}{S} \right]^t \dot{\epsilon}_{pl} & p/\sigma_{eq} < -\frac{1}{3} \text{ のとき} \\ 0 & p/\sigma_{eq} \geq -\frac{1}{3} \text{ のとき} \end{cases} \quad (1)$$

ここで,

$\dot{D}$ : 損傷度増分

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

$\epsilon^{el}$ : 弾性ひずみ

$K^{el}$ : 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)

$\dot{\epsilon}_{pl}$ : 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)

$$\Delta \epsilon_p = \sum \dot{\epsilon}_{pl} \quad p/\sigma_{eq} < -\frac{1}{3} \text{ のとき} \quad (2)$$

$$\Delta \epsilon_p \geq (1-D^n) \epsilon_f \quad (3)$$

ここで,

$\epsilon_f$ : 単調載荷時の破断真ひずみ (対数ひずみ)

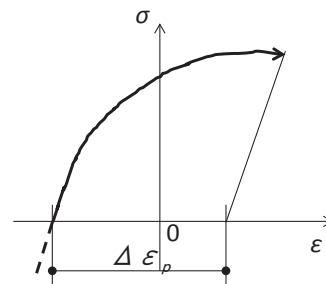


Fig.1 累積塑性ひずみ (Accumulated Plastic Strain ( $\Delta \epsilon_p$ ))

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、上記破壊則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。

## 2. 再接触のモデル化の概要

今回の解析では、引張破断後の再接触を考慮する。前述のように破壊に達した FEM 要素は削除されるため、要素間にはすき間が発生する。破断後の再接触をモデル化するためには、削除された要素間にすき間が発生している状態で圧縮力を伝達する必要がある。ここでは、圧縮力の伝達のため、Fig.2 に示す圧縮力のみ抵抗するばね要素を用いる。ばね要素は FEM 要素が削除された後に有効となるように、圧縮変形  $\delta_i$  に到達するまでは抵抗力はゼロであり、対応する板要素の降伏荷重  $P_y$  に達するとその後の抵抗力は一定となっている。以下では、シェル要素に Fig.2 のばね要素を考慮する。

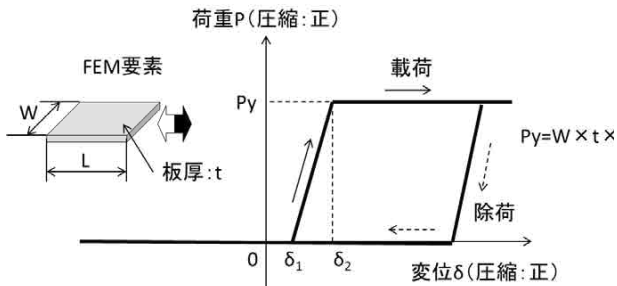


Fig.2 再接触ばね要素 (Re-contact Spring Model)

## III. 解析概要

ここでは、著者らが実施した一定振幅で繰り返し変形を加える構造実験 (定振幅繰り返し)<sup>13) 14)</sup> の一部について、提案した解析手法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破壊則を考慮した混合硬化則を用いる。

### 1. 要素実験の解析

#### (1) 概要

要素実験<sup>13)</sup> は梁フランジ・ウェブの一部を模擬した実験で、Fig.3 に示すように A 側を固定し、B 側の材軸方向に引張・圧縮の強制変位を繰り返し与えている。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面を面外に移動しないように拘束している。鋼種は SM490A を用いた。また、梁ウェブとフランジ間はずみ肉溶接として、端部 (スカラップ底) は回し溶接とし、スカラップ底に応力が集中しないように R 仕上げとしている。また、梁端溶接部のエンドタブはフラックスタブとし、余盛と裏当て金は溶接後に除去している。以下の解析では、単調荷重およびひずみ振幅  $\varepsilon_a=1, 2, 3, 6\%$  ( $\varepsilon_a = \delta_a/L$ ;  $L=50\text{mm}$ ) とした一定振幅繰り返し荷重の解析 (荷重パターン: 5 ケース) を実施する。なお、実験では単調荷重と定振幅繰り返し荷重 ( $\varepsilon_a=1, 3\%$ ) のみの 3 体を実施している。

