

デジタル画像相関法を活用した鉄骨梁端接合部の破断と局部座屈の評価

浅井 英 克 藤 根 和 弘

Evaluation of Fracture and Local Buckling of Steel Beam-End Joints
using Digital Image Correlation Method

Hidekatsu Asai Kazuhiro Tone

Abstract

To systematically evaluate the plastic deformation capacity of beam-end joints, experimental information on the details of the steel frame is required. Therefore, the authors investigated the detailed behavior of various beam-end joints of with 400–550 N/mm² class steel using the digital image correlation method. The results obtained are as follows: 1) high-strength beam-end joints are prone to breakage because of their significant strain concentration, 2) using the history of the local strains at the beam end, the plastic deformation capacity at the beam end fracture can be estimated on the safe side, and 3) it is possible to estimate the yield strength decline periods using the standard deviations of strains in local buckling regions.

概 要

梁端接合部の地震時の破壊形式を特定し、破壊形式に応じた塑性変形能力を評価するためには、鉄骨細部の実験情報が必要である。しかしながら、従来の計測技術では評価に十分な情報を得ることが出来ない。そのため筆者らは梁端接合部評価を飛躍させるべく、鉄骨構造分野へのデジタル画像相関法の活用を試みた。400～550N/mm²級鋼材を使用した梁端接合部実験を行い、以下の結論を得た。1) 一般的に鋼材強度が高いほど降伏比が高いため、高強度の梁端接合部はひずみ集中が顕著となり破断し易くなる。2) 梁端局所ひずみの履歴から、梁端の破断時期を安全側に推定し得る。3) 局部座屈で決まる塑性変形能力について、部材回転角を変形指標にすれば明確な強度依存性が生じないが、塑性率を変形指標にすると強度依存性が生じる。4) 梁端局部座屈領域におけるひずみの標準偏差を指標として、局部座屈に伴う耐力低下時期を推定できる可能性がある。

1. はじめに

兵庫県南部地震(1995)で鉄骨梁端接合部に甚大な被害が発生して以来、梁端接合部の被害防止に向けた様々な検討が行われ、指針類に成果が反映されてきた¹⁾など。しかしながら、梁端接合部の破壊形式や塑性変形能力には材料特性、柱・梁の部材寸法、载荷条件などの様々な要因が影響するため、塑性変形能力の体系的な評価には至っていないのが実情である。破壊形式を特定し、破壊形式に応じた塑性変形能力を評価するためには鉄骨細部の実験情報が必要となるが、変位計やひずみゲージといった従来の計測技術では十分な情報を得ることが出来ない。一方、FEM解析は従来計測で得られない実験情報を補完し、あるいは推定できる点で有効である。ただし、FEM解析は構成則を始めとして様々な解析条件を仮定して成立するものであり、精緻な解を求めるほど実験データとの照合による解析手法の妥当性検証が必要となる。実験的・解析的検討のいずれからアプローチする場合でも、実験検証が重要であることに変わりがなく、鉄骨梁端接合部の評価技術の向上には実験技術の高度化、特に計測技術の高度化が必要である。

他分野に目を向けると、2000年代以降、素材や機械などの分野を中心に材料特性や部品の諸検討にデジタル画

像相関法²⁾などが活用されてきた。デジタル画像相関法は計測対象の表面に塗装などでランダムな模様を与え、変形前後の画像を解析して変位やひずみを計測・可視化する技術である。複数のカメラで計測対象を撮影し、ステレオ法の原理を用いて3次元の変位とひずみを算出する。微小領域の局所的なひずみや、点だけではなく面の変位とひずみを計測できるなどの特長があり、鉄骨構造分野でも高い効果を発揮する可能性がある。

本研究はデジタル画像相関法を活用して梁端接合部の細部の挙動を解明し、塑性変形能力評価の高度化を目指すものである。まず400～550N/mm²級鋼材を使用した梁端接合部の構造実験を行い、鋼材強度や梁の断面寸法等の諸要因と塑性変形能力の関係を整理する。次にデジタル画像相関法で梁端各部のひずみを実測し、鋼材強度等の違いで破壊形式や塑性変形能力が異なる要因を明らかにする。さらに画像相関法で得たデータから破断と局部座屈の進展を定量化するひずみ指標を特定し、破断と局部座屈の発生条件の解明を試みる。

2. 実験概要

2.1 実験計画

試験体は梁の鋼種・一般化幅厚比と変形指標(塑性率・

Table 1 試験体一覧
List of Specimens

No.	試験体名	変形指標	梁		断面種類
			鋼種	断面	
1	N40-A	塑性率 μ	SS400	BH-600×235×12.5×22	A (NS)
2	N40-B			BH-600×310×12.5×22	B (NS)
3	N49-A		SN490B	BH-600×200×14.7×22	A (NS)
4	N49-B			BH-600×265×14.7×22	B (NS)
5	N55-A		TMCP 385B	BH-600×185×16×22	A (NS)
6	N55-B			BH-600×245×16×22	B (NS)
7	N40-AR	部材 回転角 θ_b	SS400	BH-600×235×12.5×22	A (NS)
8	S40-AR			BH-600×235×12.5×22	A (SC)
9	N40-CR			BH-600×350×12.5×22	C (NS)
10	N40-DR			BH-600×235×9.3×22	D (NS)
11	N49-AR		SN490B	BH-600×200×14.7×22	A (NS)
12	S49-AR			BH-600×200×14.7×22	A (SC)
13	N49-CR			BH-600×300×14.7×22	C (NS)
14	N49-DR		TMCP 385B	BH-600×200×10.9×22	D (NS)
15	N55-AR			BH-600×185×16×22	A (NS)
16	S55-AR			BH-600×185×16×22	A (SC)
17	N55-CR	BH-600×275×16×22		C (NS)	
18	N55-DR	BH-600×185×12×22	D (NS)		

注) 試験体名凡例: ①②-③④

①梁端接合形式(N_NS, S_SC), ②鋼種(40_SS400, 49_SN490B, 55_TMCP385B), ③断面種類, ④変形指標(無印 塑性率, R 回転角)

部材回転角)をパラメータとするト字形柱梁骨組であり、Table 1に試験体一覧を示す。梁の鋼種はSS400, SN490BおよびTMCP385Bの3種類、柱の鋼種はBCP325とし、使用鋼材の機械的性質をTable 2に示す。梁の断面はフランジとウェブの一般化幅厚比が異なる断面A, B, C, Dの4種類とし、Fig. 1に各断面の一般化幅厚比と部材種別FA~FDの関係を示す。梁断面はいずれもFAランクとし、各試験体の梁断面はTable 1に示すとおりとした。

Fig. 2に試験体形状および荷重状況を示す。試験体の梁端接合形式はノンスラップ工法(NS)³⁾を基準とし、比較のためにJASS6複合円型スラップ³⁾を設けたウェブ高力ボルト接合形式(SC)の試験体も一部用意した。一般化幅厚比が小さな断面Aについては局部座屈の影響を低減するため、梁端から梁せいDの範囲にスチフナを設置し、他の断面B~Dについては無補剛とした。フランジ端部の開先はすべて外開先とし、梁端の溶接にはセラミックタブを使用した。梁端フランジとダイアフラムの溶接にはソリッドワイヤYGW18(1.2φ)を使用した。

