

制震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの全体座屈

Examining overall buckling of buckling-restrained braces as a structural control damper

宇佐美勉*, 渡辺直起**, 河村洋行***, 葛西昭****, 織田博孝*****

Tsutomu Usami, Naoki Watanabe, Hiroyuki Kawamura, Akira Kasai, Hirotaka Oda

*フェロー会員 D.Sc. 工博 名古屋大学教授 大学院工学研究科社会基盤工学専攻(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

**正会員 工修 トピー工業(株)(〒441-8510 豊橋市明海町)

***正会員 工修 JR 西日本(株)(〒530-8341 大阪市北区芝田)

****正会員 博士(工学) 名古屋大学講師 大学院工学研究科社会基盤工学専攻(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

*****正会員 工博 瀧上工業(株)技術設計グループ グループ長 (〒454-0049 名古屋市中川区清川町)

One of the required performances in buckling-restrained braces as a structural control damper under severe earthquakes is to prevent its overall buckling, i.e., Euler-type buckling of both the brace and restraining members as a whole. This paper deals with an examination into the adequacy of the commonly used buckling prevention condition with a more precise numerical analysis as well as with a series of well-controlled experiments. As a result, a design guideline for the buckling prevention condition has been proposed.

Keywords: Damage control design, structural control damper, steel structures, buckling restrained

brace, cyclic loading

キーワード: 損傷制御設計, 制震ダンパー, 鋼構造物, 座屈拘束ブレース, 繰り返し載荷

1. 緒言

近年, 土木分野でも, 主構造の損傷を制御する制震ダンパーとして, 鋼製の履歴型ダンパーが注目され¹⁾, 実際の施工例も報告されている²⁾. 履歴型ダンパーは, 鋼材等の塑性変形により地震エネルギーを吸収・消散させるダンパーで, 降伏形態により軸降伏型, せん断降伏型, 曲げ降伏型に分かれる³⁾. 軸降伏型の制震ダンパーとして座屈拘束ブレース(以下, BRB と称す)が挙げられる. BRB は, アンボンド処理をした, 軸力を受け持つ鋼材(以下, ブレース材と称す)と, モルタルや鋼管などを用いた座屈拘束材(以下, 拘束材と称す)で構成されている(図-1 参照). BRB の変形性能ならびに動的応答に関する実験的および解析的研究は, 土木分野でも, 著者ら^{4)~8)}および他の研究者^{9)~12)}によって既に行われている. 著者らが従来用いていた拘束材⁹⁾は, モルタル充填型鋼管でかなり剛な部材であり, ブレース材と拘束材が一体となって全体座屈(オイラー型の曲げ座屈で, 後述の写真-1 に示す

座屈)することはなかった. ところが, BRB を鋼橋に適用する場合, 建築のラーメン構造物と比べ必然的に大規模なものになるため, BRB の自重によるたわみの影響が大きくなると共に施工性も悪くなる. したがって, 軽量化した BRB の開発が必要となってくるが, その際, 全体座屈の検討が必須となってくる.

本研究では, まず, モルタルを充填せず鋼材のみで構成される軽量化 BRB を用いた性能実験を実施し, ついで繰り返し引張-圧縮を受ける BRB の弾塑性全体座屈挙動の数値解析モデルの提示と解析結果の考察を行い, 最後に BRB の全体座屈防止条件を詳細に検討している.

2. 座屈拘束ブレースの要求性能と目標性能

BRB(ブレース材と拘束材)に要求される安全性能には, 次のような項目が考えられる⁶⁾.

- 1) BRB の全体座屈の防止
- 2) ブレース材の局部座屈による耐力低下の防止

- 3) ブレース材の必要変形性能の確保
- 4) ブレース材の低サイクル疲労防止
- 5) 拘束材の強度
- 6) BRB と主構造の接合部の強度

本論文では、上記の要求性能の内、項目 1), 5) の検討を主たる内容としている。ブレース材が圧縮力によってたわみ、拘束材に接触した後に、拘束材の剛性や強度が十分でないと、ブレース材は目標とする変形性能を発揮する前に BRB 全体の面外変形が増大し耐力低下を起こす。従って、圧縮側で引張側と同様の履歴特性を得るためには、拘束材がブレース材と一緒に全体座屈(曲げ座屈)を起こさない条件が必要となってくる。本研究では、ブレース材の目標とする塑性率(軸方向変位と降伏変位の比, δ/δ_y)を 20.0 (SS400 材でほぼ 3%ひずみ)に設定^{6),13)}し、それ以前に全体座屈が起こらない条件を検討している。

現在、慣用的に用いられている両端単純支持の BRB の全体座屈防止条件式は次式で与えられる^{3),6)}。

$$\frac{P_{\max}(a+d+e)}{1 - \frac{P_{\max}}{P_E^R}} \leq M_y^R \quad (1)$$

ここで、 M_y^R =拘束材の降伏モーメント、 $P_{\max}$ =ブレース材に作用する最大軸圧縮力、 P_E^R =拘束材のオイラー座屈荷重、 a =拘束材中央の初期たわみ、 d =ブレース材と拘束材の隙間量、 e =軸圧縮力の偏心量(両端で等しい)である。この式の左辺は $P-\Delta$ 効果を考慮した拘束材中央の曲げモーメント(応答値)、右辺は拘束材の降伏曲げ強度(限界値)であって、限界状態を初期降伏と仮定した式を表す。著者らの既往の研究^{4),6)}より得られた知見に基づく式(1)の誘導方法は **Appendix 1** に示されているが、多くの仮定の基で導かれたものであり、本研究の目的はこの条件式の妥当性をより厳密な数値解析および実験によって検証することにある。

限界状態となる式(1)を等式と見なしたとき、 $P_{\max}$ について解くと次式を得る。

$$\nu_F \equiv \frac{P_{\max}}{P_y} = \frac{1}{\frac{P_y}{P_E^R} + \left(\frac{P_y L}{M_y^R} \right) \cdot \frac{a+d+e}{L}} \quad (2)$$

ここで、 P_y =ブレース材の降伏軸力である。式(2)の ν_F は全体座屈が生ずる限界の最大軸圧縮力と降伏軸力の比

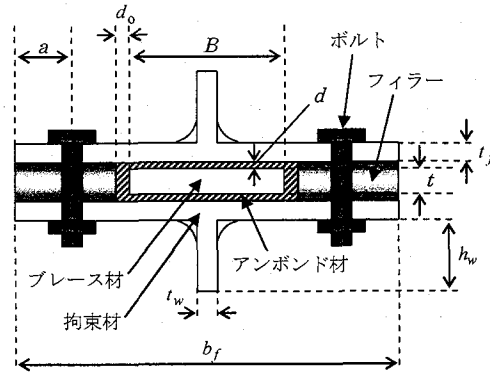


図-1 実験供試体の断面構成

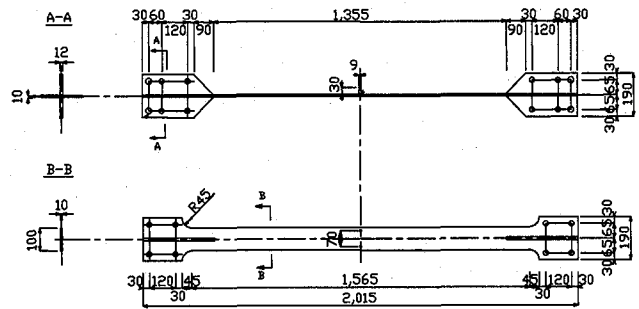


図-2 ブレース材の全体図 (単位: mm)

