

# 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

浅井 英 克      齊 藤      論      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)

## New Type of Wing Beam to Increase Deformation Capacity against Severe Earthquakes

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

### Abstract

We developed a new type of Wing Beam, which is a horizontal haunch beam with a high level of resistance against severe earthquakes such as Nankai trough earthquake or Tokyo metropolitan earthquake. We studied three types of haunch shapes to determine the most suitable use in terms of the performance demands or product cost. We performed static loading tests to simulate the effects of severe-amplitude and long-period earthquakes on the new type of Wing Beam, and drew the following conclusions. (1) the marked reduction in strength caused by crack propagation does not occur up to a ductility factor of 8 - 10, so the new types of Wing Beam have greater deformation capacity than other beam-column connection types, and (2) the ultimate life-time of the horizontal haunch beam can be accurately estimated by the equivalent plastic strain from FEM analysis.

### 概 要

南海トラフ地震や首都直下地震などの巨大地震に対して高い安全性を持つ「新型ウィングビーム工法」を開発した。新型ウィングビーム工法は当社独自の水平ハンチ付き鉄骨梁「ウィングビーム工法」をベースにして、ハンチ先端のひずみ集中を緩和することで変形能力を向上させたものである。本開発では要求性能や製作コストに応じた使い分けができるように、3種類のハンチ形状について検討した。新型ウィングビームの変形能力を検証するため、大振幅地震動や長周期地震動を想定した静的加力実験を行い、以下を確認した。1) 3種類の新型ウィングビームは部材塑性率8~10までき裂進展による顕著な耐力低下がなく、いずれも他の柱梁接合工法に比べて高い変形能力を示す。2) FEM解析から求めたハンチ先端の相当塑性ひずみを用いれば、定振幅繰返し荷重に対する疲労寿命を精度良く推定し得る。

### 1. はじめに

兵庫県南部地震(1995)で多発した鉄骨柱梁接合部の脆性的な破断被害を教訓に、当社は変形能力に優れた水平ハンチ付き鉄骨梁「ウィングビーム工法」(Fig. 1参照、以下単にウィングビームと称す)を開発した。ウィングビームは梁フランジに「台形リブ」と称する水平ハンチを溶接した梁端現場溶接型の柱梁接合工法である。FAランクの鉄骨梁は部材塑性率4以上の変形能力を求められるが、このウィングビームは純鉄骨断面(床スラブなし)で最大塑性率6の変形能力を期待できる<sup>1),2)</sup>。

しかし近年、南海トラフ地震など兵庫県南部地震当時はあまり考慮されなかった巨大地震の発生が危惧されている。例えば上町断層帯地震に対する検討例<sup>3)</sup>では、梁の最大応答塑性率がFAランク下限の4を大きく超える。そのため、今後想定される巨大地震に備えるには、より高い変形能力を持つ柱梁接合工法が必要である。

筆者らは長周期地震動対策として、ハンチ先端にフランジプレート(FPL)と称する鋼板を設置したウィングビームを開発した<sup>4)</sup>。FPLを設置したウィングビームはハンチ先端の応力集中が緩和されるため、定振幅繰返し荷重

