

# 有効空間を生み出す偏心ウイングビーム®工法の開発

藤根 和 弘 浅井 英 克

## Development of Eccentric Wing Beam Construction Method that Creates Effective Space

Kazuhiro Tone Hidekatsu Asai

### Abstract

Eccentric wing beam construction (EWB) is a new method that consists of variable horizontal haunch widths to facilitate adjustment with exterior walls and other elements. Furthermore, it ensures the effective utilization of the interior space. In this study, structural performance was verified through experiments and analyses. As a result, it was confirmed that the EWB method with different haunch widths exhibits the same high structural capacity as the conventional wing beam construction method, which consists of the same haunch widths, provided that the joint panels are maintained elastic and that the EWB follows the specifications of the haunches.

### 概 要

柱心に対して梁心を偏心させる偏心梁には、室内空間を有効活用できるなどの利点がある。大林組は高い塑性変形能力を有する水平ハンチ付き鉄骨梁「新型ウイングビーム®工法」を開発済であるが、水平ハンチには一定の平面的スペースが必要なため、本工法をそのまま偏心させると外壁や設備配管等との納まりを調整し難い場合がある。また、偏心に伴い特に梁に生じる付加応力の影響も懸念される。そこで外壁等との調整が容易で室内空間を有効活用できるように、ハンチ幅の可変性を高めた偏心ウイングビーム工法を新たに開発し、構造性能を実験と解析で検証した。その結果、ハンチ幅が左右で異なる偏心ウイングビーム工法は、接合部パネルを弾性に保ちハンチの仕様規定に従うことで、ハンチ幅が左右同一で偏心の無い新型ウイングビーム工法と同様の高い構造性能を発揮することを確認した。今後は、本工法の実建物への適用を進める予定である。

### 1. はじめに

大林組は経済性と高耐震性を両立した水平ハンチ付き鉄骨梁「新型ウイングビーム®工法」(以下、ウイングビーム工法)を開発してきた。本工法は地震時に作用する曲げモーメントに合わせて部材断面を調整できる構造合理性に加え、ひずみ集中の少ないハンチ形状を採用することで塑性変形能力を飛躍的に高めた点が特長である。

一般に柱と梁は、Fig. 1(a)のように軸心を揃えて接合される。これに対して、Fig. 1(b)のように柱に対して梁を外壁側に偏心させると室内空間を有効活用できる利点があり、逆にFig. 1(c)のように室内側に偏心させると立体的な外壁を設置し易くなるなどの利点が生まれる。しかしながら、ウイングビーム工法を含む水平ハンチ付き鉄骨梁では、フランジ拡幅部に一定の平面的スペースが必要なため、水平ハンチ付き鉄骨梁をそのまま偏心させると外壁や設備配管などと干渉して、納まりが難しい場合がある(例えば、Fig. 1(b), (c))。また、梁を偏心させると接合部パネルにFig. 2のような振りモーメントが生じ、柱、梁、接合部パネルの各部に付加応力が発生するため、付加応力による本工法の性能低下が懸念される。

そこで筆者らは、水平ハンチ付き鉄骨梁でも意匠・設備計画と干渉しないよう、左右のハンチ幅の可変性を高めたFig. 1(d)に示す偏心ウイングビーム工法を新たに提案した。偏心ウイングビーム工法は外壁や設備配管など

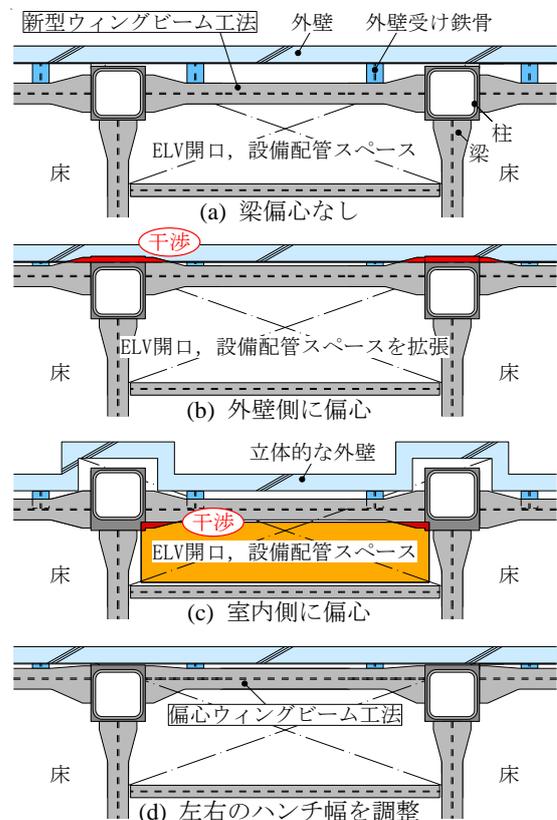


Fig. 1 外壁廻りの納まり例 (平面図)

