

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

論題(和文)	局部座屈崩壊形式を考慮した H 形断面梁部材の構造性能評価
Title(English)	STRUCTURAL PERFORMANCE EVALUATION OF I-SHAPED BEAM MEMBERS CONSIDERING LOCAL BUCKLING COLLAPSE MODE
著者(和文)	三井 和也, 五十嵐 規矩夫
Authors(English)	Kazuya Mitsui, Kikuo Ikarashi
出典(和文)	日本建築学会構造系論文集, Vol. 90, Issue 835, pp. 1085-1096
Citation(English)	Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 90, Issue 835, pp. 1085-1096
発行日 / Pub. date	2025, 9
権利情報	一般社団法人 日本建築学会

## 局部座屈崩壊形式を考慮した H 形断面梁部材の構造性能評価

## STRUCTURAL PERFORMANCE EVALUATION OF I-SHAPED BEAM MEMBERS CONSIDERING LOCAL BUCKLING COLLAPSE MODE

三井和也\*<sup>1</sup>, 五十嵐規矩夫\*<sup>2</sup>

Kazuya MITSUI and Kikuo IKARASHI

This paper investigates the collapse modes of local buckling in I-shaped beam members subjected to monotonic loading, aiming to enhance the accuracy of structural performance evaluation. Parametric finite element analysis explores the influence of member geometry and stress state on collapse modes of local buckling. Index  $P_{FB}$  and  $\alpha_p$  are proposed to classify the collapse modes of local buckling that develop after plasticization. Furthermore, a novel structural performance evaluation index  $W_{Fp}$  is presented, which utilize the proposed index. This index  $W_{Fp}$  enables more precise structural performance assessment by considering the local buckling collapse modes associated with various member geometries.

**Keywords:** I-shaped beam, Local buckling, Stress state, Collapse mode, Deformation capacity, Mean structural performance

H 形断面梁部材, 局部座屈, 応力状態, 崩壊形式, 変形性能, 平均構造性能

## 1. 序

本論文では, 単調曲げせん断力を受ける H 形断面梁部材の高精度な構造性能評価を実現するべく, 部材形状に応じて変化する局部座屈崩壊形式を解明するとともに, 崩壊形式を区別可能な指標を構築し, その指標を用いた構造性能評価方法を提案している。

## 1.1. H 形断面梁部材の変形性能に関する研究背景

局部座屈により決定される H 形断面梁部材の構造性能は, ウェブやフランジといった部材を構成する板要素の幅厚比だけでなく, 部材の応力状態, 載荷履歴, 鋼材特性, 初期不整, 梁部材に接合されるスラブ, 小梁やスチフナなどの付帯要素といった多様な因子の影響を受ける。これら影響因子の中でも幅厚比は構造性能を決定する支配的な因子であるため, 板要素や部材が有している構造性能を段階的に規定する指標として国内外の耐震設計<sup>1)-3)</sup>で活用されている。

これら耐震設計の体系は, 数多く行われた H 形断面梁部材の変形性能に関する検討に基づき設定されている。例えば, Sawyer は鋼材のひずみ効果を考慮した理論モデルに基づいて終局耐力時の変形性能を求める手法を確立し, その研究成果は AISI の幅厚比区分<sup>2)</sup>に活用されている<sup>4)</sup>。鈴木らはウェブ幅厚比の大きい H 形断面梁部材を対象に, ウェブによるフランジへの拘束を考慮した座屈条件式を構築し, 部材の変形能力評価式を導出している<sup>5)</sup>。このようなウェブとフランジの相互拘束効果を考慮するべく, 実験結果の回帰分析結果も交えた理論モデルを加藤らも提唱し<sup>6)</sup>, 相互拘束効果を考慮した幅厚比区分が国内の塑性設計<sup>1), 7)</sup>で活用されている。さらに, ウェブの幅厚比区分<sup>7)</sup>を大きく上回る H 形断面梁部材の変形性能に関する研究も積極的に行われ, フランジによる拘束効果によってウェブの局部座屈から別の崩壊形式へ移行するため, ウェブ幅厚比が大きな H

形断面梁部材であっても, 十分な変形性能を有していることが実験的に検証されている<sup>8), 9)</sup>。近年の局部座屈に関する研究では, ウェブとフランジの相互拘束効果を構造性能評価に考慮した研究<sup>10)-13)</sup>が精力的に行われており, 筆者の一人は部材形状だけでなく, 応力状態が相互拘束効果に及ぼす影響も考慮した H 形断面梁部材の基準化幅厚比  $W_F$  を提案し<sup>10), 11)</sup>, 局部座屈の発生により決定される構造性能を評価する指標として利用している。この基準化幅厚比  $W_F$  を性能評価指標とした研究例<sup>14), 15)</sup>も存在し, 塑性設計指針<sup>16)</sup>や座屈設計指針<sup>17)</sup>にも  $W_F$  を指標とする変形性能の設計式が掲載されている。

1.2. 基準化幅厚比  $W_F$  を用いた変形性能評価

部材の変形性能は幅厚比に集約される断面形状や応力状態のみならず, 載荷履歴によっても影響される。筆者らは矩形断面柱部材を対象に, 任意の繰返し履歴を受ける曲げせん断実験を行い, 繰返し履歴の最大振幅が単調載荷の最大耐力時の振幅を上回る場合は, 履歴の進行とともに局部座屈の進展による耐力劣化が発生し, 下回る場合は明瞭な局部座屈が発生せず, 柱脚溶接部の延性き裂進展により耐力劣化が発生するため, 履歴挙動が変化すると報告している<sup>18)</sup>。また, 筆者は単調載荷時の変形性能を精緻に予測する評価方法として, 矩形断面部材の断面形状と応力状態を反映した弾性座屈荷重に基づく新規幅厚比尺度<sup>19)</sup>  $S_H$  を用いた評価式を提案するとともに, 任意履歴の繰返し載荷を受けた場合の変形性能を単調載荷時の変形性能評価式から予測する手法も提案している。

H 形断面梁部材も同様に, 断面形状と応力状態を反映した弾性座屈荷重に基づく  $W_F$  を用いて, 任意履歴の繰返し載荷を受けた場合の変形性能を単調載荷時の変形性能から予測する手法を構築できる可能性がある。一方, 前述の曲げせん断を受ける矩形断面部材では,

\*<sup>1</sup> 東京科学大学 環境・社会理工学院建築学系 准教授・博士 (工学)

\*<sup>2</sup> 東京科学大学 環境・社会理工学院建築学系 教授・博士 (工学)

Assoc. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Institute of Science Tokyo, Dr.Eng.  
Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Institute of Science Tokyo, Dr.Eng.

圧縮側フランジを中心とする局部座屈が支配的な崩壊形式であることが容易に特定できるものの<sup>18),19)</sup>, H形断面梁部材の局部座屈は部材形状と応力状態に応じて多岐に分岐する。このH形断面梁部材の局部座屈に対し、弾性座屈モードは部材形状に応じて変化する応力状態を表す指標であるせん断曲げ応力比<sup>10),11)</sup> $\alpha$ に応じて、曲げ型、曲げせん断型およびせん断型の3種類の座屈モードに変化することが明らかになっている<sup>10),11)</sup>。 $W_F$ には $\alpha$ によってH形断面梁部材の弾性座屈モードは考慮されているものの、塑性化以降に進展する局部座屈現象と弾性座屈モードとの対応は不明確であり、現状、塑性化以降に進展する局部座屈現象を推定する指標は構築されていない。

変形性能評価に関して、現国内設計指針<sup>16),17)</sup>には $W_F$ を指標とした最大耐力時の塑性変形倍率 $R$ の評価式(1.1)が示されている。

$$R = 32(1 - W_F)^2 \quad (1.1)$$

H形断面梁部材で発生しうる局部座屈の崩壊形式に関わらず適用可能な評価式(1.1)は、単調荷重実験および繰返し荷重実験の骨格曲線に基づき安全側に設定された評価手法であるものの、同一の $W_F$ の値を有するH形断面梁部材であっても、部材形状や $\alpha$ が異なる場合も存在し得るため、変形性能はある程度のばらつきを許容した状態で設計を行うこととなる。筆者らは一定振幅の曲げせん断繰返し履歴を受けるH形断面梁部材の実験を行い、単調荷重の最大耐力時の変形性能と繰返し履歴を受ける場合の変形性能に関連性があることを定性的に把握している<sup>20)</sup>。一方で、評価式(1.1)から求まる単調荷重時の変形性能の評価精度を向上させなければ、任意履歴の繰返し荷重を受ける場合の変形性能の精緻な予測に至らないと考えている。したがって、単調荷重時の変形性能を精緻に予測するには、弾性座屈モードだけでなく、塑性化以降に進展する局部座屈に応じて変化する耐力と変形性能の関係性を明確にしたうえで、局部座屈崩壊形式を考慮した単調荷重時の変形性能評価式の再構築が必要である。また、荷重-変位関係において最大耐力から耐力が劣化する時の勾配も局部座屈崩壊形式の影響を受ける<sup>8)</sup>。設計者が部材に応じて設定する目標変形性能を連続的かつ定量的に評価するためにも、局部座屈崩壊形式を考慮した評価方法を確立することが必要である。

### 1.3. 研究目的

本論文は単調荷重を受けるH形断面梁部材を対象として、部材形状に応じて変化する局部座屈崩壊形式の要因を解明するとともに、崩壊形式を設計法に反映することで、構造性能評価を高精度化することを目的としている。この目的を達成するには、部材形状を変数とした多角的な検討を実施する必要があるため、本論文では有限要素法による検討を行う。ただし、上記の検討を行うには構造実験を精緻に再現することが必要であるため、まず2章では、繰返し素材試験を実施し、その素材試験結果を有限要素法数値解析により再現可能な弾塑性構成式を材料特性を同定する。この同定結果を用いて、片持ち梁形式のH形断面梁部材の構造実験を有限要素法数値解析により模擬し、その再現性の検証を行う。前述のように、同一の $W_F$ の値を有するH形断面梁部材であっても、部材形状によって各板要素の幅厚比や応力状態が異なる場合が存在する。そこで3章では、部材形状を変数としたケーススタディを行う。ここでは、部材形状や応力状態が崩壊形式、荷重-変位関係に及ぼす影響の検討を行い、塑性化以降に進展する局部座屈の崩壊形式を区分する指標を構築する。4章では $W_F$ と $\alpha$ を解析変数とするパラメトリックな数値解析を実施

する。ここでは既存の $W_F$ と $\alpha$ に加え、本論文で提案する局部座屈の崩壊形式を区分する指標を用いた新たな構造性能評価式を掲示する。

## 2. 曲げせん断を受けるH形断面梁部材の再現解析

本章では単調荷重を受けるH形断面梁部材の弾塑性数値解析を実施するべく、単調および繰返し素材試験と片持ち梁形式のH形断面梁部材の構造実験を実施する。有限要素法による単調荷重を受ける部材挙動の再現では、従来、単調素材試験結果を多線近似し、等方硬化則あるいは線形/非線形移動硬化則を適用する手法<sup>21),22),23)</sup>が多く採用されてきた。一方近年では、鋼材の弾塑性挙動をより正確に再現する材料構成式が提案されている<sup>24)-26)</sup>など。筆者らは材料構成式である下負荷面モデル<sup>24)</sup>の各材料定数を繰返し素材試験結果を用いて同定し、同定結果に基づいたシミュレーションにより曲げせん断を受ける矩形断面部材の荷重-変位関係を精緻に再現している<sup>18)</sup>。H形断面梁部材も同様に、繰返し素材試験結果を反映した材料構成式を用いてH形断面梁部材の荷重-変位関係および弾塑性挙動を精緻に再現できると考える。そこで本章では、繰返し素材試験を実施し、素材試験結果に基づき同定した下負荷面モデルを用いて、有限要素法による弾塑性数値解析により曲げせん断を受けるH形断面梁部材の荷重-変位関係および弾塑性挙動の再現を試みる。

### 2.1. 繰返し素材試験の概要と素材試験の再現解析

まず、Fig. 1に示す繰返し素材試験について述べる。Table 1に本論文で使用する記号の定義を示す。繰返し試験片は筆者らが実施したH形断面梁部材の曲げせん断実験<sup>20)</sup>で使用した同一ロットのSM490材である。単調素材試験を行うJIS 5号試験片も製作しており、単調および繰返し素材試験片の軸応力方向はH形断面梁部材の曲げによる直応力方向と同一である。繰返し素材試験では3mmの標点間のひずみを計測できる変位計により、試験片中央の公称ひずみ $\epsilon_{eng}$ を計測し、単調素材試験では試験片の中央に貼付したひずみゲージにより公称ひずみを計測している。素材試験の荷重履歴は引張側を正として、正負交番漸増繰返し型とRatcheting型の2種類を実施している。

