

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 FEM Analysis

澤 本 佳 和

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、繰り返し加力を行った既往の実験結果のシミュレーション解析により、破壊則の妥当性の検証を行った。また、FEM解析結果と国交省・基準整備促進事業（プロジェクト番号27-2）での性能曲線（塑性率振幅と破断までの繰り返し数の関係）の提案式との比較を行った結果、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ことがわかった。

目 次

- I. はじめに
- II. 破壊則の概要
- 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、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など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、国交省・基準整備促進事業（27-2）¹⁾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、スカラップの有無等の梁端ディテール毎に梁端溶接部の変形能力評価式が提案されているが、梁ウェブの曲げモーメント伝達効率等の影響については示されていない。また、山田ら²⁾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。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。Huangら³⁾は低サイクル疲労を考慮し

た破壊則を適用した弾塑性有限要素解析（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加力を含む大きな振幅による1回～数回の繰り返しでの破断については検討されていない。

本論では、Huangら³⁾の破壊則を低サイクル疲労から単調加力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解析を行い、本評価法の妥当性を検証する。

II. 破壊則の概要

低サイクル疲労を考慮した破壊則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ポイド（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³⁾⁴⁾を使用した。使用したモデルは、文献3)によるCDMモデルで、文献4)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で、定数を適切に設定すれば、Manson-Coffin則を表現できる。

疲労則による損傷度 D は(1)式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要素は破断したと見なされ、削除されることとした。また、ステップ毎に算定される応力は、ポイドの発生・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材料定数で、今回新たに導入した。

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回程度を対象とするの

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, welded beam end, FEM analysis

で、単調加力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、疲労則に加えて、単調加力を含む大きな振幅による破壊を考慮した最大振幅則⁵⁾のモデルも新たに導入した。

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(2)式により足し合わされ、(3)式を満たすとFEM要素は破断したと見なされ、削除されることとした。

ここで、破壊則に関して、材料毎に与える定数はS, t, ϵ_f , nの4つである。

(疲労則)

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

ここで、

\dot{D} : 損傷度増分

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

ϵ^{el} : 弾性ひずみ

D^{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/σ_{eq} : 応力三軸度

(p: 静水圧, σ_{eq} : Misesの相当応力)

(最大振幅則)

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

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

ここで、

ϵ_f : 単調加力時の破断真ひずみ

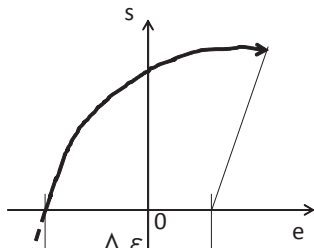


Fig.1 累積塑性ひずみ ($\Delta \epsilon_p$) (Accumulated Plastic Strain)

以上のように、今回の弾塑性有限要素解析では、破壊則としては疲労則および最大振幅則を適用し、疲労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、亀裂の進展が表現されるものとした。なお、解析には汎用有限要素解析プログラム LS-DYNA⁶⁾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した。

III. 解析概要

ここでは、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)⁷⁾⁸⁾の一部について、提案した破壊則を用いて、シミュレーション解析を行う。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た。

1. 要素実験の解析

(1) 概要

要素実験⁷⁾は梁フランジ・ウェブの一部を模擬した実験で、材軸方向に引張・圧縮の繰り返し加力を行ったものである(Fig.2)。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、フランジが面外に移動しないようにした。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、端部(スカラップ底)は回し溶接とした。エンドタブはフラックス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スタブあるいはスチールタブの2ケースを実施した。

(2) 単調加力・漸増加力の解析

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、シェル要素あるいはソリッド要素でモデル化し、単調加力と漸増変位振幅正負交番繰り返し加力(以下、漸増加力、塑性率2, 4, 6での繰り返し;圧縮側より加力)の解析を実施した。ここで、シェル要素を用いたのは、板厚方向の破壊(亀裂)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る。また、要素には完全積分要素⁹⁾を用いた。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1/4モデルとした。メッシュサイズは、文献3)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2.0mm~3.0mm程度のサイズとした。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モデル化した。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した。スチールタブ部分は、溶接金属の部分(余盛)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モデル化した(Fig.3(b)(c))。