Example of Exterior Wall Fittings

の納まりに応じてハンチ形状を変えられる点が大きな特長である。

本稿では偏心ウィングビーム工法の開発に向けた実験と解析による検討結果について紹介する。

## 2. 偏心ウィングビーム工法の繰返し载荷実験

### 2.1 試験体概要

偏心ウィングビーム工法の耐力と塑性変形性能を検証するため、Fig. 3に示すト字型骨組の繰返し载荷実験を実施した。Table 1に試験体一覧を、Table 2に材料の機械的性質を、Fig. 4に各試験体の梁端形状を示す。

試験体はSN490B材を梁に使用したノンスカラップ形式の一樣断面梁とウィングビーム工法とした。実験パラメータはTable 1, Fig. 4 [注] に示すように、梁断面、偏心率 $e/D_c$ 、水平ハンチ形状(長さ $L_h$ 、合計幅 $B_h$ 、分担率 $x$ )とした。実験では、ハンチ形状の影響を排除した梁偏心の影響を確認するため、ノンスカラップ形式の一樣断面梁も対象とした。

梁断面は部材種別がFAとなるBH-600×200×12×25(断面A)、BH-600×250×12×19(断面B)の2種類とし、試験体の偏心率 $e/D_c$ は0~0.33とした。試験体AE-W0-Aのみ偏心率 $e/D_c$ を0.33とし、ダイアフラムとフランジの側面とが同面になるまで梁を偏心させた。ハンチの長さ $L_h$ と合計幅 $B_h$ は文献3)に従い設計し、ハンチ先端の梁断面が梁端溶接部よりも先に降伏するように、さらにハンチ先端の梁断面の耐力が全塑性耐力の1.2倍に達しても梁端溶接部の曲げモーメントがフランジ断面のみでの全塑性曲げ耐力以下となるようにした。ハンチ長さ $L_h$ は250mmと400mmの2種類とし、ハンチの合計幅は断面Aで150mm、断面Bで200mmとした。ハンチ分担率 $x$ は0, 0.15, 0.5とし、Fig. 4 [注] に示す算定式で左右のハンチ幅 $B_{hl}$ ,  $B_{hr}$ を用いて定めた。ハンチ先端の形状は文献1)に示す円弧とし、スカラップ形状はJASS6複合円型<sup>4)</sup>、開先の向きは外開先とした。エンドタブにはセラミックタブを使用した。さらに、梁の塑性変形能力の違いを明確にするため、

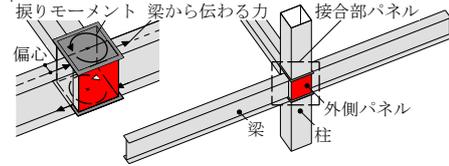


Fig. 2 接合部パネルの振りモーメント

Torsional Moment of Panel

Table 1 試験体一覧

List of Specimens

No.	試験体名	梁		ハンチ形状			鋼材番号 <sup>*1</sup>	
		断面	偏心率 $e/D_c$	長さ $L_h$ (mm)	合計幅 $B_h$ (mm)	分担率 $x$		
1	AN-S	[断面 A] BH-600×200 ×12×25	0	250	150	ハンチなし (一樣断面梁)	a	
2	AE-S		0.28				a	
3	AN-W50		0				a	
4	AE-W50		0.28				0.15	b
5	AE-W15						0	a
6	AE-W0						0.33	b
7	AE-W0-A						0.28	a
8	AE-W0-L		[断面 B] BH-600×250 ×12×19				0	400
9	BN-W50	0.22		0.15	b			
10	BE-W50			0	a			
11	BE-W15			0.15	b			
12	BE-W0	0	a					

