

FEM解析を用いた鉄骨梁の破壊性状推定と変形能力評価の提案

大出大輔 浅井英克 平田寛

Estimation of the Failure Mode of Steel Beams Using FEM Analysis
and the Proposal of Deformation Capacity Evaluation

Daisuke Ode Hidekatsu Asai Hiroshi Hirata

Abstract

The verification of safety under various earthquake conditions has recently become a requirement for steel-framed buildings. As the deformability of steel beams depends on certain specific fracture properties ("crack/fracture" and "local buckling"), it is necessary to specify these fracture properties according to the individual beam cross-section, and to evaluate deformation capacity accordingly. In this paper, we propose a method to evaluate the fracture properties of steel beams using FEM analysis. Experimental verification of the method demonstrated that fracture properties and deformability can be successfully evaluated by calculating the load deformation characteristics obtained from FEM analysis, and the cumulative damage value at the location of strain concentration.

概 要

近年の鉄骨造建物では、大振幅地震動や長周期・長時間地震動など、様々な地震動に対する安全性検証が求められつつある。実状に即した安全性検証をするためには、部材の破壊性状に応じた変形能力評価が必要となる。鉄骨梁の変形能力は「局部座屈」と「き裂・破断」という破壊性状に依存するため、個別の梁断面に応じて破壊性状を特定し、その破壊性状に応じて変形能力を適正に評価することが重要である。本報ではFEM解析を用いた鉄骨梁の破壊性状推定と変形能力評価手法を提案し、その適用性を実験で検証した。その結果、FEM解析から求めた荷重変形特性と、ひずみ集中部の累積損傷値を算出することで、破壊性状と変形能力が評価できることを示した。

1. はじめに

近年の鉄骨造建物では、大振幅地震動や長周期・長時間地震動など、様々な地震動に対する安全性検証が求められつつある^(例えば1),2)。これら地震動に対する安全性検証では、建物の耐震性を決定づける鉄骨梁の変形能力評価が特に重要であり、大振幅地震動に対しては例えば文献3)、長周期・長時間地震動に対しては例えば文献4)の実験データが、変形能力評価値として引用される。

一方、鉄骨梁の変形能力は、床スラブの有無や柱梁接合部の応力伝達能力など梁以外の部材の影響を受ける他に、梁自体の幅厚比(フランジやウェブの厚さ・薄さ)によっても変化する。小梁や床スラブ等で十分に横補剛された鉄骨梁の破壊性状は、「①局部座屈」と「②き裂・破断」という2種類に大別され(Photo 1参照)、各破壊性状に応じて変形能力が異なる。定性的に言えば、幅厚比が大きく板厚の薄い梁は①局部座屈、幅厚比が小さく板厚の厚い梁は②き裂・破断、中間的な幅厚比の梁は①②両方の性状で破壊するが、具体的にどの幅厚比区分から破壊性状が変化するのか、定量的に評価した事例は見られない。しかしながら、巨大地震に対してより綿密な安全性検証が求められる現状を考慮すれば、個別の梁断面に応じて破壊性状を特定し、その破壊性状に応じて変形能力



(1)局部座屈

(2)き裂・破断

Photo 1 破壊性状
Failure Mode

を適正に評価することが重要であると考えられる。

本報は鉄骨梁の断面に応じた、より適正な変形能力評価を目指すものである。筆者らがこれまで取組んできた鉄骨梁の数値解析手法を総括して、破壊性状の推定手法と変形能力の評価手法を提案し、その適用性を実験で検証する。

2. FEM解析を用いた評価手法の提案

2.1 FEM解析を用いた変形能力評価の取組み

筆者らは大林組独自の水平ハンチ付き鉄骨梁「新型ウィングビーム®工法」⁵⁾の開発を通じて、FEM解析を用いた変形能力評価に取り組んできた。本節では破壊性状に応じた評価手法を説明する。

2.1.1 局部座屈が卓越する梁の評価 一般的に鉄骨梁の弾塑性FEM解析は、解析モデルや構成則・硬化則を適切に設定することで、実際の梁の破壊性状や荷重変形特性を良好に再現できるが、局部座屈が卓越する場合はこれに形状初期不整^(例えば6)を導入することで、座屈挙動との対応が良好となる。

