芯材にH形鋼を用いた座屈拘束ブレースに関する実験的研究

その2 骨組を模擬した繰返し載荷実験

鈴木 泉 佐々木 聡 *1 佐々木康人 浅 野 孝 *1 *2 吉井 靖典 輔 桂 大 *3 塩田 博之

概 要

本研究は、芯材にH形鋼を用いた座屈拘束ブレースの開発に関するものである。その1では座屈拘束ブレースの構成と軸圧 縮引張実験について示した。本報では、骨組を模擬した加力フレームを用いた繰り返し載荷実験により、本ブレースの構成上 の諸因子が変形性能に与える影響について確認した。また、これらの実験結果を用いて、本ブレースの耐力および変形性能に ついて検討した。その結果、鉄骨芯材の幅厚比、フランジの断面積が全断面積に占める割合(フランジ断面積比)、芯材のフラン ジ内側のあきなどの因子が変形性能に影響を与えることを確認した。また、芯材の幅厚比を断面積比で重み付けしたパラメータ による限界塑性ひずみの予測式を提示した。

Experimental Study on the Buckling Restrained Brace using H-shaped Steel Part 2: Cyclic Loading Test of the Brace using an Idealized Frame Model

Abstract

In this paper, the development of a buckling restrained brace using H-shaped steel is reported. The outline of the brace and results of the cyclic axial loading test were presented in part 1. In order to evaluate the influence of the various brace components, a cyclic loading test with an idealized loading frame was conducted. The strength and deformation capacity of the brace were studied, including the results of the cyclic axial loading test. The results showed that the deformation capacity of the brace is influenced by the width-thickness ratio, the ratio of flange sectional area, among other factors. We propose a regression equation based on the width-thickness ratio weighted with the ratio of flange sectional area to predict the ultimate plastic strain of the brace.

キーワード: 座屈拘束ブレース、H 形鋼、鋼管、 繰返し載荷実験、幅厚比 *1 建設本部 設計エンジニアリングセンター

*2 首都圈支社 建築技術部、*3 建設本部 技術部

§1. はじめに

その1では座屈拘束ブレースの構成および軸圧縮引張 実験(実験 I)について述べた。本稿では骨組を模擬した 加力フレームによる繰り返し載荷実験(実験 II)について示 す。その1、その2の実験結果をもとに座屈拘束ブレースの 耐力および変形性能について検討する。

§2. 骨組を模擬した繰り返し載荷実験

2.1 実験概要

2.1.1 試験体

試験体は計14体であり、全長を2700mm、塑性化部長 さを1525mm、端部は高力ボルト接合とした。試験体一覧 を表1に、試験体の形状および寸法を図1に示す。主な実 験因子は①鉄骨芯材の幅厚比、②フランジ断面積比、③ 鉄骨芯材の初期たわみ、④芯材のフランジ内側のあき、⑤ 充填モルタルの強度、⑥載荷履歴である。 鉄骨芯材はNo.6~11, 16~18が圧延H形鋼、No.12~15, 19は溶接組立のH形鋼を用いた。鉄骨芯材の鋼種は試験 体 No.10 のみ SN400Bを用い、その他は SM490Aを用 いた。鉄骨芯材の機械的性質を表 2 に示す。座屈拘束材 には No.8 が STKR400、No.9 が溶接組立の角形鋼管、そ の他の試験体は STK400を用いた。ウェブカバーPL.は鉄 骨芯材と同種の鋼材を用いた。充填モルタルはプレミックス タイプのグラウト材を用い、圧縮強度が Fc50(σ *B*=54~ 65N/mm²,No.6~8,13~15)と、Fc24(σ *B*=24~30N/mm², No.9~11, 16~19)の 2 種類を用いた。

No.6~11, 16~17 の鉄骨芯材の断面形状は同一であり、 幅厚比はフランジ b/t=6.3、ウェブ d_w/t_w=14.0だが、No.12 ~15,19 は幅厚比が他の試験体より大きく、b/t=7.1~9.1, d_w/t_w=15.9~24.7 である。また、No.12,13,19 はフランジの 断面積比(フランジの断面積が全断面積に占める割合)が 2*A*/*A*=0.57~0.67 と他の試験体の 2*A*/*A*=0.74 より小さい。 No.9 は、鉄骨芯材に曲げ加工を施し、材中央部で全長の