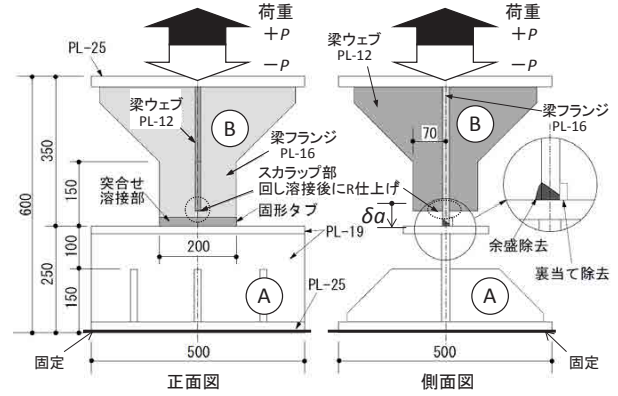


Fig.3 試験体形状 (Shape of Specimen)

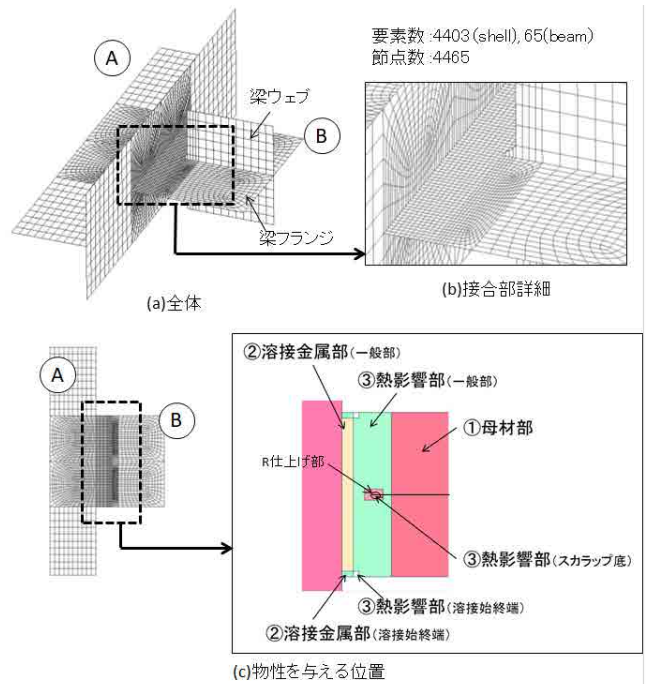


Fig.4 有限要素モデル [シェル要素] (FE-Model (Shell Element))

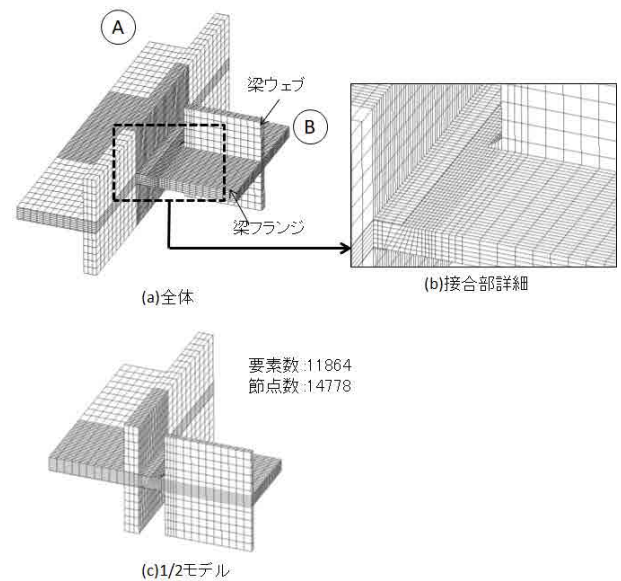


Fig.5 有限要素モデル [ソリッド要素] (FE-Model (Solid Element))



(2) 解析モデル

解析モデルは、Fig.3 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ている。ここで、シェル要素を用いたのは、板厚方向の破壊(き裂)の伝搬現象を追うことはできないが、ソリッド要素と比較して簡易な(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、既報9) ではシェル要素を用い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としている。ここでは、改めてシェル要素とソリッド要素の比較を行い、下記解析でシェル要素を用い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.4, 5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モデルとする。メッシュサイズは既報9)と同様に、スカラップ底と柱フランジ間を10分割以上できる2.0~3.0mm程度のサイズとする。また、試験体では梁端の余盛は除去されているが、高さ0.5mm程度は残っているため、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ている。また、ウェブの回し溶接部のR部については、試験体と同様な形状でモデル化している。また、シェル要素の解析では熱影響部の板厚を変動させたモデルとする。これは、板厚を変動係数10%の正規分布に従い与えたもので、既報9)にてランダ

Table 1 材料定数 (Material Properties (Beam Flange))