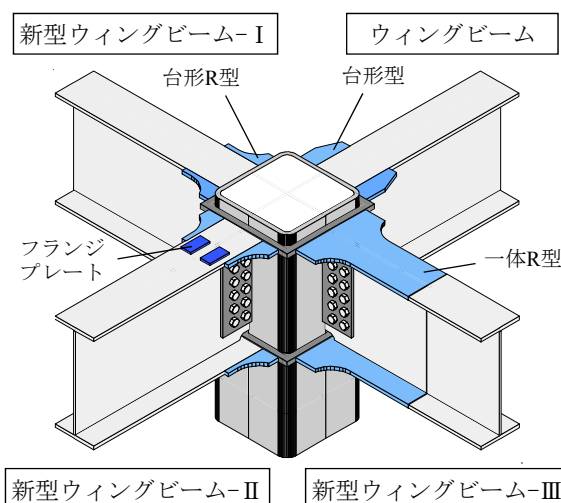
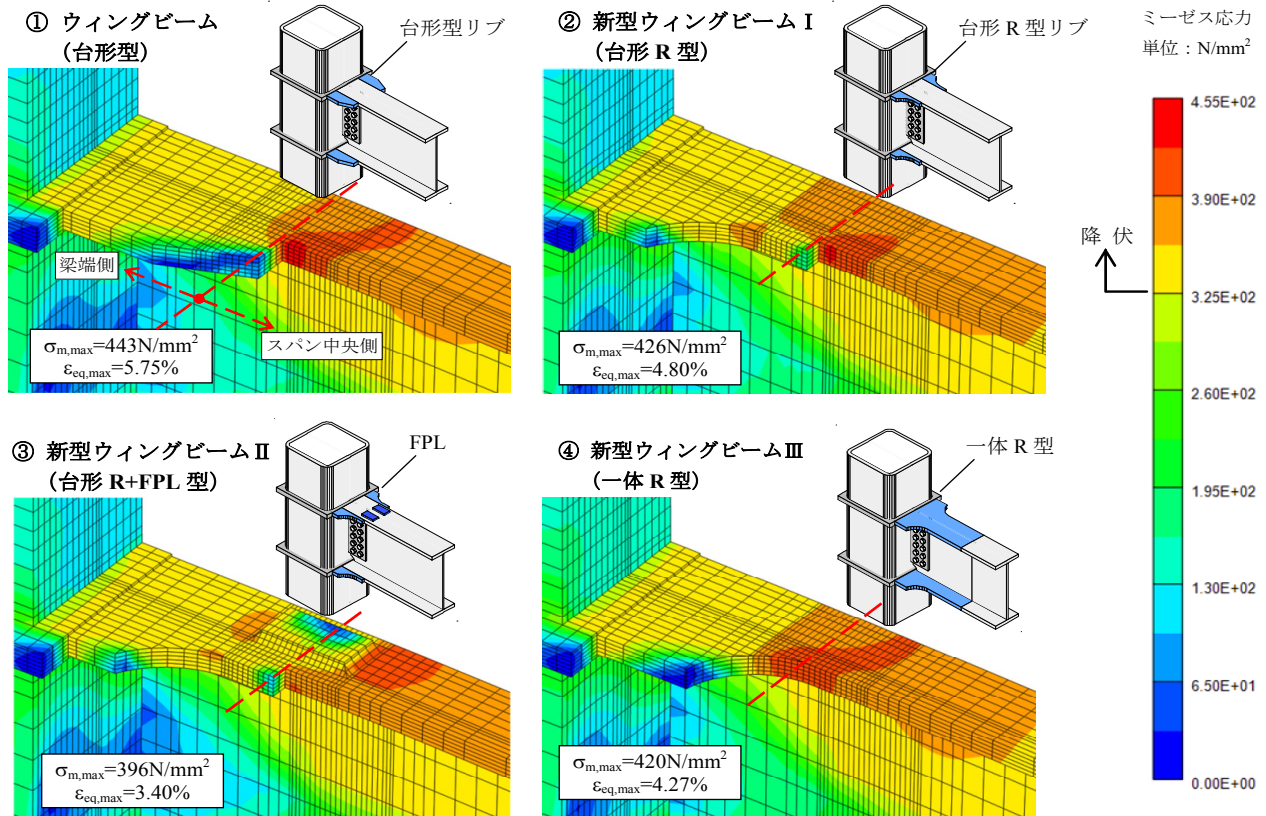


Fig. 1 ウィングビームと新型ウィングビーム Wing Beam and New Type of Wing Beam



注：コンター図はミーゼス応力、点線はハンチ先端(新型ウィングビーム-IIIは円弧開始点)を表す。

Fig. 2 ウィングビーム・新型ウィングビームの概要およびミーゼス応力・相当塑性ひずみ性状（塑性率  $\mu=6$ ）  
Outline of Wing Beam and New Type of Wing Beam, and Example of Mises Stress and Equivalent Plastic Strain

に対する変形能力はFPL未設置時の約3倍に向上した。

今回、振幅の大きな地震動(以下、大振幅地震動と称す)に対しても高い変形能力を発揮するとともに、梁の要求性能や製作コストに応じた使い分けが出来るように、3種類の新型ウィングビームを開発した(Fig. 1参照)。

本報ではまず、ハンチ先端の応力性状を考察しながら、3種類の新型ウィングビームの概要を説明する。次に、大振幅地震動や長周期地震動を想定した静的加力実験を行い、他の柱梁接合工法と比較しながら新型ウィングビームの変形能力を検証する。最後に、既報4)で示したハンチ先端ひずみを指標とする疲労寿命評価の精度を、本報の実験結果を踏まえて再検討する。

## 2. 新型ウィングビーム概要

後述4章のFEM解析手法によって求めたウィングビーム、新型ウィングビーム-I~IIIのミーゼス応力 $\sigma_m$ と相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$ の性状例(塑性率 $\mu=6$ )をFig. 2に示す。本解析では梁の降伏点を $\sigma_y=325\text{N/mm}^2$ としており、本図右側コンターバンドの黄色(“3.25E+02”の表示)から赤色(上側)に向かうにつれて塑性化が進展する。また図中 $\sigma_{m,max}$ 、 $\epsilon_{eq,max}$ はハンチ先端の解析要素のうち、ミーゼス応力 $\sigma_m$ 、相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$ が最大となる要素の値である。