表2 鋼材の機械的性質

	-	A 340 B	1525		200 60 327.5	, No	御廷	板厚	降伏点	引張強さ	伸び	动传	
118	• • • • C		NO.	亚阿个里	(mm)	(N/mm^2)	(N/mm^2)	(%)	고기다.				
-	387.5		6~8	SM490A	8.0	441	538	36.1	F				
					6.0	458	549	33.8	W				
0			10	SN400B	8.0	330	474	41.5	F				
9L	0000		***					6.0	357	495	33.6	W	
	327.5	<u>,60, 200 ,</u>	2700			9,11,		8.0	368	553	38.9	F	
		<u>H-100×</u> 100×6×8	10~18	SM490A	6.0	381	568	32.4	W				
		84	12,19		4.5	407	608 592	28.8	F,W				
			15		5.0	397	583	21.8	F,W				
							14	3.6	409	597	28.7	Г W	
			N			5.6	383	559	31.7	F			
		PL-9×84 PL-6×84	1/3	<u>ブチルゴ</u> ムテーフ	t	15		3.6	361	555	31.2	W	
		A断面 図 1 試驗化	850日 木図(No	6)		※引張試驗) 険片はJIS Z	2201 5号。	とした。 🕺	・F:フランジ、	W:ウェブ		
			志	.0/ 1 試驗	休—暫								
			公正士士	1 Protection	.11千 克	应已为主社			-				
	No.		妖'fí 心' / / · · · · · · · · · · · · · · · · ·	Ŋ 三 三		座佃拘束树	ウェブ						
		断面	幅厚比			カバー	充填						
			フランジ	フランジ ウェブ	断面積比	断面	PL	モルタル	/				
			b_f/t_f	d_w/t_w	$2A_f/A$					$\overline{\Lambda}$	51		
	6		6.3	14.0	0.74	φ165.2×3.7	6.0		7 /		┍╲		
ľ	7		6.3	14.0	0.74	φ190.7×4.5	6.0	Fc50	- [Z) `		
	8	II 100 100 C 0	6.3	14.0	0.74	□-150×4.5	6.0						
	9	H-100×100×6×8	6.3	14.0	0.74	□-140×2.3	9.0				1		
	10		6.3	14.0	0.74		9.0	E-24		7 = 1			
	11		6.3	14.0	0.74		9.0	FC24		7929			
	12	BH-118×80×4.5×4.5	8.9	24.2	0.57		6.0						
•	13	BH-100×102×5.6×5.6	9.1	15.9	0.67		6.0			f			
	14	BH-100×85×3.6×6	7.1	24.4	0.74	. 165 0. 2 7	6.0	Fc50	ウ	ェブ	鋼製!	型枠	
	15	BH-100×100×3.6×5.6	8.9	24.7	0.75	φ165.2×3.7	6.0		カノ	×́−РL.			
	16		6.3	14.0	0.74	1	4.5	Fc24	図 2	フランジ	内側の	あき	
	17	H-100×100×6×8	6.3	14.0	0.74		9.0						
	18		6.3	14.0	0.74		9.0						
	19	BH-118×80×4.5×4.5	8.9	24.2	0.57		6.0						

※1: フランジ断面積比 2A_f/A, A_f:片側フランジの断面積, A:全断面積

1/170の弱軸まわりのたわみを初期不整として与えた。他の 試験体の初期不整は全長の1/1000以下とした。また、本ブ レースでは図 2 に示すように芯材のフランジ内側に鋼製型 枠を設置し、モルタルを充填する。この際、芯材製作の精 度により、フランジ内側と鋼製型枠の間に隙間 er が生じる。 No.17 はフランジ内側のあきを 7.5mm とし、他の試験体は 2.5mm 以下とした。

2.1.2 試験方法

載荷方法は図 3 に示すように、骨組を模擬した載荷フレ

ームに 45° に試験体を取付け、水平 方向に繰返し荷重を与えた。図4に載 荷サイクルの例を示す。降伏荷重に 達するまでは荷重制御とし、降伏後は、 塑性化部の軸ひずみを 0.5%ずつ漸 増させた振幅を 2 回ずつ、耐力が低 下するまで繰り返した。なお、試験体 No.18, 19 では、降伏後、軸ひずみ 2%の一定振幅繰返し載荷とした。