次に材料構成式の同定方法について述べる。使用する材料構成式は下負荷面モデル<sup>24)</sup>であり、弾性域から塑性域への滑らかな応力勾配の連続的変化が追従できるよう、降伏曲面より小さな弾性限を有するという特徴を持つ。同定する下負荷面モデルの材料定数はヤング係数 $E_s$ と降伏応力度 $\sigma_{ys}$ 、等方硬化に関わる係数 $h_1$ と $h_2$ 、移動硬化に関わる係数 $\alpha_k$ と $\zeta$ 、下負荷面の進展に関わる係数 $R_c$ と $u_c$ の全9種である。なお、下負荷面モデルの構成式の内容については文献(18), (24), (27)を参照されたい。材料定数の同定は2種類の繰返し素材試験結果に対して同一の値を差分進化法<sup>27)</sup>によって導出している。目的関数は筆者らの先行研究<sup>18)</sup>と同様に、素材試験と材料構成式から得られる $r$ 番目のループの $n$ 番目の応力度をそれぞれ $\sigma_{EXP,r,n}$ ,  $\sigma_{CONS,r,n}$ とし、各応力度の差分の平均値として式(2.1)のように設定している。

$$J = \frac{1}{N} \left[ \frac{N - N_1}{N_1} \sum_{r=1}^{N_r} \sum_{n=1}^{N_r} (\sigma_{EXP,r,n} - \sigma_{CONS,r,n})^2 + \sum_{r=2}^R \sum_{n=1}^{N_r} (\sigma_{EXP,r,n} - \sigma_{CONS,r,n})^2 \right] \quad (2.1)$$

ここで、 $N$ は繰返し素材試験結果の総計測数、 $N_r$ は $r$ 番目のループ

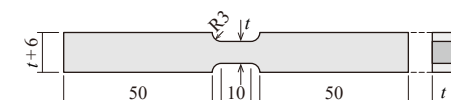


Fig. 1 Nominal dimensions of cyclic coupon tests

Table 1 Parameters and symbols

$E$ : Young's modulus [N/mm <sup>2</sup> ]	$Y.R.$ : Yield ratio [%]
$\sigma_y$ : Yield stress [N/mm <sup>2</sup> ]	$E_{long}$ : Elongation [%]
$\sigma_u$ : Tensile strength [N/mm <sup>2</sup> ]	$t$ : Nominal thickness [mm]
$H$ : Web depth [mm]	$t_w$ : Web thickness [mm]
$b_w$ : Distance between midline of flanges [mm]	$t_f$ : Flange thickness [mm]
$B$ : Flange width [mm]	$L$ : Member length [mm]
$b_f$ : Flange half width [mm]	$\lambda_w$ : Web aspect ratio [-] ( $= L/b_w$ )
$A_w$ : Gross area of web [mm <sup>2</sup> ]	$A_f$ : Gross area of flange [mm <sup>2</sup> ]
$M_p$ : Full plastic moment [kN·m]	$\theta_p$ : Elastic rotation at $M_p$ [rad]
$W_F$ : Coupled slenderness factor [-]	$\alpha$ : Shear-bending stress ratio [-]
$L_b$ : Length between bracing points [mm]	$k$ : Max. web local slenderness [-]
$k_w$ : Web buckling coefficient [-]	$k_f$ : Flange buckling coefficient [-]
$M_{max}$ : Maximam moment [kN·m]	$\beta$ : Moment gradient ratio [-]
$\theta_{max}$ : Story-drift angle at $M_{max}$ [rad]	$\mu_{max}$ : Plasticity factor [-] ( $= \theta_{max}/\theta_p$ )
$\mu_{100\%}$ : Plasticity ratio at 1% strength degradation [-]	$\mu_{M_p}$ : Plasticity ratio until $M_p$ [-]
$\alpha_p$ : Stress state classification index [-]	$P_{FB}$ : Profile ratio index [-]

に含まれる計測数,  $R$  は履歴に含まれる総ループ数である。下負荷面モデルは降伏棚を有さない鋼材を対象とした材料構成式である。したがって、降伏棚を有する炭素鋼では1番目ループの再現精度が悪くなる傾向がある。一方で、1番目ループは部材の初期剛性を決定するとともに、部材の局部座屈変形の進展に影響を及ぼすと考えられるため、本論文では文献(18)と同様に、1番目ループの再現精度を重視し、目的関数  $J$  は1番目ループに対する差分の評価値と2番目以降のループの評価値が等価となるように設定している。

Table 2 に単調素材試験3体分の結果の平均値を、Table 3 に材料構成式の材料定数の同定結果を、Fig. 2 に板厚  $t = 6.0$  mm の単調および繰返し素材試験結果と赤線で示す下負荷面モデル (Subloading surface model) の対応を示す。Fig. 2 には単調の素材試験結果を真応力-対数塑性ひずみ関係に変換した材料データに対し、線形移動硬化則 (Liner kinematic) を適用した結果も青線で併せて示している。単調素材試験の材料データに線形移動硬化則を適用した場合、繰返し素材試験結果との対応は比較的良好であるが、バウシinger効果を十分に再現できていない。当然、等方硬化による耐力上昇も再現できていない。一方、下負荷面モデルは等方硬化による応力上昇量とバウシinger部の挙動を再現できており、単調素材試験に線形移動硬化則を適用した再現結果より良好な結果が得られている。

2.2. 曲げせん断実験と有限要素法解析の概要

2.1 節で同定した下負荷面モデルの各定数を用いて、筆者らが実施した構造実験<sup>20)</sup>の再現解析を汎用有限要素法解析プログラム MSC. Marc Mentat 2023<sup>28)</sup> により行う。まず、Table 4 および Fig. 3 に示す H 形断面梁部材の曲げせん断実験の概要について簡単に述べる。

試験体は Table 2 に示す鋼材を用いて作成した H-350×100×6×6 と H-350×100×6×9 の溶接組立 H 形断面梁であり、基準化幅厚比  $W_F$  がそれぞれ 0.79 と 0.67 となるように設計している。応力状態を表すせん断曲げ応力比  $\alpha$  の設計値はそれぞれ 0.09 と 0.12 であり、両試験体とも  $\alpha$  に基づく区分では曲げ型の崩壊形式に分類される。本実験では逆対称曲げを受ける梁部材の反曲点までを抽出した梁部材を想定しているため、試験体はエンドプレートに溶接された片持ち梁形式としている。横座屈の発生を防止するため、2箇所に横座屈補剛が施されている。実験では同一断面の試験体に対して、振幅の異なる4

種類の定振幅繰返し載荷を行っているが、本論文では単調載荷時の構造性能評価を目的としているため、局部座屈の発生により最大耐力  $M_{max}$  が決定し、全塑性モーメント  $M_p$  まで低下した時の部材角を繰返し振幅とする振幅の最も大きい試験体を比較対象に用いる。変位計は試験体頭部の水平変位と脚部のエンドプレートの水平変位および回転を計測し、水平変位  $\delta$  あるいは部材角  $\theta$  を求めている。荷重  $P$  はオイルジャッキに接続したロードセルにより計測している。

有限要素法解析モデルを Fig. 4 に示す。解析モデルはソリッド要素により構成されており、構成則は Table 3 に示す下負荷面モデルを板厚に応じて適用している。ウェブとフランジの接合部の隅肉溶接部は、脚長をウェブ板厚と等しく設定し、溶接形状をおおよそ再現している。なお、溶接部の素材試験は実施していないため、ウェブの材料データと同一データを使用している。要素分割は隅肉溶接部

Table 2 Material properties obtained from coupon tests

$t$	$E$	$\sigma_y$	$\sigma_u$	$Y.R.$	$E_{long}$
6.0	204000	407	519	78.4	37.0
9.0	207000	371	484	76.7	37.4

Table 3 Identification results for subloading surface model

$t$	$E_s$	$\sigma_{ys}$	$h_1$	$h_2$	$c_k$	$\zeta$	$R_e$	$u$	$u_c$
6.0	194000	383	0.0284	478	1840	0.467	0.347	721	4.71
9.0	206000	346	0.0464	25.0	3250	0.612	0.489	594	5.99

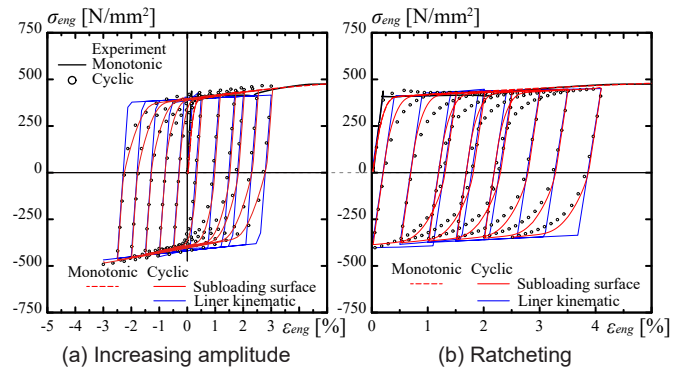


Fig. 2 Comparison of coupon tests ( $t = 6.0$ ) and FEA simulation results

Table 4 Geometric parameters based on measured profiles

Series	Size	$L$	$b_w/t_w$	$b_f/t_f$	$W_F$	$\alpha$	$M_p$	$\theta_p$
tf6	H-350×100×6×6	1750	56.3	8.33	0.79	0.09	155	0.0086
tf9	H-350×100×6×9	1750	55.3	5.55	0.67	0.12	177	0.0080

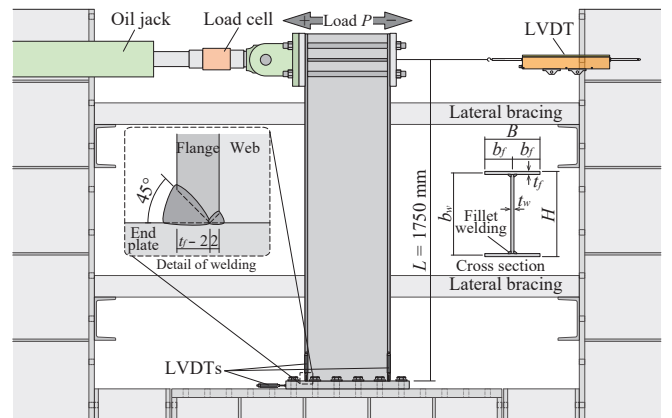


Fig. 3 Overview of experimental setup

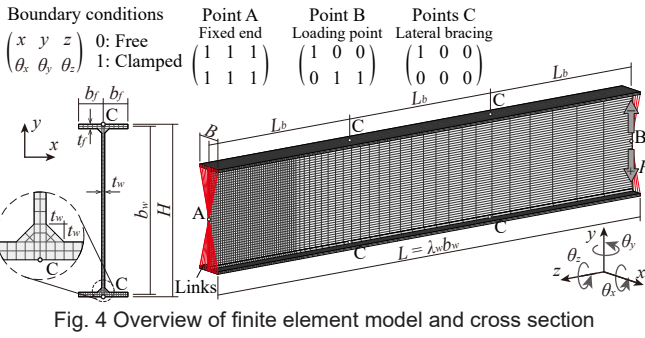


Fig. 4 Overview of finite element model and cross section

を除いたウェブ平板部のウェブせい方向を40等分割となるサイズを基本サイズとし、材長方向は構造実験において局部座屈波形が観察された参照節点A側の梁端からウェブせい $b_w$ までの範囲を40等分割し、既往研究より細かいメッシュサイズを採用している<sup>23)</sup>。以降の範囲のメッシュサイズは解析負荷を軽減するため、順次要素分割数を調節している。板厚方向の要素分割は2等分割としている。参照節点A側の境界条件は梁端とリンク要素により緊結された参照節点Aの変位と回転を拘束し、固定支持としている。荷重位置の境界条件は参照節点Bと梁端をリンク要素により緊結し、面外変形と捩れ変形を拘束している。荷重は構造実験で計測した部材角から算定した水平変位を参照節点Bに加える強制変位として与えている。また、構造実験と同様に、横座屈の発生を防止するため、ウェブとフランジの節点に面外変形拘束点Cを塑性設計指針<sup>16)</sup>の横座屈補剛間長さ $L_b$ を満足する間隔ごとに配置し、C点の面外変位を拘束している。初期不整の形状は、1次固有モードの形状を採用することが一般的であり、その振幅量に関しては、ウェブ板厚の10%を初期不整の振幅量として導入する研究事例<sup>23)</sup>などが多い。しかし、この振幅量の導入方法では板厚が薄く幅厚比の大きい部材ほど初期不整の振幅量が小さくなり、初期不整振幅量の統計的資料は示されていないもの、実部材に含まれる初期不整量の傾向と乖離が生じると判断したため、本解析では導入する初期不整振幅量を $W_F$ により制御している。この制御により板厚が薄く、幅厚比が大きいほど初期不整の振幅量を大きくすることができる。 $W_F$ は変形性能に関する指標であり、初期不整の振幅量もまた変形性能に影響を及ぼす因子であるため、両者には関係性があると判断している。以上より、本解析では同一境界条件下で実施した座屈固有値解析の1次固有モードを正負両方向に対し、初期不整の最大振幅が $W_F$ の1.5倍となるように与えている。残留応力は計測を行っていないため、導入していない。