荷重方法は梁の先端にせん断力Qを与える正負漸増繰り返し加力とした。試験体No.1~6に対しては下式(1)の塑性率 μ を基準に、 $\mu=\pm 0.5, \pm 2, \pm 4, \pm 6 \dots$ の順で同一振幅を2回繰り返した。一方、試験体No.7~18に対しては下式(2)の部材回転角 θ_b を基準に、 $\theta_b=\pm 0.5\%, \pm 1.5\%, \pm 3.0\%, \pm 4.5\% \dots$ の順で同一振幅を2回繰り返した。

$$\mu = \theta_b / \theta_{bp} \quad (1)$$

$$\theta_b = \delta / L - \theta \quad (2)$$

ここで、 δ は加力点の水平変位、 θ はFig. 2に示す梁端回転角、 θ_{bp} は梁端全塑性曲げ耐力時の弾性回転角計算値とする。以後、試験体No.1~6を塑性率制御試験体、試験体No.7~18を回転角制御試験体と称する。

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

(1) 塑性率制御試験体 No.1~6

鋼種	板厚 (mm)	降伏点 σ_y (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	破断伸び EL (%)	降伏比 α
SS400	12.5 ^{*1}	267	438	30.7	0.61
	22	247	405	34.4	0.61
SN490B	14.7 ^{*1}	379	526	26.0	0.72
	22	358	520	28.3	0.69
TMCP 385B	16	386	551	27.0	0.70
	22	427	567	23.9	0.75
	28 ^{*2}	450	574	25.4	0.78
BCP325	25	360	523	28.3	0.69

(2) 部材角制御試験体 No.7~18

鋼種	板厚 (mm)	降伏点 σ_y (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	破断伸び EL (%)	降伏比 α
SS400	9.3 ^{*1}	269	430	29.0	0.63
	12.5 ^{*1}	271	430	32.5	0.63
	22	263	434	32.7	0.61
SN490B	10.9 ^{*1}	362	522	24.2	0.69
	14.7 ^{*1}	363	520	26.6	0.70
	22	356	518	28.8	0.69
TMCP 385B	12	435	587	22.8	0.74
	16	399	549	26.6	0.73
	22	414	568	24.5	0.73
	32 ^{*2}	454	578	26.4	0.79
BCP325	25	360	523	28.3	0.69

注) *1: PL-16の両面を減厚加工, *2: ダイアフラム使用材

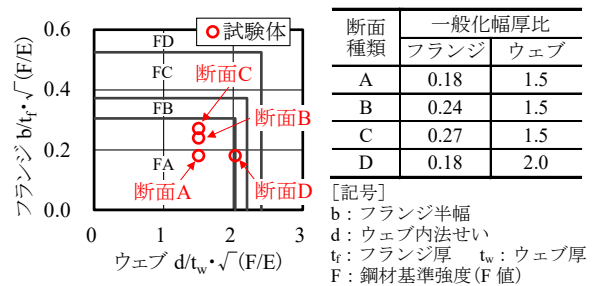


Fig. 1 梁の一般化幅厚比

Generalized Width-Thickness Ratio of Beam

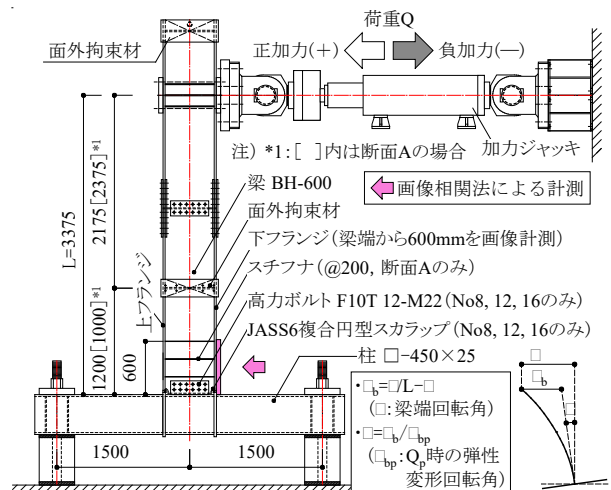


Fig. 2 試験体形状および荷重状況
Specimen Shape and Loading State

2.2 実験結果

Table 3に実験結果一覧，Photo 1に破壊性状例を示す。断面Aのうち，ノンスカラップ工法の6体はPhoto 1(1)のようにフランジ端から破断し，JASS6複合円型スカラップ工法の3体はPhoto 1(2)のようにスカラップ底から破断した。一方，断面B～Dの9体はいずれも局部座屈で最大耐

Table 3 実験結果一覧

List of Test Results

(1) 塑性率制御試験体 No.1～6

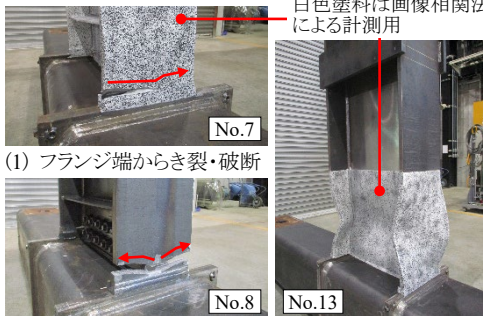
No.	終局時 ^{*1} 破壊性状 ^{*2}	最大耐力 $Q_{max}^{\pm*3}$ (kN) [Q_{max}^{\pm}/Q_p^{*4}]	塑性変形倍率	
			最大時 η_{max}^{*5}	終局時 $\Sigma\eta_u^{*6}$
1	破断(FL)	534[1.72]	21.1	245
2	局部座屈	479[1.54]	13.6	114
3	破断(FL)	587[1.38]	10.6	116
4	局部座屈	431[1.48]	10.6	101
5	破断(FL)	590[1.51]	6.5	47
6	破断(FL)	495[1.27]	7.0	47

(2) 回転角制御試験体 No.7～18

No.	終局時 ^{*1} 破壊性状 ^{*2}	最大耐力 $Q_{max}^{\pm*3}$ (kN) [Q_{max}^{\pm}/Q_p^{*4}]	塑性回転角	
			最大時 θ_{pmax}^{*5} (%)	終局時 $\Sigma\theta_{pu}^{*6}$ (%)
7	破断(FL)	534[1.72]	12.0	117
8	破断(SB)	479[1.54]	7.6	47
9	局部座屈	587[1.38]	5.7	42
10	局部座屈	431[1.48]	6.8	49
11	破断(FL)	590[1.51]	8.7	94
12	破断(SB)	495[1.27]	3.8	24
13	局部座屈	710[1.35]	5.3	47
14	局部座屈	503[1.40]	6.0	61
15	破断(FL)	623[1.43]	6.6	69
16	破断(SB)	519[1.19]	3.0	20
17	き裂(FL),局部座屈	786[1.37]	5.9	63
18	局部座屈	547[1.34]	4.8	58

