ウェブ面外不整形の導入による せん断パネル型ダンパーの力学特性の制御に関する解析的検討

ANALYTICAL STUDY ON WEB IMPERFECTION DESIGN OF SHEAR PANEL DAMPER FOR MECHANICAL PERFORMANCE CONTROL

鈴木 琢也^{*1}

Takuya SUZUKI

In this study, the feasibility of the load-displacement relationship control of the shear panel was analytically examined by adjusting the web imperfection shape. First, a method for searching a web imperfection shape to reproduce a target load displacement relationship was proposed. The method searches for a web imperfection shape using example problems. As a result, it is confirmed that the web imperfection shape that matched the target load displacement relationship could be searched by the proposed method.

Keywords : Performance Design, Inverse Analysis, Plate Buckling, Web Imperfection

性能設計, 逆解析, 板座屈, ウェブ不整

1. はじめに

鋼材ダンパーは、優れたエネルギー吸収能力を持つ鋼材の特徴を活かしたダンパーであり、現在、多くの建物に導入されている。この鋼材ダンパーのうち、せん断パネル型ダンパーは、パネルとその4辺を囲むフランジおよびスチフナによって構成され、パネルのせん断塑性変形により、地震時の建物の振動エネルギーを吸収し、応答を効率的に低減することができる。これまでに、数多くの研究が実施され、その成果が文献1や文献2にまとめられている。

鋼材ダンパーは、地震による振動のエネルギーを効果的に吸収するために、降伏後も耐力劣化を生じずに安定的な履歴ループを描くことが求められる。そのため、せん断パネル型ダンパーにおいては、鋼材の材料特性が十分に発揮できるまではパネル材に局部座屈が生じないように、幅厚比の小さいウェブを用いる、あるいは十分なスチフナを設置するなどの対応が原則として行われる。

一方、このように設計されたせん断パネル型ダンパーの荷重変位関係は、材料の力学特性がそのまま現れるため、大きなせん断変形が生じる際には使用する鋼材の降伏比に応じた耐力上昇が生じる。そのため、文献2には「制振構面における梁、柱および接合部は、ダンパーから伝達される応力を考慮して設計する」と記載されており、せん断パネル型ダンパーの接合部や周辺部材の設計においては、せん断パネルの耐力上昇に応じた断面設計が求められる。

したがって、過度な耐力上昇は、接合部や周辺部材の設計に制約を与える場合がある。特に、降伏比の小さなLY100材などの低降伏点鋼を用いる場合には大きく耐力上昇するため、接合部や周辺部材

Fig.1 Performance control of shear panel installing web imperfection

に過大な断面が必要となり、設計者の負担となることも起こりうる。

このような中、本研究においては、Fig.1に示すように、予め導入したパネル材の初期不整によって誘発された局部座屈により、材料特性による耐力上昇を相殺することを考える。すなわち、本来避けるべき初期不整形を適度に導入することで、耐力上昇を抑えつつ安定的な荷重変位関係を得られるパネル材を実現することを図る。鋼材の降伏比を反映せず、降伏後耐力上昇をほとんど生じないせん断パネルダンパーが実現できれば、接合部や周辺部材の過度な設計は生じず、有意義と考えられる。

しかしながら、初期不整の導入によってせん断パネル型ダンパーの荷重変位関係を制御することの実現性については不明な点が多い。

^{*1} 竹中工務店技術研究所 主任研究員・博士(工学)

Chief Researcher, R&D Institute, Takenaka Corporation, Dr.Eng.

目標とする力学性能を実現する構造部材の形状を探索した事例としては、例えば、Ohsaki らによる H 型鋼梁のフランジ形状の最適化³⁾、野添らによるせん断パネル型ダンパーのスチフナ配置の最適化⁴⁾、木村らによる耐震補強格子ブロック壁の形状最適化⁵⁾などの研究があるが、初期不整形形状によってせん断パネルの荷重変位関係を制御するような研究は著者の知る限り見当たらない。一方、ウェブに座屈波形が生じた後のせん断パネルの履歴は、安定した紡錘形となることを実験的に確認した事例⁶⁾もあり、適切な不整形形状を与えることで、耐力上昇の小さい安定した荷重変位関係を示すせん断パネルを実現できる可能性はあると考えている。

そこで、本研究においては、せん断パネルの初期不整形形状の調整によって、指定された荷重変位関係を制御することの可能性を解析的に検討することを目的とする。

まず、指定された荷重変位関係を実現するための初期不整形形状の探索手法について説明する。つづいて、例題を用いて初期不整形形状の探索を実施し、初期不整形形状によるせん断パネル型ダンパーの荷重変位関係の制御の実現性を検証する。