	降伏点 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	疲労則		最大 振幅則	共通
			S	t	$\epsilon_f$	
①母材	355	522	1.8	10.0	0.90	2.0
②溶接金属	357			3.9	0.54	
③熱影響部	355			2.4	0.36	2.0
スカラップ底 溶接始末端				1.2		

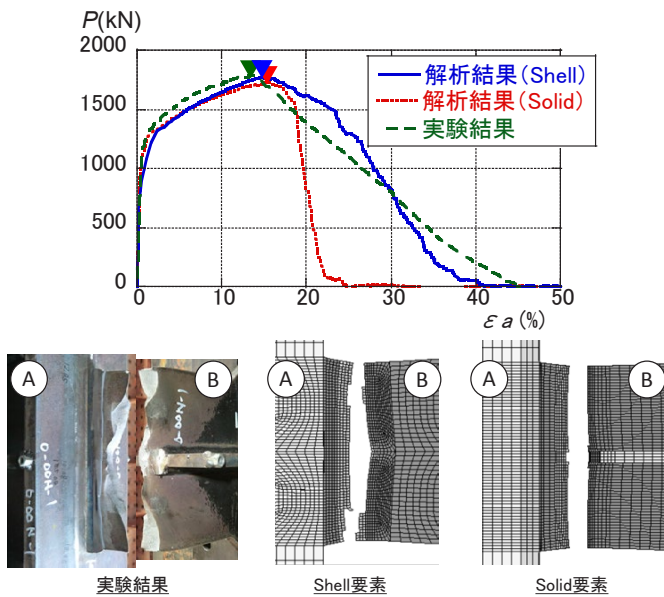


Fig.6 実験結果と解析結果[単調荷荷]

(Test and Numerical Results ( Monotonic Loading))

ムなき裂の進展が模擬できることを確認している。境界条件は実験と同様に A 側の材軸方向変位を固定し、B 側の材軸方向に強制変位を加える。破壊則の材料定数 ( $S, t, \epsilon_f, n$ ) は、既報9)と同様に Fig.4(c)の物性を与える位置(母材部, 熱影響部[スカラップ底, 溶接始末端, 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。

(3) 単調荷荷の解析

解析結果の荷重・変形関係および終局状況について、Fig.6に示す。▼は最大荷重時を示す。なお、単調荷荷のため、シェル要素の解析は再接触非考慮で実施している。

実験および解析ともスカラップ底から入ったき裂が進展

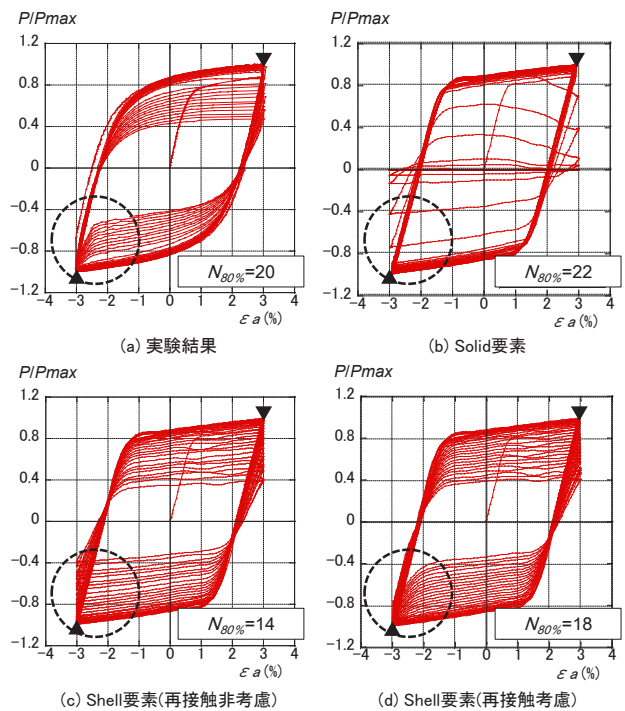


Fig.7 実験結果と解析結果[一定振幅繰返し荷荷]

(Test and Numerical Results (Constant Amplitude Loading))

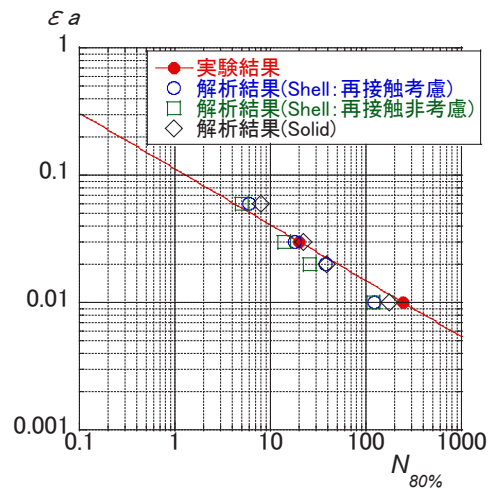


Fig.8 ひずみ振幅と繰返し数の関係

(Strain Amplitude and Repetition Number Relationship)