3種類の新型ウィングビームの使い分けとして、仮にコ

ストを重視する場合、検討時の鋼材・労務単価等によるが、新型ウィングビーム-Iがコストを最も抑えられる可能性が高い。一方、巨大地震に対する変形能力を重視する場合、新型ウィングビーム-II、IIIの適用が望ましい。以下に新型ウィングビームの概要を説明する。

### 2.1 新型ウィングビーム-I

新型ウィングビーム-Iはウィングビームと同じく、主にロールH梁を対象とする水平ハンチ梁である(Fig. 2②参照)。梁端のフランジ両側にリブを溶接するのはウィングビームと同じであるが、台形リブの一部に円弧を設けて台形R型リブとする点がウィングビームからの改善点である。ハンチの一部の幅を狭めて積極的に降伏させることで、ハンチ先端(Fig. 2の点線)の塑性域を広げ、梁全体の変形能力を高める。Fig. 2の①と②を比較すると、ウィングビーム(同①)はスパン中央側での塑性化が顕著であるが、新型ウィングビーム-I(同②)ではハンチ先端のスパン中央側のみならず、梁端側にも塑性化が進展している。その結果、ハンチ先端のミーゼス応力最大値 $\sigma_{m,max}$ はウィングビームが $\sigma_{m,max}=443\text{N/mm}^2$ であるのに対し、新型ウィングビーム-Iは $\sigma_{m,max}=426\text{N/mm}^2$ であり、台形リブの狭幅化による応力集中の低減効果が確認できる。最終破壊性状はウィングビームと同じく、局部座屈もしくはハンチ先端のき裂進展となる(後述Photo 1 (a)参照)。

## 2.2 新型ウィングビーム-II

新型ウィングビーム-IIは新型ウィングビーム-Iのハンチ先端に、フランジプレート(FPL)と称す鋼板を隅肉溶接したものである(Fig. 2③参照)。フランジプレートによってハンチ先端の応力集中を積極的に緩和するもので、Fig. 2に示す4工法の中では、新型ウィングビーム-IIのミーゼス応力最大値が $\sigma_{m,max}=396N/mm^2$ と最低である。新型ウィングビーム-IIは主にハンチ先端とFPL前面(スパン中央側)の梁フランジで塑性化する。Fig. 2③では、ハンチ先端に比べてFPL前面の塑性化が顕著であるが、本解析で考慮してない溶接熱やハンチ先端溶接端部の微細な形状不連続の影響で、新型ウィングビーム-IIの最終破壊性状はウィングビームと同じく、局部座屈もしくはハンチ先端のき裂進展となる(後述Photo 1 (b), 文献4)参照)。

## 2.3 新型ウィングビーム-III

新型ウィングビーム-IIIは新型ウィングビーム-I, IIと異なり、ビルトH梁を対象とする、梁フランジ-ハンチ一体型の水平ハンチ梁である(Fig. 2④参照)。ハンチに比較的大きな円弧を設けることで、ハンチ先端(円弧開始点)の応力集中を緩和し、ハンチ先端からのき裂を抑制する。その結果、新型ウィングビーム-IIIはハンチ一体型の同種工法に比べ、高い変形能力を示す。Fig. 2を見ると、新型ウィングビーム-IIIはウィングビーム, 新型ウィングビーム-Iに比べ、ハンチ先端から梁端側にかけて塑性化が進展している。ハンチ先端からのき裂が抑制されるため、最終破壊性状は局部座屈、もしくはビルトHのウェブ隅肉溶接部のき裂進展となる(後述Photo 1 (c)参照)。

## 3. 性能確認実験

### 3.1 試験計画

試験体一覧をTable 1, 材料の機械的性質をTable 2に示す。試験体はFig. 3に示すようにト字形架構とし、梁はH-500×200×12×25(SN490B)を基準断面とする。試験パラメータは梁フランジの幅厚比 $b/t_f$ (=4.0, 5.26), ハンチ形状(新型ウィングビーム-I~III, 一体型, Fig. 4参照), 加力方法(漸増, 一定)である。加力はFig. 3に示すように、梁の塑性率 $\mu$ を基準とする変位制御とする。正負漸増繰返し加力では $\mu=\pm 0.5, \pm 2.0, \pm 4.0, \pm 6.0$  (同一振幅2サイクル), 定振幅繰返し加力ではTable 1記載の[塑性率]にて正負一定の変位振幅で加力する。なお、試験体U4-3とU4-10は、いずれもハンチと梁フランジを一体的に製作する点で同一工法であるが、新型ウィングビーム-IIIは円弧半径 $R \geq B/2$ ( $B$ : 梁幅)とすることでハンチ先端のき裂を抑制するものであるため、 $R < B/2$ のU4-3は一体型、 $R \geq B/2$ のU4-10は新型ウィングビーム-IIIとして区別する。