[Table 3 注]

- *1: 最大耐力 Q_{max} 後，耐力が $0.9Q_{max}$ に低下した時
- *2: 破断(FL) フランジ端から破断 (Photo 1(1))，破断(SB) スカラップ底から破断 (Photo 1(2))
- *3: 正・負最大耐力 Q_{max}^+ ・ Q_{max}^- の平均値
- *4: 梁端全塑性曲げ耐力時のせん断力計算値
- *5: 骨格曲線における最大耐力時の塑性変形倍率もしくはは塑性回転角(正負平均値)
- *6: 終局時の累積塑性変形倍率もしくはは累積塑性回転角



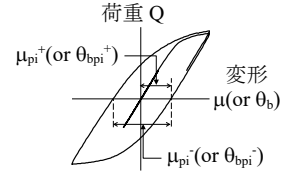
(1) フランジ端からき裂・破断 (2) スカラップ底からき裂・破断 (3) 局部座屈

Photo 1 破壊性状例

Examples of Destructive Properties

[Table 3 注]

- ・終局時の累積塑性変形倍率 $\Sigma\eta_u = \Sigma(\mu_{pi}^+ + \mu_{pi}^-)$
- ・終局時の累積塑性回転角 $\Sigma\theta_{pu} = \Sigma(\theta_{bpi}^+ + \theta_{bpi}^-)$



[Fig. 3, Fig. 4 注]

- ・実験値上 ○ : $0.9Q_{max}$ 低下時
- ・骨格曲線上 ▽ : Q_{max} 時の塑性率もしくはは回転角
- ▽ : $0.9Q_{max}$ 低下時の塑性率もしくはは回転角

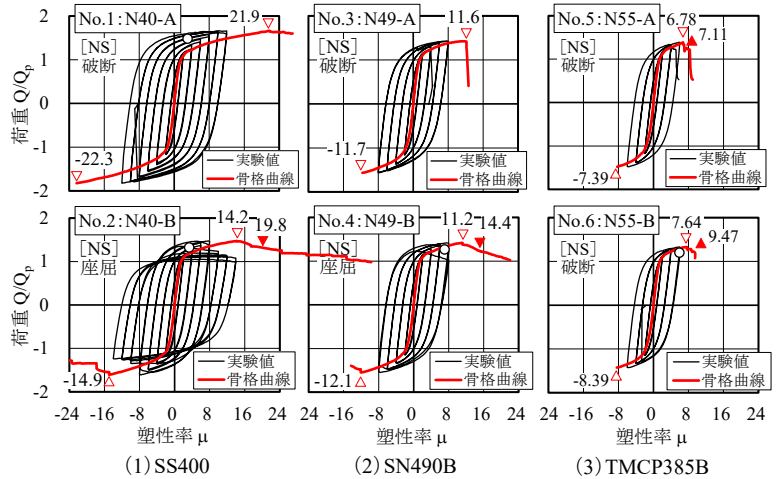


Fig. 3 荷重 Q/Q_p - 塑性率 μ 関係 (試験体 No.1～6)

Load Q/Q_p - Ductility Factor μ Relationships (Specimen No.1～6)

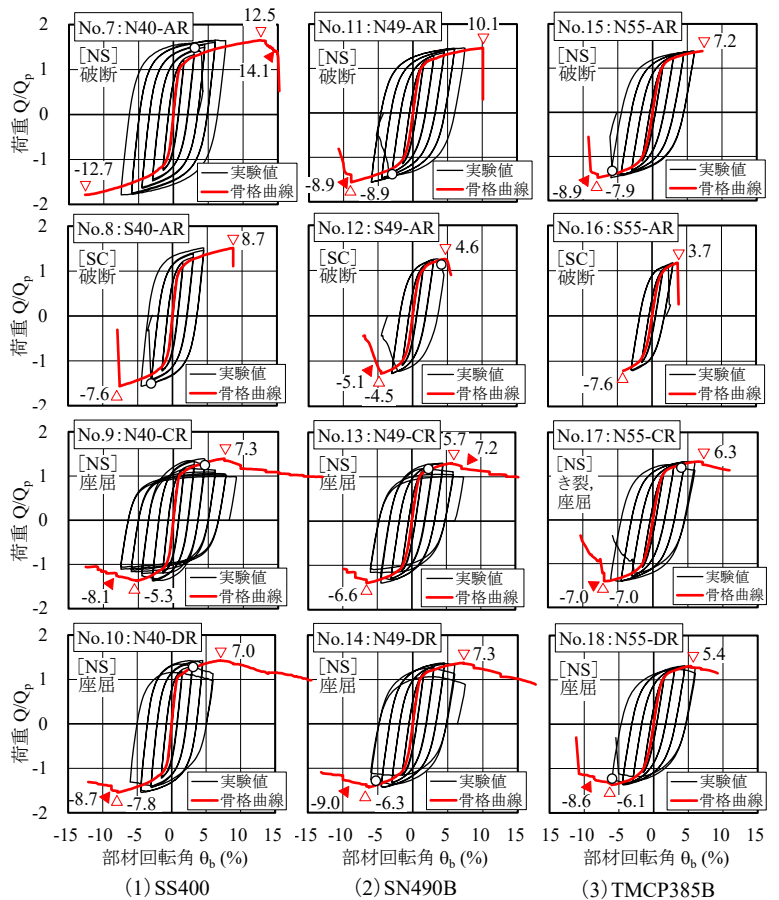


Fig. 4 荷重 Q/Q_p - 回転角 θ_b 関係 (試験体 No.7～18)

Load Q/Q_p - Rotation Angle θ_b Relationships (Specimen No.7～18)

力に達したが、TMCP385B材を使用した試験体No.6, 17, 18は最大耐力後に局部座屈を伴いながら破断した。

Fig. 3に試験体No.1～6の無次元化荷重 Q/Q_p －塑性率 μ 関係、Fig. 4に試験体No.7～18の無次元化荷重 Q/Q_p －回転角 θ_b 関係を示す。 Q_p は柱フェース位置を危険断面とする梁の全塑性曲げ耐力計算値であり、図中の赤線は骨格曲線³⁾を、破断・座屈は終局時(最大耐力後、耐力が90%に低下した時)の破壊性状を示す。両図は梁鋼種で整理しており、左から順にSS400, SN490B, TMCP385Bの試験体を示す。

塑性率制御試験体のFig. 3を見ると、鋼材強度が高い右列のTMCP385Bの履歴ループが小さい。一方、回転角制御試験体のFig. 4を見ると、破断する1～2段目の試験体は鋼材強度が高い右列のTMCP385Bの履歴ループが小さいが、過半が局部座屈破壊する3～4段目の試験体は鋼材強度によらず類似の履歴ループを描いている。

