

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

齊藤 諭 浅井 英克 鈴井 康正
平田 寛 後閑 章吉 芹澤 丈晴
(本社設計本部) (本社設計本部)

Deformation Capacity of the Steel Composite Beam Using New Type of Wing Beam

Satoru Saito Hidekatsu Asai Yasumasa Suzui
Hiroshi Hirata Shokichi Gokan Takeharu Serizawa

Abstract

Static loading tests of the site welding type beam-column connection method “the New Types Wing Beam” with a high seismic performance, which was developed in 2014, are conducted to investigate how the floor slab affects the deformation capacity of steel beams. In addition, we proposed an evaluation method of deformation capacity of the steel composite beams using the finite element method (FEM) analysis and material fatigue curve, and we validated it. In case of the steel composite beam of the “new types of wing beam,” the remarkable reduction in strength due to crack propagation does not occur up to a ductility factor of 6–10. The evaluation method can accurately evaluate the cumulative plastic deformation ratio of steel composite beams.

概要

2014年に開発した高い耐震性能を有する現場溶接型柱梁接合法「新型ウィングビーム工法」を対象に、床スラブが鉄骨梁の耐震性能に及ぼす影響を把握するため、大振幅地震動を想定した静的加力実験を行った。さらに、床スラブが付いた鉄骨合成梁の変形性能を評価するため、FEM解析と鋼材の材料疲労特性を用いた評価法を提案し、その評価法の妥当性を検証した。以下に得られた結論を示す。1)新型ウィングビーム工法を用いた鉄骨合成梁は、新型ウィングビーム-Iが塑性率 $\mu=6$ 、新型ウィングビーム-IIとIIIが塑性率 $\mu=8\sim 10$ まで、き裂進展による顕著な耐力低下は生じず、いずれも現場溶接工法として高い変形性能を有する。2)提案する変形性能の評価法は、床スラブの有無、梁端部の形状、荷重条件に関わらず、変形性能の指標の1つであるフランジ破断までの累積塑性変形倍率を精度よく評価可能である。

1. はじめに

兵庫県南部地震で鉄骨造柱梁接合部の被害の多くが梁の下フランジの梁端溶接部で発生したことから、床スラブが梁上に付くことで中立軸が上に移動し、下フランジに大きなひずみが生じることが柱梁接合部の変形性能を低下させる主たる要因であると指摘されている。

大林組は巨大地震の発生に伴う継続時間の長い長周期地震動などに対応するため、Fig. 1に示す高い耐震性を有する現場溶接型柱梁接合法「新型ウィングビーム工法」を2014年に開発した。本工法は現場溶接工法として、高い耐震性能を有することを純鉄骨梁の実験により確認している¹⁾。しかし、床スラブが鉄骨梁の変形性能に及ぼす影響については検討が十分でなく、その影響を適切に把握する必要がある。

一方、部材の耐震性能を高精度に評価することにより、部材の余力を正しく把握することが出来れば、構造体の合理化が可能であると考えられる。しかし、現状は鉄骨合成梁の変形性能の評価精度が不十分であるため、精度の高い変形性能の評価法を開発する必要がある。

これらを踏まえ、本報ではまず、新型ウィングビーム

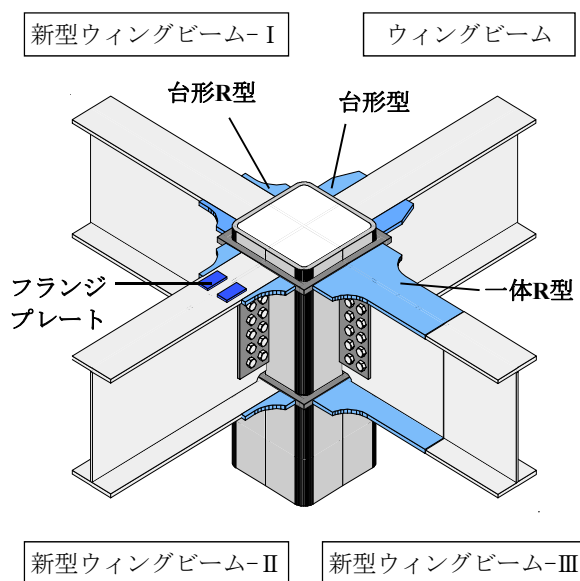


Fig. 1 ウィングビームと新型ウィングビーム¹⁾
Wing Beam and New Type of Wing Beam

工法を用いた鉄骨合成梁の変形性能を把握するために漸増変位振幅繰り返し載荷実験を行い、床スラブが鉄骨合成梁の変形能力に及ぼす影響を実験的に検討した。次に、鉄骨合成梁の変形性能評価法を開発するため、FEM解析と鋼材の材料疲労特性を用いたMiner則²⁾に基づく変形性能評価法を提案し、本評価法の妥当性を本実験、さらには既往実験の試験結果を用いて検証した。