2. 形状探索方法

2.1 概要

ここでは目標性能を満足するウェブ形状の探索手法の概要を示す。Table1 には以降で用いる主な記号の一覧を示す。なお、本報でのベクトルは全て列ベクトルとして扱う。

探索には、モーダル反復誤差修正法⁷⁾（以降、MIEC 法）を用いる。MIEC 法は、入力に摂動を与えた場合の誤差ベクトルに与える影響係数で構成されるマトリクスの特異値分解から主要なモードを選択し反復的に誤差を修正することで、局所停留解を多く有する逆問題にも対応できることが特徴であり、多くの非線形入出力システムの逆問題に適用可能な手法である。

まず、Fig.2 に示す矩形板の面外不整量 $w(x,y)$ を下記に示すように、 $N_w (=N_x \times N_y)$ 個の基本モードの重ね合わせで表現する。式中、 a_{mn} は各モードの係数、 m, n はそれぞれ各モードにおける x, y 方向の波数、 L_x, L_y はそれぞれ矩形板の x, y 方向の幅に対応する。

$$w(x,y) = \sum_{m=1}^{N_x} \sum_{n=1}^{N_y} a_{mn} \cdot \sin \frac{m\pi x}{L_x} \sin \frac{n\pi y}{L_y} \quad (1)$$

各基本モードは x, y 方向のそれぞれに指定された波数を持つ正弦関数の積によって表現される。この場合、各モード同士の直交性が担保されるとともに、比較的少ないモード数でも様々な不整形形状が表現できる。そのため、本研究とは目的は異なるものの、古典的な板座屈荷重算定解析において、未知の座屈形状関数として用いられる例もある（例えば⁸⁾）。なお、式(1)では端部の曲率は必ず零となり、端部に曲率を持つような形状は表現できないため、解探索の範囲は一定程度制限されることになる。

式(1)中、用いる波数 m, n を予め定め、各モードの係数 a_{mn} を未知として、目標性能を満たす不整形形状の探索を行うため、この各モードの係数が格納された係数ベクトルを $\{a_{mn}\}$ とする。

ここで、 $\{a_{mn}\}$ に対応する初期不整を与えた平板に、強制変位で載荷したときの載荷荷重を算出する演算処理を、係数ベクトル $\{a_{mn}\}$ から荷重ベクトル $\{P\}$ を算出する変換システム F と考える。

Table 1 Symbol List

N_w	: Number of imperfection mode
N_p	: Number of dimension of load vector
m, n	: Number of wave in mode imperfection
$\{a_{mn}\}$	: Mode coefficient vector
$w(x,y)$	: Web imperfection function
$\{P\}$	: Output load vector
$\{P_{tar}\}$	: Target of output load vector
$[K]$	: Perturbation impulse response matrix
$[U]$	: Left singular matrix
$[V]$	: Right singular matrix
$[\Sigma]$	: Singular value matrix
$\{\Delta a_{mn}^j\}$	: j^{th} amplitude perturbation vector
$\{P^j\}$	: Output load vector by j^{th} coef. perturbation
$\{\Delta P^j\}$	: Variation load vector by j^{th} coef. perturbation
$\{k^j\}$	: Variation coef. vector by j^{th} coef. perturbation
$f_1(\)$	: Web imperfection calc. system from mode coef. vector
$f_2(\)$	: Load vector calc. system from web imperfection
$F(\)$	: Load vector calc. system mode coef. vector
Δ	: Perturbation
ε	: Tolerance

Fig.2 Web imperfection modes

$$\begin{matrix} \text{Incremental} \\ \text{load vector} \end{matrix} \left\{ \Delta P \right\}_{N_p \times 1} = \begin{matrix} \text{Perturbation impulse} \\ \text{response matrix} \end{matrix} \left[K \right]_{N_p \times N_w} \times \begin{matrix} \text{Incremental} \\ \text{coef. vector} \end{matrix} \left\{ \Delta a_{mn} \right\}_{N_w \times 1}$$

Fig.3 Perturbation impulse response matrix

$$\{P\}=F(\{a_{mn}\}) \quad (2)$$

この逆演算を行うことが、与えられた目標荷重ベクトル $\{P_{tar}\}$ に整合する不整形を算定することに相当する。

本手法においては、Fig.3 に示すように、係数増分ベクトル $\{\Delta a_{mn}\}$ (N_w 元) と、その結果として表れる荷重増分ベクトル $\{\Delta P\}$ (N_p 元) を結びつける摂動インパルス応答マトリクス $[K]$ を、係数ベクトルに摂動を与えて行う影響解析により算出し、このマトリクスの一般化逆行列を用いてその時点の誤差を修正するように係数増分を計算し、不整形を反復的に修正していく。ここで、マトリクス $[K]$ の逆変換を行う際に、通常用いられている逆行列ではなく、一般化逆行列を用いるのは、一般的に入出力ベクトルのサイズは揃わず $[K]$ が長方形マトリクスとなるためである。さらに、一般化逆行列作成の際に用いる特異値分解の結果を基に、修正に用いるモードを主要なモードに絞ることで収束性能を向上させている。