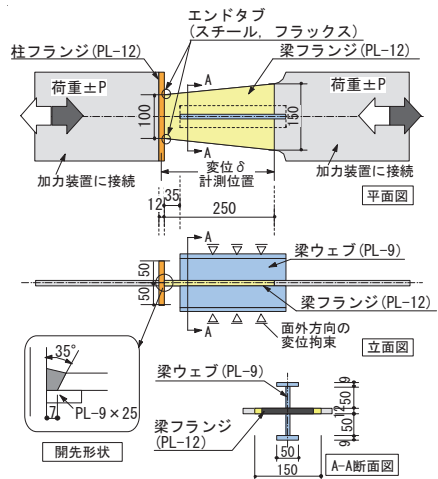


Fig.2 試験体形状 (Shape of Specimen)

境界条件は、左端の材軸方向変位を固定し、右端の材軸方向に強制変位を加えた。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した。

破壊則の材料定数 (S, t, ϵ_f, n) 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 のように設定した。溶接金属および熱影響部の降伏点・引張強さは母材と同じ値とした。また、き裂進展のランダム性を模擬するために、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行った。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、単調加力の場合をFig. 5に、漸増加力の場合を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、▼▲は最大荷重時を示し、×は破断時を示す。

解析では、実験結果と同様に、スカラップ底からき裂が入り、それが進展することにより荷重低下に至った。Fig. 5の単調加力時の解析結果を実験結果と比較すると、破断時の変形はソリッド要素では実験結果と同じかやや大きめに、シェル要素ではやや小さめに評

価する傾向にあることがわかった。また、漸増加力 (Fig. 6) 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、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、実験結果よりもやや小さな変形能力を与える場合もあるが、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表現できることがわかった。

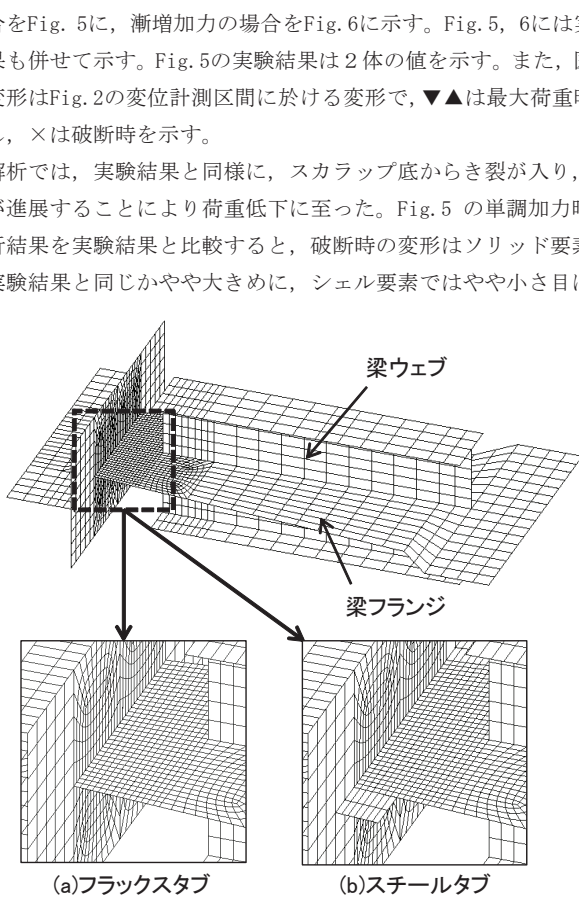


Fig.3 解析モデル (シェル要素)
(Analytical Model; Shell Element)