2. 性能確認実験

2.1 実験計画

試験体一覧をTable 1, 材料の機械的性質をTable 2に示す。また、試験体形状および載荷装置をFig. 2, 試験体詳細をFig. 3に示す。試験体はいずれも新型ウィングビーム工法を用いた鉄骨合成梁のト字形部分架構である。床スラブは場所打ちの等厚スラブ(スラブ厚150mm)とし、コンクリートは設計基準強度 $F_c=21\text{N/mm}^2$ の普通コンクリートとした。「日本建築学会：各種合成構造指針・同解説2010」に基づき、スラブ幅は有効幅(1640mm)を満足する1650mmとし、頭付スタッドは完全合成梁となるように本数を決定した。実験は2回(Phase I, II)に分けて計5体を載荷した。実験パラメータはハンチ形状とし、新型ウィングビーム-Iの試験体を3体と新型ウィングビーム-II, IIIの試験体を各1体ずつ用意した。新型ウィングビーム-Iは、床スラブと柱の支圧を低減するために柱周囲に緩衝材(幅25mm)を設置した試験体TC5-8Bと、下フランジ局部座屈性状の違いを検証するために下フランジにリブを配置した試験体TC5-8Rを用意した。加力はFig. 2

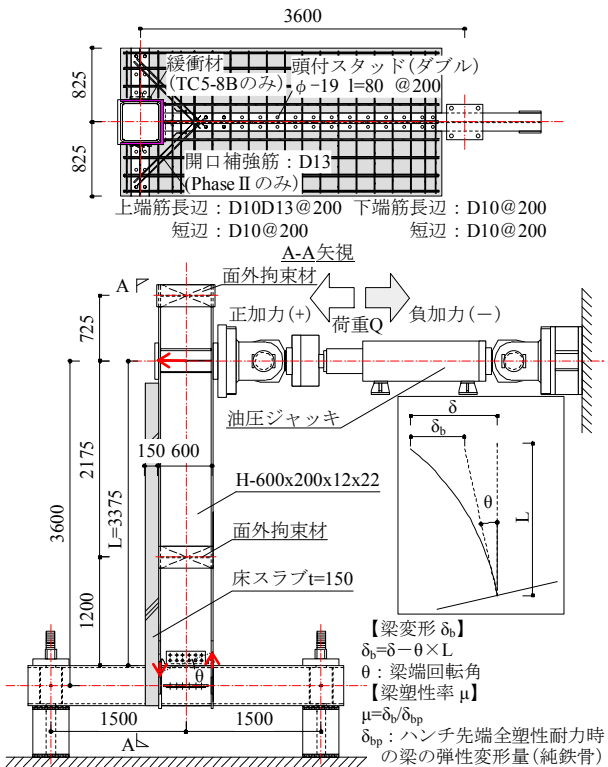


Fig. 2 試験体形状および載荷装置 Specimens and Loading System

Table 1 試験体一覧 Test Specimens

試験体名	Phase	柱 (鋼種)	梁 (鋼種)	ハンチ形状	備考
TC5-8	I	柱: □-400 × 400 × 22 (BCR295)	梁: H-600 × 200 × 12 × 22 (SN490B)	新型-I	-
TC5-8B	II				柱周囲緩衝材
TC5-8R				リブ PL	
TC5-8P				新型-II	-
UC5-8	I			新型-III	-

Table 2 材料の機械的性質 Mechanical Properties of Material (1)鉄骨・鉄筋

鋼種	板厚・径	降伏点(耐力) (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	破断伸び (%)
SN490B	12	377 / 339	543 / 521	25.3 / 26.5
	16	390 / 359	530 / 534	27.3 / 26.1
	22	357 / 332	526 / 515	27.4 / 31.5
	28	336 / 336	516 / 516	29.8 / 29.8
BCR295	22	(382) / (382)	433 / 433	25.0 / 25.0
SD295A	D10	347 / 347	498 / 498	26.0 / 26.0
	D13	355 / 355	511 / 511	24.8 / 24.8

注)同一欄の2種類の試験値は Phase I / Phase II とする。
 ()内の数値は0.2%オフセット耐力とする。

(2)コンクリート

試験体	弾性係数 (kN/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮強度時ひずみ (μ)
TC5-8	26.1	33.3	2408
TC5-8B	26.8	32.0	2372
TC5-8R	27.3	32.8	2430
TC5-8P	27.1	35.0	2682
UC5-8	26.2	33.3	2420