で、設計時に仮定する最大軸圧縮力に持たせるべき安全率と考えられるので、以降、安全係数と呼ぶことにする。

3. 実験の概要

著者らが従来用いていた BRB は、ブレース材に平鋼、拘束材には既製品であるデッキプレートを切断して製作し、そこにモルタルを充填したものである^{5),6)}。また、現地での施工の容易性、あるいは大地震後におけるブレース材の損傷状況に対する検査の容易性のため、一組の拘束材はボルト接合した。それに対し、文献 7) では図-1 に示すような新しい断面構成を考えた。ブレース材には従来と同様に平鋼、拘束材には CT 形鋼(ウェブを削った平形を含む)を使用した。新しい拘束材は、従来の拘束材に比べ 4 割ほど重量を低減することができる。

本論文では、文献 7) で示した 5 体の供試体のうち、平形 ($h_w=0$) 2 体および T 形拘束材 1 体を用いた供試体 3 体、および平形拘束材を用いた新たに作った 1 体の供試体、併せて 4 体の供試体を検証のための実験とし、正負交番の繰返し载荷実験を行いその性能・挙動を調べた。

3.1 実験供試体

(1) ブレース材

ブレース材には SS400 よりなる平鋼を用いた。図-2 に、

表-1 ブレース材の諸元

供試体	鋼種	L [mm]	B [mm]	t [mm]	A [mm ²]	λ	P_y [kN]	δ_y [mm]
(a)F10W0-d1-6	SS400	1,355	100	10.2	1020	462	285	1.81
(b)F12W0-d1-2			100	9.81	981	479	268	1.77
(c)F14W0-d2-2			99.8	10.2	1020	459	285	1.81
(d)F14W31-d1-2			101	10.3	1050	454	292	1.81

表-2 ブレース材の材料定数

供試体	E [GPa]	σ_y [MPa]	ε_y [%]	E_{st} [GPa]	ε_{st} [%]	σ_u [MPa]	ν
(a), (c), (d)	210	279	0.133	4.19	1.58	428	0.287
(b)	209	273	0.133	3.70	1.73	422	0.288

表-3 拘束材の諸量

供試体	$b_f = b^R$ [mm]	$t_f = t^R$ [mm]	h_w	t_w	σ_y^R [MPa]	E^R [GPa]	$\frac{M_y^R}{P_y L}$	$\frac{P_E^R}{P_y}$	隙間量 [mm]	
									d	d_o
(a)F10W0-d1-6	200	10.2	0	0	279	210	0.0241	2.10	1	6
(b)F12W0-d1-2	200	12.3	0	0			0.0333	3.34	1	2
(c)F14W0-d2-2	201	13.7	0	0			0.0401	4.46	2	2
(d)F14W31-d1-2	201	13.7	33	9.1			0.0246	6.89	2	2

Note: 記号は図-1 参照

ブレース材の全体図を示す。4本のブレース材はすべて同一寸法で、部材長 L (十字形断面を含まない平形断面部長さ)=1,355mm、板幅 B =100mm、板厚 t =10mmで製作した。ブレース材端部は座屈拘束材より露出するため、12mm厚の両側リブが両端部に溶接してある。表-1はブレース材の諸元を示したもので、 A =断面積、 λ =弱軸に関する細長比、 P_y =降伏軸力($=\sigma_y A$)、 δ_y =降伏軸方向変形($=\varepsilon_y L$)を意味する。また、ブレース材の製作に用いた同じ鋼材からJIS1号試験片を3本製作し、引張試験を行ったのでその平均値を表-2に示す。ここで、 E =ヤング率、 σ_y =降伏応力、 ε_y =降伏ひずみ、 E_{st} =初期ひずみ硬化係数、 ε_{st} =ひずみ硬化開始点ひずみ、 σ_u =引張強度、 ν =ポアソン比である。

(2) 拘束材

平形拘束材は、フランジ厚 $t_f = t^R$ を3種類変化させて曲げ剛性を変化させた。供試体の諸量を表-3に示す。このうち、(b) F12W0-d1-2が新たに実験を行った供試体である。表-3の記号の一部は図-1に定義してあり、その他の記号は、 σ_y^R =拘束材の降伏応力、 E^R =拘束材の弾性係数である。また、供試体名に関しては、Fのあとの数字は拘束材フランジ部の板厚、Wのあとの数字は拘束材ウェブ部の高さ、dのあとの数字は順にブレース

材と拘束材の面外方向、面内方向の隙間量を意味する。

なお、供試体名は長いので、場合によっては、その前の記号(a)~(d)で略記する場合もある。一対の拘束材は、8.8等級M10ボルト(保証荷重=33.7kN)を用いて供試体長さ方向に50mmの間隔で片側29本の高力ボルトで接合されている。

(3) アンボンド材

アンボンド材は、ブレース材が拘束材内の隙間の中で軸方向に自由に変形できるようにブレース材に接着する材料である。本実験では、早川ゴム株式会社製の1mm厚のサンタックシーラーを使用した。同材料は、ブチルゴムを主材としたテープ状のシーリング材であり、固形のゴムで粘着性があるため、シールのようにブレース材に貼り付けることが可能である。

3.2 実験装置

実験装置は従来の実験と同様であり、概略図を図-4に示す。実験供試体は、基部をピン支持の鉛直柱(ピンからの高さ h =1.9m)と台座間に45°の角度で設置し、極力偏心軸力が生じないように、ボルト接合した。図-4に供試体下部の台座への接合方法の詳細を示す。上部の鉛直柱への接合方法も同様である。水平力は容量±350kNのA

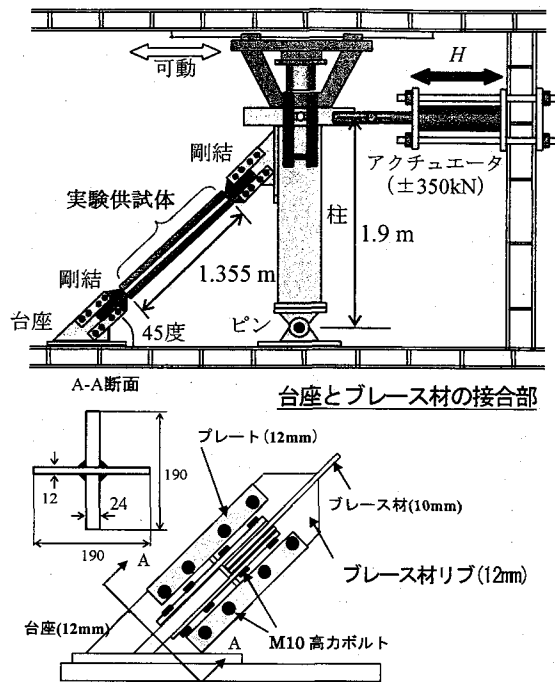


図-4 実験装置

クチュエーターにより加力した。アクチュエーターにより水平方向に載荷することにより、実験供試体には軸方向荷重 $\sqrt{2}H$ (H : 水平力)、軸方向変位 $\delta_H/\sqrt{2}$ (δ_H : 水平変位)が与えられるようになっている。柱には回転の滑りをよくするため、剛柱上部のジャッキにより微小な鉛直荷重を加えた。このジャッキは水平梁にローラー支持されており、水平方向に自由に動くことができる。