### 2.3. 曲げせん断を受けるH形断面梁部材の再現解析

Fig. 5に構造実験と有限要素法解析の荷重-変位関係の比較を示す。青線で示す材料データに線形移動硬化則を適用した結果は実験結果と概ね同一の最大耐力が発現しているものの、初期剛性や耐力劣化挙動を精緻に捉えられていない。一方、赤線で示す下負荷面モデルは初期降伏応力度 $\sigma_y$ に到達以前に塑性ひずみが蓄積する鋼材の実挙動を模擬した材料構成式であるため、正負両側の最大耐力だけでなく、初期剛性や最大耐力時の変形量、履歴進行に伴う耐力劣化挙動も精緻に再現できている。したがって、本論文で対象とする単調荷重を受ける場合であっても十分な再現精度を有すると判断している。また、初期不整の形状を1次座屈モードとし、初期不整の最大振幅を $W_F$ の1.5倍とする設定も妥当な設定である。

### 3. 部材形状により分岐する崩壊形式の検討

本章ではH形断面梁部材の部材形状が塑性座屈挙動に及ぼす影響を検証すべく、基準化幅厚比 $W_F$ およびせん断曲げ応力比 $\alpha$ を変数とした有限要素法弾塑性解析を実施する。式(3.1)に示す基準化幅厚比 $W_F$ は、ヤング係数 $E$ と降伏応力度 $\sigma_{yw}$ ,  $\sigma_{yf}$ を除けば、ウェブせい $b_w$ 、フランジ半幅 $b_f$ 、ウェブとフランジの板厚 $t_w$ ,  $t_f$ 、ウェブアスペクト比 $\lambda_w$ の関数であり、H形断面梁部材の形状変数を全て含んでいる。

$$W_F = \sqrt{\frac{1}{k^2} \left( \frac{b_w/t_w}{\sqrt{E/\sigma_{yw}}} \right)^2 + \left( 3.43 - \frac{25.0}{k^2} \right) \left( \frac{b_f/t_f}{\sqrt{E/\sigma_{yf}}} \right)^2} \quad (3.1)$$

$$k = \begin{cases} 4.4 & \alpha < 1/6 \\ 5.18 - 4.6\alpha & 1/6 \leq \alpha \leq 1/2 \\ 2.9 & \alpha > 1/2 \end{cases} \quad (3.2)$$

$$\alpha = \left( \frac{1}{6} + \frac{A_f}{A_w} \right) \frac{\beta}{\lambda_w} \quad (3.3)$$

これら5種類の形状変数に加え、幅厚比 $b_w/t_w$ ,  $b_f/t_f$ 、断面積比 $A_f/A_w$ を含めた8変数の組合せにより、 $W_F$ はFig. 6に示すように非線形的に変化する。本章ではウェブせい $b_w$ を1000mmに固定し、Fig. 6に示す $W_F$ に関連する7変数が単調荷重を受けるH形断面梁部材の挙動に及ぼす影響をケーススタディにより検証する。解析モデルはFig. 4と同一であり、基準部材形状Case O (H-1000×400×19×32,  $W_F = 0.70$ ,  $\alpha = 0.29$ ,  $\lambda_w = 3.0$ ,  $A_f/A_w = 0.67$ ,  $b_w/t_w = 53$ ,  $b_f/t_f = 6.3$ )を設定し、各変数にFig. 6に示す倍率 $V$ を乗じることで解析ケースを設定している。材料モデルはTable 3に示す下負荷面モデルの $t = 6.0$  mmの同定結果をウェブに、 $t = 9.0$  mmの同定結果をフランジに適用する。初期不整は2章と同様に、座屈固有値解析の1次固有モードに対し、初期不整の最大振幅が $W_F$ の1.5倍となるように与えている。

#### 3.1. 部材形状が崩壊形式に及ぼす影響

有限要素法解析から得られた曲げモーメント-部材角関係をFig. 7に示す。縦横軸は全塑性モーメント $M_p$ と全塑性モーメントに対応す

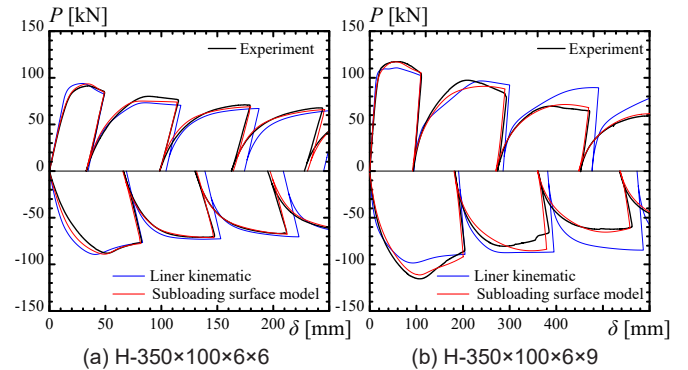


Fig. 5 Graphical comparisons of tests and FEA simulation results

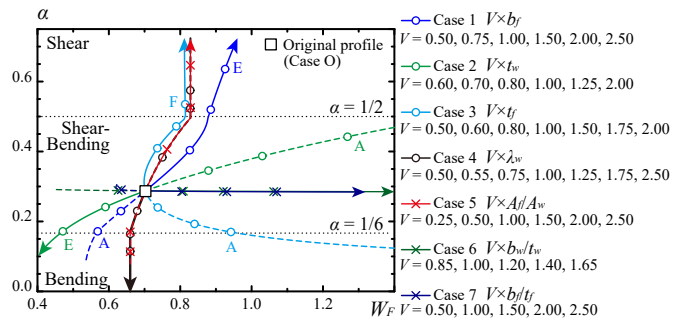


Fig. 6  $W_F$  and  $\alpha$  variation due to cross-sectional profile change

る弾性部材角  $\theta_p$  によりそれぞれ無次元化している。丸印の凡例は各曲げモーメント-部材角関係の最大耐力と最大耐力時の塑性率  $\mu_{max}$  ( $=\theta_{max}/\theta_p$ ) を示している。解析変数の変化に伴う  $W_F$ ,  $\alpha$  の変化が確認できるよう、Fig. 6, 7(a) では倍率  $V$  が 1.00 より小さい場合は破線により、1.00 以上の場合は実線により表示している。なお、Case 1, 2, 3 は形状  $b_f$ ,  $t_w$ ,  $t_f$  を単独で変化させているため、幅厚比や断面積比も併せて変化する。Case 5, 6, 7 では 1 つの比率を変化させているが、他の比率は一定としている。例えば、Case 5 では断面積比  $A_f/A_w$  を変化させているが、幅厚比  $b_w/t_w$ ,  $b_f/t_f$  は一定としている。Fig. 7 中に示す座屈変形は最大耐力から 5% 耐力が劣化した時点の変形状態である。

Fig. 7(b) に示すフランジ半幅  $b_f$  を変数とした Case 1 は、フランジ幅が A から E に向かい増加するため、フランジ断面積とフランジ幅厚比は増加し、 $W_F$  と  $\alpha$  の値が増加する。この変化により局部座屈の崩壊形式はフランジの局部座屈が主体の曲げ型の局部座屈から、Fig. 7(b.2) のウェブのせん断座屈へと変化する。塑性率  $\mu_{max}$  が低下していく。ただし、Fig. 7(b.1) に示す Case 1-A のように、フランジ幅比率  $b_f/b_w$  が 0.20 程度の断面形状では、フランジ面内方向の剛性が低いため、塑性設計指針の設計式を満足する補剛間隔であっても、局部座屈発生に伴い局部座屈発生位置に局所的な梁部材としての面外変形が発生し、ウェブに観察される等高線がフランジまで広がっている。この面外変形により局部座屈の崩壊形式が決定された場合は塑性率が相対的に低く、 $W_F$  の値と塑性率  $\mu_{max}$  の増減が対応しなくなる。

Fig. 7(c) に示すウェブ板厚  $t_w$  のみを変数とした Case 2 は、ウェブ板厚が A から E に向かい増加し、 $W_F$  と  $\alpha$  の値は減少する。Case 2 では  $W_F$  の値の低下に伴い塑性率  $\mu_{max}$  も単調に増加し、Case 1-A で確認された局所的な面外方向への変形も確認されなかった。

Fig. 7(d) に示すフランジ板厚  $t_f$  を変数とした Case 3 は、 $W_F$  の値が最小となる応力状態（頂点）が存在し、基準部材形状 Case O はほぼその頂点に位置する。この頂点をはさんで同程度の  $W_F$  の値となる

Case 3-C と 3-D を比較すると、 $\alpha$  の値が大きい Case 3-D の方が 2 倍程度高い塑性率  $\mu_{max}$  を示している。既往の塑性変形倍率の評価式 (1.1) に従えば、同程度の  $W_F$  の値となる Case 3-C, 3-D は同程度の変形性能を有すると予想されるが、この結果は  $W_F$  以外の要素も変形性能に影響を及ぼしていることを示している。 $\alpha$  に基づく弾性座屈モードの分類では、Case 3-C, 3-D はともに曲げせん断型に分類されるが、Fig. 7(d.1) に示す Case 3-C の最大耐力後の座屈変形はフランジの局部座屈が進行するのに対し、Fig. 7(d.2) に示す Case 3-D はウェブのせん断座屈が進行している。この崩壊形式の差が曲げせん断型の塑性率  $\mu_{max}$  および耐力劣化挙動に影響を及ぼしている。また、Case O は、Fig. 7(a) に示す頂点から僅かに小さな  $\alpha$  の値を有しており、その最大耐力後の座屈変形はフランジの局部座屈が進行する崩壊形式であった。この結果より、最大耐力後の座屈変形が変化する境界は、 $W_F$  の値が最小となる応力状態（頂点）によって決定される可能性がある。

Fig. 7(e, f) に示す Case 4, 5 はそれぞれ  $\lambda_w$  と  $A_f/A_w$  を変数とし、 $\alpha$  のみを変化させるため、同一曲線となる。この中で、全塑性モーメント  $M_p$  を上回り、ほとんど同一の  $W_F$  と  $\alpha$  の値を有する Case 4-B と 5-D, Case 4-E と 5-B の塑性率  $\mu_{max}$  を比較すると、それぞれ 5.45 と 4.95, 5.35 と 4.90 となり、塑性率  $\mu_{max}$  はおおそ同程度である。Fig. 7(e.1, f.2) と Fig. 7(e.2, f.1) に示す変形状態をそれぞれ比較すると、最大耐力以降の座屈変形もせん断型と曲げ型でそれぞれ一致している。したがって、 $W_F$  と  $\alpha$  の値だけでなく、最大耐力以降の座屈変形も一致していれば、塑性率  $\mu_{max}$  も一致するといえる。

Fig. 7(g, h) に示す幅厚比  $b_w/t_w$  あるいは  $b_f/t_f$  を変数として、他方の幅厚比と  $A_f/A_w$  を一定とした Case 6, 7 は、 $\alpha$  の値がほぼ一定のまま  $W_F$  が変化するケースであり、両ケースはほとんど同一曲線状を推移する。 $\alpha$  の値に基づく、両解析ケースは曲げせん断型に分類される。 $W_F$  と  $\alpha$  の値がほとんど同一の解析ケースを比較すると、塑性率  $\mu_{max}$  に差が生じている。Fig. 7(g.2, h.1) に示す Case 6-D, 7-A の座屈変