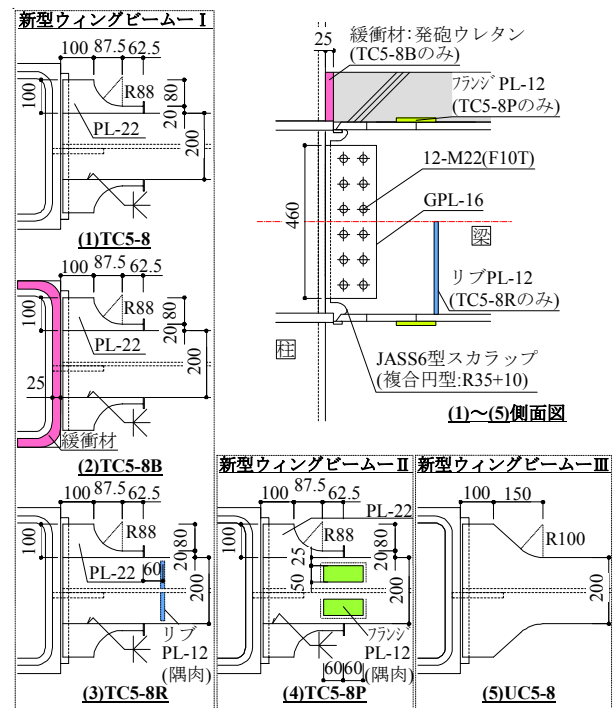
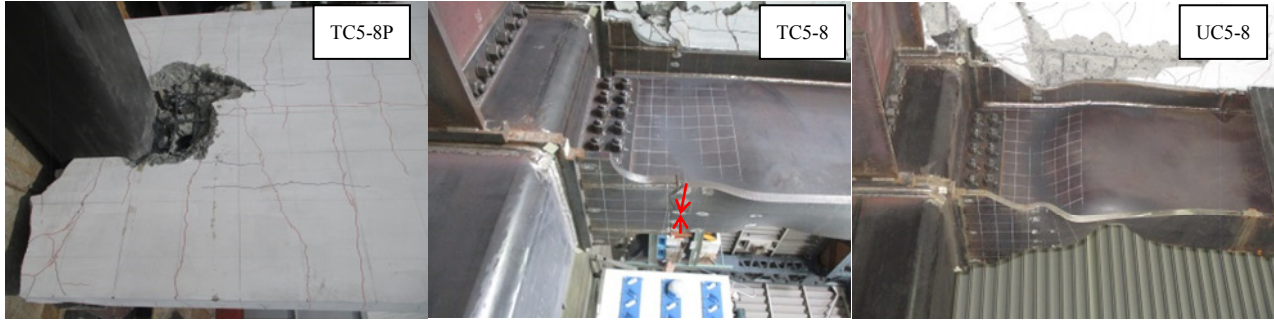
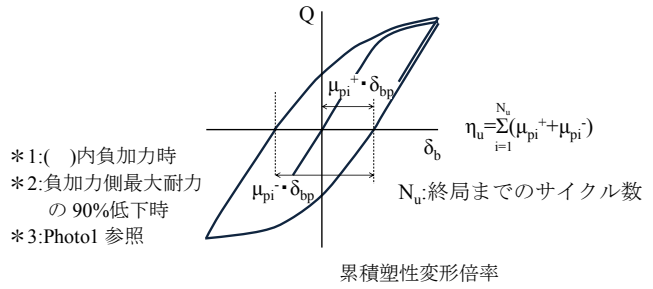


Fig. 3 試験体詳細 Detail of Specimens

Table 3 実験結果一覧
Test Results

試験体	最大耐力*1		累積塑性変形倍率		主な破壊性状*3
	Q _{max} (kN)	Q _{max} /Q _p	終局*2 η _u	破断 η _f	
TC5-8	667(-566)	1.66(-1.41)	60.4	66.6	BF/CH
TC5-8B	531(-538)	1.43(-1.45)	70.3	72.5	CH
TC5-8R	619(-537)	1.67(-1.45)	67.7	69.0	BF/CH
TC5-8P	637(-561)	1.72(-1.51)	79.7	122 以上	BF/LB
UC5-8	667(-566)	1.66(-1.41)	62.2	111 以上	BF/LB



(1)BF: コンクリートの支圧破壊

(2)CH: ハンチ先端からのき裂

(3)LB: 局部座屈

Photo 1 最終破壊性状例
Failure Mode

に示すように、純鉄骨梁の塑性率 μ を基準とする変位制御として、 $\mu=\pm 0.5, \pm 2.0, \pm 4.0, \pm 6.0 \dots$ の順で、同一振幅を2回繰返す正負漸増変位振幅繰返し载荷とした。