2.2 演算手順

本研究で用いる演算処理のフロー図を Fig.4 に示す。

全体的なフローはNewton-Raphson 法⁹⁾と類似した形となる。まず、ある係数ベクトルによって定まる不整形の場合の荷重ベクトルの誤差を確認する。その誤差を補うための振幅ベクトルの補正量を、「現時点の誤差量」および、「現在の係数ベクトルから各モードの係数に対して摂動を与えた場合の荷重ベクトルに及ぼす影響度合（摂動インパルス応答マトリクス）」から算出する。さらに、修正された係数ベクトルによって定まる不整形を用いて再度応力解析を実施し、誤差が許容範囲内であれば修正を終了し、許容範囲外であれば、許容範囲内に収まるように同様の方法で繰り返し係数ベクトルを修正していく。

文献 7 からの主な変更点は、入力ベクトルが各モードの係数ベクトル $\{a_{mn}\}$ 、出力ベクトルが荷重ベクトル $\{P\}$ となった点、それによる各処理におけるマトリクスサイズが変更されたことの 2 点である。マトリクスサイズについては、各行列下に記載している。

以降では、フロー内の各処理について、不整形探索への拡張に伴う変更点を中心に述べる。拡張に伴う変更がない箇所や各処理の詳細については記載を省略した。詳細は文献 7 を参照されたい。

①まず、初期の係数ベクトルとしてゼロベクトルを設定する。

$$\{a_{mn}\} = \{0\} \quad (3)$$

$N_w \times 1 \quad N_w \times 1$

②この候補係数ベクトルから定まる不整形関数を算出する。

$$w(x,y)=f_1(\{a_{mn}\}) \quad (4)$$

$N_w \times 1$

③不整形関数を用いて、強制変位による静的応力解析を実施し、各変位量に対応する荷重ベクトルを算出する。

$$\{P\}=f_2(w(x,y)) \quad (5)$$

$N_p \times 1$

④つづいて、得られた荷重ベクトルと、目標荷重ベクトルの誤差ベクトルを算出する。

$$\{r\} = \{P_{tar}\} - \{P\} \quad (6)$$

$N_p \times 1 \quad N_p \times 1 \quad N_p \times 1$

Fig.4 Flow Diagram

⑤この誤差ベクトルの成分のノルムが許容範囲内であるかを判定し、許容範囲外であれば、以降で説明する振幅ベクトルの補正を行う。

$$\left\| \left\{ \mathbf{r} \right\}_{N_p \times 1} \right\| < \varepsilon \quad (7)$$

なお、許容誤差は必要とする精度に応じて適宜設定する。

⑥係数ベクトルの各成分に対して微小な補正を加えた場合の影響評価解析を実施する。具体的には、現時点の候補係数ベクトルの j 番目の成分のみに、予め設定した摂動量 Δ を加えた係数ベクトルを用いて、摂動を与えた場合の荷重ベクトル $\{\mathbf{P}^j\}$ を得る。なお、ここで与える摂動量については、問題に応じて十分に小さな摂動とみなせる量を設定する。この影響解析を、係数の数 N_w だけ実施し、 N_w 個の荷重ベクトルを得る。

$$\{\mathbf{P}^j\}_{N_p \times 1} = \mathbf{f}_2(\mathbf{f}_1(\{\mathbf{a}_{mn}\}_{N_w \times 1} + \{\Delta \mathbf{a}_{mn}^j\}_{N_w \times 1})) \quad (8)$$

$$\text{where } \{\Delta \mathbf{a}_{mn}^j(k)\}_{N_w \times 1} = \begin{cases} \Delta & (k = j) \\ 0 & (k \neq j) \end{cases} \quad (9)$$

ここで、 k は振幅ベクトルの成分番号を表す。

⑦このベクトルと式(5)において求めた荷重ベクトルとの差分を摂動量 Δ で除したものを影響係数ベクトル $\{\mathbf{k}^j\}$ とする。

$$\{\mathbf{k}^j\}_{N_p \times 1} = (\{\mathbf{P}^j\}_{N_p \times 1} - \{\mathbf{P}\}_{N_p \times 1}) / \Delta \quad (10)$$