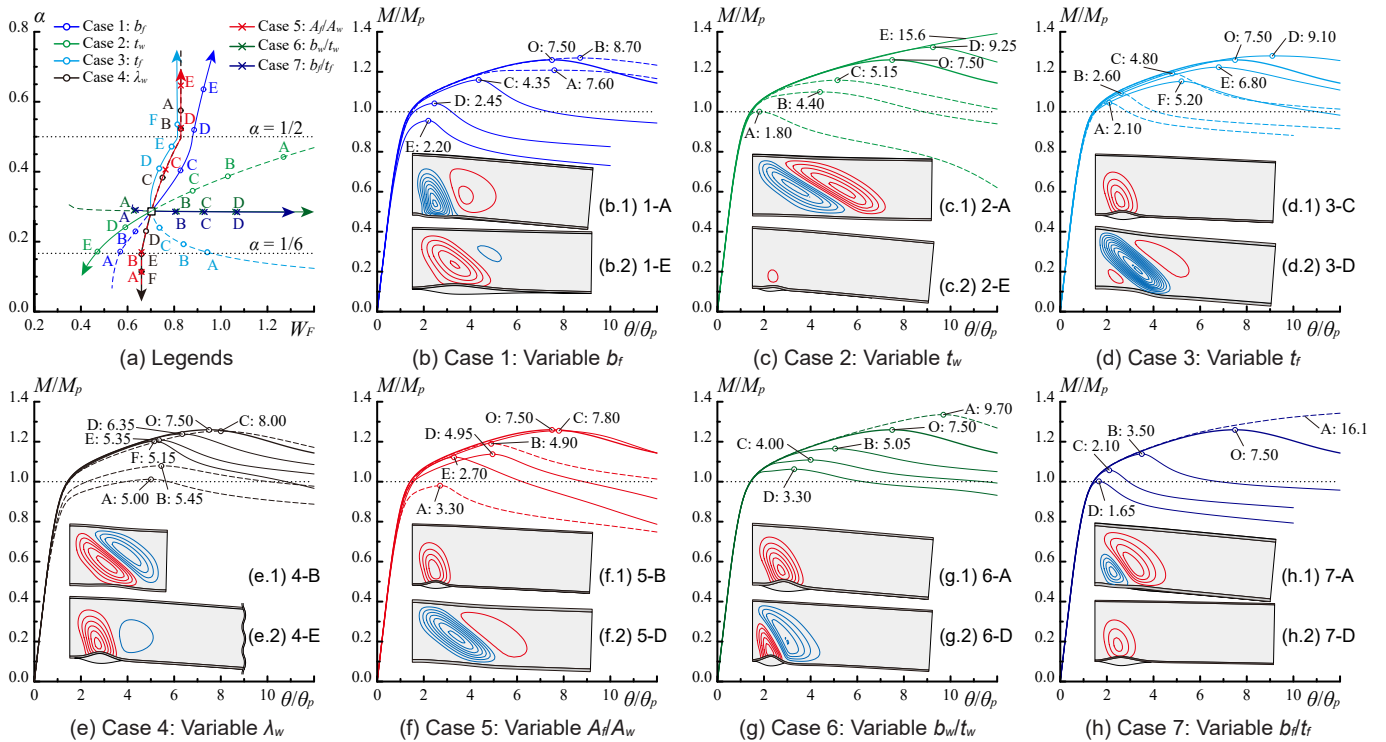


Fig. 7 Normalized moment-chord rotation relationships

形はせん断型に近い曲げせん断型が, Fig. 7(g.1, h.2) に示す Case 6-A, 7-D は曲げ型に近い曲げせん断型の座屈変形が生じている. すなわち, 同程度の  $W_F$  と  $\alpha$  の値で曲げせん断型の局部座屈であっても, 最大耐力後の座屈変形が曲げ型, あるいは, せん断型に近い座屈変形へと移行し, せん断型に近い崩壊形式の方が高い変形性能を有している.

### 3.2. 局部座屈崩壊形式を区分する指標の構築

フランジ板厚のみを変数とすると  $W_F$  の値が最小となる頂点が存在し, この頂点を境界に局部座屈崩壊形式 (以降では崩壊形式と称す) をフランジの局部座屈が主体となる曲げ型と, ウェブのせん断座屈が主体となるせん断型の2種類に大別できることが確認された. さらに, Case 6, 7 では  $W_F$  と  $\alpha$  の値が同一であっても, 崩壊形式が曲げ型とせん断型へと変化し, 崩壊形式の違いが変形性能と耐力劣化挙動に影響を及ぼすことが確認された. これら結果から, せん断曲げ応力比  $\alpha$  に基づく弾性座屈モードの分類は最大耐力以降の座屈変形の変化まで区別できないことが示唆される. そこで本節では, より精緻な構造性能評価を可能とする指標を構築するべく, 部材形状に応じて変化する崩壊形式の変化を決定する要因について検討を行う.

3.1 節では, せん断曲げ応力比  $\alpha$  に基づく弾性座屈モードの区分で曲げせん断型となる場合であっても, 最大耐力以降の崩壊形式はフランジの局部座屈が主体となる曲げ型の崩壊形式が確認されている. 言い換えれば, フランジの局部座屈が発生しやすい部材形状を区分できれば, 最大耐力以降の崩壊形式も区分できると考えた. 筆者らは一様曲げを受ける H 形断面梁部材の弾性局部座屈モードの分類を行い<sup>13)</sup>, 【領域 1: フランジのみが臨界応力に到達することで局部座屈が発生し, フランジの変形に追従してウェブが変形する局部座屈】, 【領域 2: ウェブとフランジが同時に臨界応力に到達する局部座屈】, 【領域 3: ウェブのみが臨界応力に到達することで局部座屈が発生し, ウェブの変形に追従してフランジが変形する局部座屈】が存在することを指摘している. この分類は, 曲げ応力によって潜在的に局部座屈が生じやすい板要素を識別しているため, 本節ではまず文献 13) で提案された弾性局部座屈耐力式を用いて, 【領域 1】のフランジのみが臨界応力に到達する局部座屈を区分する指標を構築する.

Fig. 8 に文献 13) で提案された弾性局部座屈耐力式に基づき一様曲げを受ける H 形断面梁部材の局部座屈形式を区分した結果を示す. 文献 13) では, 弾性局部座屈耐力を定めるウェブとフランジの板座屈係数  $k_w, k_f$  が断面形状比率  $b_f/b_w, t_f/t_w$  にのみ依存することが示されているため, Fig. 8 の縦横軸をそれぞれ  $b_f/b_w, t_f/t_w$  とし, 局部座屈形式を区分する座屈係数の閾値を図中に示している. Fig. 8 より, フランジの局部座屈が先行して発生する領域は, 断面形状比率  $b_f/b_w, t_f/t_w$  に対し線形的に変化し, その関係性は式 (3.4) により近似することができる.

$$t_f/t_w = 7b_f/b_w \quad (3.4)$$

本研究では式 (3.4) を整理し, 潜在的にフランジの局部座屈の発生しやすい断面形状を評価する形状指標  $P_{FB}$  を新たに提案する.

$$P_{FB} = \frac{t_f/t_w}{7b_f/b_w} \quad (3.5)$$

ただし, 形状指標  $P_{FB}$  は一様曲げを受ける H 形断面梁部材を対象に導出しているため, 材長方向の応力状態の変化が局部座屈に及ぼす影響が反映されていない. そこで, 応力状態を表すせん断曲げ応力比  $\alpha$  と形状指標  $P_{FB}$  を関連付けることで, 形状指標  $P_{FB}$  に応力状態の情報を付与する. 前述のように, フランジ板厚を変数とした場合,

$W_F$  が最小値となる頂点が存在し, この頂点が曲げ型またはせん断型の崩壊形式を分岐する応力状態を表している. Fig. 9 は多様な部材形状に対し, フランジ板厚を変数として  $W_F$  が最小値となる頂点を探索した結果である. この  $W_F$  の値を最小とする部材形状から, せん断曲げ応力比  $\alpha$  と形状指標  $P_{FB}$  を算出し, その関係性を示した結果が Fig. 10 である.  $P_{FB}$  が 1.0 付近のフランジを起点とした曲げ型の局部座屈が発生しやすい部材形状では  $\alpha$  の値が 1/2 付近で  $W_F$  が最小となる頂点が現れ, せん断応力が曲げ応力に対し相対的に高い範囲であっても曲げ型の座屈変形が生じやすいことが示されている. 対して,  $P_{FB}$  が 2.0 以上の曲げ型の局部座屈が発生しにくい部材形状では,  $\alpha$  の値が 1/6 付近で  $W_F$  が最小となる頂点が現れ, 相対的に曲げ応力が高い状態でない曲げ型の局部座屈が生じにくいことが示されている.

形状指標  $P_{FB}$  と  $\alpha$ - $W_F$  平面は異なる理論的手法により導出された指標であるが, Fig. 10 に示すように, 形状指標  $P_{FB}$  の値に応じて, せん断曲げ応力比  $\alpha$  が曲線的に変化している. 本研究ではこの関係性を式 (3.6) により近似評価し, 応力状態区分指標  $\alpha_p$  として定めた.

$$\alpha_p = 0.10(P_{FB} - 2.5)^2 + 1/6 \quad (3.6)$$

応力状態区分指標  $\alpha_p$  は  $W_F$  の値を最小とする  $\alpha$  を特定し, フランジの局部座屈主体の曲げ型またはウェブのせん断座屈主体のせん断型の崩壊形式を大別する仮定の応力状態を表す指標である. 例えば, 設計する H 形断面梁部材から求まる区分指標  $\alpha_p$  が  $\alpha$  を上回る場合, その崩壊形式はフランジの局部座屈主体の曲げ型となり, 下回る場合はウェブのせん断座屈主体のせん断型となる. その差が 0.0 を上回るほど曲げ型の座屈変形が生じやすく, 0.0 を下回るほどせん断型の座屈変形が生じやすいことを表す.

ここでは, 3.1 節で実施したケーススタディ結果を用いて区分指標  $\alpha_p$  の有効性を検証する. Table 5 に対象とする解析ケースの部材形状と  $W_F, \alpha, P_{FB}, \alpha_p, \alpha_p - \alpha, \mu_{max}$  の値を示す.  $\alpha_p - \alpha$  の値が 0.0 を下回るせん断型の崩壊形式に分類されるケースは網掛けで表示している. フラン

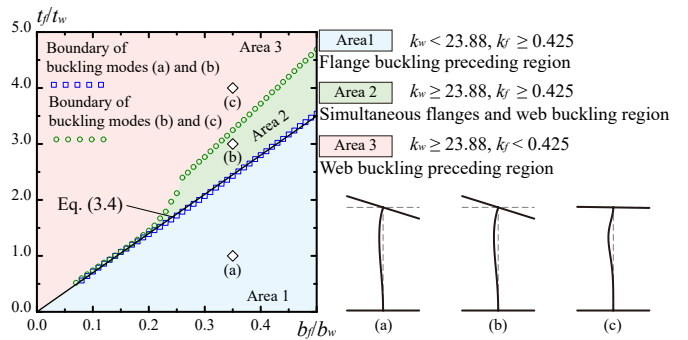


Fig. 8 Classification of local buckling modes with profile change

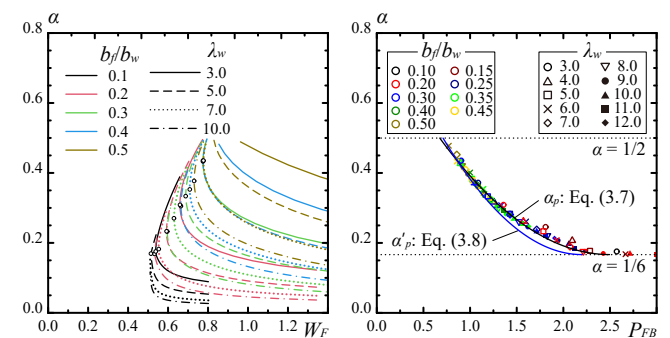


Fig. 9 Variations of  $W_F$ - $\alpha$  curves

Fig. 10  $\alpha$ - $P_{FB}$  relationship

ジ板厚  $t_f$  のみを変数とする Case 3 において、 $W_F$  の値が最小となる頂点（応力状態）を挟んだ位置関係にある Case 3-C, D の場合、 $\alpha_p$  の値がそれぞれ正の値、負の値となることは自明であるが、 $\alpha_p$  の計算結果はそれぞれ 0.16 と -0.19、崩壊形式も Fig. 7(d.1, d.2) に示すように曲げ型とせん断型となり、 $\alpha_p$  の値により正しく崩壊形式を区分できている。次に、 $W_F$  と  $\alpha$  の値、崩壊形式がほとんど同一の Case 4, 5 を比較する。Fig. 7(e.2, f.1) に示す崩壊形式が曲げ型となる Case 4-E, 5-B の  $\alpha_p$  の値はそれぞれ 0.17 と 0.16 であり、正しく曲げ型と区分されている。Fig. 7(e.1, f.2) に示す崩壊形式がせん断型となる Case 4-B, 5-D の  $\alpha_p$  の値は -0.19 であり、せん断型と区分されている。さらに、Case 4, 5 の比較では、 $W_F$ ,  $\alpha$ ,  $\alpha_p$  の値がほとんど等しいため、塑性率  $\mu_{max}$  も同程度の値となっている。最後に、Case 6, 7 を比較する。Fig. 7(g.1, h.2) に示す曲げ型となる Case 6-A, 7-D の  $\alpha_p$  の値はそれぞれ 0.10 と 0.29 であり、正しく曲げ型と区分されている。Fig. 7(g.2, h.1) に示す崩壊形式がせん断型となる Case 6-D, 7-A の  $\alpha_p$  の値は -0.09 と -0.12 であり、 $\alpha_p$  の値によりせん断型に区分されている。なお、区分指標  $\alpha_p$  は  $1/6 < \alpha < 1/2$  の範囲を対象として設定したが、次章のパラメトリックな数値解析による検討において、 $\alpha$  が  $1/2$  以上のせん断型に分類される場合であっても、 $\alpha_p$  の値が 0.0 を上回れば崩壊形式が曲げ型となる解析ケースが確認された。そこで、区分指標  $\alpha_p$  の算定式が  $1/2$  を超える範囲も、算定式を延長することとした。また、 $\alpha$  が  $1/6$  以下の曲げ型の場合は、崩壊形式が曲げ型となることを確認している。以上より、応力状態区分指標  $\alpha_p$  の境界線を再度定義する。

$$\alpha_p = \begin{cases} 0.10(P_{FB} - 2.5)^2 + 1/6 & (P_{FB} \leq 2.5) \\ 1/6 & (P_{FB} > 2.5) \end{cases} \quad (3.7)$$