2.2 実験結果

2.2.1 実験結果概要

実験結果の概要を表 3 に示す。同表中 の降伏軸力の実験値($_{e}N_{yp}$, $_{e}N_{yp}$)は軸力 (M-軸ひずみ(ϵ)関係において降伏軸 力が明確でない場合については、その1 に示す G.Y.P.法により求めた。降伏軸力 および最大軸力の計算値、限界塑性ひず み(ϵ_{pu})、累積塑性変形倍率($_{\eta}$)は、そ の1と同様の方法により求めた。

破壊モードは(a)芯材の引張破断、(b)全 体座屈、(c)芯材の局部座屈の3タイプで あった。破壊モードの例を写真1に示す。 芯材の幅厚比が小さく、フランジの断面積 比が大きい試験体のうち、モルタルの圧縮 強度が大きい No.6~8 の試験体では引張 破断が発生した。また、一定振幅載荷とし た No.18 では引張破断が発生した。

一方、芯材に初期不整を与えた No.9 で は全体座屈が発生した。その他の試験体 は、一部の局部座屈変形が増大し、耐力 低下を引き起こした。フランジおよびウェ ブの局部座屈は、補強されている材端部 を除き、全長にわたって発生していた。

2.2.2 各実験因子の影響

図 5 に各試験体の軸力(N)ー軸ひずみ(ϵ)関係を示す。 軸ひずみ(ϵ)は、塑性化部の軸変位をその長さで除した平 均ひずみとした。いずれの試験体も N- ϵ 関係は紡錘形の 履歴性状を示している。以下に各実験因子について検討 する。

①鉄骨芯材の幅厚比: 幅厚比の異なる試験体 No.11 (b#t=6.3, dw/tw=14)とNo.15(b#tr=8.9, dw/tw=24.7)を例 に比較する。フランジおよびウェブの幅厚比の大きい No.15 の方が早期に耐力低下を起こし、限界塑性ひずみ



Mark and				
	(b)	全体座屈	(No.9)	
				AC16BT A

(c) 局部座屈 (No.10~17,19) 写真1 破壊モード

表 3 実験結果一覧											
	降伏軸力				最大軸力		限界 ^{※1}	用			
	実験値		計簋値	実懸	剣値	計簋値	塑性	※恒型住 変形			
No.	引張	圧縮		引張	圧縮		ひずみ	双 ///旧十	1収壊 エード		
	_e N _{yp}	_e N _{yn}	$_{c}N_{y}^{*3}$	_e N _{mp}	_e N _{mn}	$_{c}N_{u}^{*4}$	€ pu	17			
	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(%)	"			
6	949	958	952	1168	1414	1157	12.8	606	引張破断		
7	956	1019	953	1160	1410	1158	10.8	500	引張破断		
8	951	969	952	1161	1389	1157	11.1	502	引張破断		
9	795	798	791	1058	1112	1186	5.5	342	全体座屈		
10	750	762	734	1026	1144	1046	10.5	615	局部座屈		
11	789	795	792	1133	1276	1202	8.2	806	局部座屈		
12	545	489	494	693	667	737	2.9	141	局部座屈		
13	702	689	663	915	1000	973	4.0	322	局部座屈		
14	573	579	544	734	828	801	3.9	387	局部座屈		
15	597	603	561	789	893	829	4.6	427	局部座屈		
16	845	809	791	1116	1275	1187	8.2	697	局部座屈		
17	813	805	789	1090	1168	1183	6.5	491	局部座屈		
18	769	696	792	1023	1113	1202	5.1	1244	引張破断		
19	544	514	494	714	706	737	3.3	107	局部座屈		

※1: 骨格曲線における最大荷重時の塑性ひずみ. 引張圧縮の平均値

※2: 履歴吸収エネルギーを降伏軸力の計算値と降伏変位の積で除した値の累積

※3: 鉄骨芯材の素材試験結果の降伏点と断面積の積

※4: 鉄骨芯材の素材試験結果の引張強さと断面積の積



(*ε pu*)と累積塑性変形倍率(η)は小さくなっている。

②フランジ断面積比:フランジおよびウェブの幅厚比が
等しく、フランジ断面積比が異なる試験体 No.12
(2A_ℓ/A=0.57)と No.15(2A_ℓ/A=0.75)を比較すると、断面積
比の小さい No.12の方が早期に耐力低下が生じ、ε_{pu}と_η
は小さい値となっている。