[注] \*1: Table 2 に示す材料の機械的性質で参照する鋼材番号  
\*2: 各寸法記号は Fig. 4 [注] を参照する。

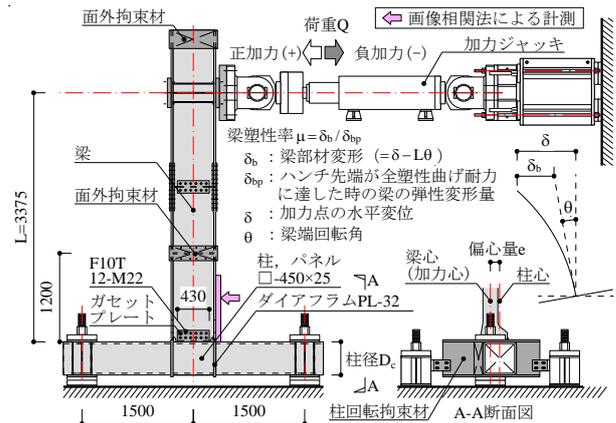


Fig. 3 試験体形状および载荷状況  
Specimen Shape and Loading Condition

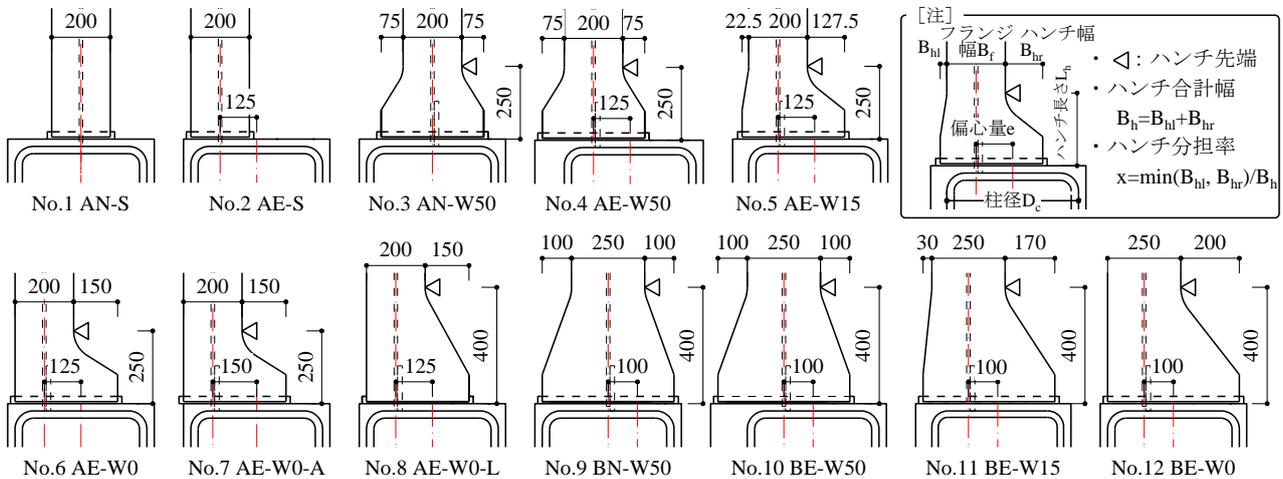


Fig. 4 梁端形状  
Beam End Shapes

(単位: mm)

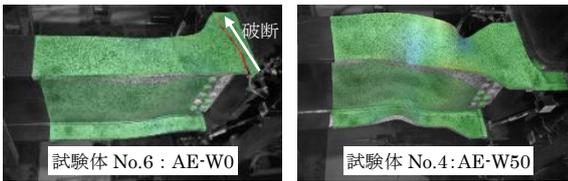
接合部パネルはすべて弾性を保つ断面とした。

Fig. 3に荷重状況を示す。試験体の境界条件は柱両端の変位と材軸廻りの回転を拘束し、水平荷重Qの加力位置は梁先端とした。荷重プログラムは梁の塑性率 $\mu$ を基準に、 $\mu = \pm 0.5, \pm 2, \pm 4, \pm 6, \pm 8 \cdot \cdot$ の順で同一振幅を2回ずつ繰り返す正負漸増繰返し加力とした。計測項目は梁せん断力Qと梁先端の水平変位 $\delta$ のほか、デジタル画像相関法<sup>5)</sup>で計測した梁端の軸ひずみとした。梁部材変形 $\delta_b$ は、梁先端の水平変位 $\delta$ から梁端の回転成分を差引き求めた。

2.2 実験結果

Table 3に実験結果一覧を示す。また、Fig. 5に各試験体の無次元化荷重 $Q/Q_p$ －塑性率 $\mu$ 関係とこれらの骨格曲線<sup>6)</sup>を示す。 $Q_p$ は梁の全塑性耐力とし、梁の断面算定位置は一様断面梁が柱フェース、ウィングビーム工法がハンチ先端とした。

Photo 1に試験体の破壊性状を示す。ハンチ分担率 $x=0$ のAE-W0は、Photo 1(a)のように梁端ビード止端付近か



(a) 梁端破断 (b) 局部座屈破壊

Photo 1 試験体の破壊状況

Destruction of Specimen

[Fig. 5 凡例] ●: 実験値上 ○: 終局時 (梁端破断もしくは、 $0.9Q_{max}$  低下時)  
 ・骨格曲線上 ▽:  $Q_{max}$  時の塑性率 $\mu_{max}^+$ 、 $\mu_{max}^-$ 、▼: 終局時の塑性率 $\mu_u$