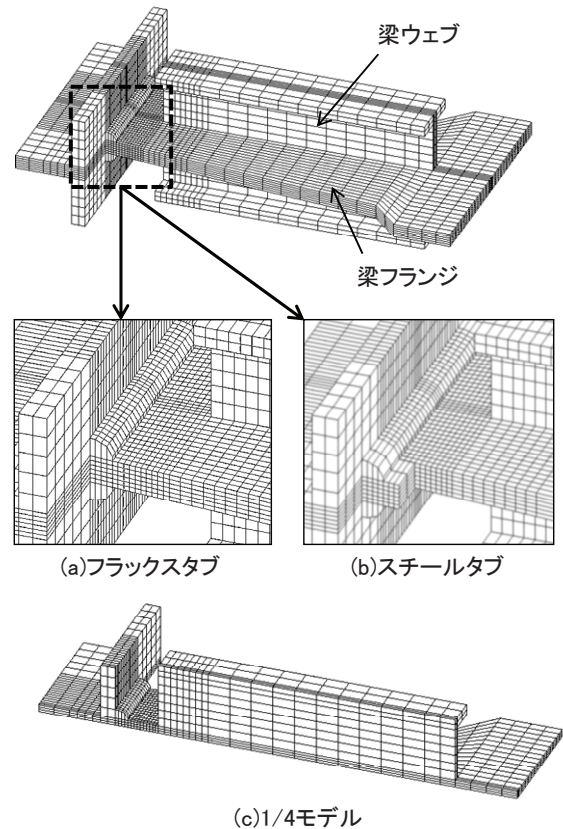


Fig.4 解析モデル (ソリッド要素)
(Analytical Model; Solid Element)

Table 1 解析入力値 (梁フランジ: SN490B)
(Analytical Input Values)

| | 降伏点 (N/mm ²) | 引張強さ (N/mm ²) | 疲労則 | | 最大 振幅則 | | 共通 |
|------|-----------------------------|------------------------------|-----|------|--------------|------|-----|
| | | | S | t | ϵ_f | n | |
| 母材 | 355 | 535 | 1.8 | 10.0 | 1.05 | 2.0 | |
| 溶接金属 | 355 | 535 | 1.8 | 5.9 | 0.71 | 2.0 | |
| 熱影響部 | 一般部 | 355 | 535 | 1.8 | 5.9 | 0.71 | 2.0 |
| | スカラップ底 | 355 | 535 | 1.8 | 2.1 | 0.71 | 2.0 |
| | 溶接始末端 | 355 | 535 | 1.8 | 3.4 | 0.71 | 2.0 |
| | フラックス | 355 | 535 | 1.8 | 3.6 | 0.71 | 2.0 |
| | スチール | 355 | 535 | 1.8 | 3.4 | 0.71 | 2.0 |

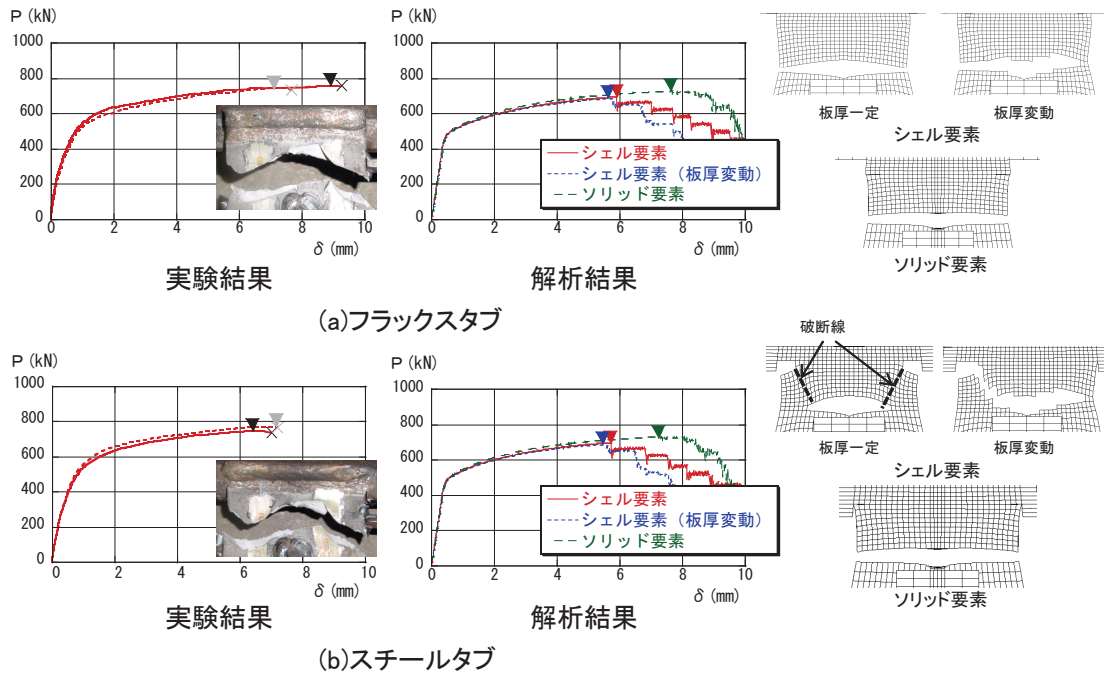


Fig.5 実験・解析結果 (単調加力)
(Test and Analytical Results; Monotonic Loading)