### 3.2 試験結果

3.2.1 破壊性状と累積塑性変形率 Table 3に実験結果一覧を示す。最終破壊性状はPhoto 1に示す3種類

Table 1 試験体一覧  
List of Specimens

試験体名	柱 <sup>*1</sup> /梁 <sup>*2</sup> (鋼種)	ハンチ		加力方法 [塑性率]
		形状	円弧半径	
T4-11	柱: □-400 ×400 ×19[22] <sup>*1</sup>	新型-I	R113	漸増
T5-11				一定 [2]
T4-11C2		新型-II	R113	一定 [4]
T4-11C4				漸増
T4-11P	梁: H-500 ×200 ×12 ×25[19] <sup>*2</sup>	一体型	R35	漸増
U4-3				漸増
U4-10		新型-III	R100	一定 [2]
U4-10C2				一定 [4]
U4-10C4				

注) \*1: 柱梁接合部パネル厚、\*2: 試験体 T5-11 のフランジ厚

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

鋼種	板厚	降伏点(耐力) (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	破断伸び (%)
SN490B	12	352	543	26.1
	16	397	538	27.4
	19	369	529	28.3
	25	382	529	29.3
	32	363	536	30.2
BCR295	22	(362)	464	44.6

注) ( )内は0.2%耐力

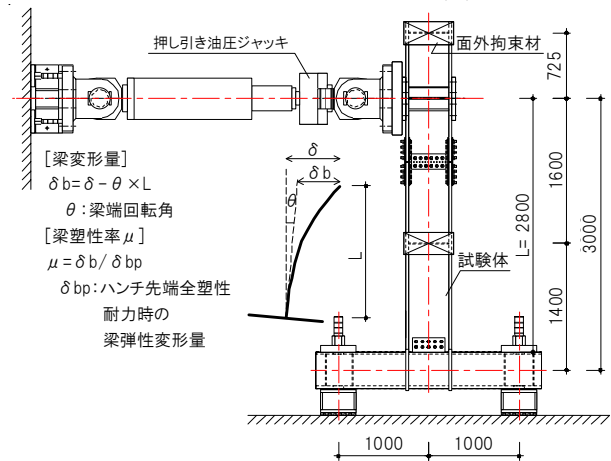


Fig. 3 試験体および載荷装置  
Specimen and Loading Apparatus

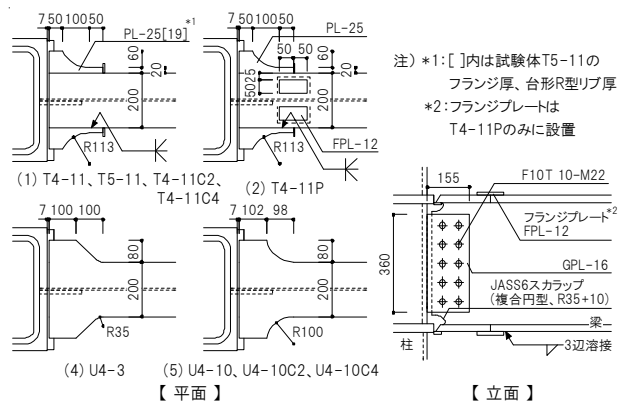
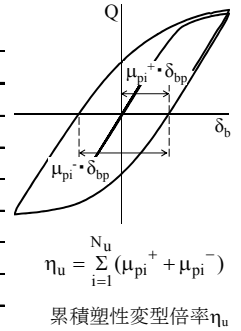