筆者らは薄肉ウェブをスチフナ補剛した新型ウィングビームの開発⁷⁾において、局部座屈する鉄骨梁の破壊性状と荷重変形特性をFEM解析で良好に再現した。本報でも文献7)の解析手法を踏襲して局部座屈挙動を評価する。

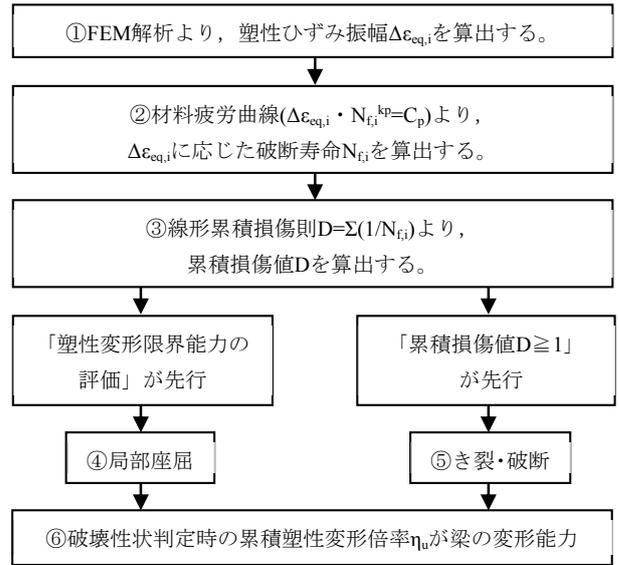
2.1.2 き裂・破断が卓越する梁の評価 き裂の進展を表現するFEM解析手法^(例えば8)もあるが、筆者らはより簡便な手法として、梁端のひずみ集中部の局所ひずみを指標とした評価法を提案している。

文献5), 9)では水平ハンチ付き鉄骨梁を対象に、一定振幅繰返し荷重に対する評価法を提案した。ここではハンチ先端の相当塑性ひずみをFEM解析で算出すれば、Coffin-Manson型の評価法により疲労寿命を推定し得ることを示した。さらに文献10)において、変動振幅となる正負漸増繰返し荷重に対しては、FEM解析で算出したハンチ先端の塑性ひずみに線形累積損傷則¹¹⁾を適用することで、破断時の変形能力(累積塑性変形倍率)を良好に評価できることを示した。また、この評価法は水平ハンチ付き鉄骨梁だけでなく、ノンスラップ工法(鉄骨ストレート梁)や床スラブが設置された合成梁に対しても有効であることを確認した。これより、本報でも文献9), 10)の解析評価手法を踏襲してき裂・破断挙動を評価する。

2.2 破壊性状推定と変形能力評価の提案

本報で提案する破壊性状推定と変形能力評価の手順をFig. 1に示す。まず評価対象の柱梁接合部に対応したFEM解析を行う。解析結果から相当塑性ひずみ ϵ_{eq} が最大となる解析要素(以下「ひずみ集中部」)について、荷重1サイクルあたりの塑性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_{eq,i}$ を求める(Fig. 1(1)①, (2))。この $\Delta\epsilon_{eq,i}$ は実地震動のようなランダム荷重に対しても算出可能である。次に材料疲労曲線を用いて、 $\Delta\epsilon_{eq,i}$ に応じた破断寿命 N_{fi} を求める(Fig. 1(1)②, (3))。本報では材料疲労曲線として一般的に用いられる文献12)の疲労試験結果を用いる。さらに、線形累積損傷則を用いてひずみ集中部の累積損傷値Dを算出する(Fig. 1(1)③, (3))。

破壊性状は、FEM解析から評価される局部座屈とき裂・破断の発生順序から推定する。すなわち、塑性変形限界能力の評価を定義し、当該変形状態に達した時にD値が1.0未満であれば局部座屈で破壊(Fig. 1(1)④)、逆にD