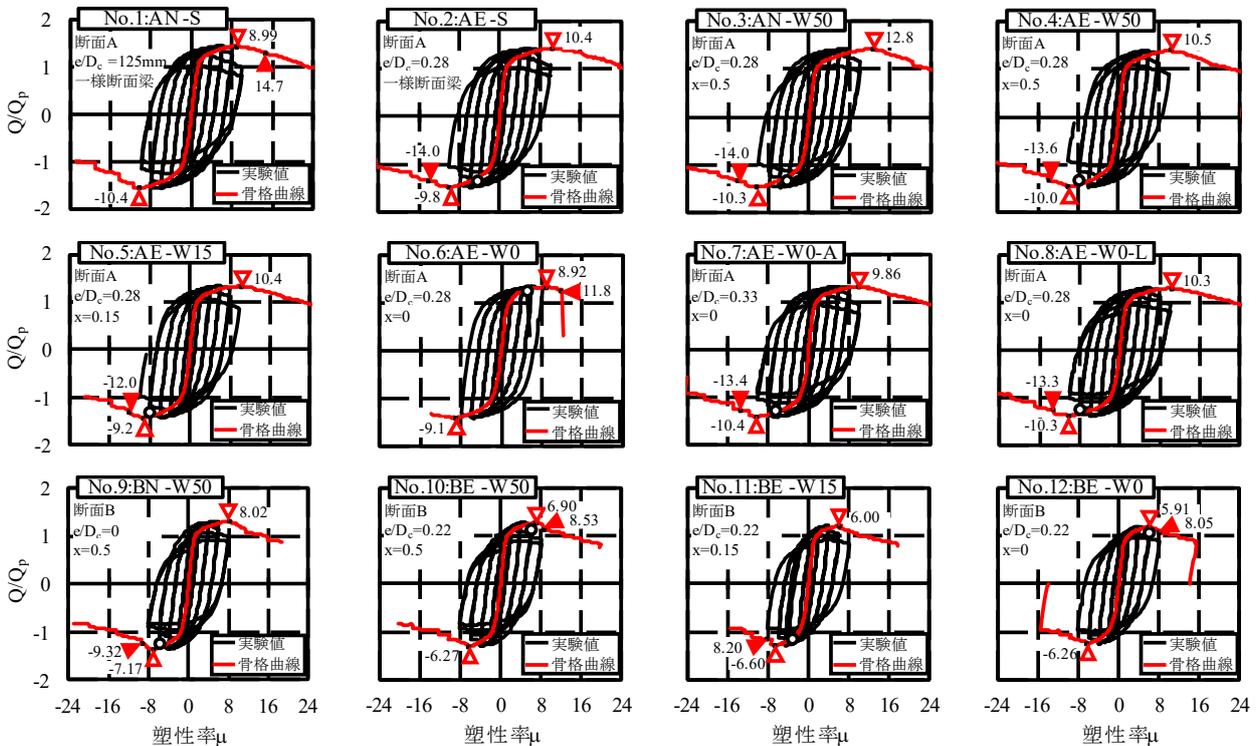


Fig. 5 無次元化荷重  $Q/Q_p$ －塑性率 $\mu$  関係  
 Load - Ductility Factor Relationship

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

鋼種	板厚 (mm)	部位	降伏点 $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ $\sigma_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	破断伸び EL (%)
SN490B	12	梁ウェブ	349/360	530/523	25.9/24.6
	16	ガセットプレート	393/374	535/526	25.7/25.6
	19	梁フランジ	368/368	529/529	26.3/26.3
	25	梁フランジ	347/355	508/515	29.2/28.9
BCR295	25	柱、パネル	362 <sup>*1</sup> /346 <sup>*1</sup>	464/443	44.6/48.0

[注]「鋼材 a/鋼材 b」の順に結果を示し、\*1 は 0.2% オフセット耐力を表す。

Table 3 実験結果一覧

List of Experiment Results

No.	試験体	破壊性状	最大耐力 $Q_{max}^*$ (kN) [ $Q_{max} / Q_p^{*2}$ ]	塑性率	
				最大時 <sup>*3</sup> $\mu_{max}$	終局時 <sup>*4</sup> $\mu_u$
1	AN-S	局部座屈	592[1.51]	9.72	14.7
2	AE-S		570[1.45]	10.1	14.0
3	AN-W50		610[1.44]	11.6	14.0
4	AE-W50		604[1.43]	10.3	13.6
5	AE-W15	梁端破断	602[1.38]	9.80	12.0
6	AE-W0		580[1.37]	9.02	11.8
7	AE-W0-A	局部座屈	591[1.36]	10.2	13.4
8	AE-W0-L		596[1.34]	10.3	13.3
9	BN-W50		614[1.34]	7.60	9.32
10	BE-W50		592[1.30]	6.59	8.53
11	BE-W15	局部座屈	578[1.26]	6.31	8.20
12	BE-W0		560[1.23]	6.09	8.05

[注] \*1 : 正側最大耐力  $Q_{max}^+$  と負側最大耐力  $Q_{max}^-$  の平均値  
 \*2 : 梁断面が全塑性曲げ耐力に到達するときの荷重  
 \*3 : 骨格曲線上の最大耐力時塑性率 (正負平均)  
 \*4 : 骨格曲線上で最大耐力  $Q_{max}$  後、破断もしくは耐力が  $0.9Q_{max}$  に低下時の塑性率 (正負の最小値)