2.2 実験結果

2.2.1 破壊性状 Table 3に実験結果一覧を示す。主な破壊性状はPhoto 1に示す3種類(BF, CH, LB)に大別できる。柱周囲に緩衝材を配置した試験体TC5-8B以外の試験体は、いずれも柱周囲のコンクリートが大きく支圧破壊した(BF)。新型ウィングビーム-Iの試験体である試験体TC5-8, TC5-8B, TC5-8Rは最終的に下フランジのハンチ先端からのき裂・破断により破壊した(CH)。試験体TC5-8BとTC5-8Rは、試験体TC5-8からそれぞれ床スラブと柱との支圧を低減したもので、下フランジの局部座屈を抑制したものであるが、本実験の範囲では下フランジ破断までの変形性能に顕著な違いは見られなかった。新型ウィングビーム-IIの試験体TC5-8Pは局部座屈による耐力低下が顕著になり载荷を終了した(LB)。この試験体は载荷終了までき裂の進展による顕著な耐力劣化はなく、ハンチ先端に設置したフランジプレートによりハンチ先端のき裂を抑制できている。また、新型ウィングビーム-IIIの試験体UC5-8はき裂が発生することなく、局部座屈により耐力劣化を生じ载荷を終了した(LB)。なお、本報では鋼材の損傷状態に着目しているため、Table 3に示す負加力時の最大耐力 Q_{max} に対して正加力時または、負加力時の荷重が90%以下に低下した状態を終局状態と定義した。(Fig. 4○印参照)

2.2.2 荷重変形性状と累積塑性変形倍率 各試験体の荷重 Q/Q_p -塑性率 μ 関係をFig. 4に示す。荷重 Q は純鉄骨とした場合のハンチ先端の全塑性曲げ耐力 Q_p で無次元化して示す。いずれの試験体においても、最終の履歴ループまで荷重は純鉄骨梁の全塑性曲げ耐力 Q_p を維持しており、全体的に安定した履歴ループを描いた。

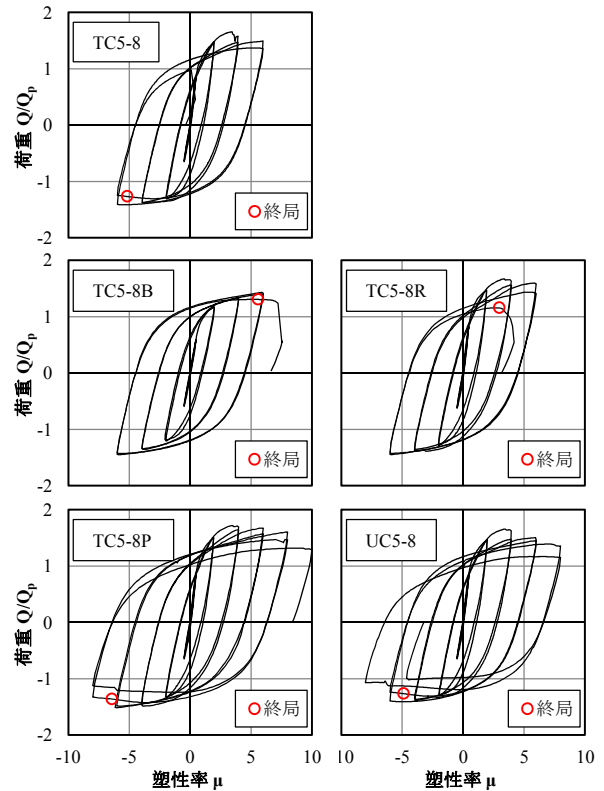


Fig. 4 荷重 Q/Q_p -梁塑性率 μ 関係
Load Q/Q_p -Ductility Factor μ Relationship

ープまで荷重は純鉄骨梁の全塑性曲げ耐力 Q_p を維持しており、全体的に安定した履歴ループを描いた。

新型ウィングビーム-Iについて、試験体TC5-8, TC5-8B, TC5-8Rのいずれの試験体も塑性率 $\mu=6$ のサイクルまでき裂進展による顕著な耐力劣化は生じず、塑性率 $\mu=8$ の1サイクル目で下フランジのハンチ先端からき裂が進展し耐力が低下した。

新型ウィングビーム-IIの試験体TC5-8Pと新型ウィン

グベーム-Ⅲの試験体UC5-8については、局部座屈による耐力低下が顕著であるものの、荷重を終了した塑性率8~10まで下フランジハンチ先端のき裂による顕著な耐力低下は生じなかった。

各試験体の変形性能を考察する。Table 3より、変形性能の指標である累積塑性変形倍率は新型ウィングビーム-Iの試験体で $\eta_f=67\sim73$ であった。梁断面は異なるが、文献3)で過去に実施した純鉄骨梁の新型ウィングビーム-Iの実験結果は累積塑性変形倍率が $\eta_f=94$ であることから、床スラブの影響によって η_f は約71~78%に減少した。新型ウィングビーム-IIの η_f は122以上、新型ウィングビーム-Ⅲが η_f は111以上であった。文献4)によると現場溶接接合の梁端混合接合について純鉄骨の場合の累積塑性変形倍率 η の平均を34.6としている。さらに、鉄骨合成梁の累積塑性変形倍率は純鉄骨梁の2/3と評価している。その結果、鉄骨合成梁の累積塑性変形倍率は平均23.1と評価されるが、各試験体の η_f はこれを大きく上回った。