Fig. 4 試験体詳細  
Detail of Specimens



Table 3 試験結果一覧  
Test Results

加力方法	ハンチ形状	試験体名	最大耐力 $Q_{max}/Q_p^{*1}$	塑性率(漸増) <sup>*2</sup>		サイクル(一定)		累積塑性変形倍率 <sup>*5</sup> $\eta_u$	主な破壊性状 <sup>*6</sup>	
				終局 <sup>*3</sup>	破断 <sup>*4</sup>	終局 <sup>*3</sup>	破断 <sup>*4</sup>		終局 <sup>*3</sup>	最終
				$\mu_u$	$\mu_f$	$N_u$	$N_f$		終局 <sup>*3</sup>	最終
漸増	新型-I	T4-11	1.44 (-1.35)	8<2>	8<2>	-	-	91	CH	CH
		T5-11	1.40 (-1.34)	8<1>	8<2>	-	-	73	LB	CH
	新型-II	T4-11P	1.50 (-1.40)	-10<1>	-	-	-	138	LB	LB
	一体型	U4-3	1.45 (-1.37)	10<1>	-10<1>	-	-	121	LB	CH
	新型-III	U4-10	1.49 (-1.38)	10<1>	-	-	-	123	LB	LB
一定	新型-I	T4-11C2	1.16 (-1.15)	-	-	54 (-53)	67	170	CH	CH
		T4-11C4	1.32 (-1.27)	-	-	12 (-)	13	120	CH	CH
	新型-III	U4-10C2	1.13 (-1.11)	-	-	246 (-)	250	814	CW	CW
		U4-10C4	1.31 (-1.27)	-	-	45 (-45)	46	464	CW	CW



(a) CH: ハンチ先端のき裂・破断 (b) LB: 局部座屈 (c) CW: ウェブ溶接部のき裂・破断

Photo 1 最終破壊性状例  
Failure Mode

Table 3 注)

- \*1: ハンチ先端を危険断面とする全塑性耐力, ( )内は負加力時  
試験体 T5-11:  $Q_p=350\text{kN}$   
他の試験体:  $Q_p=437\text{kN}$
- \*2: <>内は同一振幅のサイクル数を示す。  
凡例: -10<2>は $\mu=10$ の2サイクル目
- \*3: 荷重が最大耐力の90%に低下した時, ( )内は負加力時
- \*4: フランジ全断面き裂進展時
- \*5: 終局までの累積塑性変形倍率(上図参照)
- \*6: Photo 1 参照

に大別できる。新型ウィングビーム-Iの試験体を見ると、漸増振幅加力、一定振幅加力のいずれに対しても、最終的にハンチ先端のき裂(Photo 1(a))が進展して破壊した。一方、新型ウィングビーム-IIの試験体(T4-11P)については、局部座屈(Photo 1(b))で破壊した。T4-11(新型ウィングビーム I)とT4-11P(新型ウィングビーム-II)はFPLの有無以外は同一条件であるが、T4-11Pの累積塑性変形倍率(エネルギー吸収能力を表す指標、Table 3脚注参照)は $\eta_u=138$ とT4-11の約1.5倍である。FPLを設置することでハンチ先端のき裂を抑制でき、変形能力が大きく向上することが分かる。

一体型の試験体U4-3(R35)はハンチ先端のき裂で破壊したが、新型ウィングビーム-III(R100)の試験体U4-10, U4-10C2, U4-10C4は局部座屈、ビルトHのウェブ隅肉溶接部からのき裂(Photo 1(c))で破壊しており、円弧半径を大きくすれば、ハンチ先端からのき裂を抑制できることが分かる。

漸増振幅加力の5試験体の変形能力について考察する。終局時塑性率は新型ウィングビーム-Iが $\mu_u=8$ 、新型ウィングビーム-IIと新型ウィングビーム-IIIは $\mu_u=10$ であった。一方、累積塑性変形倍率は新型ウィングビーム-Iが $\eta_u=73\sim 91$ 、新型ウィングビーム-IIが $\eta_u=138$ 、新型ウィングビーム-IIIは $\eta_u=121\sim 123$ であった。例えば文献5)では、ウェブがボルト接合、フランジが現場溶接接合の梁端混用接合について、累積塑性変形倍率 $\eta$ を平均34.6(標準偏差14.4)と評価している。3種類の新型ウィングビームの累積塑性変形倍率 $\eta_u$ はこの34.6を大きく上回ってお