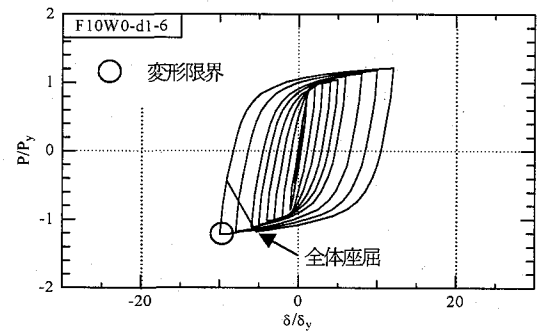
3.3 載荷パターン

本実験では、アクチュエーターを実験供試体の軸方向変位 δ によって制御し、引張圧縮交番の漸増繰り返し載荷を行った。載荷パターンは、 $0.5\delta_y$ から開始し、次に $1\delta_y \sim 6\delta_y$ までは $1\delta_y$ ずつ、 $6\delta_y \sim 12\delta_y$ までは $2\delta_y$ ずつ、 $12\delta_y$ からは $3\delta_y$ ずつの変位増分で、各振幅一回ずつの両側繰り返し載荷を行った。なお、実験装置の容量の制限上、 $21\delta_y$ までの載荷で実験を終了した。

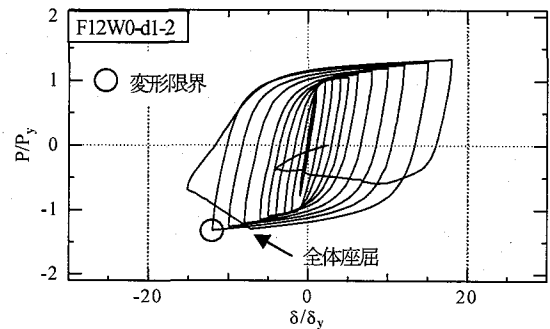
4 実験結果

4.1 拘束材の初期たわみ

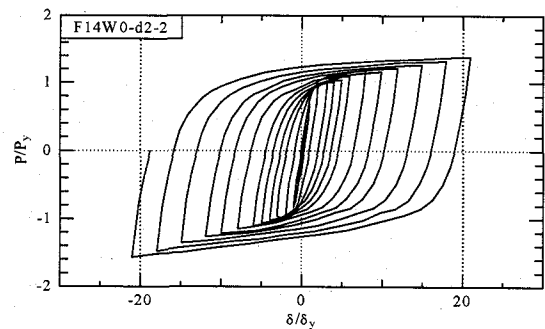
(c)F14W0-d2-2 および(d)F14W31-d1-2 の供試体に関しては、BRBを実験装置に設置後、拘束材の初期たわみを計測した。供試体の最大初期たわみは、それぞれ、 $L/333$ および $L/500$ 程度であり、形状は半波の正弦曲線状であった⁷⁾。拘束材の最大初期たわみは、BRBの全体座屈防



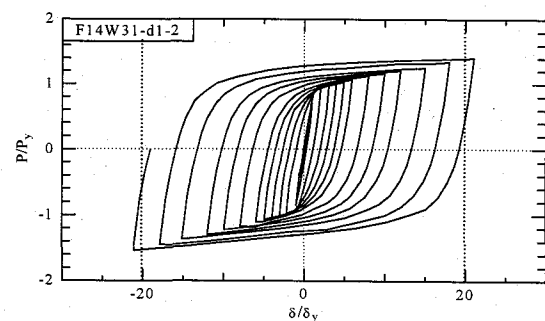
(a) F10W0-d1-6 ($t^R = 10.2\text{mm}$)



(b) F12W0-d1-2 ($t^R = 12.3\text{mm}$)



(c) F14W0-d2-2 ($t^R = 13.7\text{mm}$)



(d) F14W31-d1-2 (T形)

図-5 実験結果 (軸方向力—軸方向変位)

止条件式(1)に影響を及ぼすので、その値の把握は BRB の設計上必要である。

4.2 変形挙動

図-5 に、本実験より得られた各供試体の軸方向荷重 P/P_y - 軸方向変位 δ/δ_y 関係を示す。図では引張側を正として示している。(a) F10W0-d1-6 ($t^R=10.2\text{mm}$)では $\delta=10\delta_y$, (b) F12W0-d1-2 ($t^R=12.3\text{mm}$)では $\delta=12\delta_y$ のサイクルを超え、次のサイクルに向かう途中で耐力が急激に低下し、それ以上荷重が出来なくなった(図中の変形限界)。これは、写真-1 に示すように、拘束材がブレース材と一体となって全体座屈を起こしたためである。

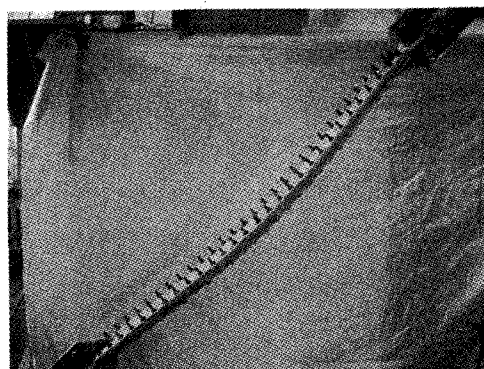


写真-1 BRBの全体座屈 ((a) F10W0-d1-6)

一方、(c) F14W0-d2-2 ($t^R=13.7\text{mm}$)

および(d) F14W31-d1-2 (T形拘束材)の供試体に関しては、全体座屈を起こすことはなく、従来の実験で見られたような^{5,7)}、履歴吸収エネルギーが大きい紡錘形の履歴曲線が得られている。全体座屈を起こさなかった供試体(c)および(d)の P/P_y - δ/δ_y 関係はほとんど同じである。平形拘束材の実験結果から、全体座屈を生ずる限界の拘束材厚は $t^R=12 \sim 14\text{mm}$ 内にあることが分かる。

表-4 実験結果のまとめと安全係数(式(2))

供試体名	拘束材 板厚 $t_f=t^R$	実験			予測式(2)
		最大荷重 $P_{max}/P_y)_{exp}$	塑性率 δ_m/δ_y	全体座屈 の発生	安全係数 ¹³⁾ $\nu_F=P_{max}/P_y$
(a) F10W0-d1-6	10.2	1.21	10	Yes	1.59
(b) F12W0-d1-2	12.3	1.29	12	Yes	2.65
(c) F14W0-d2-2	13.7	>1.60	>21	No	2.97
(d) F14W31-d1-2	13.7	>1.60	>21	No	3.90

(注) 最大初期たわみは供試体(a)~(c)で $L/333$, 供試体(d)で $L/500$. 偏心量は $e=0.0$

表-4 は実験によって得られた最大荷重と塑性率および式(2)から得られる安全係数を比較したものである。塑性率は、限界変形時の圧縮側の塑性率である。例えば(b) F12W0-d1-2 供試体は、 $-12\delta_y$ までは耐力低下を起こさなかったが、 $-15\delta_y$ へ向かう途中で全体座屈が生じたため、塑性率は12となっている。ただし(c)および(d)供試体については、実験装置の容量の制限から $-21\delta_y$ までの荷重で実験を終了したが、さらに大きな変形性能を有していた可能性があるため、塑性率は >21 と記載している。また、予測式においては、BRBの諸元、材料定数、初期たわみは実測値を用い、偏心量は零としている。さて、供試体(a), (b)の実験の最大荷重と、式(2)から得られた安全係数とは著しい差があることが分かる。すなわち、これらの供試体は、式(2)による予測では、軸圧縮力がそれぞれ、 $1.59P_y$, $2.65P_y$ で全体座屈を起こすと予測されるが、実験ではそれよりかなり小さい荷重で全体座屈を起こしている。この要因については、次節の解析的研究で詳しく分析する。