(1) 破壊性状推定と変形能力評価フロー

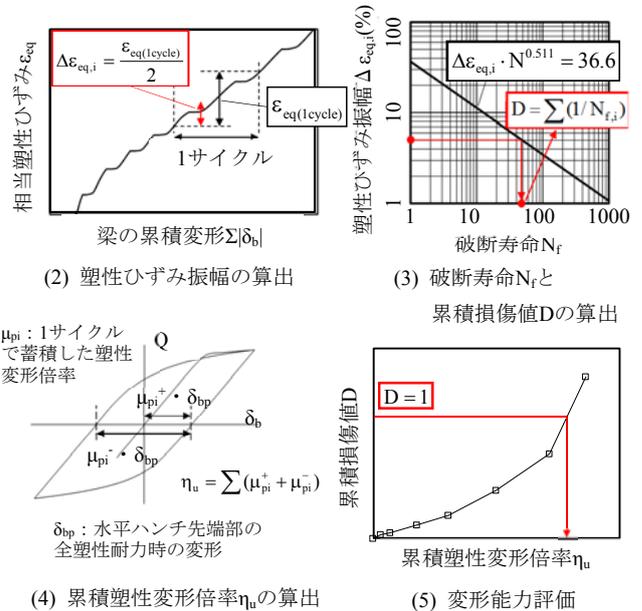


Fig. 1 破壊性状推定と変形能力評価手法
Estimation of Failure Mode and Evaluation Method of Deformation Capacity

値が1.0以上であればき裂・破断で破壊(Fig. 1(1)⑤)と定める。さらに、上記いずれかの破壊が発生した時点の累積塑性変形倍率 η_u (Fig. 1(1)⑥, (4), (5))を変形能力として定める。

なお本報では文献13)に合わせ、塑性変形限界能力の評価を、荷重-変形関係が最大耐力に達した後、全塑性耐力 M_{pi} に低下した時とする。

また、本報のFEM解析では文献10)にならない、ひずみ集中部の解析要素を1辺約5mm四方の6面体要素とする。なおFEM解析における塑性ひずみは要素サイズの影響を受けるため、ひずみ集中部の最適な要素サイズは今後の検討課題である。

3. 検証実験

破壊性状の異なる水平ハンチ付き鉄骨梁(新型ウィングビーム)の実験結果を用いて、2.2節で提案した破壊性状推定と変形能力評価手法の適用性を検証する。

3.1 実験概要

実験概要をFig. 2に示す。試験体は柱梁接合部を模擬したト字形架構とし、加力方法は梁の塑性率 μ を基準とする正負漸増繰返し载荷とした。加力プログラムをFig. 3に示す。

試験体一覧をTable 1, 試験体詳細をFig. 4に示す。試験体は梁の幅厚比が異なる全3体であり、各試験体の幅厚比をFig. 5に示す。幅厚比ランクは、T4-11がFAランク、VH-62, VH78-95がFDランクであり、VH-62, VH78-95についてはウェブを鉛直スチフナと水平スチフナで補剛している。なお、T4-11, VH-62はそれぞれ文献5), 7)で報告した試験体である。

梁の鋼種はSN490B, 柱の鋼種はBCR295であり、梁の機械的性質をTable 2に示す。

3.2 実験結果

Table 3に実験結果一覧, 最終破壊性状をPhoto 2に示す。本報では文献13)にならない, 最大耐力後, 全塑性曲げ耐力まで低下した時点塑性変形限界能力の評価(終局)と考え, 終局時の累積塑性変形倍率 η_u をTable 3に示す。