⑧さらに、これらの影響係数ベクトルを列ベクトルとして、 N_w 個の影響係数ベクトルを並べることで、影響係数マトリクス $[\mathbf{K}]$ を作成する。 $[\mathbf{K}]$ は長方形マトリクスとなり Fig.3 に示す関係を満たす。

$$[\mathbf{K}]_{N_p \times N_w} = \begin{bmatrix} \{\mathbf{k}^1\}_{N_p \times 1}, \{\mathbf{k}^2\}_{N_p \times 1}, \dots, \{\mathbf{k}^{N_w}\}_{N_p \times 1} \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$\{\Delta \mathbf{P}\}_{N_p \times 1} = [\mathbf{K}]_{N_p \times N_w} \{\Delta \mathbf{a}_{mn}\}_{N_w \times 1} \quad (12)$$

⑨影響係数マトリクス $[\mathbf{K}]$ の一般化逆行列を作成する。

$$[\mathbf{K}]_{N_w \times N_p}^+ = [\mathbf{V}]_{N_w \times N_w} [\boldsymbol{\Sigma}]_{N_w \times N_p}^{-1} [\mathbf{U}]_{N_p \times N_p}^T \quad (13)$$

⑩次に、特異値が 0 もしくは比較的小さなモードは無視して、 N' 次のモードまでを考慮するものとして、各部分行列を縮退させる。

$$[\mathbf{K}']_{N_w \times N_p}^+ = [\mathbf{V}']_{N_w \times N'} [\boldsymbol{\Sigma}']_{N' \times N'}^{-1} [\mathbf{U}']_{N' \times N_p}^T \quad (14)$$

⑪式(6)で求めた現候補係数ベクトルを用いた場合の誤差と、式(14)で求めた一般化逆行列から係数増分ベクトルを算定する。

$$\{\Delta \mathbf{a}_{mn}\}_{N_w \times 1} = [\mathbf{K}']_{N_w \times N_p}^+ \{\mathbf{r}\}_{N_p \times 1} \quad (15)$$

⑫計算された振幅増分ベクトルを現候補係数ベクトルに足しこみ、

新たな候補係数ベクトル $\{\mathbf{a}_{mn}\}_{\text{new}}$ を作成する。

$$\{\mathbf{a}_{mn}\}_{\text{new}}_{N_w \times 1} = \{\mathbf{a}_{mn}\}_{N_w \times 1} + \{\Delta \mathbf{a}_{mn}\}_{N_w \times 1} \quad (16)$$

この候補係数ベクトルを用いて、応力解析を再度実施し、誤差が許容範囲内になるまで、②～⑫の修正を繰り返す。

3. ウェブ面外不整形の探索

例題を用いて、目標とする力学性能を満足するウェブ面外不整形の探索を行い、ウェブ面外不整形による力学性能の制御の実現性を検証する。

3.1 検討対象

Fig.5 に示すせん断パネル型ダンパーの解析モデルを示す。せん断パネル型ダンパーは、ウェブ板とフランジで構成される H 型断面部材とする。ウェブ板は、400mm×400mm の正方形（パネル高さ $L=400\text{mm}$ ）とし、板厚は 9mm とする。フランジの幅は 200mm、板厚は 16mm とする。鋼材には普通鋼である SS400 を想定して、仮想的な材料定数を設定する。検討対象の断面諸元一覧を Table 2 に、鋼材の機械的性質一覧を Table 3 に示す。

下式で計算される、ウェブの弾性座屈耐力 Q_{cr} 、せん断降伏耐力 wQ_p 、材端全塑性時のせん断耐力 Q_p はそれぞれ、4930kN、488kN、964kN となり、ウェブの降伏がウェブせん断座屈やフランジ降伏に先行する断面としている。

$$\begin{aligned} Q_{cr} &= \tau_{cr} A_w \\ &= k_\tau \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{d} \right)^2 A_w \end{aligned} \quad (17)$$

Fig.5 Analytical model

Table 2 Sectional property of test specimen

Section	Q_{cr} (kN)	wQ_p (kN)	Q_p (kN)
H-400×200×9×16	4930	488	964

Table 3 Material property of steel used for analysis

t (mm)	E (GPa)	ν	σ_y (MPa)	ε_y (%)	σ_u (MPa)	ε_u (%)
9	205	0.3	235	0.115	400	25.0
16						

$$Q_w = \tau_y A_w \quad (18)$$

$$Q_p = 2M_p / L \quad (19)$$

ここで、 τ_{cr} ：せん断座屈応力度、 τ_y ：せん断降伏応力度
 A_w ：ウェブ断面積、 E ：ヤング率、 ν ：ポアソン比、
 t_w ：ウェブ厚、 d ：ウェブせい、 k_t ：板座屈係数
 M_p ：全塑性モーメント、 L ：パネル高さである。