5 解析的研究

BRBの弾塑性挙動に対する解析的研究は、著者ら^{4,6)}によって行われている。著者らは、拘束材を一定の隙間を有する一対の剛体壁面、ブレース材を2次元の両端単純支持柱とし、ブレース材が剛体壁面間で弾塑性変形するモデルを構築している。このモデルにより、ブレース材の変形メカニズムが解明されたが、拘束材を剛体と仮定しているため、BRBの全体座屈挙動を解析することは出来ない。そこで、本論文では、ブレース材と拘束材を共に弾塑性体とした新たな解析モデルを考案し、BRBの複合非線形挙動を解析的に研究する。解析はすべて構造解析用汎用プログラムABAQUSを用いた。

5.1 概要

解析モデルを図-6に示す。ブレース材は2本の平面はり要素、拘束材は一対の平面はり要素を用い、はり要素はせん断変形を考慮した平面Timoshenkoはり要素(B21)を用いる。1本のブレース材を2本のはり要素でモデル化した理由をAPPENDIX 2に示す。ブレース材は、拘束材間内で変形するとし、先の解析と同様に接触問題として解析している^{4,6)}。また、2本の平面はりの平面保持

のため、それぞれのはりの向かい合う節点を剛棒要素で結合することでブレース材をモデル化した。また、拘束材についても、平面 Timoshenko はり要素 (B21) を用い、実験供試体のボルトの接合箇所に相当する節点および端部において、ブレース材の剛棒とは独立に剛棒要素で結合させた。ブレース材、拘束材の断面形状はともに長方形断面である。

アンボンド材の剛性はブレース材の挙動にほとんど影響を与えない⁹⁾ため、本解析モデルでは、アンボンド材の剛性は無視している。ところが、圧縮時にアンボンド材を介してブレース材と拘束材表面が接触し、その間に摩擦力が作用するため、図-5 (c), (d) で示したように、圧縮側の荷重は引張側の荷重より一般に10%程度大きくなる。そこで、解析にはこの摩擦力を、静摩擦係数 μ を導入して考慮することにした。

初期状態においてブレース材と拘束材の間の隙間量が一定となるよう、ブレース材及び拘束材に、同じ大きさと形状の初期たわみを、最大値を a とする半波の正弦曲線で与えた。また、軸方向力は、ブレース材端部において、偏心载荷 (偏心量 e) されているものとしている。

载荷方法は、図-6の解析モデルにおける右端点を载荷点として、軸方向に強制変位を与える変位制御により解析を行い、3%軸ひずみに相当する変位までの単調圧縮载荷および繰り返し载荷解析を行った。単調载荷の際の構成則には、降伏棚およびひずみ硬化域を持つ応力-ひずみ関係¹⁴⁾、また、繰り返し载荷解析の構成則には、修正2曲面モデル¹⁵⁾を用いた。使用した鋼材は、ブレース材および拘束材ともSS400の公称値および標準値で、その材料定数は、 $E=206\text{GPa}$, $\sigma_y=235\text{MPa}$, $\varepsilon_y=0.00114$, $E_{st}/E=1/40$, $\varepsilon_{st}/\varepsilon_y=10$, $\nu=0.3$ である。ただし、実験との比較においては、表-2に示した測定値を用いた。

ブレース材は等間隔に54要素に分割し、上下の拘束材も、それぞれ、54要素で分割した。拘束材の節点は、ブレース材の節点と図の y 軸方向に平行に並ぶように定義している。また、境界条件に関しては、端部の節点では y 軸方向の変位のみを拘束し、中央部の節点ではモデルの対称条件から、 x 軸方向の変位、および z 軸周りの回転をそれぞれ拘束した。ただし、 z 軸方向は紙面に垂直な方向である。

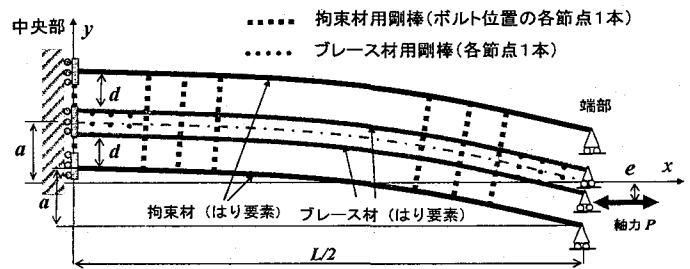


図-6 解析モデル (1/2モデル)

5.2 実験との比較

パラメトリックスタディーに先立ち、全体座屈が発生しなかった供試体(d)F14W31-d1-2を取り上げ、実験結果との比較を行う。拘束材はT形であるが、前述のように、全体座屈が生じなければ拘束材の強度・剛性はブレース材の挙動にほとんど影響を及ぼさないの、解析においてはウェブの部分を除いた、平形拘束材としてモデル化した。また、材料定数および初期たわみは実測値を用いた。

実験により得られた荷重-変位関係は、圧縮側の最大荷重は引張側の最大荷重に比べ10%程度大きくなっている。そこで、摩擦係数 μ を0.0, 0.05, 0.075, 0.10とした4パターンについて解析を行い、実験結果と比較したものを図-7に示す。また、横軸に摩擦係数、縦軸に $-15\delta_y$, $-21\delta_y$ における荷重の値の、実験値との差をパーセント表示でプロットしたものを図-8に示す。実験結果と解析結果を比較すると、細部にわたり両者は非常に良く一致しており、圧縮側の荷重も摩擦係数が大きくなるに従い実験値に近づくことが分かる。図-8より、 $\mu=0.075\sim0.1$ 程度が実験値とよく合うようである。

5.3 全体座屈の検討

ここでは、全体座屈に影響を及ぼす拘束材の板厚 (強度と剛性)、初期たわみ、摩擦力、偏心量を変化させてパラメトリック解析を行い、前述の実験結果と比較検討を行う。解析に用いるブレース材の諸元は、実験供試体とほぼ同じで、 $L=1,355\text{mm}$, $B=100\text{mm}$, $t=10\text{mm}$, $\lambda=469$, $P_y=235\text{kN}$, $\delta_y=1.55\text{mm}$ である。拘束材は平形を用い、その板厚 t^R を5~10mmに変化させた。ただし、拘束材の幅 b^R は実験供試体と同様200mm、隙間量 d は1.0mm、とした。ブレース材と拘束材の最大初期たわみ a は $L/1000\sim L/333$ までの範囲で変化させた。

1) 拘束材の強度と剛性の影響

拘束材の強度と剛性の変化による *BRB* の全体座屈の有無を検討するため、最大初期たわみ量 $a = L/1000$ 、偏心量 $e = 0$ で固定し、拘束材板厚 t^R を 7~10mm まで 1mm ずつ変化させて、繰り返し载荷解析を行った。図-9 は軸方向荷重-軸方向変位関係を示す。また図中には、比較のため単調圧縮载荷による結果も示されている。図より、 $t^R = 10\text{mm}$ では全体座屈は生じないが、9mm 以下の拘束材板厚では、全体座屈が生ずることが分かる。 $t^R = 9\text{mm}$ の場合、収束性の問題で最終変形時まで曲線が描かれていないが、 $\delta/\delta_y = -20$ の少し手前から耐力低下が生じ始めている。図を見ると、繰り返し载荷時は、単調载荷時に比べ荷重の上昇が大きく（繰り返しひずみ硬化現象）、また、 $t^R = 7\text{mm}$ および 8mm の場合に見られるように、より早期に全体座屈による耐力低下を起こすことが分かる。また、耐力低下後の履歴は、非常に不安定なものとなっており、圧縮側で全体座屈による耐力低下を起こすと、引張側においても履歴曲線がやせてくることが分かる。