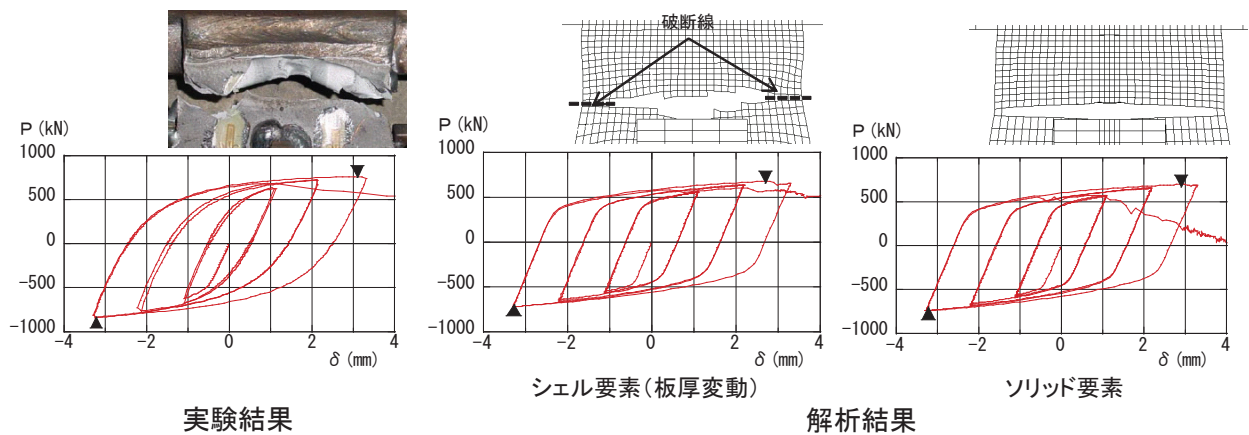


Fig.6 実験・解析結果 (漸増加力; フラックスタブ)
(Test and Analytical Results; Cumulative Amplitude Loading)

(3) 一定振幅加力の解析

ここでは、塑性率振幅 (μ) を 2, 4, 6, 8 の 4 水準とした場合の解析を実施した (圧縮側より加力)。解析は、シェル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た。

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 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% 程度低下するまで加力を行った。Fig. 7 には荷重が最大荷重の 90% 低下するまでの繰り返し数 ($N_{90\%}$) を示した。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 ($N_{90\%}$) の関係を示す。

解析での最初いき裂発生は、塑性率 8 では最大振幅則、塑性率 2~6 では疲労則によるものであった。

また、Fig. 7 では解析での折れ曲がり点の荷重の値が実験結果よりもやや大きくなっているが、亀裂発生による荷重低下が始まる変形については、実験結果と解析結果で良い対応をしている ($\mu=6.0$ および 8.0 の結果参照)。また、Fig. 8 より塑性率振幅 (μ) と繰り返し数 ($N_{90\%}$) の関係は、フラックスタブの小振幅の場合で解析結果が実験結果よりやや大き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ことが分かった。

2. 部分骨組実験の解析

(1) 概要

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 R 23mm 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た。鋼種は SM490 である。試験体形状および梁端ディテールを Fig. 9 に示す。