なお、板座屈係数 k_t については、文献 10 と同様、純せん断力を受ける四辺固定支持正方形板の 14.6 を用いている。

3.2 静的応力解析の解析条件

Fig.5 の解析モデルに対して、逆対称曲げせん断力を作用させて荷重変位関係を算出する。解析プログラムには Abaqus2018 を用いる。要素には、4 節点低減積分積層シェル要素（板厚方向積分点数：5、面内積分点数：1）を用い、幾何学的非線形および材料非線形を考慮する。

境界条件は、Fig.5(b)に示すように、一端を全固定条件とし、他端には断面のゆがみを回避するための剛体要素を設定した上で、荷重点とする断面中心点の荷重方向（Y）および材軸方向（X）の並進変位のみを許容する。この荷重点に対して、Y 方向に強制変位を作用させて、逆対称曲げせん断力を作用させる。

鋼材の非線形特性は、移動硬化型バイリニアとし、Table3 中の降伏点（ ε_y 、 σ_y ）、最大応力点（ ε_u 、 σ_u ）を用いて設定する。

Fig.6 には上記解析条件の妥当性検証のために実施した、文献 10 に示されたせん断パネル型ダンパーの荷重試験のシミュレーション解析結果を示す。試験体は大きく面外座屈変形が生じる No.9 試験体とし、寸法や各種材料定数については文献 10 の値を用いた。ウェブの初期不整については、予め実施した座屈固有値解析結果から得られる 1 次および 2 次の座屈固有モードに対してウェブ厚の 1/100 を乗じたものを設定している。図より、ウェブに座屈が生じた後の 1/10rad に至るまでの大変形挙動も良好に再現できており、今回設定した解析条件が妥当であることが確認できる。

Fig.7 には、本解析条件を用いて算出した、検討対象せん断パネル型ダンパーの荷重変位関係を示す。初期不整がない場合と、上記の実験での妥当性検証で用いた初期不整を導入した場合の 2 ケースを実施している。今回設定した断面は、一般的なせん断パネル型ダンパーと同様、幅厚比を小さく設定しているため、大変形領域まで座屈が生じず、材料のもつ耐力上昇がそのまま現れる荷重変位関係となっている。ウェブ降伏せん断力からの耐力上昇率は初期不整がない場合は 1.43 倍、初期不整を導入した場合でも 1.31 倍となっている。この耐力上昇を、初期不整によって制御できるかどうかを以降で検証する。

3.3 逆解析条件

Fig.8 には目標とする荷重変位関係を示す。この荷重変位関係を再現する初期不整量を、2 章に示した方法で算出できるかを確認する。

目標荷重変位関係は 2 種類設定する。Fig.8(a)は、荷重がウェブ降伏せん断力 Q_p に達した以降一定の耐力を維持する荷重変位関係、

Fig.6 Validation of analytical method

Fig.7 Performance of specimen without web imperfection

Fig.8 Target load-displacement relationship

Fig.8(b)は、荷重がウェブ降伏せん断力 wQ_p の 9 割に達した以降一定となる荷重変位関係である。この荷重変位関係のうち 0rad から 0.1rad までを 400 分割した各変位点で得られる荷重値ベクトル（401 次元）を式(6)の $\{P_{tar}\}$ とする。なお、設定した分割数については、分割を粗くすれば収束性は向上し、ターゲット点における荷重値の再現性は向上するものの、荷重変位関係が大きく波打つような形状が作成される。

変位関数は、ウェブ中心点に関する偶関数のモードのみで構成されるように、 m,n それぞれについて 1,3,5 となるモードを用いる。したがって変位関数の総モード数 N_w は 9 となる。ここで、変位関数を偶関数のモードのみに限定したのは、不整形を対称形状とし、正負両荷重で同一の荷重変位関係となるようにするためである。なお、モードの数を増やすことで荷重変位関係の同定精度は高まるが、計算コストが増すこと、製作がより困難になる可能性があることを

考慮し、上記の値を採用している。

式(7)で設定する許容誤差は設定せず、繰り返し回数は 20 回で打ち切りとし、式(9)で設定する摂動量については 0.01mm とした。この摂動量は、数値微分を取るため小さいほど微分の精度は高まるが、極端に小さな値を採用すると、解析コードの出力桁数の縛りによって摂動の影響が現れないことがあるため、一定の大きさは確保する必要がある。