することにより、梁端フランジの破断に至っている。荷重・変形関係では、実験結果とシェル要素の解析結果が荷重低下領域も含め良く一致しているが、ソリッド要素は最大荷重以降に急激に荷重低下している。また、終局状況では実験結果とシェル要素では破断線がギザギザしている点も良く一致している。ソリッド要素では要素破断が一举に生じて破断線がほぼ直線となり、急激な荷重低下が生じると考えられる。

(4) 一定振幅繰り返し载荷の解析

Fig.7にひずみ振幅  $\epsilon_a=3\%$  の荷重・変形関係を示す。また、Fig.8には、ひずみ振幅  $\epsilon_a$  と荷重が最大荷重の80%に低下するまでの繰り返し数  $N_{80\%}$  の関係を示す。Fig.8の実線は実験結果を結んだ線である。なお、再接触を考慮した解析では、Fig.2の  $\delta_1=0.4\text{mm}$ ,  $\delta_2=0.5\text{mm}$  とした。

Fig.7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、実験結果とシェル要素を用いた解析では良い対応をしている。また、ソリッド要素を用いた解析では実験結果よりも荷重が急激に低下していることがわかる。また、シェル要素での再接触の考慮・非考慮では、再接触を考慮した方が実験結果の荷重・変形関係の○印で示している部分の圧縮側の再接触による荷重上昇を良く表している。

Fig.8を見ると、シェル要素の再接触考慮では小さな振幅レベル ( $\epsilon_a=1\%$ ) で実験結果の  $N_f$  よりもやや小さく、ソリッド要素では大きな振幅レベル ( $\epsilon_a=6\%$ ) でやや大きくなっているが、両解析結果とも実験結果と良く一致している。また、シェル要素の再接触非考慮の場合では振幅レベルが小さくなるにつれ ( $\epsilon_a=3\rightarrow 1\%$ )、実験結果との乖離が大きくなる。これは、再接触を考慮していないため、削除された要素に隣接する要素に圧縮時にも局所的な引張力が作用し、その時の損傷度も累積されているためであると考えられる。

以上より、シェル要素（再接触考慮）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、以降の解析にはシェル要素（再接触考慮）を用いて行う。

2. 部分骨組実験の解析

(1) 概要

部分骨組実験<sup>14)</sup>の試験体は、内ダイアフラムの現場溶接形式で、梁端のスカラップは複合円 (R25+回し溶接部をR10で仕上げ) となっている。梁端の溶接はエンドタブをフラックスタブとして炭酸ガスアーク溶接としている。鋼種はSM490Aである。試験体形状および梁端ディテールをFig.9に示す。試験体のウェブボルトは梁全断面を考慮した全塑性耐力時に滑らないよう設計されている。

解析モデルは、Fig.4のシェル要素の場合と同様にモデル化を行う (Fig.10)。スカラップ部も試験体と同様のR25+R10の複合円となるようにモデル化している。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0.1mm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。破壊則の材料定数 ( $S, t, \epsilon_f, n$ ) 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。载荷は実験と同様に基準変形  $\delta_p$  を基に、一定振幅  $1.3\delta_p, 2\delta_p$  (塑性率  $\mu: 1.3$ ,

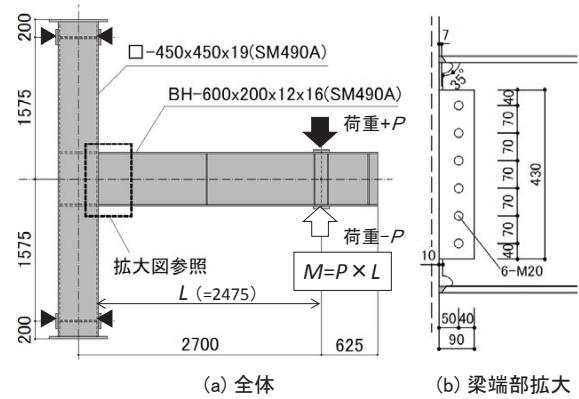


Fig.9 試験体形状 (Shape of Specimen)