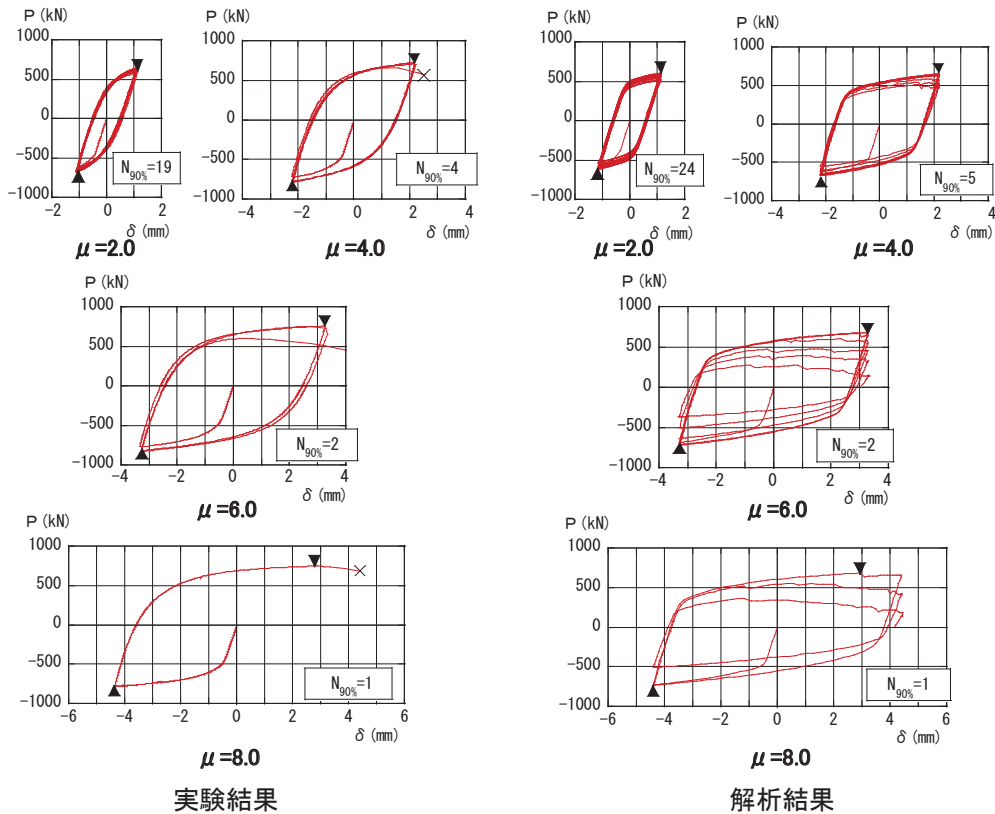
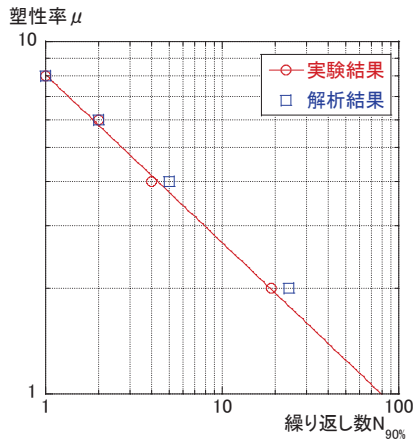
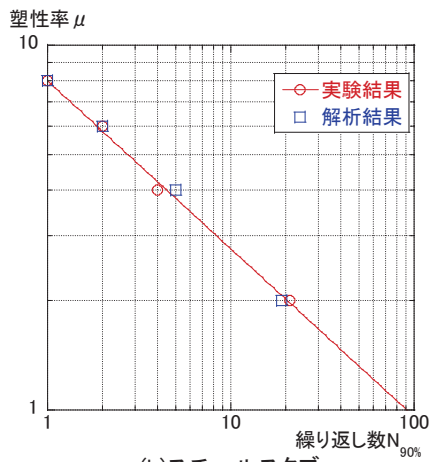


Fig.7 実験・解析結果 (定振幅加力; フラックスタブ)
(Test and Analytical Results; Constant Amplitude Loading)



(a)フラックスタブ



(b)スチールスタブ

Fig.8 塑性率振幅・繰返し数関係 (要素実験)
(Relationship between Ductility Factor Amplitude and Repetition Number)

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った (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モデル化した。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) となるように設定した。

破壊則の材料定数 (S, t, ε 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に示す値を与えた。

解析では、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た。また、加力スケジュールは、実験と同様に、実験時の基準変形 δ p をもとに、2, 4, 6 δ 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した。

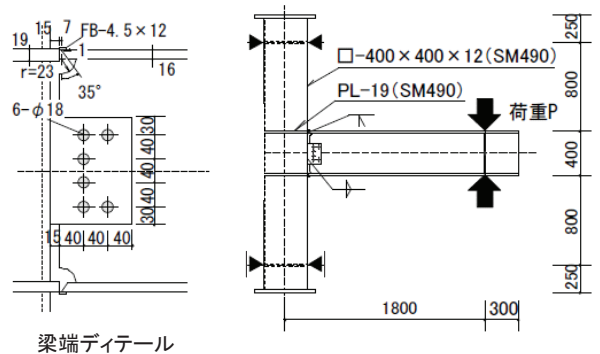


Fig.9 試験体形状
(Shape of Specimen)