これまで、式 (3.1) に示す 2 次関数により表現された基準化幅厚比  $W_F$  を用いて検討を行ったが、 $W_F$  はその導出過程で 3 次関数から 2 次関数に簡略化されている<sup>11)</sup>。そこで、本来の数式表現である 3 次関数の基準化幅厚比  $W_F$  を用いて、Fig. 9, 10 と同様の検討を行い、応力状態区分指標  $\alpha'_p$  を再度算出した結果を Fig. 10 と式 (3.8) に示す。

$$\alpha'_p = \begin{cases} 0.15(P_{FB} - 2.2)^2 + 1/6 & (P_{FB} \leq 2.2) \\ 1/6 & (P_{FB} > 2.2) \end{cases} \quad (3.8)$$

2 次関数の基準化幅厚比  $W_F$  から算出した式 (3.7) と式 (3.8) を比較すると、3 次関数の基準化幅厚比  $W_F$  を用いた式 (3.8) の方が僅かにせん断型の崩壊形式と判定される領域が増加しているが、両式に大きな違いはない。以降では現行の指針との連続性を踏まえ、2 次関数の基準化幅厚比  $W_F$  より算出した式 (3.7) を用いて検討を行う。

Table 5 Cross-sectional properties of FE models

Case	Size	$\lambda_w$	$W_F$	$\alpha$	$P_{FB}$	$\alpha_p$	$\alpha_p - \alpha$	$\mu_{max}$
Case O	H-1000×400×19×32	3.00	0.70	0.29	1.20	0.33	<b>0.05</b>	7.50
Case 3-C	H-1000×400×19×25.6	3.00	0.74	0.24	0.96	0.40	<b>0.16</b>	4.80
Case 3-D	H-1000×400×19×48	3.00	0.74	0.41	1.80	0.22	<b>-0.19</b>	9.10
Case 4-B	H-1000×400×19×32	1.65	0.83	0.52	1.20	0.33	<b>-0.19</b>	5.45
Case 4-E	H-1000×400×19×32	7.50	0.66	0.12	1.20	0.33	<b>0.17</b>	5.35
Case 5-B	H-1000×283×19×16	3.00	0.66	0.11	1.20	0.33	<b>0.16</b>	4.90
Case 5-D	H-1000×566×19×45.3	3.00	0.83	0.53	1.20	0.33	<b>-0.19</b>	4.95
Case 6-A	H-1000×434×22.4×34.7	3.00	0.63	0.29	1.02	0.38	<b>0.10</b>	9.70
Case 6-D	H-1000×312×11.5×24.9	3.00	1.06	0.29	1.98	0.19	<b>-0.09</b>	3.30
Case 7-A	H-1000×282×19×45.3	3.00	0.64	0.29	2.41	0.17	<b>-0.12</b>	16.1
Case 7-D	H-1000×632×19×20.2	3.00	1.07	0.28	0.48	0.57	<b>0.29</b>	1.65

#### 4. 部材形状と局部座屈崩壊形式が構造性能に及ぼす影響

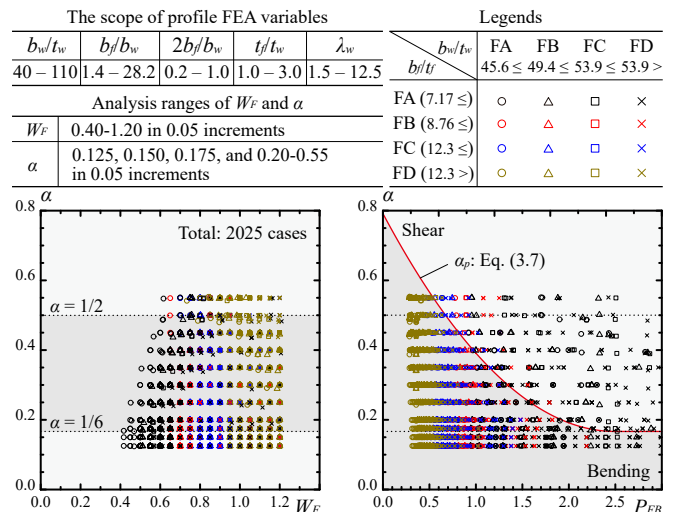
3 章では基準部材形状 (H-1000×400×19×32,  $W_F = 0.70$ ,  $\alpha = 0.29$ ) を中心としたケーススタディを実施し、崩壊形式を大別する応力状態を表す区分指標  $\alpha_p$  を構築したが、H 形断面梁部材の変形性能と崩壊形式の関係性は明確となっていない。本章では基準化幅厚比  $W_F$  とせん断曲げ応力比  $\alpha$  を解析変数とするパラメトリックな数値解析を実施し、崩壊形式を考慮した指標を用いて単調荷重を受ける H 形断面梁部材の構造性能の定量的な評価を行う。

##### 4.1. 局部座屈崩壊形式が変形性能に及ぼす影響を検討する解析概要

Fig. 11 に解析パラメータと部材形状および  $W_F$ - $\alpha$  平面の関係性、部材形状と  $P_{FB}$ - $\alpha$  平面の関係性を示す。基準化幅厚比  $W_F$  は式 (1.1) に基づくと十分な塑性変形が期待できると推定される  $W_F = 0.40$  から、弾性範囲で局部座屈が発生すると推定される  $W_F = 1.20$  までの範囲を検討対象としている。せん断曲げ応力比  $\alpha$  は曲げ型、曲げせん断型およびせん断型の弾性座屈モードが含まれると推定される 0.125 から 0.55 までの範囲を設定している。上記の解析範囲に対し、フランジ板厚中心間距離  $b_w$  を 1000 mm で固定し、おおよそ  $W_F$ - $\alpha$  平面上で格子状に配置されるように、他の寸法を差分進化法<sup>27)</sup> による最適化により決定している。Fig. 11 中の表に示す部材形状の解析範囲で、所定の  $W_F$ ,  $\alpha$  の値を満足しない場合は解析ケースを設定していない。ウェブとフランジの幅厚比区分<sup>1)</sup> は、FA から FD まで選定しているが、板厚の薄いウェブの H 形断面梁部材が使用される近年の設計志向を考慮し、ウェブ幅厚比が大きい形状を中心に、現実的に梁部材として利用されうる範囲で選定している。このような検討範囲を設定した場合、区分指標  $\alpha_p$  による判定では崩壊形式が Fig. 11(b) に示すように曲げ型となる解析ケースが多く設定される傾向にある。使用する解析モデルおよび境界条件は Fig. 4 と同一の片持ち梁形式であり、材料モデルは Table 3 に示す下負荷面モデルの  $t = 6.0$  mm の同定結果をウェブに、 $t = 9.0$  mm の同定結果をフランジに適用する。初期不整は 2 章と同様に、座屈固有値解析の 1 次固有モードに対し、初期不整の最大振幅が基準化幅厚比  $W_F$  の 1.5 倍となるように与えている。

##### 4.2. 構造性能と座屈挙動に基づく座屈崩壊形式の分類

$W_F$  と有限要素法解析から得られた最大耐力の関係性を Fig. 12 に示す。Fig. 12 中には既往研究<sup>5), 8), 9), 20)</sup> で実施された実験結果を黒色の凡



(a) Classification of elastic buckling (b) Classification of plastic buckling  
Fig. 11 Analysis ranges and classification of buckling modes

例により示している。最大耐力時に確認された崩壊形式を構造性能と目視による変形状態に応じて区分したところ、曲げ型は4種類に、せん断型は3種類に細分できると判断し、下記のように崩壊形式を定義している。Mode Bと定義した座屈変形はFig. 12(b.1)に示すような典型的な曲げ型の局部座屈が生じる崩壊形式で、前章の検討ではCase 3-C, 4-Eなどが該当する。Fig. 12(b.2)に示すMode B1はMode Bとほぼ同様であるが、耐力劣化が進行すると、局部座屈発生位置に局所的な梁部材としての面外変形も発生する崩壊形式で、前章の検討ではCase Oなどが該当する。Fig. 12(b.3)に示すMode B2は局部座屈によって、局部座屈発生位置に局所的な梁部材としての面外変形が発生し、ウェブに観察される等高線がフランジまで広がる崩壊形式であり、前章の検討ではCase 1-Aなどが該当する。Fig. 12(b.4)に示すMode B3はせん断曲げ応力比 $\alpha$ の値が0.35以上で、せん断型の崩壊形式が発生すると想定される応力状態であるものの、曲げ型の局部座屈が生じる崩壊形式である。Fig. 12(c.1)に示すせん断型のMode Sは曲げせん断型の局部座屈が生じる崩壊形式で、前章の検討ではCase 6-D, 7-Aなどが該当する。Fig. 12(c.2)に示すせん断型のMode S2はMode Sと同様に、曲げせん断型の局部座屈が生じるが、局部座屈発生位置に局所的な梁部材としての面外変形も発生する崩壊形式である。Fig. 12(c.3)に示すMode S4はウェブのせん断変形によってフランジが引き込まれ、部材全体がS字形に変形する垂直座屈<sup>29)</sup>と呼ばれる崩壊形式であり、Case 3-Dなどが該当する。

本解析の検討から、Mode B2, B3, S2, S4は同一の $W_F$ の値を有する他の崩壊形式と比較し、構造性能が低下する傾向にあることが確認された。これはMode B2のような局所的な梁部材としての面外方向への変形や、Mode S4のようなフランジの変形によって、ウェブとフランジの接合線が保持されず、耐力を維持できないことが要因である。Mode B3も同様に、ウェブと比較してフランジの幅厚比が大きいため、ウェブとフランジの接合線を保持できないため耐力劣化が早期に生じる。このような部材形状は安定的な構造性能を発揮しにくいいため、変形性能を期待する部材での使用は避けるべき部材形状といえる。そこで本節では、形状指標 $P_{FB}$ と応力状態区分指標 $\alpha_p$ を用い、上述7種類の崩壊形式を区分する手法を構築する。

Fig. 13は形状指標 $P_{FB}$ を縦軸、応力状態区分指標とせん断曲げ応力比の差分 $\alpha_p - \alpha$ を横軸とした結果であり、 $\alpha_p - \alpha$ は部材が曲げ型あるいはせん断型のどちらの崩壊形式に移行するかを表している。 $\alpha_p - \alpha$ の値が正であれば崩壊形式は曲げ型に、負であればせん断型に大別される。凡例の違いは崩壊形式の違いを示している。まず、局所的な面外変形が発生するMode B2は $\alpha_p - \alpha$ の値が正であれば、形状指

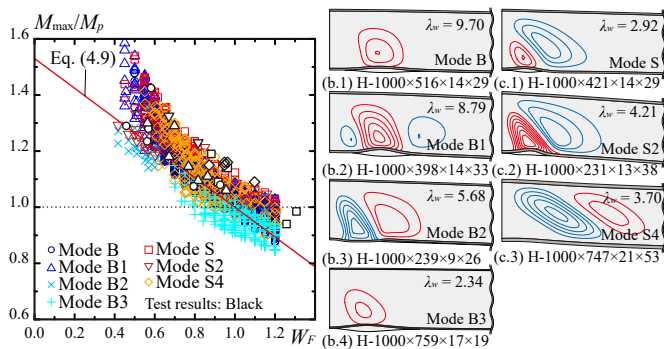


Fig. 12 Correspondence between maximum strength and buckling modes

標 $P_{FB}$ が2.5以上となる範囲で生じている。形状指標 $P_{FB}$ は曲げ型の局部座屈の発生しやすさを表しており、形状指標 $P_{FB}$ が2.5以上の断面形状は安定的な曲げ型の崩壊形式が極めて発生しにくく、面外方向への局所的な変形へと誘導されやすいため、この領域でMode B2が発生している。Mode B2に分類される断面形状は断面アスペクト比 $2b_f/b_w$ が0.3以下、幅厚比の比 $(b_w/t_w)/(b_f/t_f)$ が17.5以上と、ウェブ幅厚比に比して、フランジ幅厚比が極端に小さな一般的に梁部材として使用されにくい特殊な断面形状が分類されている。これに対し、Mode B3は形状指標 $P_{FB}$ が0.75以下の領域で生じており、この領域に分類される部材形状は幅厚比の比 $(b_w/t_w)/(b_f/t_f)$ が4.5以下、板厚比 $t/t_w$ が1.5以下と相対的にフランジ幅厚比が大きい特殊な形状が分類されている。このことが要因で、Mode B3ではせん断曲げ応力比 $\alpha$ の値が0.35以上と大きく、せん断型の局部座屈が生じると想定された場合でも曲げ型の崩壊形式が生じている。Mode B2, B3以外の一般的に梁部材として使用される部材形状では、形状指標 $P_{FB}$ と $\alpha_p - \alpha$ が大きいくほど、面外方向への局所的な変形が生じやすくなるため、Mode BからMode B1へと崩壊形式が移行している。以上より、曲げ型の崩壊形式を細分する領域および境界線を以下のように設定した。

$$\text{Area where mode B2 occurs } \{(P_{FB}, \alpha, \alpha_p) \mid \alpha_p > \alpha, P_{FB} > 2.5\} \quad (4.1)$$

$$\text{Mode B and B1 boundary } P_{FB} = 13(\alpha_p - \alpha)^2 + 1 \quad (\alpha_p > \alpha) \quad (4.2)$$

$$\text{Mode B and B3 boundary } P_{FB} = -1.5(\alpha_p - \alpha) + 0.75 \quad (\alpha_p > \alpha) \quad (4.3)$$