また、選択するモードの数については、Fig.9 に示す「誤差ベクトルのノルム比」によって設定する¹¹⁾。横軸は用いるモードの数 n' 、縦軸は n' 次までのモードで表現できる誤差ベクトル $\{r\}$ のノルムである。この $\{r\}$ のノルムと全てのモードを用いた場合の誤差ベクトル $\{r_{all}\}$ のノルムの比が予め定めた閾値 η_{limit} に達した時点のモード数を修正に用いるモード数とする。誤差ベクトルのノルム比は以下の式によって表される。

$$\frac{|\{r\}|}{|\{r_{all}\}|} = \sqrt{\sum_{i=1}^{n'} (\{u_i\}^T \{r\})^2} / \sqrt{\sum_{i=1}^{N_t} (\{u_i\}^T \{r\})^2} \quad (20)$$

ここで $\{u_i\}$ は出力側のモードマトリクス $[U]$ の i 列の成分である。

これにより、誤差ベクトルが主として低次のモードだけで構成される時には低次のモードのみを用いて修正を行い、高次のモードが含まれるときには高次のモードを含めて修正を行うことができる。

なお、本研究では η_{limit} は 0.2 とした。

3.4 探索結果

本節では、逆解析結果について述べる。

Fig.10 には、誤差ベクトル $\{r\}$ のノルム（残差二乗和平方根）の収束の様子を示す。図中丸印は、各ケースにおいて最も誤差が小さくなった点である。図より、初期に 2500～3500kN 程度あった誤差は、

Fig.9 Mode selection method¹¹⁾

Fig.10 Root of residual sum of squares

初期の数回の収斂計算によって 1000kN 以下に低下し、その後、最大収斂回数 20 回までは、細かい振動を生じつつも概ね 500kN 程度の誤差でほぼ一定となった。最小誤差となる収斂回数は、ターゲット 1.0wQ_p の場合は 13 回、0.9wQ_p では 19 回であった。

(a) Load-disp. Relationship

a_{mn}		n		
		1	3	5
m	1	-4.00	1.99	-1.85
	3	7.72	7.15	4.31
	5	3.79	6.11	4.45

Unit: mm

(b) Imperfection coef.

(c) Imperfection contour

Fig.11 Result of web imperfection identification (target: 1.0wQ_p, iter.=13)

(a) Load-disp. Relationship

a_{mn}		n		
		1	3	5
m	1	-4.87	-0.54	-3.99
	3	9.98	10.0	3.47
	5	-3.88	6.88	7.95

Unit: mm

(b) Imperfection coef.

(c) Imperfection contour

Fig.12 Result of web imperfection identification (target: 0.9wQ_p, iter.=19)

Table 4 Effect of identified imperfection to K_0 and Q_y

Case	K_0 (kN/rad)	Q_y (kN)
$1.0w_{Qp}$ target	194.9 (0.86)	414.2 (0.86)
$0.9w_{Qp}$ target	172.1 (0.76)	335.2 (0.70)
Without Imperf.	227.9	480.1

():Ratio of value to without imperf. case

なお、ターゲットとする荷重変位関係を表現しうる不整形の存在自体が不明であるため、残差二乗和平方根の値を以て収束判定は行わず、誤差が低下しなくなる、あるいは振動する傾向がみられることを以て収束したと判断し、以降では上記の範囲内で誤差最小となる結果を用いて、同定された初期不整形や、荷重変位関係の再現精度について検討する。

Fig.11, 12 には、それぞれのケースにおける同定結果を示す。

両図の(a)には、同定された初期不整形を用いた場合の荷重変位関係を示す。黒実線が同定された不整形から再現された結果、灰実線は初期不整形がない場合の結果、灰破線はターゲットとした荷重変位関係に対応する。図より、同定された初期不整形を導入することにより、ターゲットとした荷重変位関係を概ね良好に再現できており、初期不整形がない場合に生じていた大変形時の耐力上昇は小さく抑えられている。

一方、初期不整形の導入により、荷重変位関係の線形限界は早期に発生するようになっている。Table4 には、それぞれのケースにおける初期剛性 K_0 および降伏荷重 Q_y を示す。降伏荷重 Q_y は接線剛性が初期剛性の 1/3 になる点の荷重として算出している。表より、剛性、降伏耐力とも初期不整形がない場合の 70~80% に低下しており、その程度は、ターゲットとする荷重変位関係の頭打ちとする荷重が高いほど大きくなっている。これは、初期不整形を与えない場合よりも大きく荷重を低下させるためにはより大きな不整形が必要となり、その結果、初期剛性や線形限界荷重が小さくなったものと考えられる。これらの値は制振部材の性能を左右する重要な因子であるため、実際に初期不整形を導入した部材を設計する場合にはこの初期剛性の低下を十分考慮する必要がある。