3. FEM 解析を用いた変形性能評価

本章では、鉄骨合成梁の変形性能評価法について検討する。文献4)に示される鉄骨合成梁の変形性能評価は、多数の実験結果を統計処理したものであり、鉄骨合成梁の変形性能の基準となる純鉄骨梁の累積塑性変形倍率の評価値には0.4程度(変動係数0.4)のばらつきを含んでいる。床スラブの影響を考慮した鉄骨合成梁の評価値はより大きくばらつくことが予想されるため、より精度のよい変形性能評価法が必要である。

当社は純鉄骨梁の新型ウィングビーム工法を対象に実験的・解析的検討を行い、FEM解析で算出したハンチ先端の局所ひずみを用いれば、Coffin-Manson則型の評価法により一定振幅繰返し加力に対する変形性能を精度良く評価し得ることを示した³⁾⁵⁾。この評価法を拡張して、FEM解析と鋼材の材料疲労特性を用いたMiner則に基づく変形性能評価法を提案する。本実験に加え、既往実験の試験体を用いて、床スラブの有無、梁形状(ストレート・水平ハンチ付き)、荷重条件(正負漸増繰返し・一定振幅繰返し)が異なる場合の適用性を検証する。

3.1 変形性能評価手順

以下に変形能力の評価手順を示す。(Fig. 5参照)

【step-1】局所ひずみ履歴の算出：評価対象の柱梁接合部に応じたFEM解析を行い、ひずみが最大となる解析要素(以下「ひずみ集中部」、Fig. 5(1)○印参照)のひずみ履歴を整理する。ここでは、Fig. 5(2)に示す3種類の塑性ひずみ① ϵ_{pa} ：塑性軸ひずみ、② ϵ_{pp} ：塑性主ひずみ、③ ϵ_{eq} ：相当塑性ひずみ)で評価することとし、1サイクル当りの塑性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_{pa}$ 、 $\Delta\epsilon_{pp}$ 、 $\Delta\epsilon_{eq}$ を算出する。

【step-2】破断寿命 N_{fi} と累積損傷値Dの評価：材料の低サイクル疲労試験結果(本報は文献6)の結果を採用より、各塑性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_{pa}$ 、 $\Delta\epsilon_{pp}$ 、 $\Delta\epsilon_{eq}$ に応じた破断寿命 N_{fi}

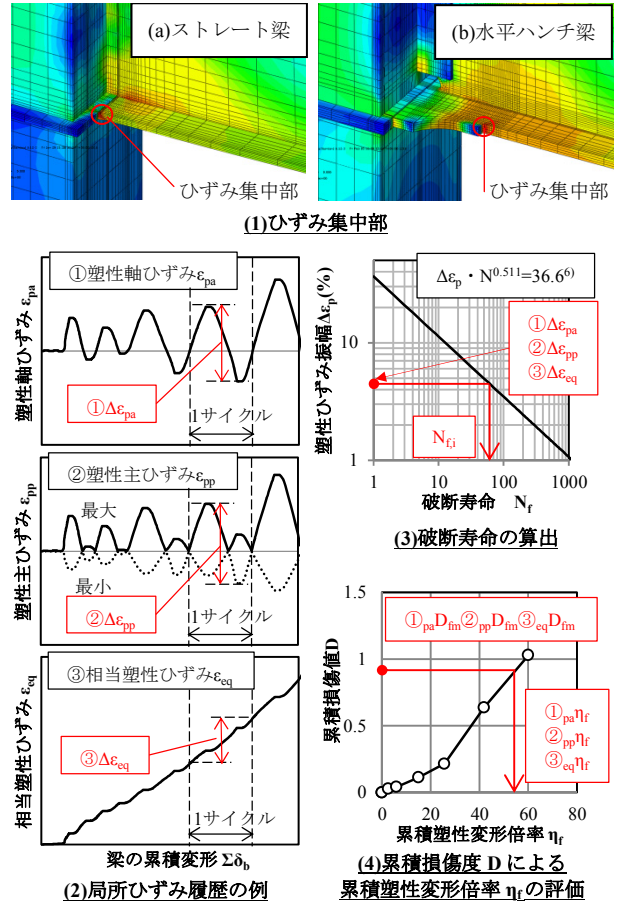


Fig. 5 変形能力の評価法
Estimation Method of Deformation Capacity

Table 4 評価精度検証用試験体一覧
List of Specimens for Estimation

梁形状	純鉄骨梁		鉄骨合成梁	
	一定振幅	漸増振幅	一定振幅	漸増振幅
ストレート梁	NSS-2.0 ⁷⁾ NSS-3.0 ⁷⁾ NSS-4.0 ⁷⁾	■ SBC4 ⁸⁾	□ CNSS-2.0 ⁹⁾ CNSS-3.0 ⁹⁾	◆ NS ¹⁰⁾
水平ハンチ梁	T4-11C2 ³⁾ T4-11C4 ³⁾ T4-11PC2 ³⁾ T4-11PC4 ³⁾	● No.1 ¹¹⁾ ○ T4-11 ³⁾ ○ VH-62 ¹²⁾	—	△ No.2 ¹¹⁾ △ TC5-8 [*] △ TC5-8B [*] △ TC5-8R [*]