$\alpha_p - \alpha$ の値が負の領域であるせん断型の崩壊形式が生じる領域でも同様に、 $P_{FB}$ が2.5以上、断面アスペクト比 $2b_f/b_w$ が0.25以下となる一般的な梁部材として使用されにくい特殊な断面形状の範囲で局部座屈発生位置において面外方向への局所的な変形が生じるMode S2が生じている。また、 $P_{FB}$ が小さいほど、 $\alpha_p - \alpha$ が小さいほど、ウェブのせん断変形によってフランジが引き込まれるMode S4が生じている。形状指標 $P_{FB}$ と $\alpha_p - \alpha$ に基づくMode S4の垂直座屈が生じる部材形状は、ウェブに比してフランジの幅厚比が小さく、フランジ座屈が生じにくい形状が分類されていることが確認された。このことが要因でウェブの局部座屈発生によるフランジの回転が生じず、フランジが引き込まれる垂直座屈の崩壊形式が生じている。なお、文献29)では垂直座屈が発生しない条件として、 $(b_w/t_w)/(b_f/t_f)$ が6.0以下で $\alpha$ が1/2以下と定めている。この条件により概ね垂直座屈を防ぐことができるが、一部解析ケースではこの条件を満足しない場合でも垂直座屈が発生することが確認された。以上より、本論文ではせん断型の崩壊形式を区分する境界線を以下のように設定した。

$$\text{Mode S and S4 boundary } P_{FB} = 80(\alpha_p - \alpha)^2 + 0.75 \quad (\alpha_p \leq \alpha) \quad (4.4)$$

$$\text{Mode S and S2 boundary } P_{FB} = 80(\alpha_p - \alpha)^2 + 2.5 \quad (\alpha_p \leq \alpha) \quad (4.5)$$

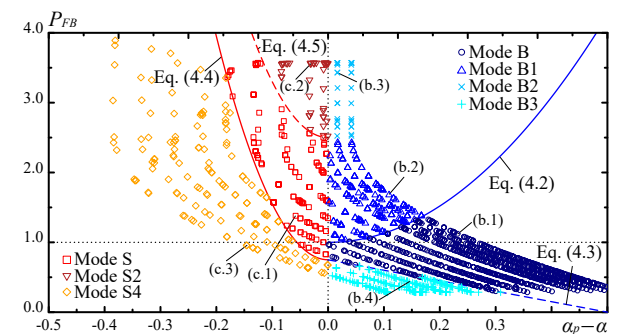


Fig. 13 Classification of buckling modes using  $P_{FB}$  and  $\alpha_p$

### 4.3. 局部座屈崩壊形式の分類と構造性能の関係性

Fig. 12を確認すると、同一の $W_F$ の値であっても、最大耐力にはばらつきが生じており、曲げ型の崩壊形式となる解析ケースほど耐力が小さく、せん断型の崩壊形式ほど耐力が大きくなる傾向にあり、崩壊形式の違いが最大耐力に影響している。この傾向を確認するべく、Fig. 14(a)に崩壊形式を区分する指標 $\alpha_p-\alpha$ を横軸に、最大耐力を縦軸とした結果を示す。同一の $W_F$ の値毎に色分けした結果を確認すると、指標 $\alpha_p-\alpha$ の値が大きい曲げ型の崩壊形式ほど、最大耐力が低下していることが確認できる。また、曲げ型の中で同一の $\alpha_p-\alpha$ の値でもMode B2, B3はMode B, B1と比較して最大耐力が小さい。せん断型も同様に、同一の $W_F$ , 同一の $\alpha_p-\alpha$ の値でもMode S2, S4はMode Sと比較して最大耐力が小さい。これら崩壊形式は前述のように、局所的な面外変形やフランジの変形によって、フランジによるウェブの拘束が十分ではなく、耐力が発揮できないことが要因である。

以降では、形状指標 $P_{FB}$ と崩壊形式の応力状態区分指標 $\alpha_p-\alpha$ に基づき、最大耐力評価を行う。ここまでの議論を踏まえ、崩壊形式が構造性能に及ぼす影響を加味するべく、基準化幅厚比 $W_F$ に応力状態区分指標 $\alpha_p-\alpha$ を乗じた構造性能指標 $W_{Fp}$ を新たに提案する。

$$W_{Fp} = W_F(1 + \alpha_p - \alpha) \quad (4.6)$$

構造性能指標 $W_{Fp}$ はある $W_F$ の値に対し、曲げ型の崩壊形式では $W_F$ を増大させ、せん断型の崩壊形式では $W_F$ を縮小させる。崩壊形式を考慮した構造性能指標 $W_{Fp}$ によって最大耐力を整理した結果をFig. 14(b)に示す。Fig. 14(b)中には既往研究<sup>5), 8), 9), 20)</sup>の実験結果を黒色の凡例により示している。ここで、提案する構造性能指標 $W_{Fp}$ を用いた耐力評価を行う。本論文では、局所的な面外変形や垂直座屈が生じない安定的な崩壊形式であるMode B, B1, Sによって決定される最大耐力の平均耐力式として式(4.7)および式(4.8)を提案する。

Mode B, Bao

$$M_{\max}/M_p = 0.26(1.8 - W_{Fp})^2 + 0.94 \quad (0.4 \leq W_{Fp} \leq 1.8) \quad (4.7)$$

Mode S

$$M_{\max}/M_p = 0.33(1.8 - W_{Fp})^2 + 0.85 \quad (0.4 \leq W_{Fp} \leq 1.8) \quad (4.8)$$

平均耐力式(4.7), (4.8)および解析結果から、曲げ型の崩壊形式は $W_{Fp}$ の値で1.3以下、せん断型の崩壊形式では $W_{Fp}$ の値で1.1以下でなければ全塑性モーメントを確保できないため、塑性変形性能を期待する梁部材は上記の値を満足させる必要がある。

Fig. 14(b)に提案式(4.7), (4.8)と提案式に対する耐力評価結果の平均値と変動係数を $W_{Fp}$ の値で0.1区間ごとに示しており、構造性能指標 $W_{Fp}$ を用いた提案式は高精度な耐力算定が行えていることがわかる。なお、文献11)では単調荷重または繰返し漸増荷重を受けるH形断面梁部材を対象に、Fig. 12に示す基準化幅厚比 $W_F$ を指標とした最大耐力の下限值に対する評価式が掲示されている。

$$M_{\max}/M_p = 1.53 - 0.53W_F \quad (4.9)$$

不安定な崩壊形式が生じるMode B2, B3, S2, S4を除けば、既往研究の提案式(4.9)は概ね最大耐力の下限を捉えている。

続いて、塑性率の評価を行う。Fig. 15(a)は基準化幅厚比 $W_F$ を指標として最大耐力時の塑性率 $\mu_{\max}$ を整理した結果であり、図中には式(1.1)に示す塑性変形倍率 $R$ の評価式に1を加え、塑性率に変換した曲線も示している。式(1.1)は単調荷重および繰返し荷重の骨格曲線から得た最大耐力時の変形性能を概ね安全側に評価することを目的に設定されており、本論文の解析結果に対しても安全側の評価を

与えている。一方で最大耐力と同様に、同一の $W_F$ の値であっても、 $\mu_{\max}$ にはばらつきが生じており、曲げ型の崩壊形式ではせん断型の崩壊形式より変形性能が低い値を示す傾向にある。この結果に対し、本論文で提案した構造性能指標 $W_{Fp}$ を用いて変形性能の評価を行う。Fig. 15(b)に構造性能指標 $W_{Fp}$ に基づき、Mode B, B1, Sの崩壊形式の塑性率 $\mu_{\max}$ を整理した結果を示す。結果に示すように、構造性能指標 $W_{Fp}$ によって塑性率 $\mu_{\max}$ のばらつきが低減され、曲げ型の崩壊形式Mode B, B1とせん断型の崩壊形式Mode Sがまとまりを示している。本論文では、これらの影響を考慮し、最大耐力時の塑性率 $\mu_{\max}$ の平均評価式として式(4.10)を提案する。なお、評価式の設定に際し、塑性率で10以下の範囲の評価精度を重視し設定している。

Mode B, Bao, S

$$\mu_{\max} = 4.5(1.8 - W_{Fp})^5 + 1.4 \quad (0.4 \leq W_{Fp} \leq 1.8) \quad (4.10)$$

Fig. 15(b)には提案式に対する変形性能評価結果の平均値と変動係数を $W_{Fp}$ の値で0.1区間ごとに示している。 $W_{Fp}$ を用いた提案式は $W_{Fp}$ の値で0.6以下程度の塑性化が進行する領域で、若干ばらつきが認められるものの、精度よく性能評価が行えている。提案式(4.10)をMode B2, B3, S2, S4と比較した場合、Fig. 15(b)に示すように提案式(4.10)はやや危険側の評価を与える傾向にある。前述のように、本解析では現実的に梁部材として採用されうる範囲の寸法としているものの、崩壊形式がMode B2, B3, S2, S4となる部材形状はその組合せが特殊で、一般的な鋼構造建築物で選択されにくい部材形状が分類されているため、以降ではこれら崩壊形式を議論の対象としない。

この平均評価式をもとに、変形性能区分を定めることが可能である。鋼構造限界状態設計指針・同解説<sup>7)</sup>に示されている幅厚比区分P-I-1, P-I-2, P-IIの塑性変形倍率4, 2, 0を参考に、本論文では塑性率で5, 3, 1に対応する $W_{Fp}$ の値を定めることとした。平均評価式に基づくと

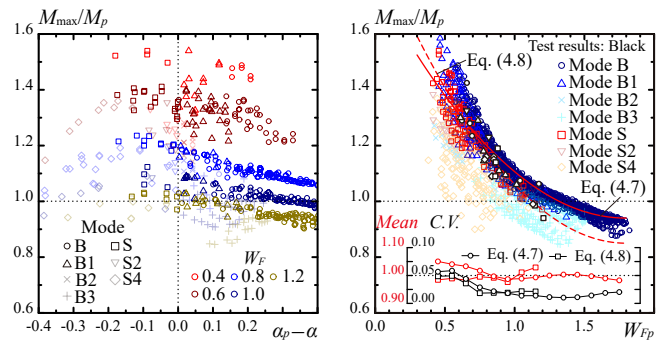


Fig. 14 Effect of buckling modes on ultimate strength

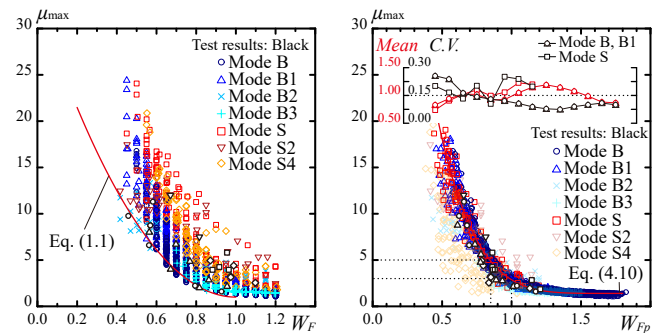


Fig. 15 Effect of buckling modes on deformation capacity at ultimate strength

塑性率で5,3に対する $W_{Fp}$ の値は0.85,1.00である。平均評価式(4.10)は塑性率で1.4を下限としているため、塑性率で1に対する $W_{Fp}$ の値は、全塑性モーメントを確保できる $W_{Fp}$ の値として、曲げ型の崩壊形式は $W_{Fp}$ の値で1.3,せん断型は $W_{Fp}$ の値で1.1と設定する。ただし、この設定は塑性率の平均的な評価を行う評価式に対して設定した値であるため、塑性率の下限値やばらつきを考慮した評価を行う際はFig. 15中に示す平均値と変動係数を使用する必要がある。

最後に、局部座屈崩壊形式を考慮した構造性能指標 $W_{Fp}$ と最大耐力以降の塑性率の関係性を確認する。Fig. 16は最大耐力から5,10,20,30,50%まで耐力劣化が生じた点の塑性率 $\mu_{95}, \mu_{90}, \mu_{80}, \mu_{70}, \mu_{50}$ が得られた解析ケースに対して、 $W_{Fp}$ に基づき変形性能を整理した結果である。最大耐力から10%の耐力劣化が生じた時の塑性率 $\mu_{90}$ までは $W_{Fp}$ との関係性が認められ、20%以上の耐力劣化が生じると、 $W_{Fp}$ の値で0.8以上の範囲で、ばらつきが大きくなっている。これは同一の崩壊形式であっても座屈変形の進展により、局部座屈形式が更に細分化し、応力の再配分の度合も併せて変化するため、変形性能と構造性能指標 $W_{Fp}$ の間に関係性が見出しにくくなると推定される。以上より、最大耐力から5,10%まで耐力劣化が生じた点の塑性率 $\mu_{95}, \mu_{90}$ に対する平均評価式として式(4.11),(4.12)を提案する。