塑性変形能力に及ぼす鋼材強度と評価指標の関係を整理するため、骨格曲線における最大耐力時の塑性変形倍率⁴⁾ η_{max} ・塑性回転角⁴⁾ θ_{pmax} と鋼材F値の関係を図5に、終局時の累積塑性変形倍率⁴⁾ η_{max} ・累積塑性回転角⁴⁾ θ_{pmax} と鋼材F値の関係をFig. 6に示す。図中の○×印は破壊性状を示し、○印は局部座屈、×印は破断を表す。Fig. 5～6より、×印の破断試験体は塑性率と部材回転角のいずれで評価しても鋼材強度が高いほど塑性変形能力が低下し、強度依存性が認められる。一方、○印の局部座屈試験体は塑性率で評価すると強度依存性が認められるが、部材回転角で評価すると明確な強度依存性が認められない。

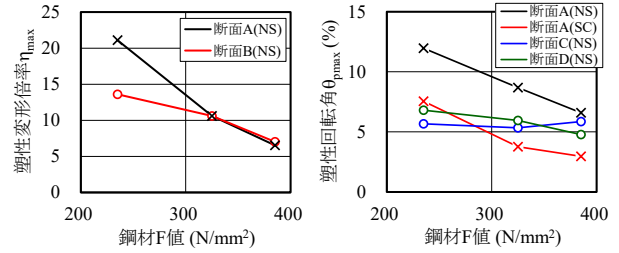
以上より、鋼材強度や変形指標の違いで梁端接合部の塑性変形能力は異なることが分かる。

3. デジタル画像相関法による破断評価

本章では破断の起点となる梁フランジ端部の局所ひずみをデジタル画像相関法で実測し、破断で決まる梁端接合部の塑性変形能力に強度依存性が認められる要因を検討する。また、フランジ端部の局所ひずみの履歴を用いて、破断時期の推定を試みる。

3.1 デジタル画像相関法の計測方法

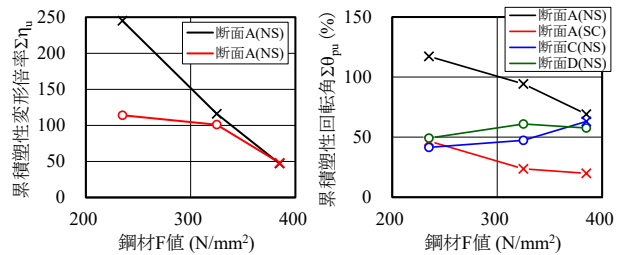
梁端から梁せいHの範囲にある下フランジ外面を中心に、デジタル画像相関法を用いて全18試験体のひずみを計測した。Photo 2に計測状況を示す。本計測にあたり、加力前に計測範囲における梁フランジ・ウェブ表面の酸化被膜(黒皮)を除去し、白色塗料を塗布・乾燥した後、黒色の斑点は白色塗料の上に塗布した。計測システムには三次元画像変位計測システムARAMIS (2018)²⁾を使用した。本計測法の有効性については文献⁵⁾を参照されたい。本章では約1.5mm四方の範囲を1要素としてフランジの軸方向ひずみを計測し、Photo 2①～④に示す4領域の軸ひずみの平均値を算出して破断時期の検討を行った。



(1) 塑性率制御試験体 (No.1～6) (2) 回転角制御試験体 (No.7～18)

Fig. 5 最大耐力時の塑性変形倍率 η_{max} ・塑性回転角 θ_{pmax} －鋼材F値関係

Plastic Deformation Ratio η_{max} · Plastic Member Rotation Angle θ_{pmax} at Maximum Strength－Steel Standard Strength Relationships



(1) 塑性率制御試験体 (No.1～6) (2) 回転角制御試験体 (No.7～18)

Fig. 6 終局時の累積塑性変形倍率 η_{max} ・累積塑性回転角 θ_{pmax} －鋼材F値関係

Cumulative Plastic Deformation Ratio η_{max} · Cumulative Plastic Member Rotation Angle θ_{pmax} at Ultimate Strength－Steel Standard Strength Relationships

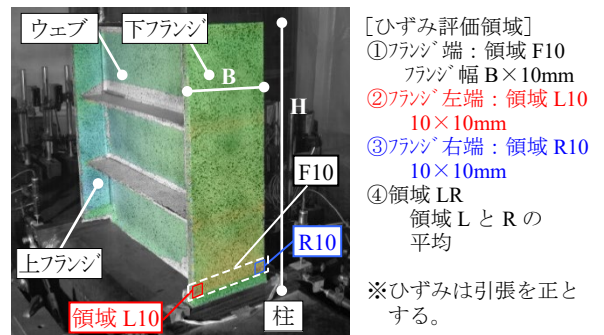


Photo 2 デジタル画像相関法によるひずみ計測状況
Strain Measurement State by Digital Image Correlation Method

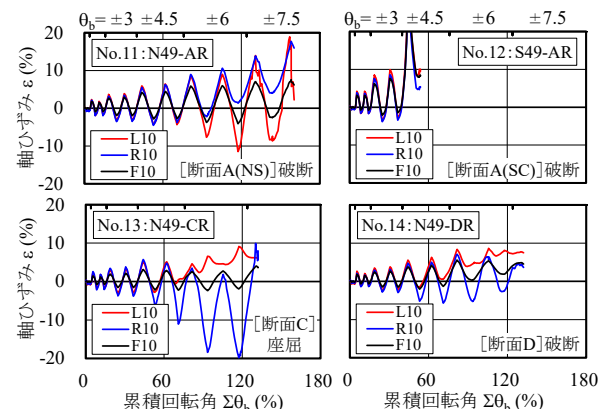


Fig. 7 梁端ひずみ－累積回転角 $\Sigma\theta_b$ 関係

Beam End Strain－Cumulative Rotation Angle $\Sigma\theta_b$ Relationships

3.2 鋼材強度と梁端局所ひずみの関係

SN490B材を用いた4試験体(No.11~14)の梁端軸ひずみ ϵ —梁の累積回転角 $\Sigma\theta_b$ 関係をFig. 7に示す。断面ごとに特徴が見られ、破断したNo.11・12では $\Sigma\theta_b$ の増加とともにL10, R10, F10のいずれのひずみも増加し、特にスカラップ試験体No.12では引張ひずみが卓越した。一方、局部座屈破壊したNo.13は $\Sigma\theta_b$ の増加とともにフランジ片側(Fig. 7ではR10)のひずみが圧縮側にシフトし、ウェブ一般化幅厚比が大きなNo.14ではフランジのひずみが全体的に抑制された。ばらつきはあるものの、同じ断面種類の試験体は異なる鋼種でも同様の傾向を示した。