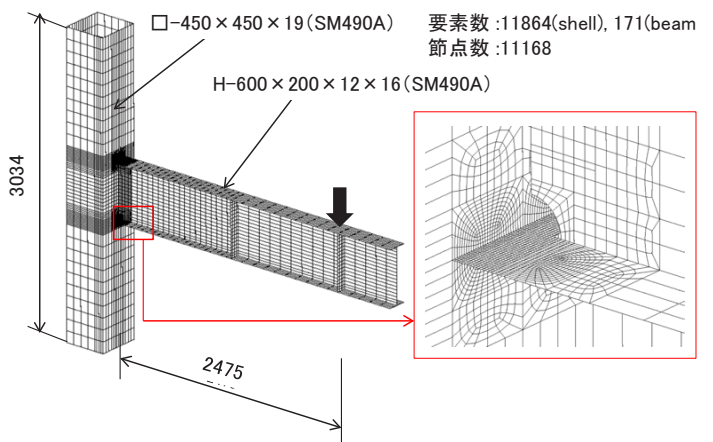


Fig.10 有限要素モデル (FE-Model)

Table 2 材料定数 (Material Properties (Beam Flange))

	降伏点 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	疲労則		最大 振幅則 $\epsilon_f$	共通 $n$
			S	t		
①母材	362	522	1.8	10.0	0.92	2.0
②溶接金属				2.0		
一般部				1.3		
溶接始末端				2.0		
③熱影響部				1.1		
一般部				1.3		

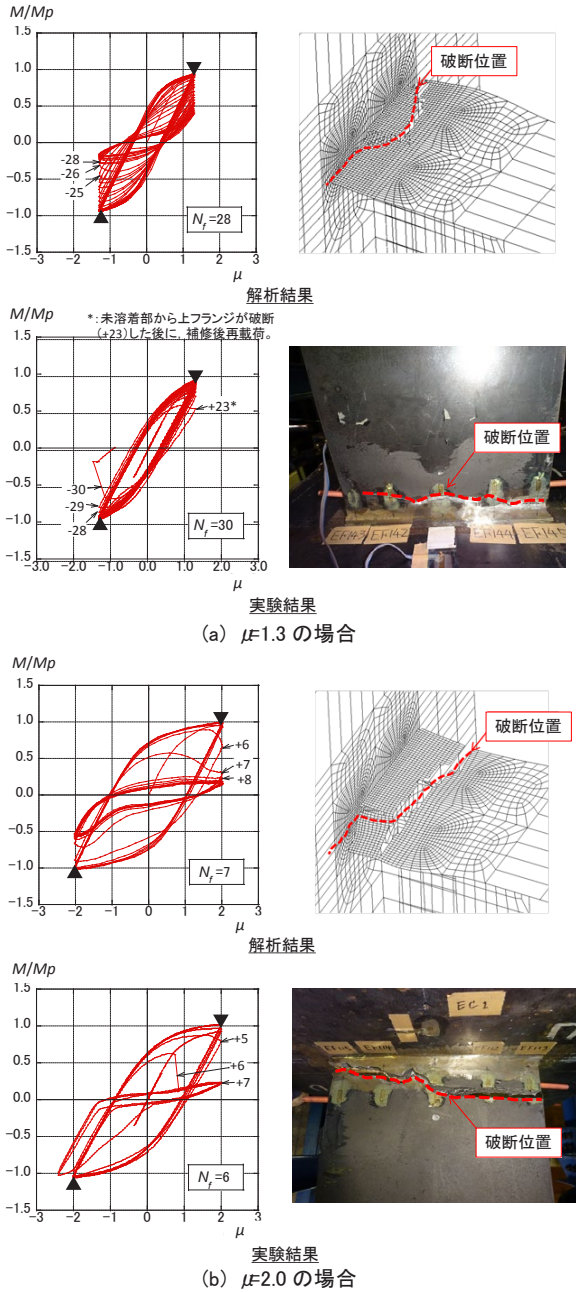


Fig.11 実験結果と解析結果 (Test and Numerical Results)

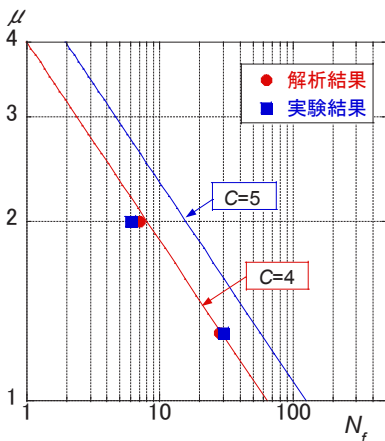


Fig.12 塑性率と繰り返し数の関係 (Ductility Factor Amplitude and Repetition Number Relationship)