個々の試験体の破壊性状を見ると, T4-11は, $\mu=+8$ の2

サイクル目の加力中に水平ハンチ先端部のフランジのき

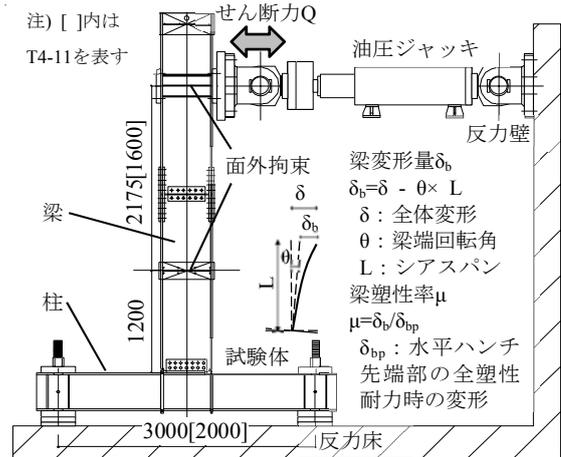


Fig. 2 試験体形状および荷重装置
Specimen and Loading Apparatus

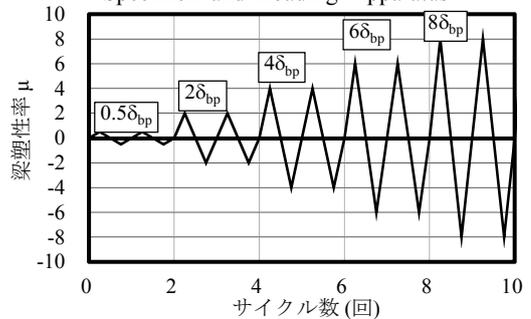


Fig. 3 加力プログラム
Program of Loading

Table 1 試験体一覧
List of Specimens

試験体名	梁断面	柱断面 (パネル厚)	シア スパン L(mm)	補剛
T4-11	H-500×200 ×12×25	□-400×400 ×19(22)	2800	なし
VH-62	H-600×250 ×9×22	□-450×450 ×22(22)	3375	あり
VH-78-95	H-600×250 ×6×16	□-450×450 ×22(22)	3375	あり

Table 2 材料の機械的性質
Mechanical Properties of Materials

試験体名	板厚 (mm)	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	破断伸び (%)
T4-11	12	352	543	26.1
	25	382	529	29.3
VH-62	9	388	559	23.9
	22	345	509	29.0
VH-78-95	6	392	559	22.0
	16	327	546	25.4

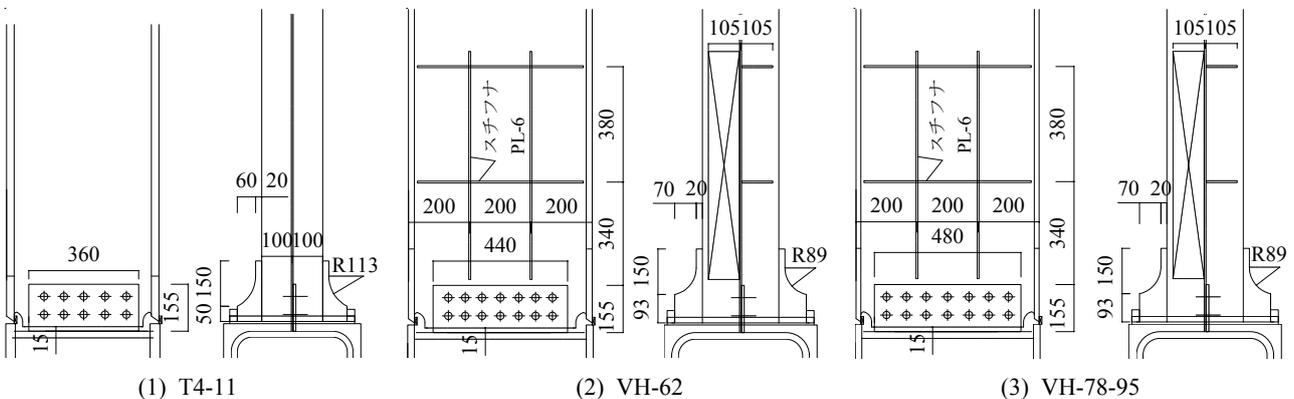


Fig. 4 試験体詳細
Detail of Specimens

裂・破断で終局に至った。VH-62は $\mu=+8$ の1サイクル目の加力中に、水平ハンチ先端部のフランジの局部座屈とともにフランジが全面的に破断し終局に至った。VH-78-95は $\mu=-6$ の1サイクル目の加力中に、水平ハンチ先端部のフランジの局部座屈で終局に至った。その後、局部座屈によりひずみが集中する箇所の一部破断が生じた。全体の傾向として、試験体の幅厚比が小さいとハンチ先端部からフランジがき裂・破断し、逆に幅厚比が大きいと局部座屈で終局に至る。