(2) 解析結果

解析結果の梁先端荷重・梁変形関係を Fig. 11 に示す。Fig. 11 には実験結果も示す。実験および解析での破断状況を Fig. 12 に示す。Fig. 11 での梁変形は、全体変形から梁のみの変形を分離したものである。実験では、-3cycle (4 δ p) で下フランジのスカラップ底にき裂が発生し、その後、+4cycle (4 δ p) で上フランジのスカラップ底にき裂が発生し、上フランジの亀裂が長さ約 40 mm 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)。

解析では、実験と同様に、-3cycle (4 δ p) で下フランジのスカラップ底にき裂が発生し、その後、+4cycle (4 δ p) 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、上フランジの梁端溶接部がフランジ全幅にわたり破断した。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)。

以上より、解析結果が実験結果と比較して、損傷の進展が若干早いものの、き裂発生および荷重低下の時期と進展状況について、解析と実験結果は、梁先端荷重・梁変形関係上で良い対応を示すことがわかった。

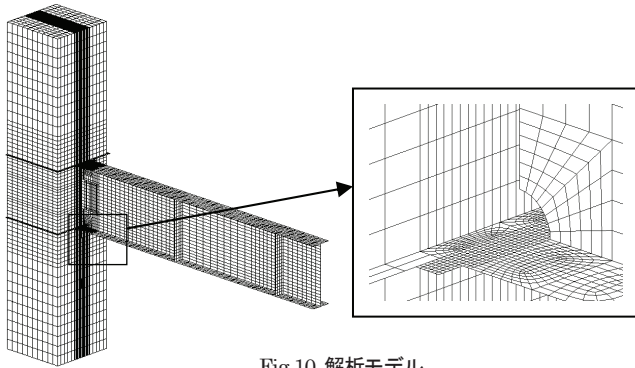
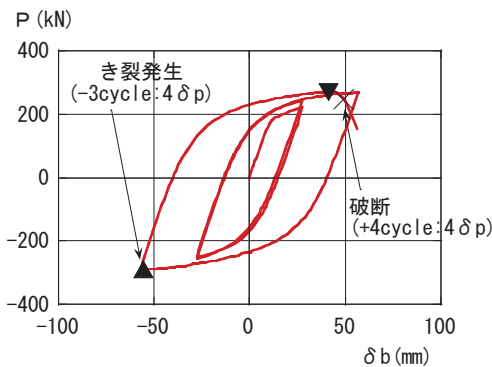


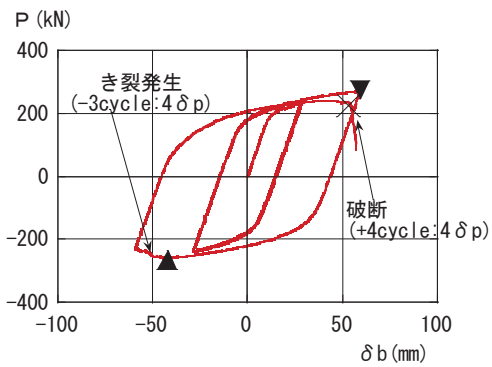
Fig.10 解析モデル (Analytical Model)

Table 2 解析入力値 (梁フランジ: SM490) (Analytical Input Values)

| | 降伏点 (N/mm ²) | 引張強さ (N/mm ²) | 疲労則 | | 最大振幅則 | 共通 | |
|------|--------------------------|---------------------------|-----|------|-------|------|-----|
| | | | S | t | ε f | n | |
| 母材 | 371 | 535 | 1.9 | 10.0 | 1.04 | 2.0 | |
| 溶接金属 | 371 | 535 | 1.9 | 5.5 | 0.68 | 2.0 | |
| 熱影響部 | 一般部 | 371 | 535 | 1.9 | 5.5 | 0.68 | 2.0 |
| | スカラップ底 | 371 | 535 | 1.8 | 1.8 | 0.68 | 2.0 |
| | 溶接始終端 | 371 | 535 | 1.8 | 3.3 | 0.68 | 2.0 |