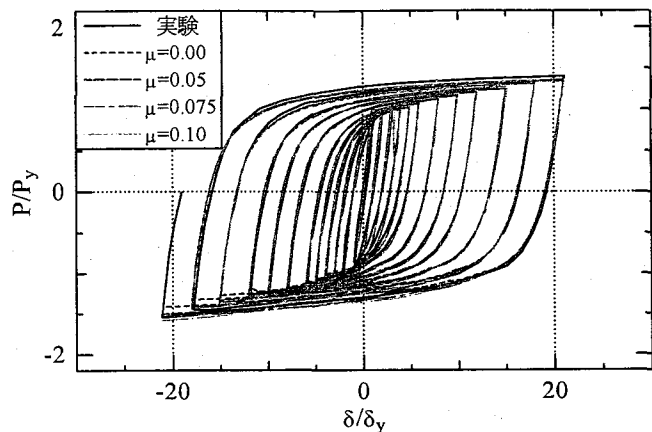


図-7 実験と摩擦係数を変えた解析の比較(F14W31-d1-2)

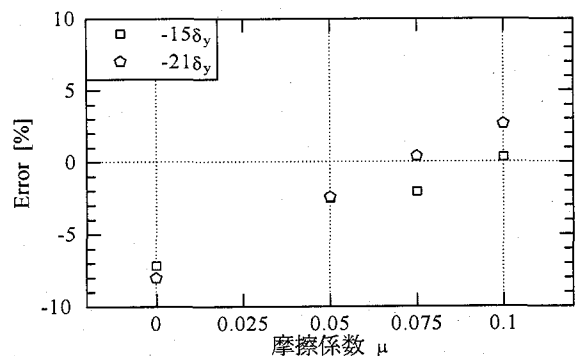


図-8 摩擦係数を変えた時の実験と解析結果の差

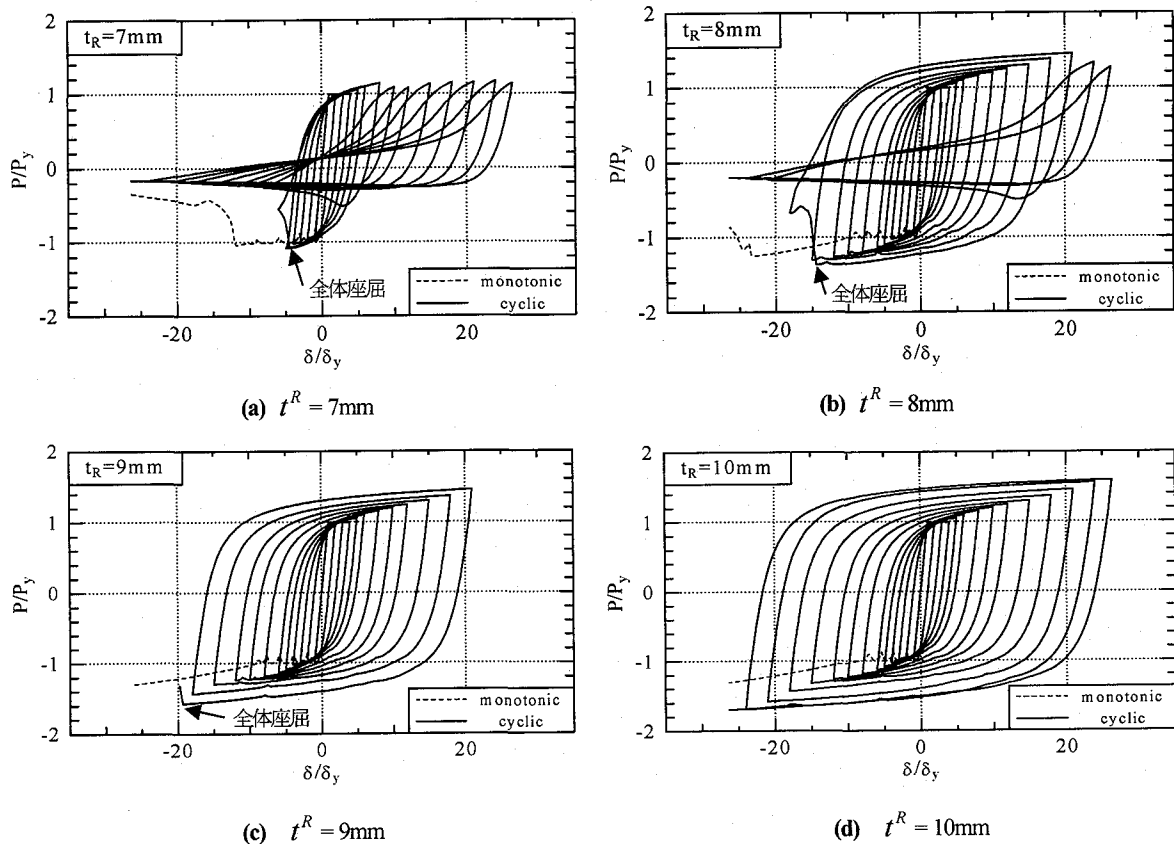


図-9 拘束材の強度と変形（板厚変化）の影響

このように、BRB に全体座屈が発生すると、エネルギー吸収能が大幅に低下する。

次に、実験結果の時に示したように、すべての解析結果について、解析によって得られた最大荷重、塑性率、全体座屈の発生の有無、式(2)による安全係数の値をまとめたものが表-5 である。表-5を見ると、全体座屈を起こした $t^R=7\sim 9\text{mm}$ のモデルについては、式(2)による安全係数と最大荷重（全体座屈時の荷重）がほぼ一致しており、全体座屈予測式(2)が比較的良好な精度であることが分かった。この事実は、先に示した実験結果（表-4）と異なる結果であり、実験で得られた現象を説明するためには他の要因を検討しなければならない。

2) 初期たわみによる影響

先の解析で全体座屈を起こす境界の拘束材 $t^R=9\text{mm}$ および 10mm に対して最大初期たわみ $a=L/333$ 、 $e=0.0$ を仮定して解析を行った結果を $a=L/1000$ に対する解析結果と比較して図-10 に示し、安全係数と最大荷重の比較を表-5 に示す。初期たわみは安全係数を減じるパラメータであり、 $t^R=9\text{mm}$ の場合は、初期たわみが大きくなるとより早期に全体座屈を生じることが確認できる。一方、 $t^R=10\text{mm}$ の場合を見ると、 $a=L/333$ のような比較的大きい初期たわみを有する場合でも、 $a=L/1000$ の場合と履歴曲線はほぼ一致しており、全体座屈の生じない十分安全側に設計された拘束材を用いた場合、初期た

表-5 解析結果のまとめと安全係数（式(2)）の比較

拘束材 板厚 t^R	最大初期 たわみ a	解 析			式(2)
		最大荷重 $P_{\max}/P_y$ (analysis)	塑性率 δ_m/δ_y	全体座屈の発生 (塑性率 20 以内)	安全係数 ^(注) $\nu_F=P_{\max}/P_y$
7	L/1000	1.04	5.1	Yes	1.09
8	L/1000	1.25	10.5	Yes	1.37
9	L/1000	1.57	17.9	Yes	1.70
	L/333	1.40	17.3	Yes	1.46
10	L/1000	>1.70	23.8	No	2.07
	L/333	>1.70	23.8	No	1.76