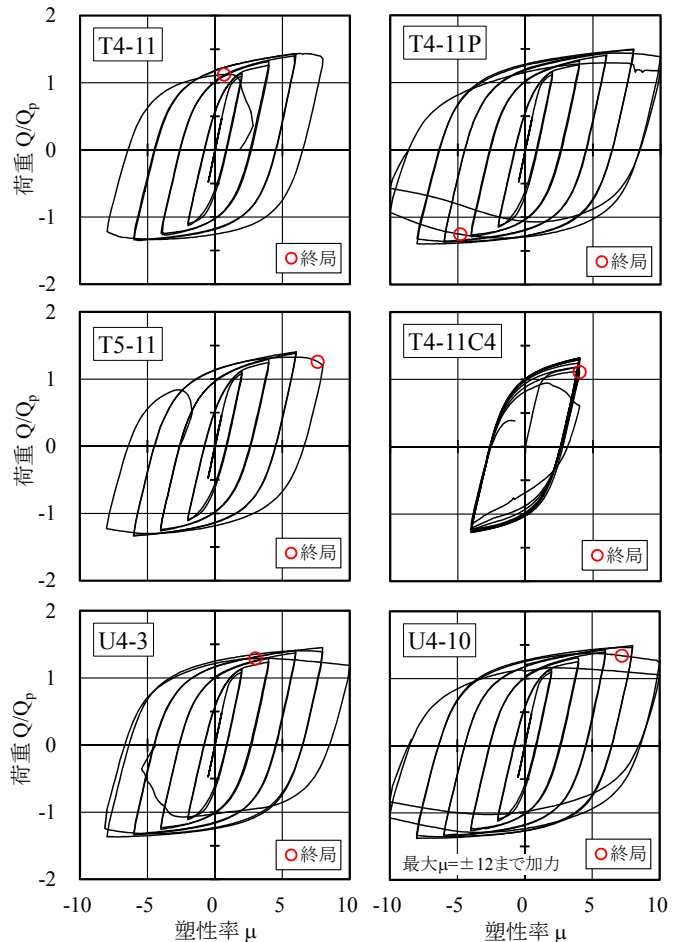


Fig. 5 荷重  $Q/Q_p$ -梁塑性率  $\mu$  関係例  
Example of Load  $Q/Q_p$  - Ductility Factor  $\mu$  Relationship

り、いずれも現場溶接工法としては高い変形能力である。

**3.2.2 荷重変形状** 正負漸増繰返し加力の5試験体と定振幅繰返し加力(塑性率 $\mu=\pm 4$ )のT4-11C4の荷重 $Q/Q_p$ -塑性率 $\mu$ 関係をFig. 5に示す。新型ウィングビーム-ⅢのU4-10は、 $\mu=\pm 10$ での局部座屈による耐力低下は顕著であるものの、 $\mu=\pm 12$ まで梁が破断しないことを確認し、加力を終了した。Fig. 5には $\mu=\pm 10$ までを図示する。

漸増加力の新型ウィングビーム-Iについて、T5-11は $\mu=+8$ の1サイクル目で局部座屈により耐力が低下し、ピーク直前でハンチ先端からき裂が進展した。また、T4-11は $\mu=+8$ の1サイクル目ピーク直前でき裂が進展し、耐力が低下した。一方、新型ウィングビーム-IIのT4-11Pは $\mu=+10$ の2サイクル目ピーク付近でハンチ先端からき裂が若干進展したものの、局部座屈の発生が顕著であった。

漸増加力の新型ウィングビーム-Ⅲ試験体、一体型試験体については、いずれも局部座屈で耐力が低下した。円弧の半径R以外は同条件のU4-3、U4-10を比較すると、両者の終局までの累積塑性変型倍率はそれぞれ $\eta_u=121$ 、123(Table 3参照)と大差はない。しかし、U4-3は $\mu=-10$ の1サイクル目途中でハンチ先端から破断したため、U4-10の方が大きな履歴ループを描いた。

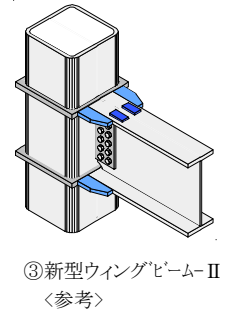
**3.2.3 疲労寿命の比較** 各種柱梁接合工法と比較しながら、一定振幅加力に対する新型ウィングビームの変形能力を検討する。①ウィングビーム<sup>6)</sup>、②~④新型ウィングビーム、⑤~⑥一体型ハンチ梁<sup>7, 8)</sup>、ストレート梁(⑦スカラップR35<sup>9)</sup>、⑧ノンスカラップ<sup>10)</sup>の塑性率 $\mu$ - $N_u$ 関係をFig. 6に示す。新型ウィングビーム-IIの一定振幅加力は実施していないため、ここでは台形リブにフランジプレートを設置した試験体(RTAO-2, RTAO-4, 以下新型ウィングビーム-II<参考>と表記)の結果<sup>4)</sup>を参考として示す。本図を見ると、3種類の新型ウィングビームは、ウィングビームに比べて同一塑性率での終局回数 $N_u$ が大きく、変形能力が向上していることが分かる。他の柱梁接合工法と比較すると、新型ウィングビーム-Iは、⑤一体型ハンチ梁(円弧半径R35)や⑧ノンスカラップ工法のストレート梁と同等の変形能力である。一方、新型ウィングビーム-II<参考>や新型ウィングビーム-Ⅲについては、一体型水平ハンチ梁⑥と比較しても終局回数 $N_u$ が大きく上回っており、他の工法と比較しても非常に高い変形能力である。