鋼材強度の違いによる梁端局所ひずみの履歴の差を確認するため、断面Aの3試験体(No.7, 11, 15)の荷重振幅 $\Delta Q/2Q_p$ (実線)・領域F10軸ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ (点線)・回転角振幅 $\Delta\theta_b$ 関係をFig. 8に示す。本図は1サイクル目負側ピーク時を基準として2サイクル目正側ピーク時までの変化量を表すもので、後述のFig. 9も同様とする。Fig. 8より、概ね弾性限とみなせる○印までは、鋼材強度によらず同様の軸ひずみ履歴を示す。一方、○印以降は $\Delta Q/2Q_p$ が相対的に小さなTMCP385B試験体のひずみが大きく増加する。Table 2に示すように、一般に鋼材強度が高いほど降伏比は高く、全塑性曲げ耐力 Q_p に対する耐力上昇率は低くなる。高強度鋼材を用いた梁端接合部は梁端の塑性化領域が狭くなる結果、弾性限以降の梁端ひずみ集中が大きくなり、同一の塑性率 μ や回転角 θ_b で比較した場合でも破断し易いと考えられる。

断面種類の違いによる梁端局所ひずみ履歴の差を確認するため、領域LR10(実線)・F10(点線)の軸ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ —回転角振幅 $\Delta\theta_b$ 関係をFig. 9に示す。Fig. 9より、SS400(○)→SN490B(□)→TMCP385B(△)と鋼材強度が高くなるにつれて局所ひずみが大きくなること、断面C・Dでは局部座屈の進展に伴い局所ひずみが抑制されること、LR10(実線)とF10(点線)の比LR10/F10はいずれも1.5前後でフランジの左右端にひずみが集中することが分かる。

3.3 破断時期の推定

領域LR10の軸ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ を用いて、梁端の破断時期を推定する。線形累積損傷則の適用にあたり、文献6)に示される7鋼種の低サイクル疲労試験データから、全ひず

[Fig. 8 注]

- ・実線：荷重増分 $\Delta Q/2Q_p$ 、点線：F10の軸ひずみ増分 $\Delta\epsilon$
- ・○印： $\Delta Q/2Q_p$ - $\Delta\epsilon$ 関係の接線剛性が初期剛性計算値の1/3に低下した時

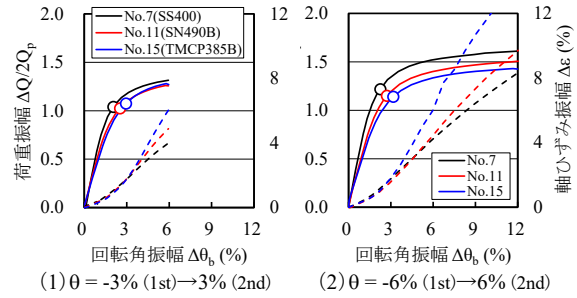


Fig. 8 荷重・軸ひずみ振幅—回転角振幅関係
Load & Axial Strain Amplitude - Rotation Angle Amplitude Relationships

[Fig. 9, Fig. 10 注]

- ・線種：実線_LR10, 点線_F10
- ・鋼種：○_SS400, □_SN490B, △_TMCP385B

- ・凡例中の破壊性状は終局時
- ・軸ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ ：右図参照
- ・回転角振幅 $\Delta\theta_b$ ：右図参照

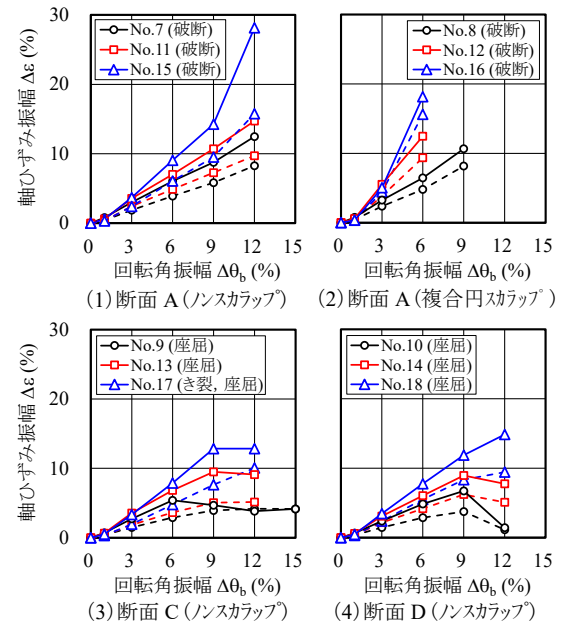
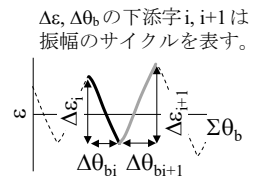


Fig. 9 軸ひずみ振幅 $\Delta\epsilon$ —回転角振幅 $\Delta\theta_b$ 関係
Axial Strain Amplitude $\Delta\epsilon$ - Rotation Angle Amplitude $\Delta\theta_b$ Relationships

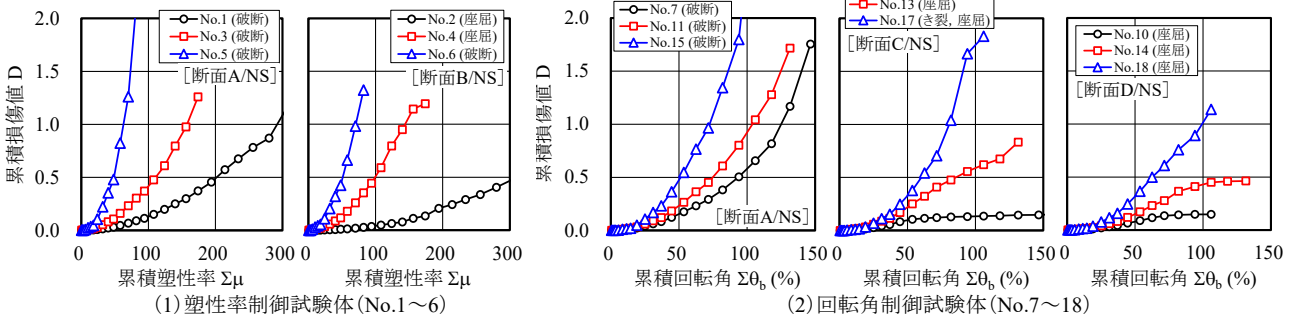


Fig. 10 累積損傷値D—累積塑性率 $\Sigma\mu$ ・累積回転角 $\Sigma\theta_b$ 関係
Cumulative Damage Value D - Cumulative Ductility Factor $\Sigma\mu$ & Cumulative Rotation Angle $\Sigma\theta_b$ Relationships

み $\Delta\epsilon_i$ 振幅と破断回数 N_{ri} に関する回帰式(3)を作成する。

$$\Delta\epsilon_i \times N_{ri}^{0.36} = 19.3 \quad (\text{全ひずみ}\Delta\epsilon_i\text{の単位は}\%) \quad (3)$$

Fig. 9注の $\Delta\epsilon_i$ を0.5サイクルと計数し、式(1)から $\Delta\epsilon_i$ に対応する破断回数 N_{ri} を求めて累積損傷値 $D(=\sum(0.5/N_{ri}))$ を算出した。Fig. 10に累積損傷値 D —累積塑性率 $\Sigma\mu$ ・累積回転角 $\Sigma\theta_b$ 関係を示す。複合円スカラップを有する3試験体(No.8・12・16)はスカラップ底のひずみが最大となるが、今回はスカラップ底のひずみを十分な精度で計測できないため、評価対象から除いた。Fig. 10より、高強度のTMCP385B材(Δ 印)は D 値が高く他鋼種に比べて破断し易いこと、No.9・10・14などの局部座屈試験体は D 値が抑制され、破断し難いことが分かる。