Mode B, Bao, S

$$\mu_{95} = 5.5(1.8 - W_{Fp})^5 + 1.8 \quad (0.4 \leq W_{Fp} \leq 1.8) \quad (4.11)$$

$$\mu_{90} = 6(1.8 - W_{Fp})^5 + 2.3 \quad (0.4 \leq W_{Fp} \leq 1.8) \quad (4.12)$$

Fig. 16(a, b)に提案式(4.11),(4.12)と提案式に対する耐力評価結果の平均値と変動係数を示しているが、構造性能指標 $W_{Fp}$ を用いた提案式は変形性能評価が適切に行えていることが確認できる。

Fig. 14(b)より、 $W_{Fp}$ の値で0.80以上の範囲では最大耐力に対する全塑性モーメントの比が8割程度以上となっているため、20%以上の耐力劣化が生じず、塑性率に大きなばらつきはない。また、 $W_{Fp}$ の値で0.80以下の範囲はFig. 16(c, d)に示すように20%の耐力劣化が

生じても塑性率のばらつきは、Fig. 16(a, b)に示す同範囲の10%以下の耐力劣化時のばらつきと大きな違いはない。したがって、最大耐力から全塑性モーメント $M_p$ まで耐力が劣化した時点の塑性率 $\mu_{Mp}$ を評価可能であると判断し、その平均評価式として式(4.13)を提案する。

Mode B, Bao, S

$$\mu_{Mp} = 8(1.8 - W_{Fp})^5 + 1.7 \quad (0.4 \leq W_{Fp} \leq 1.8) \quad (4.13)$$

Fig. 16(f)は最大耐力から全塑性モーメント $M_p$ まで耐力が劣化した時点の塑性率 $\mu_{Mp}$ を構造性能指標 $W_{Fp}$ により整理した結果である。ここでは最大耐力が全塑性モーメントに到達したケースのみを抽出している。提案式(4.13)と提案式に対する耐力評価結果の平均値と変動係数を示しているが、構造性能指標 $W_{Fp}$ を用いた提案式によって変形性能評価が適切に行えていることが確認できる。

本論文では、座屈固有値解析の1次固有モードに対し、初期不整の最大振幅を基準化幅厚比 $W_f$ の1.5倍とする設定としていたが、実部材において、その形状・振幅量の変動性は不確定である。しかし、初期不整の最大振幅を不確定量とする検討は可能であると考え、Appendixでは最も低い座屈耐力が得られることが知られている初期不整形を引き続き1次固有モードを利用し<sup>30)</sup>、初期不整の振幅量を不確定量とした検討を行うとともに、本論文で提案した評価式の有効性を検証している。また、本論文では実験で使用した素材試験に基づき同定した材料データを用いて有限要素法解析を実施し、その結果に基づき構造性能評価式を作成したが、当然、材料特性に応じて部材の構造性能は変化するため、今後は材料特性に応じて変化する構造性能の関係性を明確化する検討を行う。

## 5. 結

本論文は単調荷重を受けるH形断面梁部材を対象として、部材形状に応じて変化する局部座屈崩壊形式の要因を解明するとともに、崩壊形式を考慮することによって構造性能評価法を高精度化することを目的とした検討を行った。以下に結論をまとめる。

- 1)  $W_f$ と $\alpha$ の値が同一の部材形状であっても、崩壊形式が曲げ型とせん断型の崩壊形式へと分岐し、崩壊形式の違いが最大耐力時の変形性能と耐力劣化挙動に影響を及ぼす。H形断面梁部材では、フランジ板厚のみを変数とすると $W_f$ の値が最小となる頂点(応力状態)が存在し、この応力状態を境界として崩壊形式を曲げ型またはせん断型の2種類に大別できる。
- 2) 一樣曲げを受けるH形断面梁部材の弾性局部座屈モードの分類から、潜在的にフランジの局部座屈の発生しやすい断面形状を評価する形状指標 $P_{FB}$ を提案した。形状指標 $P_{FB}$ が1.0以下であ

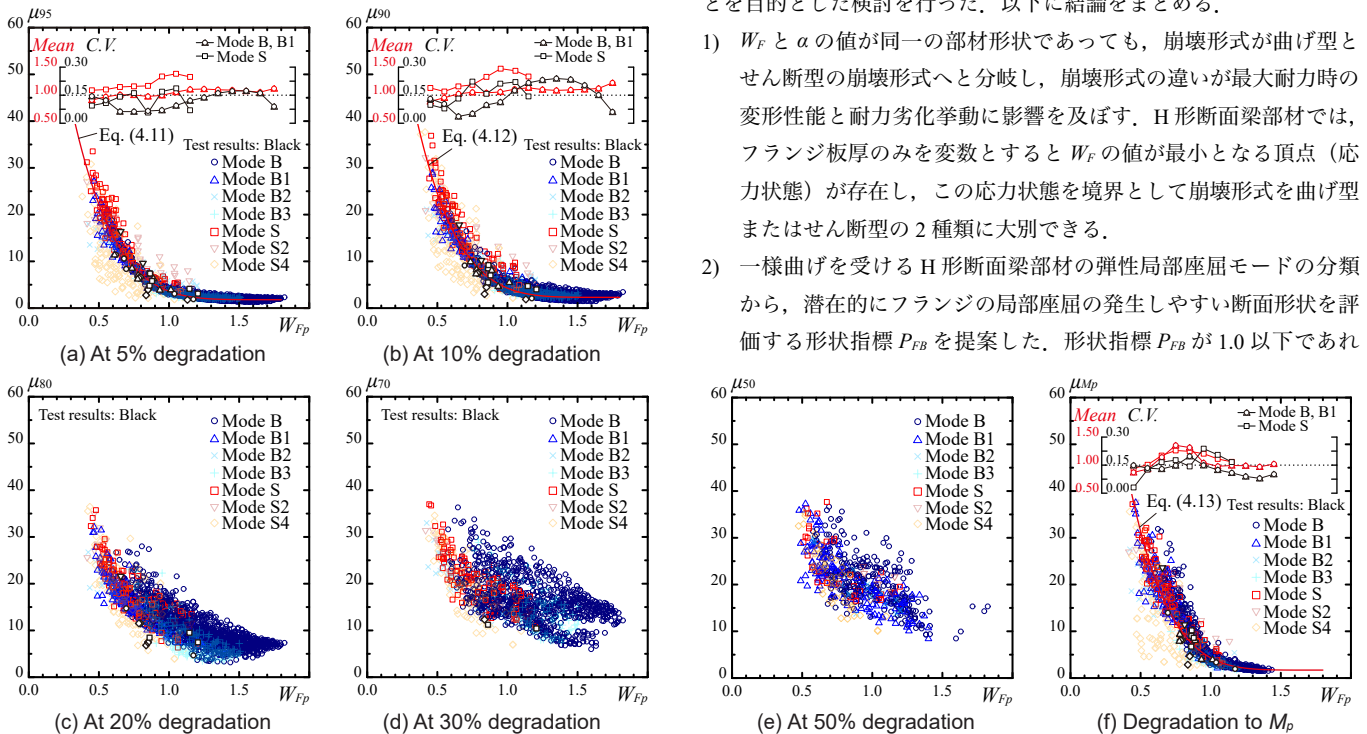


Fig. 16 Effect of buckling modes on deformation capacity

- ばフランジの局部座屈を起点とした曲げ型の崩壊形式が発生しやすく、1.0より大きくなるほど曲げ型の崩壊形式が生じにくく、局部座屈発生位置における面外変形が生じやすくなる。また、形状指標  $P_{FB}$  に応力状態の情報を付与し、曲げ型またはせん断型の崩壊形式を分類する応力状態を表す区分指標  $\alpha_p$  を提案した。区分指標  $\alpha_p$  とせん断曲げ応力比  $\alpha$  を比較することにより、崩壊形式を曲げ型とせん断型に正しく分類できる。
- 3) 形状指標  $P_{FB}$  と  $\alpha_p$  に基づくと、局部座屈崩壊形式が曲げ型は4種類に、せん断型は3種類に細分することができる。
  - 4) 基準化幅厚比  $W_F$  に指標  $\alpha_p$  を乗じた構造性能指標  $W_{Fp}$  を新たに提案した。この指標には局部座屈崩壊形式が構造性能に及ぼす影響が加味されており、ある  $W_F$  の値に対し曲げ型の場合は  $W_F$  を増大させ、せん断型の場合は  $W_F$  を縮小させる。さらに最大耐力および塑性率を高精度に評価可能な構造性能指標  $W_{Fp}$  を指標とした評価式を提示した。
  - 5) 鋼構造限界状態設計指針・同解説に示されている幅厚比区分 P-I-1, P-I-2, P-II の塑性変形倍率 4, 2, 0 を参考に、塑性率で 5, 3, 1 に対応する  $W_{Fp}$  の値を最大耐力時の塑性率の平均評価式 (4.10) より定めた。塑性率で 5, 3 に対する  $W_{Fp}$  の値は 0.85, 1.00 である。平均評価式 (4.10) は塑性率で 1.4 を下限としているため、塑性率で 1 に対する  $W_{Fp}$  の値は、全塑性モーメントを確保できるの値として、曲げ型の崩壊形式は  $W_{Fp}$  の値で 1.3、せん断型の崩壊形式では  $W_{Fp}$  の値で 1.1 と設定した。

## 謝辞

本研究は JSPS 科研費 24H00347 (代表研究者：五十嵐規矩夫) の助成を受けたものです。

## 参考文献

- 1) NILIM (National Institute for Land and Infrastructure Management), Building Research Institute: Commentary on Technical Standards Related to Building Structures 2020 Edition, 2018. 2 (In Japanese)  
国土交通省国土技術政策総合研究所, 建築研究所: 建築物の構造関係技術基準解説書 2020 年版, 2013. 11
- 2) AISC (American Institute of Steel Construction): Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, ANSI/AISC 341-22, 2022. 9
- 3) European Committee for Standardization: Eurocode 3: Design of steel structures, part 1.1: general rules and rules for buildings, BS-EN1993-1-1-2005, 2005
- 4) H.A. Sawyer: Post-Elastic Behavior of Wide-Flange Steel Beams, Journal of the Structural Division, Vol. 87, No. 8, pp. 43–71, 1961. 12, DOI: <https://doi.org/10.1061/JSDEAG.0000733>
- 5) T. Suzuki, T. Ono, Y. Kanebako: The Local Buckling and Inelastic Deformation Capacity of Steel Beams under Shear Bending, Transactions of the Architectural Institute of Japan, Vol. 260, pp. 91–98, 1977. 10, DOI: [https://doi.org/10.3130/aijssxx.260.0\\_91](https://doi.org/10.3130/aijssxx.260.0_91) (In Japanese)
- 6) B. Kato, M. Nakano: Strength and Deformation Capacity of H-shaped Steel Members Governed by Local Buckling, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 59, No. 458, pp. 127–136, 1994. 4, DOI: [https://doi.org/10.3130/aijs.59.127\\_2](https://doi.org/10.3130/aijs.59.127_2) (In Japanese)
- 7) AIJ (Architectural Institute of Japan): Recommendation for Limit State Design of Steel Structures, 2010. 2 (In Japanese)  
日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2010. 2
- 8) T. Suzuki, K. Ikarashi, T. Azuma, K. Satsukawa: A Study on Large Deformation Behavior of High Strength Steel Beams with Large Depth-Thickness Ratio, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 63, No. 504, pp. 95–101, 1998. 2, DOI: [https://doi.org/10.3130/aijs.63.95\\_1](https://doi.org/10.3130/aijs.63.95_1) (In Japanese)
- 9) T. Suzuki, K. Ikarashi, Y. Tsuneki: A Study on Collapse Mode and Plastic