Fig.11 および 12 の(b)には同定されたモード係数を示す。いずれのケースにおいても全 9 つのモードの係数は 1mm 以上の値となっており、同定された不整形には全モードが一定程度用いられていることがわかる。また、(c)にはそのモード係数を用いて生成される面外不整形量のコンター図を示す。図より、ウェブの四隅の部分に比較的大きな面外不整形量が現れていることがわかる。この位置は、ウェブに大きなせん断変形が生じる場合に斜張力場が形成される位置であり、この位置に予め面外不整形を与えることで、大変形時の耐力上昇が現れにくくなることに繋がっていると考えられる。また、ターゲットとする荷重変位関係の頭打ちとする荷重が低いほど、中央部の変形量が大きくなる傾向はあるものの、最大面外不整形量は、22.3mm ($1.0w_{Qp}$)、24.0mm ($0.9w_{Qp}$) と両者で大きな差異はなく、いずれも製作が不可能な変位量とはなっていない。

Fig.13 には、同定された初期不整形を導入したせん断パネルに

(a) $1.0w_{Qp}$ (b) $0.9w_{Qp}$

Fig.13 Cyclic behavior

(a) Monotonic loading

(b) Cyclic loading

Fig.14 Effect of manufacturing error ($1.0w_{Qp}$)

繰返し載荷を与えた場合の荷重変位関係を示す。図より、繰返し載荷の場合においても、荷重変位関係における降伏後の耐力上昇は抑えられており、ターゲットとした耐力値以内に概ね収まっている。加えて、履歴の形状もわずかな耐力劣化生じるものの全体として安定的な紡錘形の履歴ループとなっている。

以上のように、2 章で説明した形状探索手法を用いて探索した初期不整形形状によって、目標とする耐力上昇の生じない荷重変位関係を概ね良好に再現できることが確認できた。

3.5 初期不整形量の変化に対する感度

前節において、探索された初期不整形形状によって、目標とする荷重変位関係が再現されることが確認されたが、製作の過程で生じる初期不整形形状のわずかな誤差が、荷重変位関係に大きな影響を与える場合には、初期不整形の導入によってせん断パネル型ダンパーの力学特性制御の実現性は低くなる。そこで、本節においては、探索された初期不整形量に誤差を与えた場合の荷重変位関係に与える影響を確認する。

具体的には、前節においてターゲットを $1.0\omega Q_p$ として探索して得られた初期不整形形状に対して、係数 β ($=0.8\sim1.2$) を乗じて作成した初期不整形を導入した荷重変位関係を計算し、初期不整形形状の誤差に対する感度を確認する。

Fig.14(a)には誤差を入れた初期不整形形状を導入した場合の荷重変位関係を黒実線で、誤差がない場合 ($\beta = 1.0$) の荷重変位関係を灰破線で示す。いずれの場合も誤差がない場合の荷重変位関係と大きな差異は生じていない。各ケースの初期剛性 K_0 および降伏荷重 Q_y は、誤差がない場合の $0.96\sim1.04$ の範囲に収まっており、 β が大きくなるほど、初期剛性 K_0 および降伏荷重 Q_y は低下する傾向であった。ただし、初期不整形に与えた 2 割程度の誤差に対して、初期剛性 K_0 および降伏荷重 Q_y の感度は低いため、製作の過程で生じる初期不整形形状のわずかな誤差によって、目標とする荷重変位関係から大きく外れるような現象は起こりにくいものと考えられる。

また、Fig.14(b)には、繰返し載荷に対する荷重変位関係を示す。繰返し載荷に対する影響も単調載荷と同様、不整形量に 2 割程度の誤差があっても履歴ループに与える影響は限られていることがわかる。

4. まとめ

本研究においては、せん断パネルの初期不整形形状の調整によって、荷重変位関係を制御することの実現性を解析的に検討した。まず、指定された荷重変位関係を実現するための初期不整形形状の探索手法を説明し、つづいて、例題を用いて初期不整形形状の探索を実施した。得られた知見を以下に示す。

1) ウェブの初期不整形形状を、モードの重ね合わせで表現した上で、予め設定した荷重変位関係に適合するように、各モードの係数を逆解析する手法を示した。逆解析手法には MIEC 法を用い、局所停留解を多く有する逆問題にも対応できる手法とした。