Fig. 10における $D=1.0$ を破断と判定し、終局時の累積塑性率 $\Sigma\mu$ ・累積回転角 $\Sigma\theta_b$ の実験値と評価値の比較をTable 4, Fig. 11に示す。 $D<1.0$ の5試験体(No.2, 9, 10, 14, 15)は非破断と判定され、また実際に局部座屈破壊しているため、評価対象外とした。Fig. 11より、 \times 印の破断試験体について実験値と評価値の対応は良好であり、梁端局所ひずみの履歴から破断時期を推定し得ることが分かる。なお、Fig. 11の評価値は実験値に対して全体的に安全側の値となっているが、その要因として、フランジ左右端10mm範囲のひずみ履歴で破断を判定する本評価手法は、フランジ断面の過半にき裂が進展する実際の破断に対して一定の裕度を有することが考えられる。

4. デジタル画像相関法による局部座屈評価

本章ではデジタル画像相関法を用いて梁フランジ端部における局部座屈領域のひずみを実測し、局部座屈の進展を定量化するひずみ指標を提案して、局部座屈による耐力低下の開始条件を検討する。さらに、塑性率と部材回転角という変形性能指標の違いにより、局部座屈で決まる塑性変形能力に強度依存性の有無が生じる要因を明らかにする。

4.1 計測・評価方法

3章で示したデジタル画像相関法の計測データより、約4mm四方の範囲を1要素としてフランジの軸方向ひずみを求めた。Photo 3に計測状況を示す。本章ではフランジ端部の溶接ビード止端から梁端(柱フェース)0.5Hを評価範囲として軸ひずみの平均値 ϵ_m と標準偏差 ϵ_σ を算出し、梁フランジに曲げ圧縮が作用する負加力時の $\epsilon_m \cdot \epsilon_\sigma$ と局部座屈に伴う諸性状の関係を検討する。

なお、梁端から1Hまでを評価範囲として $\epsilon_m \cdot \epsilon_\sigma$ を算出することも可能であるが、梁端から0.5Hまでを評価範囲とした場合に比べて $\epsilon_m \cdot \epsilon_\sigma$ が幾分か小さかった。定性的な傾向は以下に述べる評価範囲を0.5Hとした場合と同様であったため、本章では $\epsilon_m \cdot \epsilon_\sigma$ の値が大きくなる梁端から0.5Hまでを評価範囲として局部座屈を検討した。

4.2 局部座屈領域のひずみの推移

Table 4 終局時塑性変形能力の比較
Comparisons of Ultimate Plastic Deformation Capacity

No.	破壊性状	$\Sigma\mu$		No.	破壊性状	$\Sigma\theta_{bu}$ (%)	
		実験値	評価値			実験値	評価値
1	破断(FL)	325	292	7	破断(FL)	157	125
2	局部座屈	168	—	9	局部座屈	63	—
3	破断(FL)	168	158	10	局部座屈	79	—
4	局部座屈	139	144	11	破断(FL)	142	104
5	破断(FL)	80	63	13	局部座屈	79	—
6	破断(FL)	82	71	14	局部座屈	93	—
				15	破断(FL)	118	73
				17	き裂/座屈	104	81
				18	局部座屈	94	99

[Table 4 注]
・「—」は実験範囲で D 値が1.0に達しなかったことを示す。

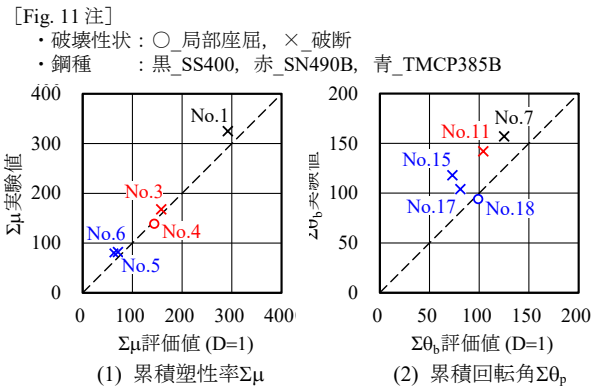


Fig. 11 終局時塑性変形能力の比較
Comparisons of Ultimate Plastic Deformation Capacity

[Photo 3 注]
・ $\epsilon_m, \epsilon_\sigma$: 評価範囲のフランジ軸ひずみの平均値, 標準偏差
・赤太線: 評価範囲における ϵ_m のヒストグラムを表す。

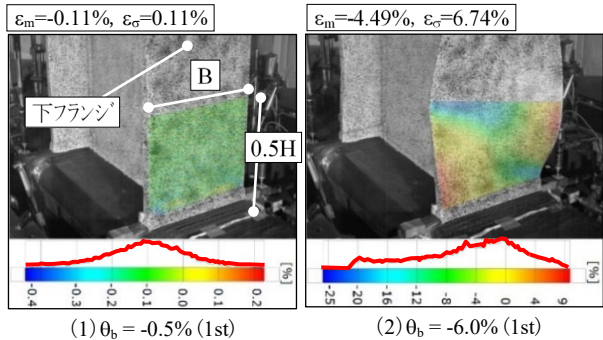


Photo 3 デジタル画像相関法による軸ひずみ計測状況
Strain Measurement State by Digital Image Correlation Method

Photo 3に試験体No.13の負側ピーク時における局部座屈領域の軸ひずみ性状を示す。写真中のヒストグラムを見ると、局部座屈が軽微な $\theta_b = -0.5\%$ では正規型のひずみ分布を示すが、局部座屈が顕著な $\theta_b = -6.0\%$ では分布形が乱れ、変動係数 $\epsilon_\sigma / \epsilon_m$ は $\theta_b = -0.5\%$ に比べて大きくなっている。部材回転角 θ_b の増加に伴う $\epsilon_m \cdot \epsilon_\sigma$ の推移を検討するため、SN490B材を用いた試験体No.11~14の荷重 Q/Q_p ・平均ひずみ ϵ_m ・標準偏差ひずみ ϵ_σ と累積回転角 $\Sigma\theta_b$ の関係をFig. 12に示す。□印は正負の最大耐力 Q_{max} を示す。破断したNo.11・12の ϵ_m を見ると、破断直前までフランジには