- Deformation Capacity of H-shaped Steel Beams under Shear Bending, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 66, No. 547, pp. 185–191, 2001. 9, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.66.185> (In Japanese)
- 10) K. Ikarashi, T. Wang: Evaluation of Width-Thickness Ratio Limitation of H-shaped Beam Members based on Coupled Buckling Analysis, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 629, pp. 1177–1184, 2008. 7, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.73.1177> (In Japanese)
  - 11) K. Ikarashi, R. Suekuni, T. Shinohara, T. Wang: Evaluation of Plastic Deformation Capacity of H-shaped Steel Beams with the Newly Proposed Limitation Value of Plate Slenderness, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 76, No. 668, pp. 1865–1872, 2011. 6, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.76.1865> (In Japanese)
  - 12) K. Mitsui, R. Kuwada: Elastic Coupled Local Buckling Strength of H-Shaped Members under Compression, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 86, No. 782, pp. 619–629, 2021. 4, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.86.619> (In Japanese)
  - 13) K. Mitsui, R. Kuwada: Elastic Coupled Local Buckling Strength of Wide Flange Shapes under Uniform Bending, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 86, No. 787, pp. 1369–1379, 2021. 9, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.86.1369> (In Japanese)
  - 14) H. Nakata, H. Idota: Model of Load-Deformation Relations for H-shaped Steel Beams under Monotonic Loading, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 81, No. 719, pp. 123–133, 2016. 1, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.81.123> (In Japanese)
  - 15) Y. Kimura, A. Suzuki, K. Kasai: Estimation of Plastic Deformation Capacity for H-shaped Beams on Local Buckling under Compressive and Tensile Forces, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 81, No. 730, pp. 2133–2142, 2016. 12, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.81.2133> (In Japanese)
  - 16) AIJ: AIJ Recommendations for Plastic Design of Steel Structures, 2017. 2 (In Japanese)  
日本建築学会: 鋼構造塑性設計指針, 2017. 2
  - 17) AIJ: AIJ Recommendations for Stability Design of Steel Structures, 2018. 2 (In Japanese)  
日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2018. 2
  - 18) K. Mitsui, I. Matsumoto, K. Ikarashi: Effect of Loading Protocol on Deterioration Behavior due to Local Buckling of Box-section Steel Members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 88, No. 813, pp. 1569–1580, 2023. 11, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.88.1569> (In Japanese)
  - 19) K. Sato, K. Ikarashi: Local Buckling Behavior and Evaluation Method for Structural Performance of Square Hollow Section Members under Bending Shear Force, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 82, No. 731, pp. 123–133, 2017. 1, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.82.123> (In Japanese)
  - 20) K. Mori, K. Ikarashi, K. Mitsui: Effect of Amplitude of Cyclic Loading on the Collapse Modes of I-Shaped Beams with Local Buckling, Proceedings of the 11th International Conference on Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas, pp. 257–267, 2024. 7, DOI: [https://doi.org/10.1007/978-3-031-62884-9\\_23](https://doi.org/10.1007/978-3-031-62884-9_23)
  - 21) K. Mitsui, M. Latour, G. Rizzarno, A. Sato, V. Piluso: Experimental and numerical analysis of the ultimate behaviour of square hollow sections under combined axial and bending loads: Ingegneria Sismica International Journal of Earthquake Engineering, Vol. 35, No. 2, pp. 5–22, 2018. 1
  - 22) R. Kuwada, Y. Koetaka, K. Suita: Plastic Deformation Capacity of Cold Press-formed SHS Columns Determined by Local Buckling and Fracture, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 80, No. 718, pp. 1961–1970, 2015. 12, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.88.519> (In Japanese)
  - 23) K. Ikarashi, K. Mitsui, H. Kagesawa, S. Kimura, M. Uchida, K. Hirai, T. Takada, F. Ito: Influence of Upper Flange Continuous Restraint Condition on Plastic Deformation Capacity of I-shaped Beams, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 88, No. 805, pp. 519–530, 2023. 4, DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.88.519> (In Japanese)
  - 24) K. Hashiguchi: Constitutive Equations of Elastoplastic Materials With Elastic-Plastic Transition, ASME Journal of Applied Mechanics, Vol. 47, Issue 2, pp. 266–272, 1980. 6, <https://doi.org/10.1115/1.3153653>
  - 25) J.L. Chaboche, G. Rousselier: On the Plastic and Viscoplastic Constitutive Equations—Part I: Rules Developed With Internal Variable Concept, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 105, Issue. 2, pp. 153–158, 1983. 5, <https://doi.org/10.1115/1.3264257>

26) Y. Sato, Y. Jiao: Modeling of Cyclic Plastic Behavior of SN490B Steel Using Hardening Rule with Memory Surface Concept, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 89, No. 826, pp. 1449–1458, 2024. 12, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.89.1449> (In Japanese)

27) P. Rocca, G. Oliveri, A. Massa: Differential Evolution as Applied to Electromagnetics, IEEE Antennas and Propagation Magazine, Vol. 53, Issue 1, pp. 38–49, 2011. 2, DOI: <https://doi.org/10.1109/MAP.2011.5773566>

28) MSC Software: Marc 2023 Feature Pack 1, Volume A–B: Theory and User Information–Element Library, 2024

29) K. Ikarashi, T. Otabe, T. Wang: Plastic Deformation Capacity and Post-buckling Behavior of H-shaped Beam with Large Depth-thickness Ratio under Cyclic Loading, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 74, No. 646, pp. 2345–2354, 2009. 12, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.74.2345> (In Japanese)

30) Timoshenko S. P., Theory of Elastic Stability, McGraw-Hill Book Co., Inc, 1959

31) H. Idota, K. Yamazaki: Mean Value and Coefficient of Variation of Strength for H-shaped Steel Beams, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 79, No. 701, pp. 1025–1035, 2014. 7, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.79.1025> (In Japanese)

32) AIJ: Technical Recommendations for Steel Construction for Buildings Part 1 Guide to Steel-rib Fabrications, 2018. 1 (In Japanese)  
日本建築学会：鉄骨工事技術指針・工場製作編，2018. 1

33) K. Mitsui, A. Watanabe, T. Kobashi, K. Ikarashi: Effect of Geometrical Imperfection on Analytical Buckling Strength of Cold-formed Lipped Channel Steel Member under Compression, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 86, No. 779, pp. 157–167, 2021. 1, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.86.157> (In Japanese)

#### Appendix ランダムな初期不整の振幅量が構造性能に及ぼす影響

本論文の検討では、座屈固有値解析の1次固有モードに対し、初期不整の最大振幅が基準化幅厚比  $W_F$  の1.5倍となるように与えていたが、実部材において、その形状・振幅量の変動性は不確定である。局部座屈挙動に対する初期不整の敏感性は考慮すべき要因であり、構造性能評価法に反映することが望ましいが、H形断面部材の初期不整形に関する統計的な資料は存在せず、製造方法によってその形状は変化すると考えられるため、一般性を有していない初期不整形を、最も低い座屈耐力が得られることが知られている1次固有モードを引き続き利用し<sup>30)</sup>、初期不整の振幅量を不確定量とした検討を行い、本論文で提案した評価式に対する平均値および変動係数を算出し、設計情報として提示する。ただし、初期不整の振幅量についても統計的な資料は示されていないため、初期不整振幅量の確率密度分布が対数正規分布に従うものとして仮定する。なお、鋼材強度も不確定量であり、鋼材強度の不確定性が座屈挙動に及ぼす影響を考慮することも必要であるが<sup>31)</sup>、本論文では下負荷モデルを構成則として利用しており、同モデルに含まれる材料定数の統計的な資料は十分でないため、鋼材強度も引き続き確定量として扱う。前述のように、振幅量に対する統計資料は存在しないため、2章の構造実験で適切な再現が行えた振幅量  $1.5/W_F$  を平均値として使用し、分散を0.2と仮定している。この仮定のもと、Fig. 11に示す各解析ケースに対して5つずつランダムな振幅を与え、初期不整データを作成した。Fig. A1(a)に作成した初期不整データの  $W_F$  に対する初期不整の振幅量の比率を、Fig. A1(b)に初期不整の最大振幅を示す。なお、このデータには4章で使用した初期不整の振幅量比率を一定としたデータは含まれていない。図中の点線は鉄骨工事技術指針・工場製作編<sup>32)</sup>に記載されたH形断面部材の寸法許容差であり、許容差を上回る振幅量も含まれている。

Fig. A2に有限要素法解析から得られた最大耐力  $M_{max}$ 、最大耐力時の塑性率  $\mu_{max}$ 、5%、10%耐力劣化時の塑性率  $\mu_{05}$ 、 $\mu_{10}$ 、および最大耐力から全塑性モーメント劣化時までの塑性率  $\mu_{Mp}$  と本論文で提案した評価式による評価結果をそれぞれ示す。ここの崩壊形式の識別は個別に行わず、本論文で提示した式(4.1)から式(4.5)に示す区分方法に従っている。Fig. A2(a)は本論文で提示した初期不整の振幅量を  $1.5/W_F$  と固定した解析結果  $M_{max,0}$ 、 $\mu_0$  に対する初期不整の振幅を解析変数とした結果の比率を表しているが、振幅量が  $1.5/W_F$  を起点として、初期不整の増減と逆行するように最大耐力  $M_{max}$ 、塑性率  $\mu_{max}$ 、 $\mu_{Mp}$  の比率が変化している。一方、塑性率  $\mu_{05}$ 、 $\mu_{10}$  は概ね最大耐力  $M_{max}$ 、塑性率  $\mu_{max}$ 、 $\mu_{Mp}$  と同様の变化傾向を示しているが、固有値解析の1次モードと塑性化領域で進展する座屈変形が完全に一致するわけではないため、必ずしも初期不整振幅量が小さくなるほど塑性率が大きくなるほど塑性率が小さくなるわけではない。初期不整の振幅量に対して、塑性率は複雑な変化をするが、Fig. A2(b, c, d, e, f)の結果に示すように、初期不整の振幅量を変化させた場合であっても、評

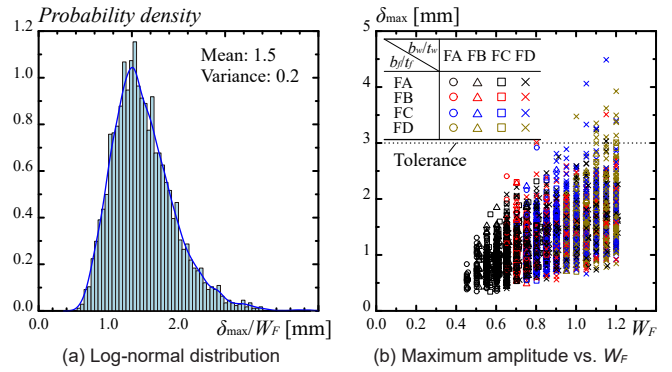


Fig. A1 Initial imperfection setting

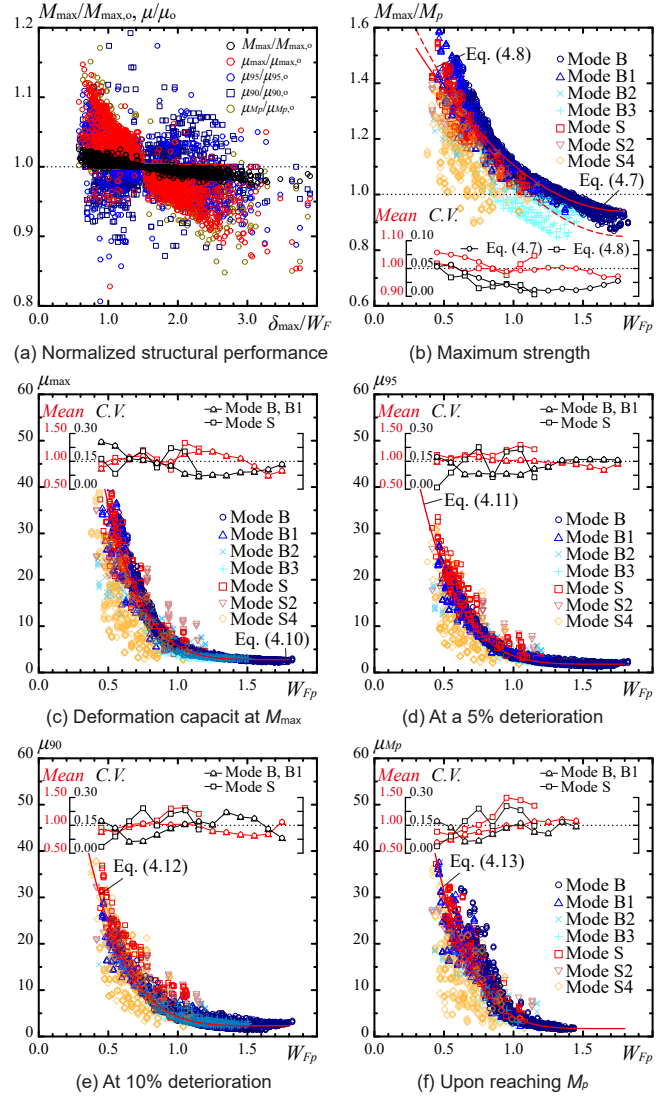


Fig. A2 The impact of random initial imperfection amplitude on structural performance

価式に対する平均値と変動係数がFig. 14からFig. 16に示す結果と大きく変化しておらず、本論文で提示した構造性能評価式の有効性が示している。

本節における初期不整の取り扱い、座屈固有値解析の1次固有モードに対し、初期不整の最大振幅を不確定量としているが、実際には初期不整の形状も不確定量である。したがって、本解析で得られた崩壊形式とは異なる崩壊形式へ誘導される可能性もあるが、固有値が近接した座屈モードが存在する薄板軽量形鋼とは異なり<sup>33)</sup>、H形断面部材は固有値が近接する他の座屈モードが存在しにくいため、崩壊形式が大きく異なることはないと考えられる。また、初期不整の振幅量が変動した場合であっても、本検討で示したように本論文で提案した構造性能評価式は有効に機能している。