4. FEM解析による実験結果の検討

4.1 解析概要

解析ソフトは非線形有限要素プログラムAbaqus6.12¹⁴⁾を用いた。解析モデルはFig. 6のように試験体形状に合わせたト字形架構とし、解析要素は6面体ソリッド要素とした。ひずみ集中部のメッシュサイズは1辺約5mm四方とし、T4-11およびVH-62ではフランジを板厚方向に6分割、VH-78-95では同4分割した。鋼材の硬化則は材料試験値から算出したマルチリニアの等方硬化成分と、非線形の移動硬化成分を組み合わせた混合硬化則¹⁵⁾とした。移動硬化成分は移動硬化項(線形Ziegler硬化則)と、非線形性を導入する緩和項との和として定義し、解析精度向上のために複数の移動硬化成分を組み合わせてモデル化した。形状初期不整は文献⁷⁾同様に、最大でウェブ厚の1/100となるように1次と2次の固有モードを足し合わせた変形とした。

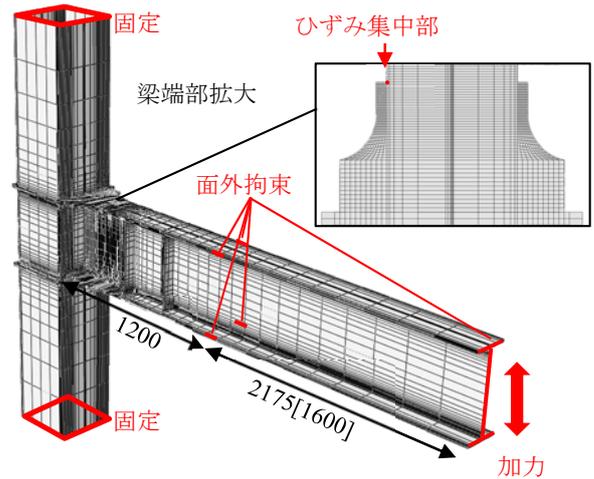


Fig. 6 解析モデル
Analytical Model

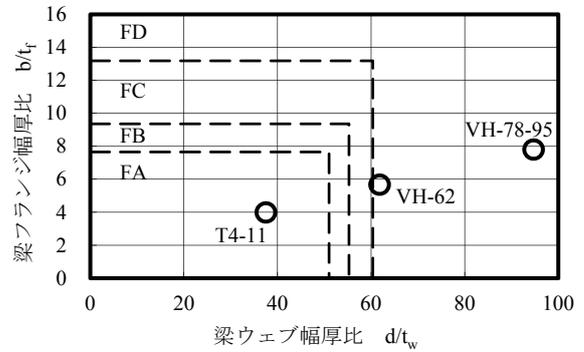


Fig. 5 試験体の幅厚比
Width-to-Thickness Ratio of Specimens

4.2 実験と解析の比較

実験と解析の荷重 Q -変形 δ_b 関係を Fig. 7 に示す。図にはハンチ先端部の全塑性耐力 Q_p と、実験結果の終局時を併記する。荷重 Q -変形 δ_b 関係の実験値と解析値は全般に良好に対応している。また VH-78-95 は実験と解析とともに、局部座屈による耐力低下で塑性変形限界能力の評価となる。

Fig. 8 に $\mu=8$ の 1 サイクル目のミーゼス応力分布を示す。T4-11 のフランジの応力度分布は、ウェブを境界にして左右で対称的である。VH-62 は局部座屈の影響でフランジの応力分布が非対称的となる。VH-78-95 ではウェブ

Table 3 実験結果一覧
Test Result

試験体名	最大耐力		累積塑性変形倍率 η_u	終局時破壊性状	最終破壊性状
	Q_{max} (kN)	Q_{max}/Q_p			
T4-11	627 [-589]	1.44 [-1.35]	92	フランジ破断	
VH-62	667 [-625]	1.52 [-1.42]	69	フランジ局部座屈後 フランジ全断面破断	
VH-78-95	399 [-408]	1.30 [-1.33]	56	フランジ 局部座屈	フランジ 一部破断