らき裂が進展して破断したが、 $x=0.15$ のAE-W15や $x=0.5$ のAE-W50は、Photo 1(b)のように局部座屈で破壊した。 $x=0$ の試験体でも、ダイアフラムとフランジの側面を同面としたAE-W0-Aや、ハンチを長くしたAE-W0-L、断面BのBE-W0は局部座屈で破壊した。偏心率 $e/D_c$ によって局部座屈性状に顕著な差は確認できなかった。

Table 3より、無次元化最大耐力 $Q_{max}/Q_p$ と最大耐力時塑性率 $\mu_{max}$ を確認した。梁が断面Aの試験体では $Q_{max}/Q_p=1.34\sim 1.51$ 、 $\mu_{max}=9.02\sim 11.6$ 、断面Bの試験体では $Q_{max}/Q_p=1.23\sim 1.34$ 、 $\mu_{max}=6.09\sim 7.60$ であった。SN490Bを用いた梁の梁端仕口に求める安全率1.2<sup>7)</sup>を上まわる耐力上昇率を示した。偏心率 $e/D_c$ が異なるAN-W50とAE-W50、BN-W50とBE-W50の $\mu_{max}$ をそれぞれ比較すると、梁が偏心した試験体は梁が偏心しない試験体に比べて最大で13%低下した。ハンチ分担率が異なるAE-W50、AE-W15とAE-W0、BE-W50、BE-W15とBE-W0の $\mu_{max}$ をそれぞれ比較すると、 $x=0.5$ を基準に $x=0.15$ では最大5%、 $x=0$ では最大12%低くなった。偏心率 $e/D_c$ やハンチ分担率 $x$ によって変形性能に差異はあるものの、全試験体において部材種別がFAとなる梁の必要塑性率である5<sup>7)</sup>、8<sup>8)</sup>を上まわり、必要塑性率の1.2倍以上の高い塑性変形性能を示した。

### 3. 梁端ひずみに及ぼす各パラメータの影響

#### 3.1 偏心率 $e/D_c$ の影響

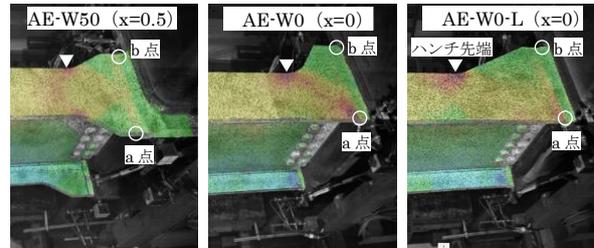
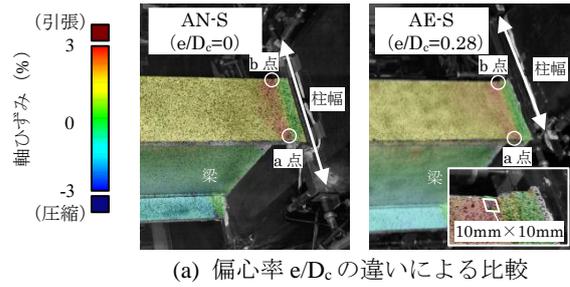
各試験体の梁端ひずみ性状を比較し、梁端破断の原因となるパラメータについて検討した。Photo 2はデジタル画像相関法で計測した塑性率 $\mu=4$ における軸ひずみ分布である。さらに、Photo 2に示す梁端溶接ビード止端部a点、b点の軸ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ の推移をFig. 6に示す。文献9)に従い、各点の軸ひずみは、Photo 2(a)のようにフランジ表面上の10mm×10mm四方領域に存在する要素の軸ひずみの平均値とし、要素サイズは約1.5mm四方とした。

本節では、偏心率 $e/D_c$ が梁端ひずみ性状に及ぼす影響を確認した。Photo 2(a)は一樣断面梁のAN-S( $e/D_c=0$ )とAE-S( $e/D_c=0.28$ )の軸ひずみ分布であり、偏心率 $e/D_c$ の違いで梁端のひずみ分布に大きな差は確認できない。また、Fig. 6(a)のAN-Sをみると、a点とb点のひずみ振幅は塑性率4までは同じであり、a点は塑性率8以降、b点は塑性率6以降でひずみ振幅が減少している。AE-Sのb点のひずみ振幅はAN-Sのa点と同程度、AE-Sのa点のひずみ振幅はAN-Sのb点に比べて低くなっている。Fig. 6(a)のウィングビーム工法のAN-W50( $e/D_c=0$ )とAE-W50( $e/D_c=0.28$ )では、AE-W50( $e/D_c=0.28$ )のひずみ振幅が低くなっている。

以上の実験結果より、 $e/D_c \leq 0.28$ の範囲では梁偏心が梁端ひずみに及ぼす影響が軽微であることを確認した。

#### 3.2 ハンチ分担率 $x$ の影響

本節では、ハンチ分担率 $x$ が梁端ひずみ性状に及ぼす影響を確認した。Photo 2(b)は偏心ウィングビーム工法のAE-W50( $x=0.5$ )とAE-W0( $x=0$ )の軸ひずみ分布である。