実験結果



解析結果

Fig.11 梁先端荷重・梁変形関係 (Relationship between Beam Tip Load and Deformation)

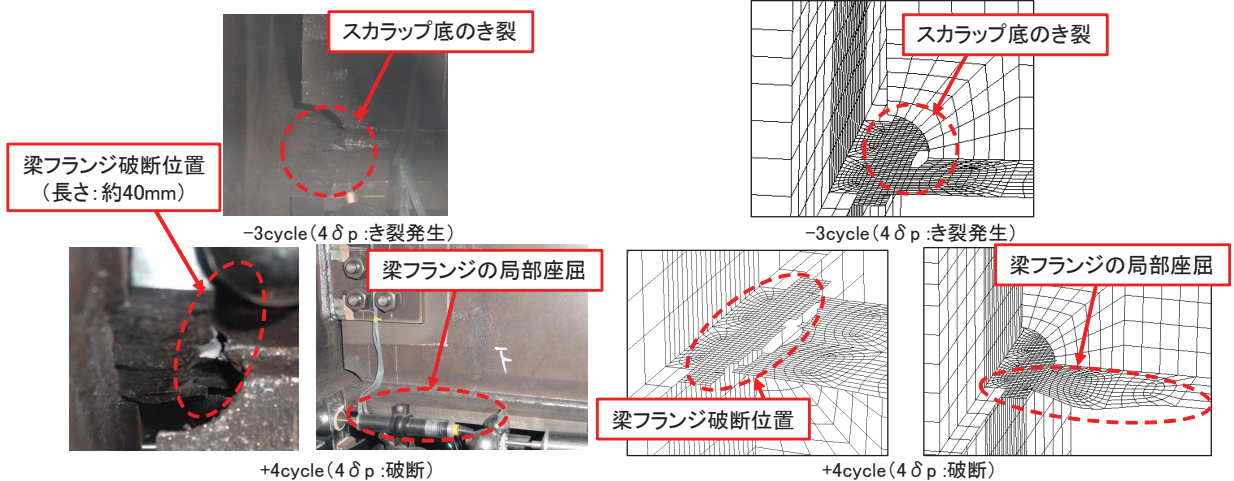


Fig.12 破壊状況 (Fracture State)

(3) 既往性能曲線との比較

ここでは、文献 1) 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；(4) 式）と解析結果の比較を実施する。

$$\mu = C \cdot N_f^{1/3} \quad (4)$$

ここで、

μ : 塑性率振幅

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下限式

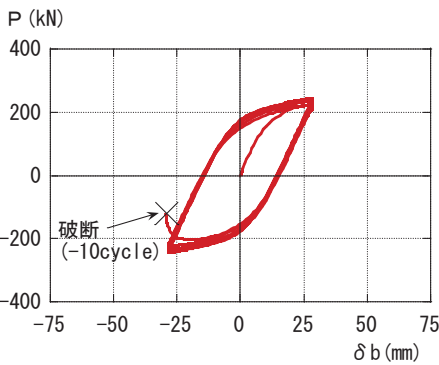
N_f : 破断までの繰り返し数

なお、(4) 式において $C=5$ は既往実験の変形能力の下限となる場合、 $C=5$ は $C=4$ の変形能力を半分とした場合で設計式としている。

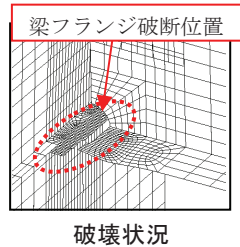
解析では、塑性率振幅 (μ) が 1.3, 2.0, 3.0 の 3 種類について定振幅繰り返し加力の解析を梁端が破断するまで実施し、破断までの繰り返し数 (N_f) を評価した。

代表的な解析結果の梁先端荷重・梁変形関係として、 $\mu=2.0$ および 3.0 の場合を Fig. 13 に示す。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、下フランジの梁端溶接部が全幅にわたり破断した。破断までの繰り返し数 (N_f) は、 $\mu=1.3$ で 34、 $\mu=2.0$ で 10、 $\mu=3.0$ で 4 であった。