注) []内は負側載荷時の値



(1) T4-11

(2) VH-62

(3) VH-78-95

Photo 2 実験の破壊性状
Failure Mode of Test Result

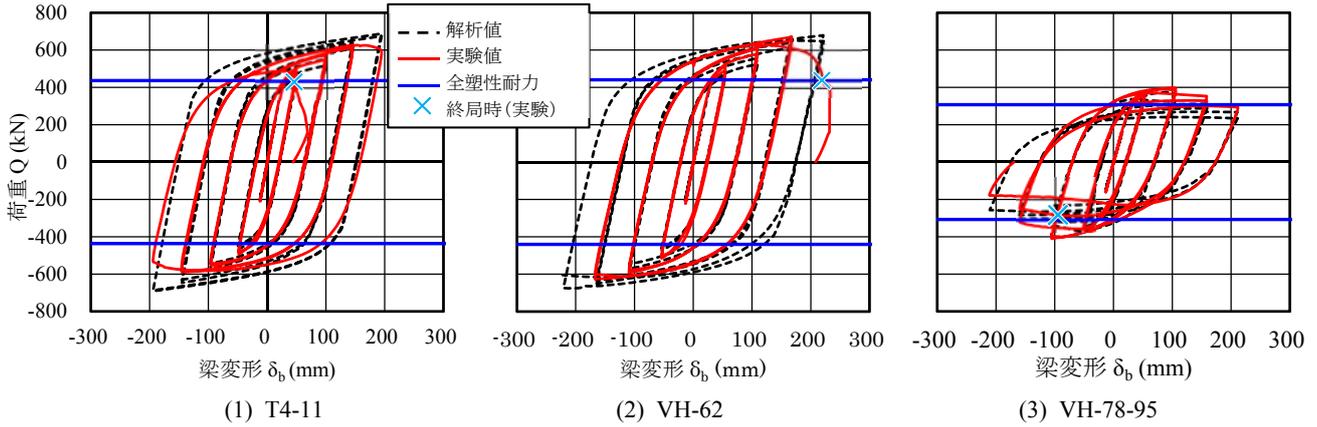


Fig. 7 荷重－変形関係

Load – Deformation Relationship

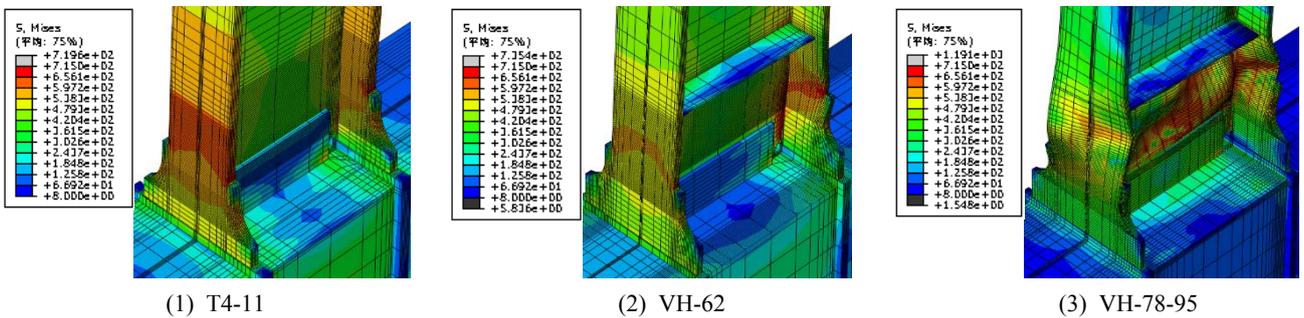


Fig. 8 ミーゼス応力分布図

Mises Stress Distribution

ブ、フランジともに局部座屈し、応力分布が非対称的で、ウェブの応力が大きくなる。

Fig. 9 に FEM 解析における終局時の相当塑性ひずみ分布を示す。局部座屈の影響が少ない T4-11 ではフランジの板厚中心位置で相当塑性ひずみが最大となるが、VH-62 と VH-78-95 では、フランジの局部座屈による二次曲げの影響でフランジの表面位置で相当塑性ひずみが最大となる。