注)各記号は Fig. 10 の凡例を示す
*)2 章の試験体(新型-Iのみ)

を算出する(Fig. 5(3)参照)。さらに、Miner則に基づき、破断寿命 N_{fi} から累積損傷値Dを下式で算出する。

$$D = \sum(1/N_{fi}) \quad (1)$$

【step-3】破断時の累積塑性変形倍率 η_f の評価：破断状態と評価する累積損傷値 D_f ($D \geq D_f$ で破断)を塑性ひずみの種類ごとに定める。ここでは、Table 4の検証用試験体から求めた累積損傷値の平均値 D_{fm} (それぞれ $_{pa}D_{fm}$ 、 $_{pp}D_{fm}$ 、 $_{eq}D_{fm}$ と表記、Fig. 9参照)を D_f とする。さらに、FEM解析結果を用いて(1)式のD値が D_{fm} に達するまでの累積塑性変形倍率 η_f (Fig. 5(4)参照)を算出し、破断までの変形性能評価値を与える。

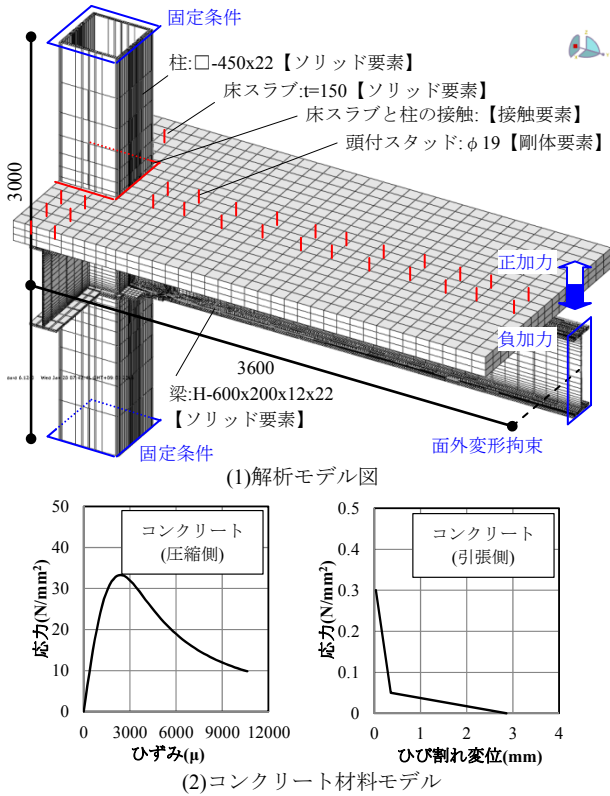


Fig. 6 解析モデル例 (TC5-8)
Example of Analysis Model (TC5-8)

3.2 評価精度の検証

3.2.1 検証用試験体とFEM解析方法 評価精度を検証する試験体は、2章で示した試験体および文献³⁾、7)～12)に示される試験体の中で、フランジ破断で破壊した全18体であり、Table 4に梁形状(ストレート梁, 水平ハンチ梁), 床スラブの有無, 荷重条件(一定振幅, 漸増振幅)の違いで整理した検証用試験体一覧を示す。試験体 T4-11PC2, T4-11PC4は既報試験体T4-11P³⁾と同じ形状の試験体を塑性率 $\mu=\pm 2$, ± 4 で一定振幅繰返し加力を行ったもので、破断寿命 N_{fi} はそれぞれ114, 28回であった。

FEM解析のモデル例及び使用要素をFig. 6(1)に示す。解析モデルは各試験体の形状・支持条件に合わせ、ひずみ集中部周辺については要素サイズを約5mmとした。解析プログラムは汎用解析ソフトのABAQUS6.12¹³⁾を使用し、鉄骨とコンクリートの材料構成則は文献¹⁴⁾の手法に従った。Fig. 6(2)に、コンクリートの一軸応力-ひずみ関係を示す。本解析は材料の塑性化や局部座屈を考慮したモデルであるが、破断そのものはモデル化していない。

3.2.2 解析結果の妥当性確認 Fig. 7に荷重 Q/Q_p -梁塑性率 μ 関係の例を示す。純鉄骨の試験体であるT4-11では塑性率 $\mu=8$ のサイクルで発生した破断の直前まで実験の荷重変形特性を再現できている。鉄骨合成梁の試験体であるTC5-8やTC5-8Rでは、塑性率 $\mu=6$ 付近で発生する柱周辺コンクリートの支圧破壊を完全には評価し切れず、解析は実験の耐力を過大評価する部分もあるが、一般的に試験体の荷重変形特性を再現できている。また、Fig. 8ではストレート梁と水平ハンチ梁のひずみについ