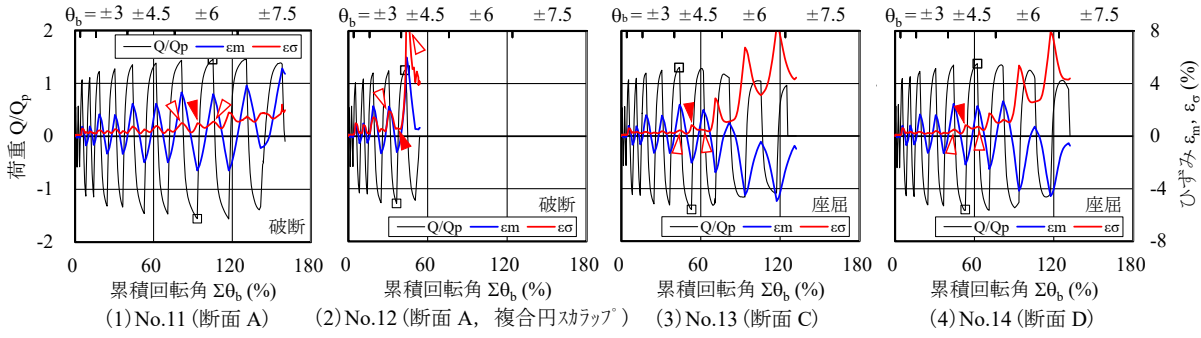


Fig. 12 荷重 Q/Q_p ・平均ひずみ ϵ_m ・標準偏差ひずみ ϵ_σ - 累積回転角 $\Sigma\theta_b$ 関係
Load Q/Q_p ・Average Strain ϵ_m ・Standard Deviation Strain ϵ_σ - Cumulative Rotation Angle $\Sigma\theta_b$ Relationships

[Fig. 13, Fig. 14 注]

・鋼種：○_SS400, □_SN490B, △_TMCP385B (○□△の表示箇所は最大耐力 Q_{max} 時を表す。) ・凡例中の () 内は終局時破壊性状

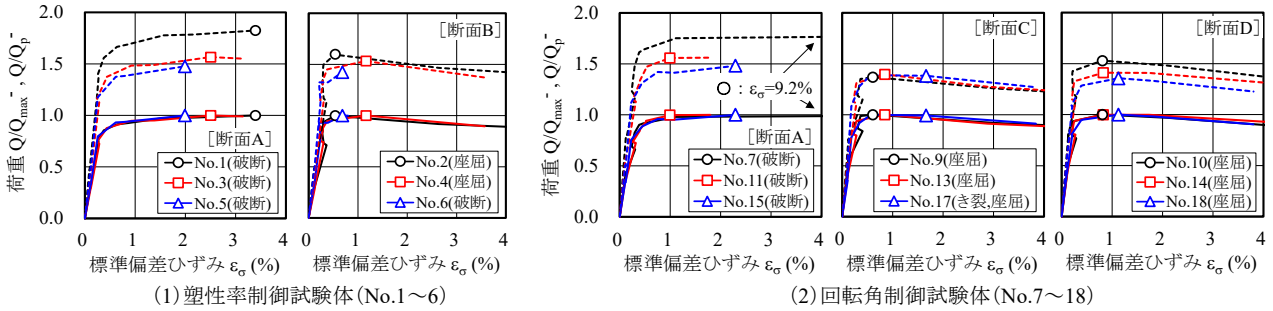


Fig. 13 荷重 Q/Q_{max} ・ Q/Q_p - 標準偏差ひずみ ϵ_σ 関係

Load Q/Q_{max} ・ Q/Q_p - Standard Deviation Strain ϵ_σ Relationships

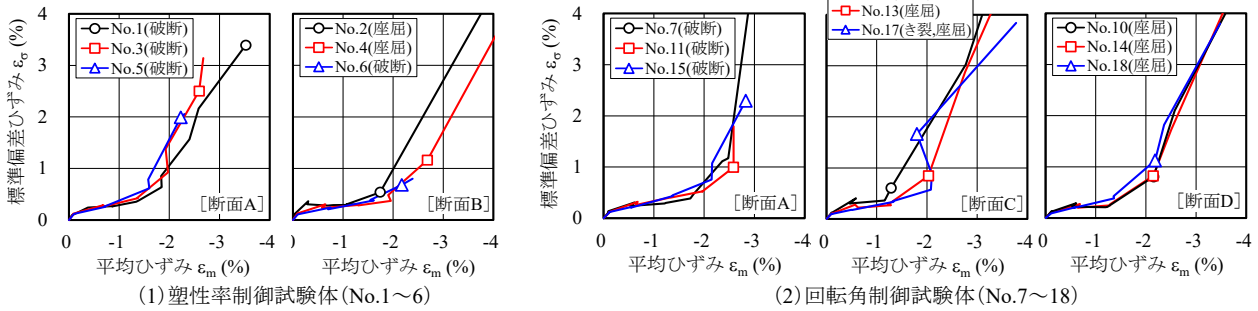


Fig. 14 標準偏差ひずみ ϵ_σ - 平均ひずみ ϵ_m 関係

Standard Deviation Strain ϵ_σ - Average Strain ϵ_m Relationships

正(引張)・負(圧縮)で概ね同等のひずみが生じている。一方、局部座屈破壊したNo.13・14では、負側の最大耐力(▼印)以後は ϵ_m が全体的に圧縮側にシフトし、同一振幅の繰返しにおいても圧縮ひずみが累積している。さらに ϵ_σ を見ると、No.13・14では負側最大耐力時を起点に負側ピーク時の ϵ_σ は顕著に増大するが、No.11・12では負側ピーク時の ϵ_σ が正側ピーク時(▽印)と同等以下である。これより、 ϵ_m と ϵ_σ には破壊形式に応じた特徴が見られ、 ϵ_m と ϵ_σ を用いて局部座屈の進展を捉えることができる。

4.3 局部座屈領域のひずみと耐力低下・強度依存性

標準偏差ひずみ ϵ_σ と耐力低下の関係を確認するため、ノンスカラップ工法15試験体の荷重 Q/Q_{max} ・ Q/Q_p - 標準偏差ひずみ ϵ_σ 関係をFig. 13に示す。 Q_{max} は負側最大耐力とする。Fig. 13と後述のFig. 14, Fig. 15は負側ピーク時の

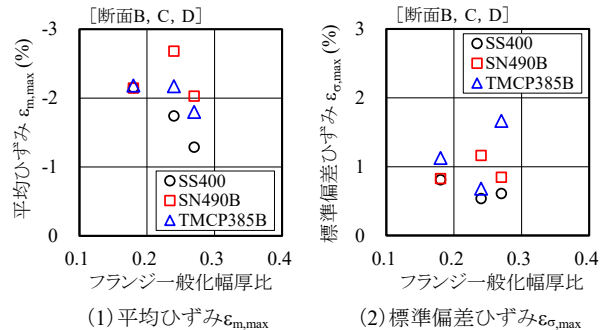


Fig. 15 最大耐力時の平均ひずみ $\epsilon_{m,max}$ ・標準偏差ひずみ $\epsilon_{\sigma,max}$ - フランジ一般化幅厚比 b/t_{rf} (F/E) 関係
Average strain $\epsilon_{m,max}$ ・Standard Deviation Strain $\epsilon_{\sigma,max}$ at Maximum Strength - Flange Generalized Width-Thickness Ratio Relationships b/t_{rf} (F/E)

[Fig. 16 注]