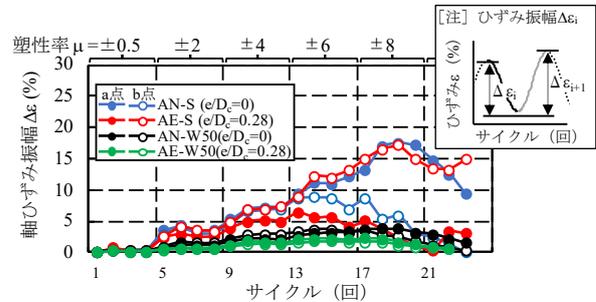


(a) 偏心率  $e/D_c$  の違いによる比較

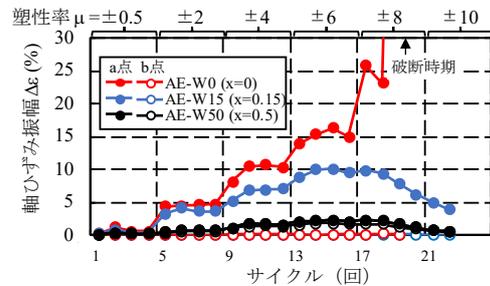
(b) ハンチ形状の違いによる比較

Photo 2 軸ひずみ分布 (塑性率 $\mu=4$ )

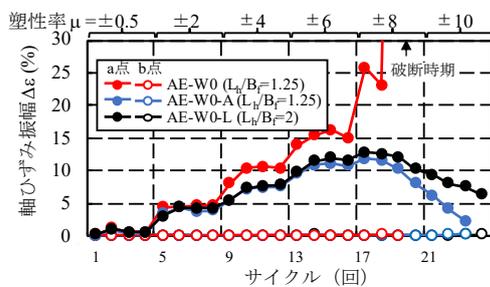
Axial Strain Distribution (Ductility Factor  $\mu=4$ )



(a) 偏心率  $e/D_c$  の違いによる比較



(b) ハンチ分担率  $x$  の違いによる比較



(c) ダイアフラム取合いとハンチ長さの違いによる比較

Fig. 6 軸ひずみ振幅の推移

Transition of Axial Strain Amplitude

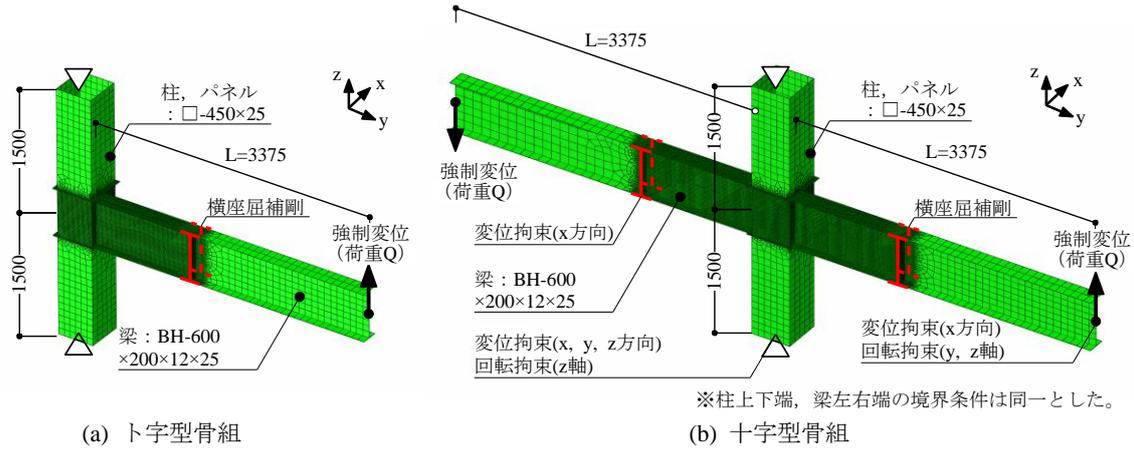


Fig. 7 解析モデル  
Analysis Models

AE-W50 は梁が偏心した場合でもハンチの両側に均等な軸ひずみが生じているが、AE-W0 は a 点にひずみが集中し、2.2 節で述べたように a 点から亀裂が進展して破断した。Fig. 6(b)からも、梁端破断した AE-W0 の a 点のひずみ振幅は b 点に比べて大きいこと、破断直前にひずみ振幅が急増していることが確認できる。局部座屈破壊した AE-W15( $x=0.15$ )、AE-W50( $x=0.5$ )は、AE-W0( $x=0$ )に比べてひずみ振幅が小さく、AE-W0 でみられるひずみ振幅の急増は確認できない。