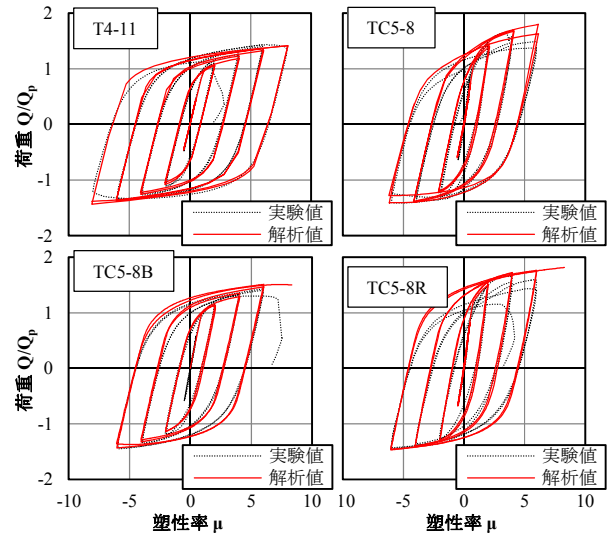


Fig. 7 荷重 Q/Q_p -梁塑性率 μ 関係の例
Example of Load Q/Q_p -Ductility Factor μ Relationships

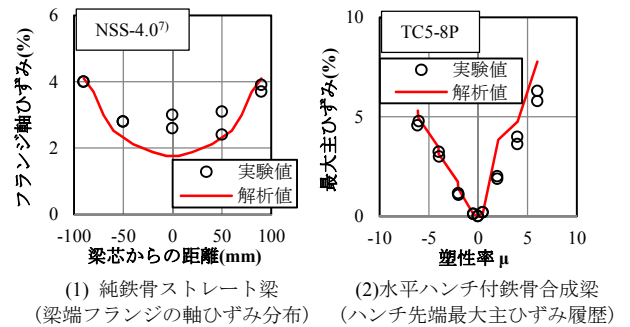


Fig. 8 実験値とFEM解析値のひずみ比較例
Example of Comparison of Experimental and Analysis Strain

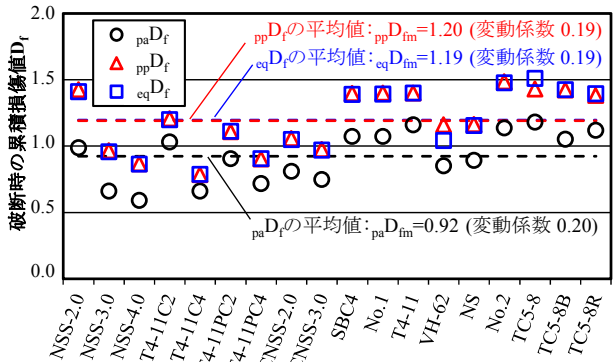


Fig. 9 試験体破断時の累積損傷度 D_f
Cumulative Damage Degree to Fracture

て実験値と解析値の比較を示すが、解析は試験体のひずみ性状を概ね再現できている。

3.2.3 評価精度の検証 破断までの累積塑性変形倍率の実験値 η_{fi} から、検証用18試験体が実験で破断に至った時点の3種類の累積損傷度 paD_f , ppD_f , eqD_f を算出した結果をFig. 9に示す。一定振幅繰返し試験体については、最初の2サイクルの平均の塑性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_{pa}$, $\Delta\epsilon_{pp}$, $\Delta\epsilon_{eq}$ から破断寿命 N_{fi} を算出し、1サイクルの損傷値 $1/N_{fi}$ に破断までの繰返し数の実験値(η_{fi} を1サイクルの塑性変形倍率で除して算出)を乗じて累積損傷度を算出した【step-1,