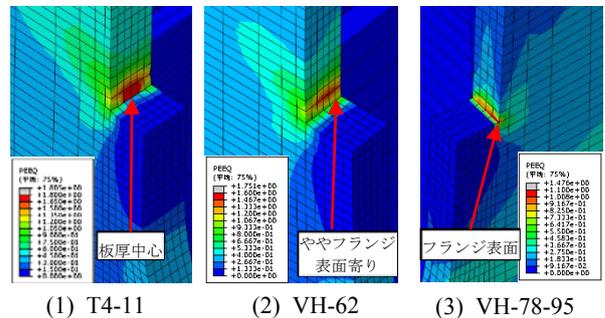


Fig. 9 相当塑性ひずみ分布図

Equivalent Plastic Strain Distribution

5. 破壊性状推定と変形能力評価手法の検証

Fig. 1 で提案した破壊性状推定と変形能力評価の適用性を検証する。Fig. 4 の加力プログラムで $\mu = -8$ の 2 サイクル目まで載荷したときの相当塑性ひずみ ϵ_{eq} と、基準化した梁の累積変形 $|\Delta\delta_b|/\delta_{bp}$ の関係を Fig. 10 に示す。幅厚比が大きく板厚が小さい試験体ほど、相当塑性ひずみの上昇率が大きい傾向が見られる。

ハンチ先端ひずみ集中部における、累積塑性変形倍率と累積損傷値 D の関係を Fig. 11 に示す。Fig. 11 には各試験体の加力サイクルと、本提案手法で判定した終局時を示す。T4-11 では Fig. 7(1) に示すように、FEM 解析で求めた荷重－変形関係には全塑性耐力までの耐力低下が見られないが、累積損傷値 D は Fig. 11 から 1.0 を超えるため、本提案手法では破断の破壊性状と判定される。VH-62 も同様である。逆に VH-78-95 では、Fig. 7 で示したように塑性

変形限界能力の評価が先行することから、局部座屈の破壊性状と判定される。なお VH-78-95 は $\mu = -8$ の 1 サイクル目の間で $D > 1$ となるが、実験では $\mu = -6$ の 2 サイクル目終了時に水平ハンチ先端部の一部にき裂が生じていた。このことから本提案手法は、局部座屈後にき裂・破断が生じる梁に対しても、一定の適用性が確認できる。

Table 4 に終局時の破壊性状と累積塑性変形倍率 η_u について、実験と解析の比較を示す。累積塑性変形倍率 η_u の評価精度について課題があるものの、評価値と実験値には良好な相関性が確認でき、提案手法の有効性が認められる。

今後は検証部材の拡充を通じて、本評価手法のばらつきを、安全側、危険側を含めて検証する。検証結果から、十分に安全側の取り扱いとなるように設計用累積損傷値

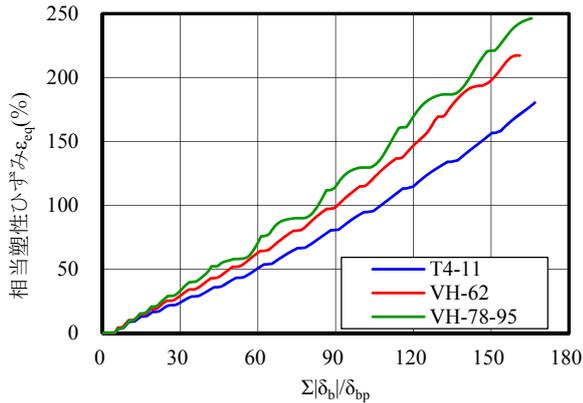


Fig. 10 相当塑性ひずみ ϵ_{eq} - 梁累積変形 $\Sigma|\delta_b|/\delta_{bp}$ 関係
Equivalent Plastic Strain - Cumulative Deformation of Beams Relationship