2.0) を実施する。δ<sub>p</sub> は梁全塑性耐力 M<sub>p</sub> の時の変形である。

(2) 解析結果

解析結果の M/M<sub>p</sub>-μ 関係を Fig.11 に示す。Fig.11 には実験結果の M/M<sub>p</sub>-μ 関係および破壊状況 (実験, 解析) も示す。Fig.11 の梁変形は、全体変形から梁のみの変形を分離したものである。また、Fig.11 には破断までの繰り返し数 N<sub>f</sub> を示している。▼▲は最大荷重時を示す。一定振幅 1.3δ<sub>p</sub> の実験では、正載荷の 23 サイクルで未溶着部から発生したき裂が進展し、フランジ破断に至ったため、再度、破断部を補修溶接後に再載荷している。このため、負荷荷側を解析との比較対象とする。

実験および解析ともスカラップ底から発生したき裂が成長し、梁端の溶接始末端からのき裂と合流して梁全幅の破断に至っている。Fig.11(a)より、一定振幅 1.3δ<sub>p</sub> の場合での実験および解析での荷重変形関係を比較すると、実験では破断時に大きく荷重が低下しているのに対して、解析では徐々に荷重が低下している。また、Fig.11(b)より、一定振幅 2.0δ<sub>p</sub> の場合では実験および解析でフランジの再接触による荷重上昇が見られる。解析での再接触での荷重上昇は実験と比較してやや小さいが、荷重上昇の傾向を良く捉えている。

また、Fig.12 に解析結果と実験結果の μ・N<sub>f</sub> 関係を示す。図中には、文献 1) で提案されている性能曲線も示す。Fig.12 より、実験と解析の破断までの繰り返し数 N<sub>f</sub> は、μ=1.3 で 30 と 28、μ=2.0 で 6 と 7 とほぼ等しく、文献 1) での C=4 の性能曲線 (スカラップ有りの設計式) とほぼ一致している。C=5 がスカラップ有の既往の実験データから求めた実験式であることを考慮すると、今回の試験体の実験・解析データの変形能力は小さくなっているが、これは余盛や裏当て金を除去

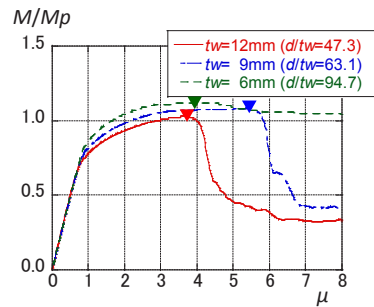


Fig.13 M/M<sub>p</sub>-μ 関係 [単調振幅; tw=6mm] (M/M<sub>p</sub>-μ Relationship (Monotonic Loading))

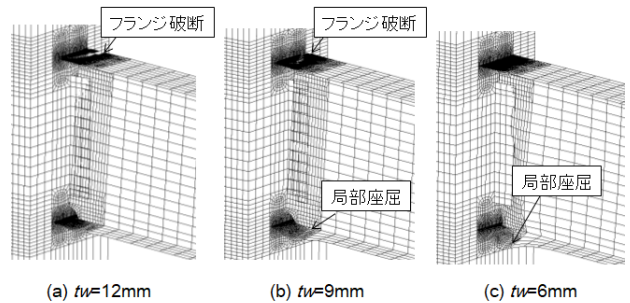


Fig.14 破壊状況 [単調振幅] (Fracture State (Monotonic Loading))



していることが一因であると考えられる。

(3) 梁ウェブ厚を変化させた解析

ここでは、Fig.10 の解析モデルの梁ウェブ厚を  $t_w=6, 9, 12\text{mm}$  (ウェブ幅厚比: 94.7, 63.1, 47.3) と変化させた解析を実施し、梁ウェブが薄い場合での局部座屈性状が梁端破断により決定される多数回繰り返し性能へ及ぼす影響について検討を行う。最初に、単調载荷の解析を実施し、単調载荷での破壊性状を確認後に、一定振幅载荷の解析を実施する。一定振幅载荷の塑性率振幅  $\mu$  としては  $\mu=1.3, 2.0, 2.5, 3.0$  の4水準を実施する。

①単調载荷の解析

Fig.13 に解析結果の  $M/M_p-\mu$  関係を、Fig.14 に終局状況を示す。▼は最大荷重時を示す。ウェブ厚  $t_w$  が薄くなるにつれ、終局状況がフランジ破断→フランジ破断+局部座屈→局