Fig. 6(c)は、ハンチ分担率  $x=0$  であるウィングビーム工法のひずみ振幅の比較である。AE-W0 と AE-W0-A のハンチ形状は同じであるが、AE-W0-A はフランジとダイアフラムの側面を揃えている。また、AE-W0-L は AE-W0 よりもハンチを長くした試験体である。Fig. 6(c)より、局部座屈破壊した AE-W0-A、AE-W0-L は、梁端破断した AE-W0 に比べてひずみ振幅が小さく、AE-W0 のようなひずみ振幅の急増は確認できない。フランジとダイアフラムを揃えることで梁端形状の不連続がなくなったため応力集中が緩和されたと考えられる。また、Photo 2(b)より、AE-W0 は応力集中が顕著なハンチ先端円弧と a 点を結ぶ狭い領域にひずみが集中しているが、AE-W0-L はハンチ先端円弧と a 点の距離が遠くひずみ集中が緩和されたと考えられる。

以上の実験結果より、ハンチ分担率  $x \geq 0.15$  とすることで、 $x=0$  の場合には、ハンチ長さ  $L_h$ /フランジ幅  $B_f \geq 2$  もしくはフランジとダイアフラムの側面を揃えることで梁端ひずみを抑制し、梁端破断を防止できることが明らかになった。

### 3.3 FEM 解析による接合部パネル塑性化の影響分析

梁偏心を有する場合、接合部パネルには Fig. 2 の振りモーメントが生じ、外側パネル (Fig. 2 の赤色領域) が早期に塑性化する可能性がある<sup>2)</sup>。外側パネルが塑性化した場合にはパネルの振れが大きく、梁の付加応力が増加することが懸念される。そこで、パネル梁耐力比をパラメータとした FEM 解析をおこない、接合部パネル塑性化の有無が梁端ひずみ性状に及ぼす影響を確認した。

※柱上下端、梁左右端の境界条件は同一とした。

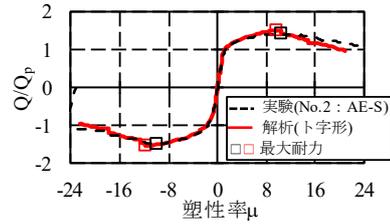


Fig. 8 骨格曲線の比較  
Comparison of Skeleton Curves

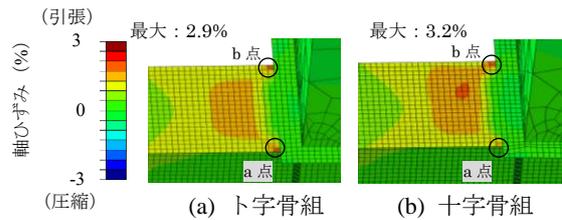


Fig. 9 Mises 応力のコンター図 (塑性率 $\mu=4$ )  
Mises-stress Distribution (Ductility Factor  $\mu=4$ )

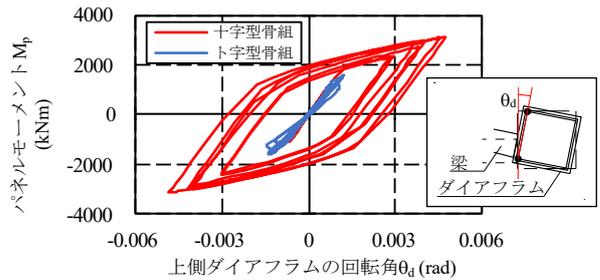


Fig. 10 上側ダイアフラムの回転角  
Rotation Angle of Upper Diaphragm

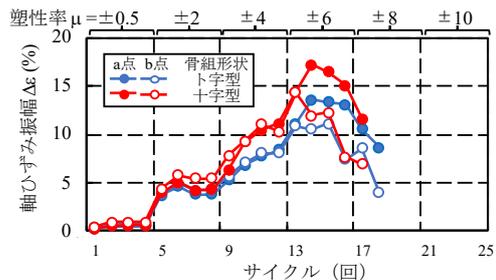


Fig. 11 軸ひずみ振幅の推移  
Transition of Axial Strain Amplitude

対象とした解析モデルは、Fig. 7 に示すト字型骨組と十字型骨組である。また、両骨組とも柱、梁、接合部パネルの各寸法は Fig. 3, Fig. 4 に示す試験体 AE-S と同一とした。パネル梁耐力比はト字骨組で 1.94, 十字骨組で 0.97 であり、接合部パネルはト字骨組で弾性を保ち、十字骨組で塑性化するよう設計した。

解析には汎用解析プログラムの Abaqus 2017<sup>10)</sup> を用い、骨組の全要素を四辺形のシェル要素とした。要素サイズは、接合部パネルと梁端近傍で 10mm, その他の領域で 80mm とした。降伏条件は Mises の降伏条件, 硬化則には混合硬化則, 流れ則には関連流れ測を仮定し, 鋼材の降伏点には Table 2 に示す材料試験結果を用いた。形状初期不整として, 最大変位がフランジ板厚の 1/100 となるように 1 次と 2 次の固有座屈モードを足し合わせた変形を与えた。実験と解析の骨格曲線が概ね一致し, 解析モデルが妥当であることを Fig. 8 で確認した。