2) 例題を用いて、提案手法による初期不整形形状の探索を実施した。その結果、予め設定した目標荷重変位関係に概ね整合する初期不整形形状を探索できることが確認できた。併せて、不整形量のばらつきに対する感度についても検討し、初期不整形形状によるせん断パネル型ダンパーの荷重変位関係の制御には一定の実現性があることを解析的に確認した。

3) ただし、今回の検討は解析的検討に留まっており、実際の部材の製作に向けた実現性については検討を行っていない。今回探索した初期不整形形状を持つせん断パネル型ダンパーの実部材が、想定通りの荷重変位関係を示すかどうかを確認することは、今後の大きな課題である。

謝辞

3 章の解析の妥当性検証に使用した実験データは、東京工業大学五十嵐規矩夫教授に戴きました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) The Japan Society of Seismic Isolation: Manual for the Design and Construction Passive Damping Structure, 3rd Edition, 2013(in Japanese)
- 2) Architectural Institute of Japan: Recommended Provisions for Seismic Damping Systems applied to Steel Structures, 2014 (in Japanese)
- 3) Ohsaki, M. et al.: Shape Optimization of Reduced Beam Section for Maximum Plastic Energy Dissipation under Cyclic Loads, J. Const. Steel Res., Vol.65, pp.1511-1519, 2009
- 4) Nozoe, J. et al.: Optimization of a Shear-type Panel Damper using Finite Element Analysis and Heuristic Approach, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.78, No.689, pp.1247-1252, 2013.7 (in Japanese)
- 5) Kimura, T. et al.: Shape and Topology Optimization of Latticed Shear Wall Utilising Contact to Existing Frame, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.84, No.757, pp.385-391, 2019.3(in Japanese)
- 6) Ikarashi, K. et al.: Cyclic Behavior Stability of Metal Shear Thin Plate, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, pp.867-868, 2006.7 (in Japanese)
五十嵐ほか：繰返しせん断力を受ける金属系薄板の履歴挙動の安定性，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1，pp.867-868，2006.7
- 7) Suzuki, T.: Input Motion Inversion in Elasto-plastic Soil Model by Using Modal Iterative Error Correction Method, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.83, No.749, pp.1021-1029, 2018.7 (in Japanese)
- 8) Architectural Institute of Japan: Recommendations for Stability Design of Steel Structures, 2009
- 9) Owen, D. R. J. and Hinton E.: Finite Elements in Plasticity - Theory and Practice, Pineridge Press Limited, 1980
- 10) Ikarashi, K. et al: Cyclic Characteristics of Thin Web Plate after Shear Buckling, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.612, pp.197-205, 2007.2 (in Japanese)
- 11) Suzuki, T.: Mode Selection Method in Modal Iterative Error Correction for Stabilization of Convergence, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.756, pp.195-203, 2019.2 (in Japanese)

ANALYTICAL STUDY ON WEB IMPERFECTION DESIGN OF SHEAR PANEL DAMPER FOR MECHANICAL PERFORMANCE CONTROL

Takuya SUZUKI^{*1}

^{*1} Chief Researcher, R&D Institute, Takenaka Corporation, Dr.Eng.

In the design of joints and peripheral members of shear panel dampers, sectional design corresponding to the increase in the strength of the shear panel is required. Therefore, if a shear panel damper with a small increase in proof stress can be achieved, the reasonable design of the joint and peripheral member can be done.

In this study, the feasibility of the load-displacement relationship control of the shear panel was analytically examined by adjusting the web imperfection shape. First, a method for searching a web imperfection shape to reproduce a target load displacement relationship was proposed. The method searches for a web imperfection shape using example problems.

The findings of this study are as follows:

(1) A method for searching a web imperfection shape to reproduce a target load displacement relationship was proposed. In this method, the web imperfection shape was expressed as convolution of some mode shapes. Subsequently, each mode coefficient was changed using the modal iterative error correction method to fit the target load displacement relationship.

(2) The proposed method was applied to the sample problems to verify the feasibility of the load-displacement relationship control of the shear panel by adjusting the web imperfection shape. The results indicate that the web imperfection shape that matched the target load displacement relationship could be searched by the proposed method. In addition, the sensitivity to the variation of the amount of web imperfection was also examined. It was confirmed that the load displacement relationship of the shear panel damper can be controlled by the web imperfection shape.

(3) The present examination is limited to the analytical examination, and the feasibility of the production of the actual member has not been examined. A future study should verify if the actual member of the shear panel damper with web imperfection shape, searched by the proposed method, shows the target load displacement relationship.

(2019 年 4 月 22 日原稿受理, 2019 年 7 月 22 日採用決定)