(注) 偏心量 $e=0$ とする。

わみによる履歴曲線への影響は小さいと言える。表-5より、 $t^R=9\text{mm}$ の場合、最大初期たわみ $a=L/333$ に対しても、式(2)は全体座屈の発生を良好な精度で予測出来ることが分かる。

3) 摩擦の影響

拘束材 $t^R=9\text{mm}$ および 10mm に対して $a=L/1000$ 、 $e=0.0$ を固定し、摩擦係数 $\mu=0.075$ を考慮した場合の荷重－変位関係を $\mu=0.0$ の場合と比較して図-11 に示す。先に示したように、接触時の摩擦を考慮することによって、軸圧縮荷重の値が大きくなっているが、 $t^R=10\text{mm}$ の場合は、全体座屈が生ぜず変形性能にはほとんど変わらない。ところが、 $t^R=9\text{mm}$ の場合には、安定した荷重－変形関係の最後の圧縮側のループで、摩擦力のために荷重が大きく上昇したために全体座屈が生じて不安定な荷重－変形関係に移行している。

4) 偏心载荷の影響

以上、拘束材の強度と剛性、初期たわみ、摩擦の影響について調べてきた。それらをまとめると、実測初期た

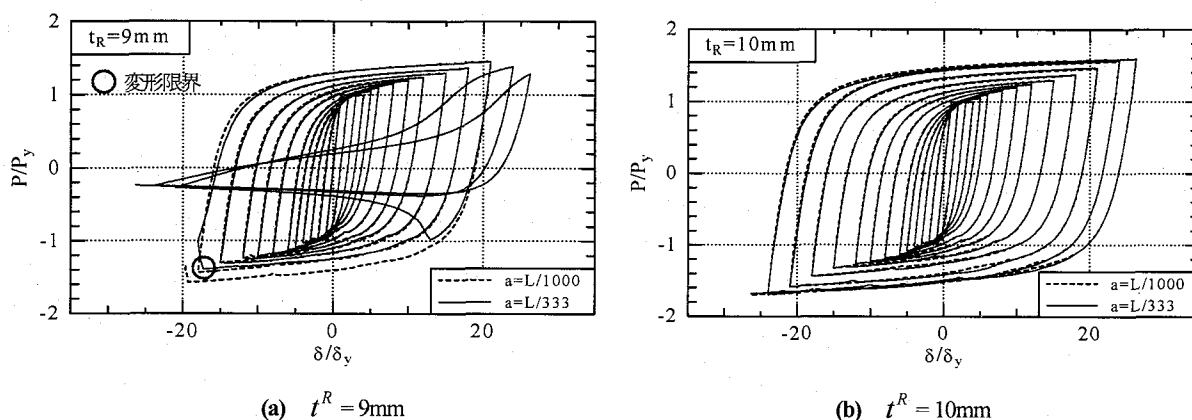
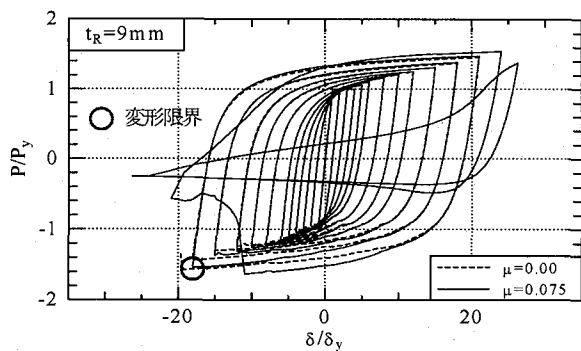
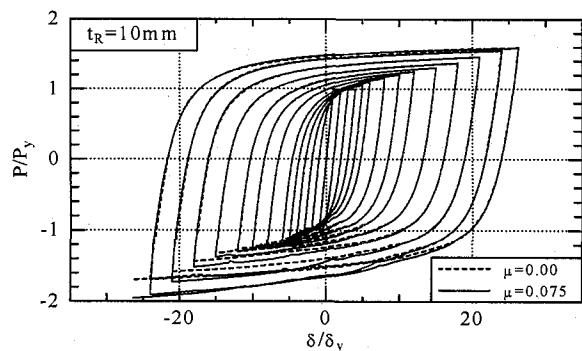


図-10 初期たわみの影響



(a) $t^R = 9\text{mm}$



(b) $t^R = 10\text{mm}$

図-11 摩擦力の影響

わみ($\alpha=L/333$), および推定摩擦力($\mu=0.075$)を導入しても, $t^R \geq 10\text{mm}$ の BRB は全体座屈を起こさないという結論を得た. ところが, 実験においては, $t^R = 10.2\text{mm}$ および 12.3mm の BRB は共に全体座屈崩壊をし, $t^R=13.7\text{mm}$ になって初めて全体座屈を起こさないという結果を得ている. そこで, この差の原因を探るため, これまで考慮されてこなかった偏心载荷の影響について調べてみる. 実験においては, ブレース材は図-4 に示したように極力偏心が生じないように接合されているが, 避けられない偏心があった可能性がある. また, ブレース材は下部の台座あるいは上部の鉛直柱にピン接合されているわけではなく, 高力ボルトによって剛結されているため, 2次モーメントの影響が多少あった可能性がある. それらの不明な初期不整の影響を, 軸方向力が偏心载荷されているものとして, 実験結果が再現できるかを調べてみる.

そのために, 全体座屈が生じた実験供試体(b) FI2W0-d1-2 ($t^R=12.3\text{mm}$)を取り上げ, 初期たわみ ($\alpha=L/333=4\text{mm}$), 摩擦力 (摩擦係数 $\mu=0.1$) に加え, 軸方向力の偏心を $e=0.0, 1.0\text{mm}$ ($e/t=0.08$), 2.0mm ($e/t=0.16$), 3mm ($e/t=0.24$)と変化させて解析を行い, 実験結果と比較した. ただし, 偏心はブレース材の両端で同一とし, 初期たわみの方向と反対側に偏心させている. その結果, $e=0.0, 1.0, 2.0\text{mm}$ では, 全体座屈が生じなかったが, $e=3.0\text{mm}$ では, 図-12に見られるように, 実験値の限界変形辺りで全体座屈崩壊をする結果を得た. 即ち, 未知の初期不整を軸方向力の偏心として取り入れることにより,

実験結果とほぼ同様な挙動を得たことになる. ただし, ブレース材両端に発生する2次モーメントの影響を定量的に評価するためには, 実験装置と BRB の一体解析を実施する必要がある. これについては今後の課題としたい.

6. BRB の全体座屈に対する照査方法案

設計時に考慮しなければならない安全係数 (式2) には種々の内容を含むが, 大別すると, (a)最大軸圧縮力の P_y からの上昇の影響, (b)初期不整および自重の影響, および(c)繰り返し载荷の影響である. (a)については, 繰り返しひずみ効果, および摩擦力の影響を考慮する必要があるが, 上限は SS400 ではほぼ 2.0 程度と考えて良いと思われる. 低降伏点鋼 LY225 でも同程度の値であるが, 極低降伏点鋼 LY100 では更に大きな値(3.0~4.0 程度)になる⁸⁾. 問題は(b)および(c)で, 初期たわみ (自重によ