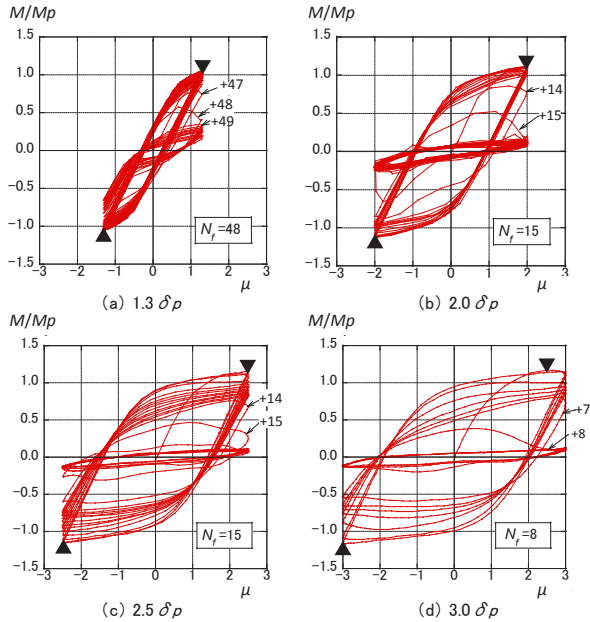


Fig.15  $M/M_p-\mu$  関係[一定振幅繰り返し载荷;  $t_w=6\text{mm}$ ]  
( $M/M_p-\mu$  Relationship (Constant Amplitude Loading;  $t_w=6\text{mm}$ ))

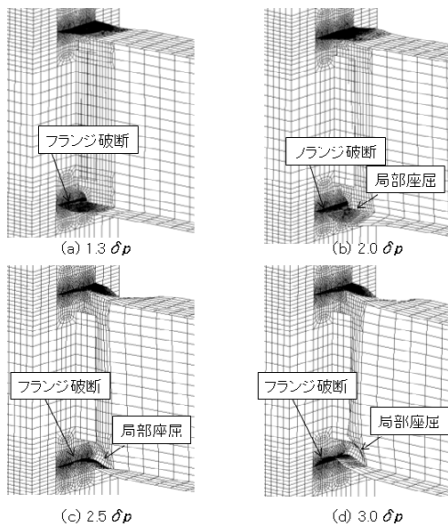


Fig.16 破壊状況[一定振幅繰り返し载荷;  $t_w=6\text{mm}$ ]  
(Fracture State (Constant Amplitude Loading;  $t_w=6\text{mm}$ ))

部座屈と変化しており、終局状況により最大荷重時の塑性率も異なっていることがわかる。

②一定振幅繰り返し载荷の解析

Fig.15 に梁ウェブ厚  $6\text{mm}$  の場合の解析結果の  $M/M_p-\mu$  関係を、Fig.16 に終局状況を示す。▼▲は最大荷重時を示す。

終局状況を見ると、ウェブ厚  $6\text{mm}$  の場合では塑性率振幅が大きくなるにつれてフランジ破断からフランジ破断+局部座屈のモードに変化し、徐々に局部座屈が大きくなることがわかる。また、最大荷重からの荷重低下の大きな要因としては、塑性率振幅  $\mu=2.5$  と  $3.0$  では局部座屈、 $\mu=1.3$  と  $2.0$  ではき裂進展(破断)である。

また、梁ウェブ厚  $9\text{mm}$  と  $12\text{mm}$  の場合では、塑性率振幅に依らず、き裂進展(破断)が最大荷重からの荷重低下の大きな要因であった。

Fig.17 に解析結果の  $\mu \cdot N_f$  関係を示す。図中の直線は梁ウェブ厚毎の  $\mu \cdot N_f$  関係の解析結果の傾きの平均値を基に描画したものである。ただし、 $t_w=6\text{mm}$  の場合には前述のように破壊モードが異なるため、2つのデータ毎の傾きとした。

Fig.17 より、梁ウェブ厚が薄くなるにつれて、梁ウェブの曲げ分担割合の減少するため、破断までの繰り返し数が小さくなっている。また、 $t_w=6\text{mm}$  の場合には2つのデータに分かれているが、ほぼ同じ傾きにてデータが並んでいる。特に、 $t_w=6\text{mm}$  の場合には、 $\mu=2.0$  と  $2.5$  で同じ  $N_f$  となっている。これは、ウェブ厚(ウェブ幅厚比)と塑性率振幅の関係により、梁端破断までに至る主要モードが局部座屈かき裂進展かで異なるために生じた現象であると考えられる。