ハンチとフランジを一体的に製作するハンチ梁に着目する。④新型ウィングビーム-Ⅲ(R100)と⑤⑥一体型ハンチ梁(R $\leq 35$ )を比較すると、新型ウィングビーム-Ⅲの方が終局回数 $N_u$ は大きく、円弧半径Rが終局回数 $N_u$ に大きく影響することが分かる。

ウィングビーム(同図①)と3種類の新型ウィングビーム(同図②~④)の $\mu$ - $N_u$ 関係の回帰式をFig. 6に示す。簡便のため、回帰式の指数を同一と見なせば、同一塑性率のウィングビームに対する終局回数は、新型ウィングビーム-Iが1.46倍(=234.1/160.2)、新型ウィングビーム-II<参考>が4.56倍(=730.3/160.2)、新型ウィングビーム-Ⅲが8.00倍(=1280/160.2)となる。

Table 4 定振幅加力試験結果<sup>4), 6), 7)</sup>

ハンチ形状	試験体名	終局回数 $N_u$
①ウィング ビーム	TA-2	48
	TA-6	4
	TB-2	33
	TB-3	13
③新型ウィング ビーム-II<参考>	RTAO-2	143
	RTAO-4	28
⑤ハンチ梁 (一体型)	HB-2	53
	HA-6	4



【回帰式】

- ① :  $N_u=160.2 \times \mu^{-2.101}$
- ② :  $N_u=234.1 \times \mu^{-2.143}$
- ③ :  $N_u=730.3 \times \mu^{-2.353}$
- ④ :  $N_u=1280 \times \mu^{-2.415}$

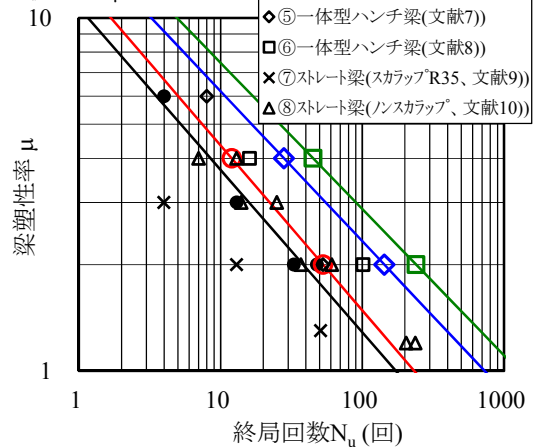


Fig. 6 梁塑性率  $\mu$ -終局回数  $N_u$  関係 (梁端ディテール別の変形能力比較)

Ductility Factor  $\mu$  - Ultimate Cycle  $N_u$  Relationship (Deformation Capacity Comparison between Beam End Details)

#### 4. ハンチ先端ひずみを指標とした寿命評価

ひずみ集中が顕著なハンチ先端の相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$ を指標にして、水平ハンチ梁を対象にCoffin-Manson型の寿命評価(終局回数の推定)を試みる。相当塑性ひずみはFEM解析により算出することとし、解析手順は文献4)の方法による。評価に用いるハンチ先端の解析要素はひずみゲージの大きさを考慮して7mm四方程度(文献4)参照)とし、解析モデルをFig. 7に示す。評価対象はハンチ先端からき裂が進展した破壊モードとし、解析対象はFig. 6の①~⑤の試験体と、文献4)に記載の台形FPL型とした。Table 1に示す試験体以外の試験体の結果をTable 4に示す。なお、評価に用いるハンチ先端の相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$ については、新型ウィングビーム-Ⅲと一体型ハンチ梁にあってはハンチ先端の相当塑性ひずみが最大となる要素群、その他にあってはハンチ先端のフランジ入隅部の要素群の平均値とする(Fig. 7参照)。

ハンチ先端の相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$ (解析値)-終局回数 $N_u$ (実験値)関係をFig. 8に示す。図中には実験結果の回帰式

(実線)を併記するが、④新型ウィングビーム-IIIは破壊モード(Table 3参照)が異なるため、評価対象から除く(参考に留めてFig. 8に図示)。図より、実験結果と回帰式の相関係数は $R=0.979$ であり、ハンチ先端の相当塑性ひずみ解析値 $\epsilon_{eq}$ を用いて終局回数 $N_u$ を精度良く評価し得ることが分かる。ただし、評価対象から除いた新型ウィングビーム-IIIについては回帰式のかなり右側に位置しており、すなわち他の試験体に比べて実験値 $N_u$ を過小評価することとなる。ハンチ先端のき裂進展以外の破壊モードへの適用や、要素サイズの見直しによる精度向上等、寿命評価のための解析手法の改善が必要である。