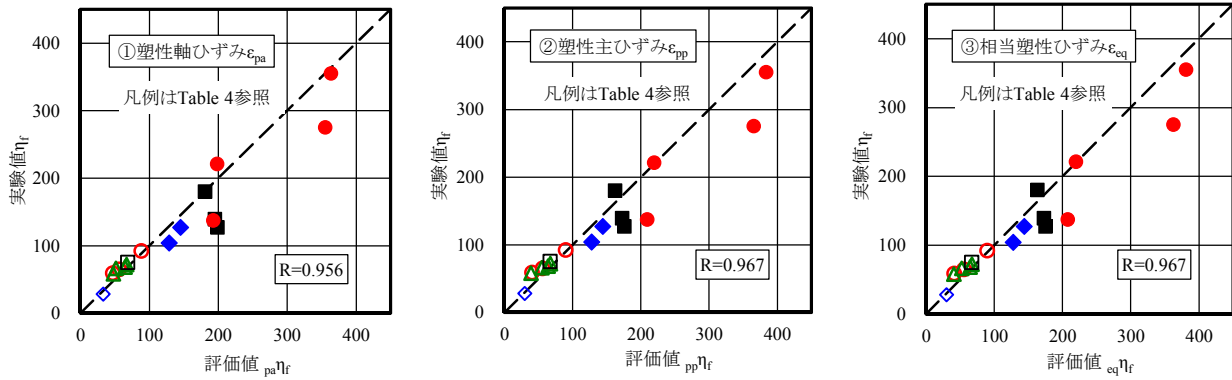


Fig. 10 破断までの累積塑性変形倍率の実験値と評価値の比較
Comparison of Evaluation and Experimental Values of the Cumulative Plastic Deformation Ratio to Fracture

step-2】。Fig. 9より paD_f , ppD_f , eqD_f の平均値 paD_{fm} , ppD_{fm} , eqD_{fm} はそれぞれ0.92, 1.20, 1.19である。塑性ひずみの種類によって差があり、一定振幅の塑性率 $\mu=4$ の場合 (NSS-4.0, T4-11C4, T4-11PC4) に累積損傷値が小さくなる傾向にあるものの、 D_f 値が1.0付近で破断と判断される。また paD_f , ppD_f , eqD_f の変動係数は塑性ひずみの種類によらず、0.20程度である。

最後に、累積塑性変形倍率を指標に評価精度を検証する。累積損傷度の平均値 paD_{fm} , ppD_{fm} , eqD_{fm} に至った時の累積塑性変形倍率の評価値 $pa\eta_f$, $pp\eta_f$, $eq\eta_f$ と実験値 η_f の比較をFig. 10に示す【step-3】。累積塑性変形倍率の評価値と実験値の相関係数Rはいずれの塑性ひずみの場合も、約0.96であり累積損傷度の平均値を破断基準とすることで破断までの累積塑性変形倍率を精度よく評価できる。

4. まとめ

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を把握するために漸増変位振幅繰り返し載荷実験を行い、床スラブが鉄骨合成梁の変形能力に及ぼす影響を実験的に検討した。また、精度の高い鉄骨合成梁の変形性能評価法として、FEM解析と鋼材の材料疲労特性を用いたMiner則に基づく変形性能評価法を提案し、本評価法の妥当性を検証した。得られた結果を以下に示す。

- 1) 新型ウィングビーム工法を用いた鉄骨合成梁の漸増変位振幅繰り返し載荷実験を行った結果、新型ウィングビーム-Iは塑性率 $\mu=6$ 、新型ウィングビーム-II, IIIは塑性率 $\mu=8\sim 10$ まで、き裂進展による顕著な耐力低下は生じず、いずれも現場溶接工法として高い変形性能を有する。
- 2) 本実験と既往実験について鉄骨合成梁を含む梁端鋼構造柱梁接合部の変形性能を評価した結果、累積塑性変形倍率の評価値と実験値の相関係数は約0.96であり、破断までの変形性能を精度よく評価することが可能である。

参考文献

- 1) 浅井, 他: 巨大地震に対する変形能力を高めた新型ウィングビーム, 大林組技術研究所報 N0.78 2014

- 2) Milton A. Miner and Santa Monica : Cumulative Damage in Fatigue, American Society of Mechanical Engineers Journal of Applied Mechanics, Vol.67, pp.159-164, 1945
- 3) 浅井, 他: 円弧型水平ハンチを付けた鉄骨梁の大変形能力と疲労寿命(その1)~(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.757-760, 2014.9
- 4) 北村, 他: 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一, 日本建築学会構造系論文集, 第604号, pp.183-191, 2006.6
- 5) 浅井, 他: 定振幅繰返し加力を受ける水平ハンチ付きH形梁の塑性変形能力と破壊性状(その3)~(その4) 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.753-756, 2013.8
- 6) 小野, 他: 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
- 7) 吹田, 他: 梁端接合部の最大曲げ耐力が変形能力に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文集, 第664号, pp.1135-1142, 2011.6
- 8) 吹田, 他: 溶接柱梁接合部の履歴挙動と梁長さの影響, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 構造系, pp.217-220, 2001.05
- 9) 朝倉, 他: 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10)~(その11), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.1211-1214, 2012.9
- 10) 北園, 他: 合成ばり架構柱・はり仕口部のひずみと塑性変形能力に関する研究, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.735-736, 2000.9
- 11) 安田, 他: 現場溶接型柱梁接合部の耐力と変形性能(その3), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.651-652, 2004.8
- 12) 齊藤, 他: 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(その1)~(その2), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.879-882, 2015.9
- 13) ABAQUS/Standard User's Manual Version 6.12(2012)
- 14) 平田, 他: H-SA700を用いた超高強度CFT長柱の曲げせん断性状, 鋼構造年次論文報告集, 第22巻, pp.577-582, 2014.11