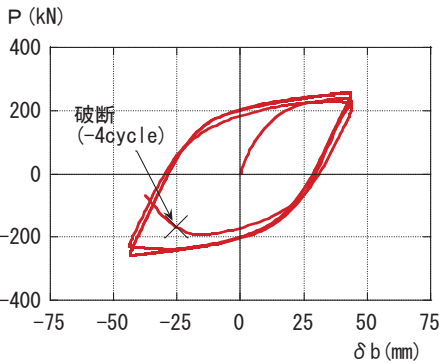
Fig. 14 に解析結果と既往文献の性能曲線を示す。(4) 式では $C=4$ と 5 の場合を示した。



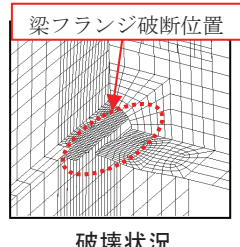
(a) 塑性率振幅: $\mu=2.0$



破壊状況



(b) 塑性率振幅: $\mu=3.0$



破壊状況

Fig.13 梁先端荷重・梁変形関係（定振幅加力）
(Relationship between Beam tip Load and Deformation)

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_f) が減少する傾向にあり、解析値は既往性能曲線の $C=4$ と 5 の間に位置していることがわかった。

また、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。

以上より、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ことがわかった。

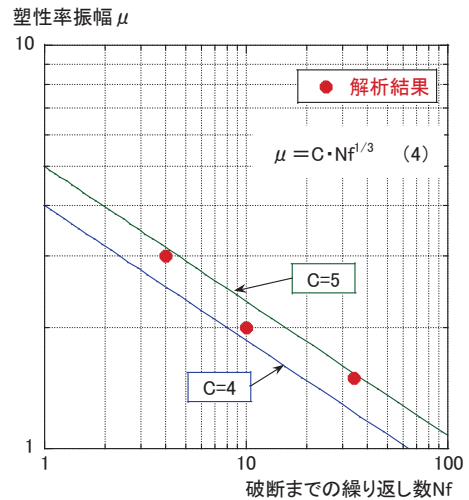


Fig.14 塑性率振幅・繰り返し数関係（部分骨組実験）
(Relationship between Ductility Factor Amplitude and Repetition Number)

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加力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、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解析を実施した結果、以下のことがわかった。

- ①一定振幅加力を含む要素実験および漸増加力の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良く表現できることがわかった。また、局部座屈と破断が併発するような状況を解析可能であることもわかった。
- ②シェル要素とソリッド要素での要素実験での単調加力および漸増加力の解析を実施し、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表現できることがわかった。
- ③部分骨組モデルの定振幅繰り返し加力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ことがわかった。

今後は、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し、梁端溶接部の変形能力評価の精度向上に努める予定である。

参考文献

- 1) 福元俊之, 澤本佳和, 時野谷浩良, 寺田岳彦, 成原弘之, 宇佐美徹, 小鹿紀英, 長谷川隆; 長周期地震動に対する鉄骨造超高層建築物の安全性検証方法の検討, ビルディングレター, 2014. 4, pp. 12-28.
- 2) 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, 2015. 5, pp. 767-777.
- 3) Huang, Y. and Mahin, S. ;Evaluation of Steel Structure Deterioration with Cyclic Damaged Plasticity, Proceedings of 14WCEE, 2008.
- 4) Dufalilly, J. and Lemaitre, J. ;Modeling Very Low Cycle Fatigue, International Journal of Damage Mechanics, vol.4, 1995, pp. 153-170.
- 5) 日本建築学会・構造委員会; 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(鉄骨の脆性破断に関する実大実験), 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.
- 6) LS-DYNAver971マニュアル
- 7) 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, 2009. 8, pp. 1011-1012.
- 8) 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, 2010. 9, pp. 767-768.

Evaluation on Plastic Deformation Capacity of Welded Beam Ends under Cyclic Loading Using FEM Analysis

Yoshikazu Sawamoto

In the Great East Japan Earthquake (March 11, 2011), highrise steel buildings in the Tokyo downtown area shook for a long time due to 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 was assessed by the FEM analyses, considering fracture rule, which adopted both fatigue damage rule and maximum amplitude rule. The validity of this fracture rule was verified by the simulation of past experiments under cyclic loading. In addition, a comparison between FEM results and the proposed performance curve of the welded beam-end in MLIT project (the project name; 27-2) was carried out. It was demonstrated that a performance curve was evaluated considering effect of beam-end details using this analytical method.