## 5. まとめ

大振幅地震動に対して高い変形能力を発揮できる3種類の新型ウィングビームを開発し、正負漸増繰返し荷重と定振幅繰返し荷重に対する変形能力を実験で検証した。得られた結果を以下に示す。

- 1) 正負漸増繰返し荷重に対し、新型ウィングビーム-Iは塑性率 $\mu=8$ 、新型ウィングビーム-II, IIIは塑性率 $\mu=10$ まで、き裂進展による顕著な耐力低下は生じず、いずれも梁端現場溶接工法としては高い変形能力を有する。
- 2) 定振幅繰返し荷重に対し、新型ウィングビーム-Iは一体型ハンチ梁(円弧半径R35)やノンスラップ工法のストレート梁と同等の変形能力を有する。また、新型ウィングビーム-II, IIIは他の柱梁接合工法を大きく上回る非常に高い変形能力を有する。
- 3) 評価手法の改善は必要であるが、ハンチ先端の相当塑性ひずみを用いて疲労寿命(終局回数)を精度良く推定し得る。

## 参考文献

- 1) 杉本浩一, 他: 改良梁端仕口形式を用いた角形鋼管柱-H形梁接合部の静的荷重実験 その3, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, pp.595-596, 1999.9
- 2) 杉本浩一, 他: 改良梁端仕口形式を用いた角形鋼管柱-H形梁接合部の静的荷重実験 その5, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, pp.787-788, 2001.9
- 3) 福本義之, 他: 上町断層帯地震動を用いた応答解析による鉄骨造建物に対する検討 その1~その3, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, pp.957-962, 2012.9
- 4) 浅井英克, 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
- 5) 北村春幸, 他: 性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第604号, pp.183-191, 2006.6
- 6) 時野谷浩良, 他: 定振幅繰返し加力を受ける水平ハ

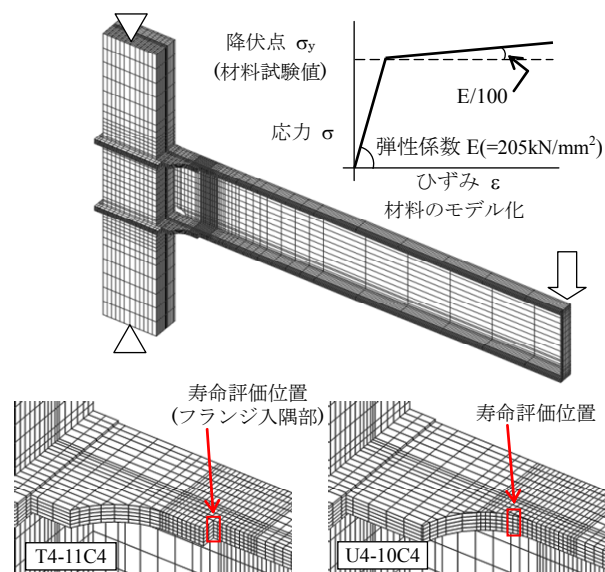


Fig. 7 解析モデル  
Analytical Model

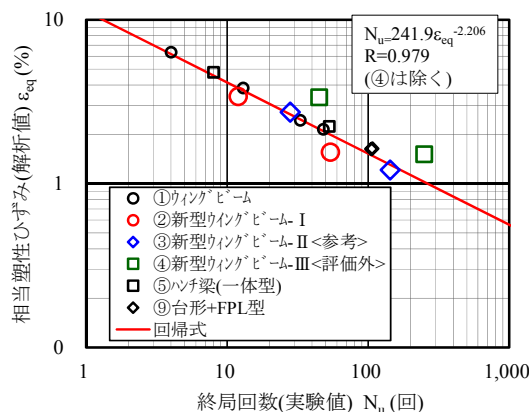


Fig. 8 ハンチ先端の相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$ -梁塑性率 $\mu$ 関係  
Equivalent Plastic Strain of Haunch Top  
- Ductility Factor  $\mu$  Relationship

- ンチ付きH形梁の塑性変形能力と破壊性状 (その1)~(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.967-970, 2011.8
- 7) 浅井英克, 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3~4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.753-756, 2013.8
- 8) 関清豪, 他: 水平ハンチ付き鉄骨梁端溶接接合部の低サイクル疲労特性 その1~その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.747-750, 2013.8
- 9) 関清豪, 他: 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 その11~その12, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.1053-1156, 2012.9
- 10) 吹田啓一郎, 他: 梁端接合部の最大曲げ耐力が変形能力に及ぼす影響—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1—, 日本建築学会構造系論文集, 第664号, pp.1135-1142, 2011.6