・鋼種：○_SS400, □_SN490B, △_TMCP385B (○□△の表示箇所は最大耐力 Q_{max} 時を表す。) ・凡例中の破壊性状は終局時

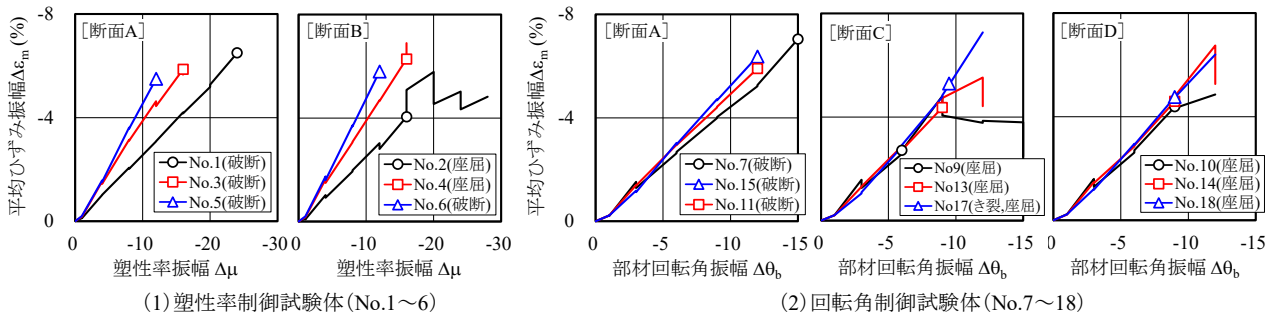


Fig. 16 平均ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_m$ －塑性率振幅 $\Delta\mu$ ・部材回転角振幅 $\Delta\theta_b$ 関係

Average Strain Amplitude $\Delta\epsilon_m$ - Ductility Factor Amplitude $\Delta\mu$ ・Member Rotation Angle Amplitude $\Delta\theta_b$ Relationships

値を加力2サイクル目も含めて順に結んだものである。Fig. 13より、一般化幅厚比が同じ断面A～Dの Q/Q_{max} － ϵ_σ 関係は鋼材強度によらずほぼ同一の履歴を辿る。一方、フランジ無補剛の断面B, C, Dは $\epsilon_\sigma=1\%$ 程度で最大耐力(○□△印)に達するが、スチフナ補剛した断面Aはより大きな ϵ_σ まで局部座屈に伴う耐力低下が生じておらず、一般化幅厚比やスチフナの有無により耐力低下時の ϵ_σ は異なることが分かる。

Fig. 14に前15体の ϵ_σ － ϵ_m 関係を示す。ばらつきはあるが、一般化幅厚比が同じ断面の ϵ_σ － ϵ_m 関係は鋼材強度によらず同様の傾向を示し、またフランジ一般化幅厚比が大きな断面Cは ϵ_m が小さな値で ϵ_σ が顕著に増加し始める。

Fig. 15にフランジ無補剛の断面B, C, Dに関する最大耐力時の平均ひずみ $\epsilon_{m,max}$ ・標準偏差ひずみ $\epsilon_{\sigma,max}$ －フランジ一般化幅厚比 $b/t_f \cdot \sqrt{F/E}$ 関係を示す。Fig. 15(1)より、 $\epsilon_{m,max}$ と $b/t_f \cdot \sqrt{F/E}$ には負の相関が見られ、鋼材強度に着目すると、 $b/t_f \cdot \sqrt{F/E}$ が大きいほど小さな平均ひずみ ϵ_m で最大耐力に達し、耐力が低下する。一方、Fig. 15(2)より、いずれの試験体においても $\epsilon_{\sigma,max}=1.0\%$ 程度で最大耐力に達している。 $\epsilon_{\sigma,max}$ には鋼材強度や一般化幅厚比に対する依存性が見られず、局部座屈に伴う耐力低下の時期を標準偏差ひずみ ϵ_σ で評価できる可能性がある。

局部座屈で決まる塑性変形能力と強度依存性の関係を確認するため、平均ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_m$ と塑性率振幅 $\Delta\mu$ ・部材回転角振幅 $\Delta\theta_b$ の関係をFig. 16に示す。 $\Delta\epsilon_m$, $\Delta\mu$, $\Delta\theta_b$ は正側ピーク時を基準とした負側ピーク時までの ϵ_m , μ , θ_b の変化量を示す。Fig. 16(2)より最大耐力までの $\Delta\epsilon_m$ － $\Delta\theta_b$ 関係は梁断面や鋼材強度によらずほぼ同一である。一方、Fig. 16(1)より、強度が高い鋼材ほど $\Delta\epsilon_m$ － $\Delta\mu$ 関係の勾配は高く、 $\Delta\epsilon_m$ が大きくなり易い。Fig. 13～Fig. 14より、一般化幅厚比が同じ断面は鋼材強度によらず $\epsilon_m \cdot \epsilon_\sigma$ と耐力低下の関係は概ね等しい。そのため、Fig. 16に示す $\Delta\epsilon_m$ － $\Delta\mu$ 関係の鋼材強度による相違が、塑性率による塑性変形能力評価に強度依存性を生じさせる要因と考えられる。

5. まとめ

400～550N/mm²級鋼材を使用した鉄骨梁端接合部の構

造実験を行い、梁フランジ端部のひずみをデジタル画像相関法で実測し、鋼材強度や変形指標と塑性変形能力の関係を検討した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 一般に鋼材強度が高いと降伏比が高く、梁端にひずみが集中して破断し易い。そのため、塑性率と部材回転角のいずれの変形指標で評価しても、破断で決まる塑性変形能力には強度依存性が生じる。
- 2) 梁端局所ひずみの履歴から、鋼材強度に関わらず梁端の破断時期を安全側に推定し得る。
- 3) 一般化幅厚比が同じ断面では、鋼材強度に関わらず部材回転角、局部座屈領域ひずみの平均値と標準偏差、耐力低下の各関係に大きな違いは見られない。そのため、部材回転角を変形指標として評価すると、局部座屈で決まる塑性変形能力に明確な強度依存性が生じない。一方、部材回転角を鋼材強度で基準化する塑性率を変形指標として評価すると、塑性変形能力に強度依存性が生じる。
- 4) フランジ無補剛のH形断面梁は、いずれも梁端から0.5H範囲(H：梁せい)におけるフランジ軸ひずみの標準偏差が1%前後で耐力が低下した。

今後、デジタル画像相関法を積極活用してフランジ端部と局部座屈領域のひずみ情報をさらに精査し、き裂および局部座屈の進展とこれに起因する耐力低下の解明を図りたい。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2021.2
- 2) ARAMIS / Acquisition Basic, GOM Software 2018
- 3) 日本建築学会：鉄骨工事技術指針・工場製作編，2018.1
- 4) 建築研究所，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
- 5) 浅井英克，鈴木康正，芹澤丈晴他：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1，2），日本建築学会大会学術講演梗概集，構造III，pp. 791-794，2021.9
- 6) 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，pp. 193-199，2000.6