③鉄骨芯材の初期たわみ: No.9 は座屈拘束材の曲げ 剛性が小さく、鉄骨芯材に初期不整を予め与えた試験体で ある。ひずみ振幅が 2.5%の載荷で座屈拘束材の構面外 変形が大きくなり、全体座屈が発生した。

④充填モルタルの圧縮強度:充填モルタルの圧縮強度 の異なる試験体 No.6(Fc50)と No.11(Fc24)を比較する。 No.6はひずみ振幅4%以上まで安定した履歴を示し、引張 破断が発生した。No.11はひずみ振幅4%のサイクルで局 部座屈により耐力低下が発生した。圧縮強度が大きい場合 大変形域でのフランジの局部座屈を拘束する効果がある。 ただし、芯材の幅厚比が大きい試験体(No.12~15)では明 確な効果は見られない。

⑤芯材のフランジ内側のあき:フランジの内側のあき(鉄 骨芯材と鋼製型枠の隙間)が大きい No.17 (7.5mm)は、あ きの小さい No.11 (2.5mm)に比べ早期に耐力低下を起こ し、限界塑性ひずみ(*ε pu*)と累積塑性変形倍率(*n*)は小さ い値となっている。フランジ内側のあきが大きくなることで、 芯材フランジ端部の拘束が弱まり、局部座屈が発生しやす くなったと考えられる

⑥載荷履歴: No.18,19はそれぞれ No.11, 12と同一の 試験体に対し、ひずみ振幅 2%の一定振幅載荷を行ったも のである。漸増載荷とした No.11 に比べ、No.18 は n が増 大したが、No.19 では n が No.12 に比べ減少した。幅厚比 の大きい No.19 ではひずみ振幅 2%の載荷が限界ひずみ に近いため、n が減少したと考えられる。

なお、芯材の引張破断の破壊モードとなった試験体 (No.6~8, 18)は他の試験体より大きい限界塑性ひずみを 示した。この試験体は、芯材の幅厚比が小さく、芯材のフラ ンジ断面積比が大きいため、芯材の局部座屈が発生しにく い試験体である。

§3. 座屈拘束ブレースの力学的挙動

軸圧縮引張実験と骨組を模擬した繰り返し載荷試験の結果を用いて耐力および変形性能について検討する。

3.1 耐力

降伏軸力の実験値(eNy)と計算値(eNy)とを比較して、図 6 に示す。引張降伏軸力の実験値と計算値は、良好に対応し ている。 圧縮降伏軸力の実験値と計算値との対応は、多少 のばらつきが見られるものの概ね対応している。 このばらつ きの原因は、本実験では引張降伏後に圧縮降伏が生じる 載荷手順を採用していること、および G.Y.P.法を適用する 際の誤差によるものと考えられる。 また、引張降伏軸力と圧 縮降伏軸力の実験値とは、平均的には大きな差はない結 果となっている。

大変形時の圧縮および引張軸力について検討する。軸 ひずみ(ϵ)が2%近傍に達したときの軸力($_{e}N_{2d}$)と降伏軸力 計算値($_{e}N_{d}$)の比を図7に示す。 $_{e}N_{2d}$ は $_{e}N_{y}$ のも大きく、そ の比 $_{e}N_{2d}$ $_{e}N_{y}$ の平均値は、引張時で1.22、圧縮時で1.30 となっている。また、圧縮軸力は引張軸力よりもやや大きい



傾向にあり、その比は 1.07 程度となっている。

3.2 変形性能

実験結果で得られたブレースの塑性化部の限界塑性ひ ずみ(ϵ_{pu})と鉄骨芯材の各因子{フランジおよびウェブの一 般化幅厚比(($b_{d't}$) $_{eq}$, (d_{w}/t_{w}) $_{eq}$, (1)式参照)、フランジ断面 積比($2A_{d'}$ A)との関係を図8に示す。

$$(b_f/t_f)_{eq} = b_f/t_f \cdot \sqrt{\sigma_{fr}/E}$$
(1)
 $(d_w/t_w)_{eq} = d_w/t_w \cdot \sqrt{\sigma_{wr}/E}$