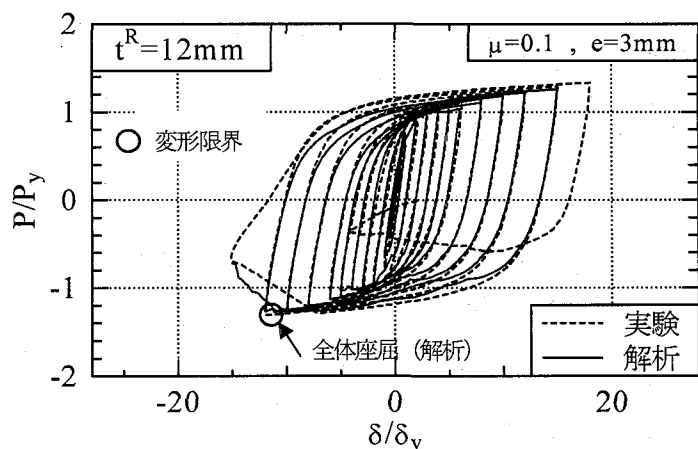


図-12 初期たわみ, 摩擦力, および偏心を考えた解析と実験の比較

るたわみを加える)と偏心の影響は式の中に含まれているが、架設後のそれらの大きさを確定することは一般に難しく、また、繰り返し载荷の影響も評価が難しい。そこで、設計では、式(1)で全体座屈に対する安全性照査を行う場合に暫定的に次のように考えることを提案する。

- 1) 鋼材は、ひずみ効果の影響が特に顕著でない、構造用鋼材あるいは低降伏点鋼 LY225 を使用する。
- 2) 隙間量 d は設計値を用いる。
- 3) ブレース材中央の初期たわみは $a=L/1000$ に BRB の自重によるたわみを加える。
- 4) 偏心量 e は設計時の確定量を用いる。例えば、ガセットを介して偏心接合される場合はその偏心量、また本実験のような接合では $e=0.0$ 。
- 5) 他の不確定要素および荷重上昇を考慮するため、安全係数 $\nu_F = 3.0$ を用いる。即ち、式(1)の照査式を適用する場合、 $P_{\max} = 3.0P_y$ を用いる。この値は、(c)F14W0-d2-2 供試体の ν_F の値にほぼ等しい。

安全係数 3.0 は大きいように感じられるが、BRB は構造物全体の安全性を左右する非常に重要な部材であり、かつ全鋼重に占める割合はごくわずかであるので、この程度の安全率を取ることは許容できよう。

7. 結言

座屈拘束ブレース(BRB)の要求性能の一つに、ブレース材が十分に塑性変形するまで全体座屈を生じないという性能がある。この要求性能は、BRB が軽量化され、拘束材の強度と剛性が低くなるにつれて重要になってくる。本論文は、この要求性能を繰り返し引張—圧縮载荷を受ける鋼製 BRB 模型を用いて実験的および解析的に検討し、設計指針案を提示したものである。

本研究のまとめと結論を列挙すると以下のようになる。

実験的研究

- 1) 実験供試体 4 本の内、拘束材の強度と剛性の低い平形拘束材(板厚 $t^R = 10.2\text{mm}$ および 12.3mm)2 本が、圧縮荷重時に全体座屈崩壊を起こした(図-5)。他の供試体は、目標塑性率 ($\delta/\delta_y = 20.0$) に達するまで全体座屈が生じなかった。
- 2) 全体座屈により耐力およびエネルギー吸収能が急激に低下し、引張荷重時の変形性能にも影響を及ぼす。

解析的研究

- 3) ブレース材と拘束材の接触、摩擦力、初期たわみ、

偏心を考慮して BRB の全体座屈挙動を解析できる、より要素を用いた繰り返し弾塑性有限変位解析モデルを提案した(図-6)。

- 4) 拘束材の強度と剛性の低い平形拘束材($t^R \leq 9\text{mm}$)の BRB は全体座屈崩壊を起こしたが、その時の最大荷重は式(2)から求められる最大荷重(あるいは安全係数の値)とよく一致する(表-5)。
- 5) 解析結果は、実験結果と相違して、拘束材板厚 $t^R \geq 10\text{mm}$ の BRB は全体座屈を起こさない。
- 6) 初期たわみは、全体座屈を起こす BRB に対して変形能を低下させるが、全体座屈を起こさない場合はほとんど影響がない(図-10)。
- 7) ブレース材が拘束材に接触する時に生ずる摩擦力を考慮することにより、圧縮時の荷重増大の実験結果をよく説明できる結果を得た(図-7)。
- 8) 解析と実験の相違を説明するために、ブレース端部の偏心载荷あるいは 2 次モーメントの影響を軸方向力の偏心として考慮することにより、実験結果をある程度説明できる結果を得た(図-12)。
- 9) 実験および解析結果を基に、BRB の全体座屈防止のための照査指針案を提案した。
- 10) 荷重上昇および他の不確定要素を考慮するため、安全係数 $\nu_F = 3.0$ を用いる。即ち、式(1)の照査式を適用する場合、 $P_{\max} = 3.0P_y$ を用いることを提案した。

Appendix 1 全体座屈防止条件式(1)の誘導

まず、著者らの解析的研究⁴⁶⁾に基づき、BRB の全体座屈発生メカニズムについて考察する。図-A.1(a)~(c)は、それぞれ単調増大の偏心圧縮荷重を受ける BRB の(a)初期状態、(b)ブレース材が拘束材に初めて接触した状態、および(c)全体座屈直後の状態を示したものである。初期たわみは拘束材とブレース材で同一としている。ブレース材は、初期状態(図-A.1(a))から圧縮荷重の増大に伴い横たわみが生じ、拘束材に接触する(図-A.1(b))。荷重が更に上昇すると横たわみは高次の変形モードに成長していき、拘束材にはブレース材から接触力が作用し、それがフープ応力となる⁴⁶⁾。ただし、全体座屈が生ずる前は、上下の拘束材に作用する総接触力はバランスされており、拘束材の横たわみは小さい。更に荷重が増大すると、拘束材の剛性が低い場合には、全体座屈が生ずると

共に拘束材の横たわみが発生し、接触力が上方の（拘束材の変形方向の）拘束材のみに作用することとなる（図-A.1(c)）。接触力の大きさの算定は複雑であるが、前論文⁶⁾で述べたように、ブレース材と拘束材の接触点で、拘束材の長手方向にはほぼ等しい大きさで作用すると見なされる。軸圧縮力の増大により拘束材の横たわみが更に進み、拘束材中央が降伏した点が BRB の終局状態となる。

さて、全体座屈が生じた直後の BRB 中央に発生する曲げモーメント M_c は次式のように表される。

$$M_c = P_{\max}(a + d + e + v) \quad (\text{A.1})$$

ここで、 v =全体座屈が生じた直後の拘束材の横たわみである。全体座屈が生ずる時点でのブレース材から拘束材に作用する単位長さあたりの接触力 q (N/m) は等分布と仮定し、接触力 q およびそれによって発生する曲げモーメント M_c は拘束材のみで受け持たれるものと仮定すると次式が成り立つ。

$$v = \frac{5qL^4}{384E^R I^R} = \frac{5M_c L^2}{48E^R I^R} \quad (\text{A.2})$$

ここで、 $E^R I^R$ =拘束材の曲げ剛度である。式(A.2)の v を式(A.1)の右辺に代入し、 M_c について解くことにより次式を得る。

$$M_c = \frac{P_{\max}(a + d + e)}{1 - \frac{5P_{\max} L^2}{48E^R I^R}} \cong \frac{P_{\max}(a + d + e)}{1 - 1.03 \frac{P_{\max}}{P_E^R}} \quad (\text{A.3})$$

ここで、 $P_E^R = \pi^2 E^R I^R / L^2$ =拘束材のオイラー座屈荷重である。全体座屈防止条件式(1)は、式(A.3)の最終式の係数 1.03 を 1.0 とおき、拘束材の抵抗モーメント M_y^R が、式(A.3)の外力モーメントを上回る条件から求められる。