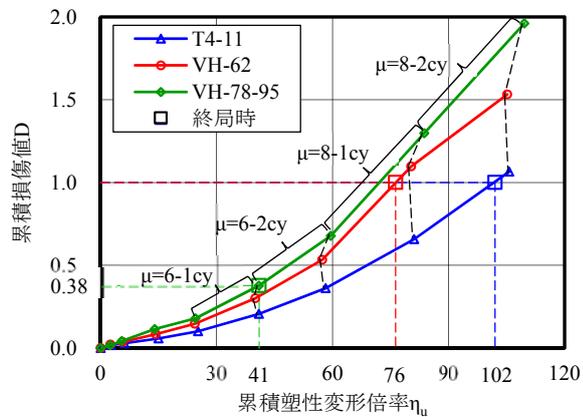


Fig. 11 累積損傷値 D - 累積塑性変形倍率 η_u 関係
Cumulative Damage Value - Cumulative Plastic Deformation Ratio

を提案して、鉄骨造建物の安全性向上に活用していく予定である。

6. まとめ

FEM解析を用いた破壊性状推定と変形能力評価の手法を提案し、水平ハンチ付き鉄骨梁の実験結果を用いて提案手法の適用性を検証した。得られた結果を以下に示す。

- 1) 下記①②をFEM解析で算出し、局部座屈とき裂・破断の発生順序を特定することで破壊性状を推定できた。
 - ①荷重変形特性
 - ②ひずみ集中部の累積損傷値
- 2) 評価精度には課題があるものの、局部座屈やき裂・破断のいずれの破壊性状に対しても、本提案手法で算出した塑性変形能力は実験結果との良好な相関性が確認できた。
- 3) 以上より、本提案手法は個別の梁断面に応じた破壊性状と変形能力の評価が可能であることを確認した。

Table 4 終局時における実験と解析の比較
Comparison of Experiments and Analysis at the Time of Ultimate

試験体名	破壊性状		累積塑性変形倍率 η_u	
	実験	解析	実験	解析
T4-11	破断	破断	92	102
VH-62	局部座屈, 破断	破断	69	76
VH-78-95	局部座屈	局部座屈	56	41

参考文献

- 1) 日本建築学会：大振幅地震動と建築物の耐震性評価－巨大地震型地震・内陸地震に備えて－, 2013.9
- 2) 国土交通省住宅局建築指導課：超高層建築物における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について(技術的助言), 2016年6月24日
- 3) 北村春幸, 宮内洋二, 浦本弥樹：性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究－JSCA耐震性能メニューの安全限界値と余裕度レベルの検討－, 日本建築学会構造系論文集, 第604号, pp. 183-191, 2006.6
- 4) 独立行政法人 建築研究所：長周期地震動に関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, 2014.7
- 5) 浅井英克, 鈴井康正, 平田寛, 他：変形能力を飛躍的に高めた新型ウィングビームの開発, 大林組技術研究所報, No. 77, 2013.12
- 6) 日本建築学会：鋼構造物の座屈に関する諸問題2001, 2001.11
- 7) 平田, 浅井, 鈴井, 他：薄肉ウェブをスチフナで補剛した水平ハンチ付梁の塑性変形能力, 大林組技術研究所報, No. 79, 2015.12
- 8) 柴田良一：X-FEMを用いたパリス則に基づく亀裂進展解析の基礎的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), 構造 I, pp. 255-256, 2015.9
- 9) 浅井, 齊藤, 鈴井, 他：巨大地震に対する変形能力を固めた新型ウィングビーム, 大林組技術研究所報, No. 78, 2014.12
- 10) 齊藤, 浅井, 鈴井, 他：新型ウィングビーム工法を用いた鉄骨合成梁の変形性能, 大林組技術研究所報, No. 80, 2016.12
- 11) 日本材料学会：疲労設計便覧, 1995.1
- 12) 小野徹郎, 加古康也, 佐藤篤司, 岩田衛：金属系素材の低サイクル疲労特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第532号, pp. 193-199, 2000.6
- 13) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針, 2017.4
- 14) Abaqus/Standard User's Manual Version 6.12, 2012
- 15) J. Lemaitre and J.-L. Chaboche：Mechanics of solid materials, Cambridge University Press, 1994.8