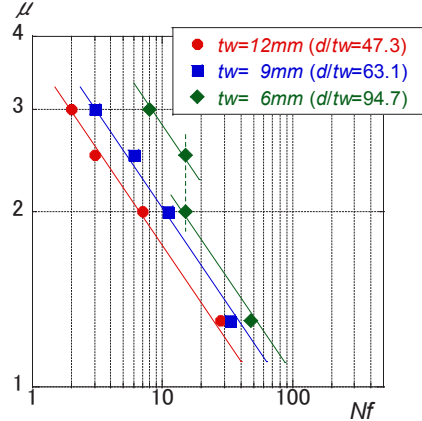


Fig.17 塑性率と繰り返し数の関係  
(Ductility Factor Amplitude and Repetition Number Relationship)

IV. 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载荷までを考慮した破壊則を適用した弾塑性有限要素解析(FEM)に着目し、既報9)とは異なるスラップ形式での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要素実験および部分骨組実験の解析を実施することに

より、提案した破壊則を用いて、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。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定振幅繰り返し載荷の解析を実施し、両解析結果を比較した結果、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。また、シェル要素でフランジの再接触を模擬することにより、より高精度の解析が可能である。

③部分骨組の定振幅繰り返し載荷のシミュレーションを行った結果、本解析手法により、梁ウェブの曲げモーメント伝達効率等の梁端ディテールの影響も含めた性能曲線を評価可能である。

④梁ウェブ厚をパラメータとした部分骨組の定振幅繰り返し載荷の解析を実施した結果、最大荷重からの荷重低下の主要因（局部座屈、き裂進展）がウェブの幅厚比と塑性率振幅の関係に依存する。

今後は、梁端溶接部の変形能力評価の更なる精度向上のため、異なる接合部形式（ディテール）に対する繰り返し変位載荷での解析を実施する予定である。

#### 参考文献

- 1) 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) 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. 111，2016. 12，pp. 21-56.

- 3) 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，2016. 9，pp. 1541-1551.
- 4) 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，2016. 5，pp. 917-927.
- 5) 久保田淳，高橋元美，鈴木芳隆，澤本佳和，聲高裕治，伊山潤，長江拓也：鉄骨造18層骨組を対象とした振動台実験における長周期地震動による骨組崩壊挙動，日本建築学会構造系論文集，第83巻，第746号，2018. 4，pp. 625-636.
- 6) 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，2018. 3，pp. 131-138.
- 7) 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—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，2016. 1，pp. 61-70.
- 8) Huang, Y. and Mahin, S.: Evaluation of Steel Structure Deterioration with Cyclic Damaged Plasticity, Proceedings of 14WCEE, 2008.
- 9) 澤本 佳和：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，鹿島技術研究所年報，第63号，2015. 11.
- 10) Dufailly, J. and Lemaitre, J. : Modeling Very Low Cycle Fatigue, International Journal of Damage Mechanics, vol.4, 1995, pp.153-170.
- 11) 日本建築学会：鉄骨の破断現象はどこまで解明されたか、当面の対策技術，日本建築学会大会構造部門（鋼構造）パネルディスカッション資料，2000. 9，pp. 37-58.
- 12) LS-DYNAver971 User's Manual, 2007.
- 13) 清川貴世，澤本佳和，久保田淳，鈴木芳隆：欠陥を有する溶接接合部の変形性能評価法に関する研究（その1）要素実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，2015. 9，pp. 1049-1050.
- 14) 清川貴世，澤本佳和，久保田淳，鈴木芳隆：欠陥を有する溶接接合部の変形性能評価法に関する研究（その2）部分骨組実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，2016，pp. 1087-1088.

## Evaluation on Plastic Deformation Capacity of Welded Beam Ends with Local Buckling and Fracture under Cyclic Loading

*Yoshikazu Sawamoto and Jun Kubota*

In the Great East Japan Earthquake on March 11, 2011, high-rise steel buildings in downtown Tokyo shook for a long time under the influence of long-period ground motion. To prevent damage under such ground motion, it is necessary to evaluate the deformation capacity of steel members (welded beam ends, etc.) under multi-cycle loading.

In this paper, the deformation capacity of welded beam ends is assessed by FE analysis, considering the fracture rule, which includes both the fatigue damage rule and the maximum amplitude rule, and re-contact of the flange after fracture is simulated. We conduct a simulation analysis of past experimental results and verify the validity of our analysis method. In addition, as a result of conducting the analysis for various beam web thicknesses, we demonstrate that the main factors (local buckling, crack propagation) of the load reduction from the maximum load depend on the combination of the web thickness ratio and the ductility factor amplitude.