上の誘導は、拘束材の強度と剛性がかなり大きく、ブレース材が高次のモードに変形した後に全体座屈が生ずる場合に適切である。ところが、拘束材の強度と剛性が余り大きくない場合は、ブレース材が高次のモードに変形する前に全体座屈が生じてしまう場合も考えられる。極端な場合は、図-A.1(b)に示したように、ブレース材中

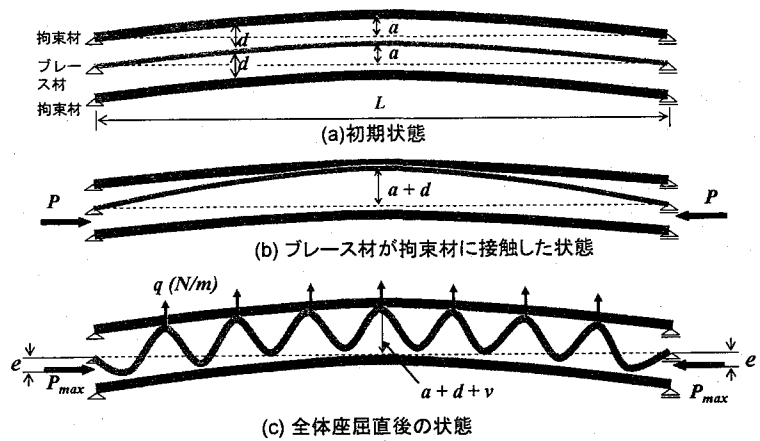


図-A.1 BRB の全体座屈に至る挙動

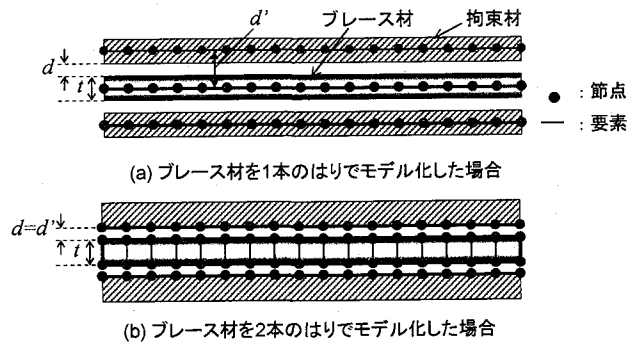


図-A.2 ブレース材を2本のはりでモデル化する理由

央が拘束材に接触した時点で全体座屈を起こす場合も考えられよう。この時は、接触力は等分布ではなく、拘束材中央に働く集中荷重と考える方が適切である。この場合には、上と同様な誘導方法により、式(A.3)の最終項の分母の係数 1.03 が 0.82 になることが分かる。即ち、接触力を等分布と仮定すれば、安全側の照査式を得る。

Appendix 2 ブレース材と拘束材の一体解析モデル

本文で述べた解析モデルは、ブレース材を2本のはり要素でモデル化したものであるが、この理由について説明する（図-A.2）。ABAQUSにおけるはり要素の接触解析は、節点間の距離で定義され、節点間の距離が零になった時、接触したとみなされる。従って、はり要素は線材としているため、ブレース材と拘束材の向かい合う断面外縁の接触を考慮できない。例えばブレース材を1本のはり要素、拘束材を一对のはり要素としてモデル化した場合、節点は図-A.2(a)のように、それぞれのはり要素の断面軸上に定義されるため、実際の隙間量 d と解析上の隙間量 d' が異なる。そこで、図-A.2(b)のように、ブ

レース材の両外縁に1本ずつ(断面積はブレース材断面積の1/2)のはり要素, および上下拘束材の内側の外縁位置に1本ずつ(断面積は上下拘束材それぞれの断面積)のはり要素を用いたモデルを考える。ABAQUSでは, はり要素の部材軸は, 断面2次モーメントが変化しないように任意位置に設定出来る機能があるので, このような操作を行ってもブレース材および拘束材のz軸周り(図-6参照)の断面2次モーメントは変化しない。また, 本文で述べたように, 2本のブレース材, および上下2本の拘束材は, それぞれ, 各節点を剛棒で結び, 平面保持の仮定を満足させるように変形を拘束している。

参考文献

- 1) 日本鋼構造協会: 土木鋼構造物の動的耐震性能照査法と耐震性向上策, 鋼橋の性能照査型耐震設計法検討委員会(委員長: 宇佐美勉), 2003.10.
- 2) 日経コンストラクション: 橋の制震: 変革期の防災技術, pp.54-57, 2005.1.14.
- 3) 日本鋼構造協会: 履歴型ダンパー付骨組の地震応答性状と耐震設計法, 1998.
- 4) 加藤基規, 宇佐美勉, 葛西昭: 座屈拘束ブレースの繰返し弾塑性挙動に関する数値解析的研究, 構造工学論文集, Vol.48A, pp.641-648, 2002.3.
- 5) 渡辺直起, 加藤基規, 宇佐美勉, 葛西昭: 座屈拘束ブレースの繰返し弾塑性挙動に関する実験的研究, 地震工学論文集, 土木学会, 2003.12.
- 6) 宇佐美勉, 加藤基規, 葛西昭: 制震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの要求性能, 構造工学論文集, Vol.50A, pp.527-538, 2004.3.
- 7) 河村洋行, 宇佐美勉, 葛西昭, 藤田将之: 軽量化した座屈拘束ブレースの性能実験, 第7回地震時保有耐力法に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集, 土木学会地震工学委員会,

pp.169-176, 2004.1.

- 8) 千田耕大, 藤田将之, 葛西昭, 宇佐美勉, 渡辺直起: 鋼種の異なる座屈拘束ブレースの繰返し弾塑性挙動, 構造工学論文集, Vol.52A (掲載予定), 2006.3.
- 9) 本田誠, 森下邦宏, 井上幸一, 平井潤, 阿比留久徳: 履歴型制震デバイス組込み構造の耐震性向上に関する解析的検討, 構造工学論文集, Vol.50A, pp.539-550, 2004.3.
- 10) 森下邦宏, 井上幸一, 川島一彦, 阿比留久徳, 平井潤, 本田誠: ダンパーブレースを組み込んだ上路アーチ橋部分構造の動的地震応答実験, 土木学会学論文集, No.766/I-68, pp.277-290, 2004.7.
- 11) 金治英貞, 浜田信彦, 石橋照久, 尼子元久, 渡邊英一: 長大橋レトロフィット用座屈拘束ブレースの構造提案と弾塑性挙動, 構造工学論文集, Vol.51A, pp.859-870, 2005.3.
- 12) 前野裕文, 片桐英喜, 葛西昭, 長山秀昭, 今井誠: 座屈拘束ブレースを用いた橋梁上部構造の耐震性能に関する研究, 構造工学論文集, Vol.51A, pp.871-878, 2005.3.
- 13) 葛漢彬, 日沖堅治, 宇佐美勉: 鋼アーチ橋に設置した座屈拘束ブレースの応答値, 地震工学論文集, 土木学会, 2005.8.
- 14) 鋼構造新技術小委員会: 鋼橋の耐震設計指針案と耐震設計のための新技術, 土木学会鋼構造委員会・耐震設計研究WG(主査: 宇佐美勉), 1996.
- 15) Shen, C., Mamaghani, I. H. P., Mizuno, E. and Usami, T.: Cyclic Behavior of Structural Steels: Theory, Journal of Engineering Mechanics., ASCE, Vol.121, No.11, pp.1165-1172, 1995.11.

(2005年9月10日)