ここで、*σ*_{fy}:フランジの降伏点、*σ*_{wy}:ウェブの降伏点、 *E*:鋼材のヤング係数である。

なお、考察には、一定振幅の加力をした試験体(No.18, 19)、フランジ内側のあきを大きく取った試験体(No.17)、 初期不整を予め与えた試験体(No.9)のデータを除く14体 の実験データを用いた。図中の実線は他の断面定数がほ ぼ等しく、フランジー般化幅厚比またはフランジ断面積比の みが異なる試験体を比較したものである。実験因子の混在 した結果であるが、フランジー般化幅厚比、ウェブー般化幅 厚比が大きくなると限界塑性ひずみは小さくなる傾向にある。 一方、フランジ断面積比が大きくなると限界塑性ひずみは 大きくなる傾向にある。

図 9 にブレースの塑性化部の累積塑性変形倍率(n)と 鉄骨芯材の各因子との関係を示す. 図中の実線は図8と同 様に同条件の試験体を比較したものである。限界塑性ひず

▲実験Ⅰ圧縮 ●実験Ⅰ引張 Δ実験Ⅱ圧縮 O実験Ⅱ引張







図9 累積塑性変形倍率と幅厚比およびフランジ断面積比の関係

みと同様、フランジー般化幅厚比、ウェブー般化幅厚比が 大きくなると、 *n*は小さくなり、フランジ断面積比が大きくな ると、 *n*は大きくなる傾向にある。

前述の 14 体の試験体のうち、最終破壊モードが局部座 屈となった実験データを用いて、限界塑性ひずみの予測を 試みる。文献 1)では、H 形断面短柱の塑性率をフランジと ウェブの一般化幅厚比によって評価している。また、文献 2) では幅厚比および断面積比をパラメータとした変形能力評 価式を提案している。ここでは、これらの文献を参考に、フ ランジとウェブの幅厚比を断面積比で重みづけしたパラメ ータ ζ を(2)式のように定義する。

$$\zeta = \sqrt{\left(\frac{2A_f}{A}\right)\left(\frac{b_f}{t_f}\right)^2 \left(\frac{\sigma_{fy}}{E}\right) + \left(1 - \frac{2A_f}{A}\right)\left(\frac{d_w}{t_w}\right)^2 \left(\frac{\sigma_{wy}}{6E}\right)}$$

 $\cdots (2)$

 \cdots (3)

限界塑性ひずみと ζ の関係を図 10 に示す。最終破壊モードが局部座屈の試験体では、 ζ が大きくなると ε_{pu} が小さくなる傾向が明確に見られる。 ε_{pu} を ζ で回帰すると(3)式となる。

 $\varepsilon_{pu} = 0.0043 \varsigma^{-2.212}$

図には回帰曲線を併せて示している。実験結果との対応 はよく、(2)および(3)式によって限界塑性ひずみを概ね予 測できる。

§4. おわりに

鉄骨芯材に H 形鋼を用い、フランジのみを拘束したフジ タ式座屈拘束ブレース試験体の繰返し載荷実験を行った。 その1に示した軸圧縮引張実験の結果と併せてブレースの 力学的挙動について検討した。検討により得られた主な知 見を以下に示す。

(1) ブレースの圧縮軸力と引張軸力は同等であることを確認した。



- (2) ①鉄骨芯材の幅厚比が大きい、②フランジの断面積が 全断面積に占める割合(フランジ断面積比)が小さい、 ③芯材の初期たわみが大きい、④充填モルタルの強 度が小さい、⑤芯材のフランジ内側のあきが大きい場 合に座屈拘束ブレースの変形性能が低下する傾向に ある。
- (3) 芯材の幅厚比を断面積比で重み付けしたパラメータによる回帰式により、本座屈拘束ブレースの限界塑性ひずみを予測できる。

参考文献

- 秋山宏,松井千秋,井上一朗ほか:鋼構造部材の耐力上 昇率,塑性率に及ぼす鋼材降伏比影響に関する研究,日 本建築学会構造工学論文集,Vol40B, 1994年3月
- 小野徹郎,木村衛,石田和人,吉田文久:板要素の断面積 比を考慮した H 形断面短柱の変形能力評価,日本建築学 会構造系論文集, No.483, pp.139-146, 1996 年 5 月

ひとこと



安全で使いやすい建物を目指し、 研究を進めるとともに、今後はこの座 屈拘束ブレースの普及を進めて行き たいと思います。

鈴木 泉