Fig. 9 に, 塑性率 4 のときの軸ひずみ分布を示す。十字型骨組の最大ひずみはト字型骨組よりも大きく, フランジ幅方向でひずみに偏りが生じていることが確認できる。また, Fig. 10 のパネルモーメント  $M_p$  とダイアフラムの回転角  $\theta_d$  関係から, ト字型骨組の接合部パネルは弾性挙動を示し回転角  $\theta_d$  が小さいこと, 十字骨組は接合部パネルの塑性化に伴いダイアフラムの回転角  $\theta_d$  が急増し, 接合部パネルの捩れが増加することを確認できる。

Fig. 9 に示す梁端 a 点, b 点の軸ひずみ振幅を調べるため, 解析ではフランジ表面上の 10mm×10mm のメッシュ 1 要素の軸ひずみを調べた。Fig. 11 より, パネルが塑性化した十字型骨組の a 点, b 点のひずみ振幅は, パネルが弾性を保つト字型骨組よりも大きいことが確認できる。

以上の解析結果より, 梁偏心時に接合部パネルが塑性化すると梁端に生じるひずみ分布が不均一となり, ひずみの最大値が増加することが明らかとなった。

#### 4. 偏心ウイングビーム工法のハンチ仕様規定

実験で確認した偏心率  $e/D_c$  が 0.28 以下の偏心ウイングビーム工法において梁端が破断せず, 従来の新型ウイングビーム工法と同等の構造性能が確認できるハンチ形状について整理した。ハンチ形状は, ハンチ分担率  $x$  に応じて, 以下の仕様規定①～③のいずれかに従う。

- ・仕様規定①: 文献 3) に従いハンチ長さ  $L_h$  やハンチ合計幅  $B_h$  を設計する。
- ・仕様規定②: ハンチ長さ  $L_h$  とフランジ幅  $B_f$  の比率を  $L_h/B_f \geq 2$  とする。
- ・仕様規定③: ダイアフラムとフランジの側面を揃える。

ハンチ分担率  $x \geq 0.15$  では, 水平ハンチに概ね左右均等なひずみが生じたことから, 従来の新型ウイングビーム工法と同じく, 仕様規定①のみに従う。ハンチ分担率  $x=0$  では, 水平ハンチに生じるひずみの不均一性が高く, 溶接ビード止端部付近にひずみが集中して破断した。そのため, 仕様規定①に加えて, 仕様規定②もしくは③に

従うことでひずみ集中を緩和することができ, 梁端破断を防ぐことができる。

#### 5. まとめ

外壁や設備配管等との調整が容易で室内空間を有効活用できるよう, 左右のハンチ幅が異なる偏心ウイングビーム工法を開発し, 構造性能を実験と解析で検証した。偏心率  $e/D_c \leq 0.28$  の条件下で得られた結論を以下に示す。

- 1) 実験の結果, 偏心ウイングビーム工法がハンチの分担率に応じた仕様規定に従い設計することで梁端破断を防止できた。ハンチ幅が左右同一の偏心の無い新型ウイングビーム工法と比較して最大耐力や塑性変形倍率が幾分低下するものの, 十分な耐力上昇率と高い塑性変形能力を示した。
- 2) パネル梁耐力比をパラメータとする FEM 解析の結果, 接合部パネルが塑性化すると梁端に生じるひずみ分布が不均一となり, ひずみの最大値が増加する傾向がみられた。パネルを弾性に保ち, ハンチ分担率に応じた仕様規定に従うことで, 偏心ウイングビーム工法は偏心のない従来の新型ウイングビーム工法と同様に設計できる。

今後は, 本工法の実建物への適用を進める予定である。

#### 参考文献

- 1) 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イングビームの開発, 大林組技術研究所報, No. 77, 2013
- 2) 三木徳人, 山田哲, 吉敷祥一, 焦瑜, 長谷川隆: 角形鋼管柱-H形鋼梁偏心接合部の力学挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第80巻, 第710号, pp. 669-679, 2015.4
- 3) 杉本浩一, 高橋泰彦: 耐震性に優れた鋼構造柱梁接合部に関する研究(その2), 大林組技術研究所報, No. 58, 1999
- 4) 日本建築学会: 建築工事標準仕様書JASS6鉄骨工事, 2018.1
- 5) ARAMIS / Acquisition Basic, GOM Software 2019
- 6) 独立行政法人建築研究所, 社団法人日本鉄鋼連盟: 鋼構造建築物の構造性能評価試験法に関する研究委員会報告書, 2002.4
- 7) 国土交通省国土技術政策総合研究所, 国立研究開発法人建築研究所: 2020年版建築物の構造関係技術基準解説書, 2020.10
- 8) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針, 2010.2
- 9) 浅井英克, 鈴井康正, 平田寛, 他: 梁端接合部の塑性変形能力に及ぼす鋼材強度の影響 その3~5, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp. 1079-1084, 2022.7
- 10) Abaqus/Standard User's Manual Version 2017, 2017

