

H形断面座屈拘束ブレースの開発

氏家 大介*¹・安田 聡*¹・田中 昂平*¹・成原 弘之*²・松本 修一*³

Keywords : buckling-restrained brace, H-shaped steel, mortar-filled square steel tube, structural test

座屈拘束ブレース, H形鋼, モルタル充填角形鋼管, 構造実験

1. はじめに

座屈拘束ブレースとは、引張・圧縮で同等の強度と変形能力を有する鋼製の筋かい材で、引張・圧縮の軸力を負担する芯材と、芯材圧縮時の座屈を防止する芯材周囲の座屈補剛材とから構成され、現在では中低層建物の耐震部材や超高層建物の制振部材として幅広く使用されている。当社の座屈拘束ブレース「シェイプアップブレース」は2000年のBCJ評定の取得からすでに20年以上を経過し、これまで多くの建物に適用してきた。しかし、近年の鋼材価格の上昇のため、設計条件によっては競合製品との価格優位性を損なう状況も生じ、新たな座屈拘束ブレースの開発が望まれていた。

そこで本研究では他社製品を含め既往の座屈拘束ブレースよりも鋼材量や溶接量を削減して、構造性能を損なわずに製作コストを低減する新たな座屈拘束ブレースの開発に取り組んだ。本報では、構造性能を確認するため実施した実大実験の結果を報告する。

2. ブレースの特長

開発した座屈拘束ブレースの模式図を図-1に示す。芯材にロールH形鋼を、座屈補剛材にモルタル充填角形鋼管を用いることにより各構成要素の溶接組立が不要であるため、製作コストを削減することができ、従来のシェイプアップブレースと比較して座屈補剛材に要する鋼材使用量がほぼ半分に削減されるため、鋼材価格の影響を受けにくい。また芯材を建築構造用低降伏点鋼を用いた溶接組立H形断面とすることで、超高層建物用の制振部材として用いることも可能である。

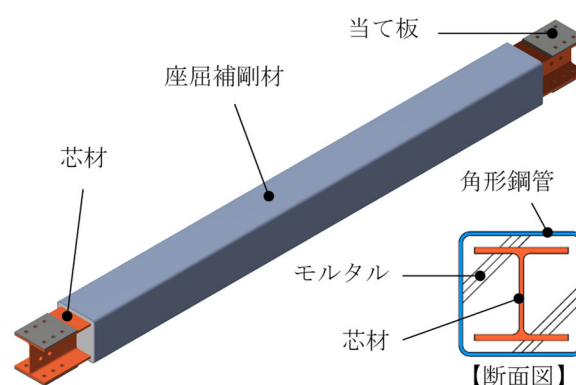


図-1 ブレースの模式図

Fig.1 Schematic diagram of brace

3. 構造実験

座屈拘束ブレースは構面内方向に地震力が作用した際に、座屈補剛材が芯材の全体座屈や局部座屈を防止することで引張・圧縮で同等の変形性能を発揮できる。一方で地震時にはブレース架構が構面外方向にも変形するため、接合部に偏心圧縮による曲げモーメントが作用し、座屈補剛区間外に3つ以上の塑性ヒンジを形成する崩壊機構となることで、十分な変形性能が得られない危険性が指摘されている¹⁾。

本研究では、3.1節で構面内方向の加力実験により本ブレースの基本的な性能を確認するとともに、3.2節で構面外方向に偏心した状態で構面内方向に力を受けた際の接合部の挙動について検討する。加えて、3.3節では地震時のエネルギー吸収に期待した制振ブレースとして芯材に建築構造用低降伏点鋼 LY225 の溶接組立H形鋼を用いた場合の疲労性能について検討する。

* 1 技術センター 都市基盤技術研究部 構造研究室

* 2 技術センター 都市基盤技術研究部

* 3 設計本部 設計企画部

3.1 構面内実験

3.1.1 試験体

試験体一覧を表-1 に、試験体の形状・寸法を図-2 に示す。芯材にはロールH形鋼 (SN490B) を、角形鋼管には STKR400 を用い、芯材と角形鋼管の間にはモルタルを充填した。芯材には厚さ 1mm のブチルゴムテープを貼付し、座屈補剛材への軸力伝達を防止した。使用した鋼材の機械的性質を表-2 に示す。

試験体数は全 4 体で、芯材断面と接合部形状を実験変数とした。接合部は実構造物を模擬した形状とし、接合部の挙動を含めた構造性能を把握する。ブレース架構は塑性ヒンジが 3 つ以上形成されると不安定構造となるため、2 つ以内に収まるように設定した。想定される塑性ヒンジ位置を図-2 中に ▲印で示す。N1F と N2F は補剛材端近傍での塑性ヒンジ形成を許容した基本試験体で、拡幅および曲げ加工したフランジを柱・

梁に接合することで接合部端部での塑性ヒンジ形成を防止した。N2P は梁端ブラケットの継手部とブレースが干渉する場合を想定した試験体で、接合部端部での塑性ヒンジ形成を許容したウェブのみを柱・梁に接合するガセットプレート形式とし、当て板を鋼管内部まで延長することで補剛材端近傍での塑性ヒンジ形成を防止した。N3F は柱幅・梁幅より芯材フランジ幅を大きくできないなど、芯材フランジの拡幅に制約がある場合を想定した試験体で、継手部の当て板を鋼管内部まで延長し、曲げ加工したフランジを柱・梁に接合することで塑性ヒンジ形成を防止した。

表-1 中に示す全体座屈に対する安全率 $b\alpha$ は、式(1)に示す設計式²⁾から算出し、接合部の座屈に対する安全率 $j\alpha_{cr}$ は接合部長さを座屈長さとした短期許容圧縮軸力³⁾を芯材の降伏軸力で除して算出した。

$$\frac{cN_y}{bN_{cr}} + \frac{(a + e + s) \cdot N_y + 1.1 \cdot M}{M_y^B} \leq \frac{1}{b\alpha} \quad (1)$$

表-2 鋼材の機械的性質

Table 2 Mechanical properties of steel

鋼種	厚さ (mm)	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	使用部位
SN490B	6	460	544	35	N1F・G1F-a ウェブ
	8	450	536	39	N1F・G1F-a フランジ
	8	482	582	22	N2F・N2P・G2F ウェブ
	12	412	544	27	N2F・N2P・G2F ウェブ
	10	392	537	25	N3F・G3F ウェブ
SM490A	15	359	522	27	N3F・G3F フランジ
	6	377	561	32	G1F-b ウェブ
	8	374	562	35	G1F-b フランジ
	8	397	546	24	G2P-a, -b ウェブ
	12	369	540	25	G2P-a, -b フランジ
LY225	16	254	316	41	N2FS-a, -b, G2FS ウェブ
	19	275	324	40	N2FS-a, -b, G2FS ウェブ
	16	248	305	40	N2FS-c, -d ウェブ
	19	251	309	41	N2FS-c, -d フランジ
STKR400	6	444	488	29	N1F・G1F-a 角形鋼管
	6	384	472	36	N2F・G2F 角形鋼管
	12	425	504	39	N2P 角形鋼管
	12	367	442	42	N3F・G3F 角形鋼管
	6	368	443	40	G1F-b 角形鋼管
	12	354	430	41	G2P-a, -b 角形鋼管
	9	398	514	36	N2FS-a, -b, G2FS 角形鋼管
	9	339	411	42	N2FS-c, -d 角形鋼管

JIS Z 2241 1A 号または 5 号

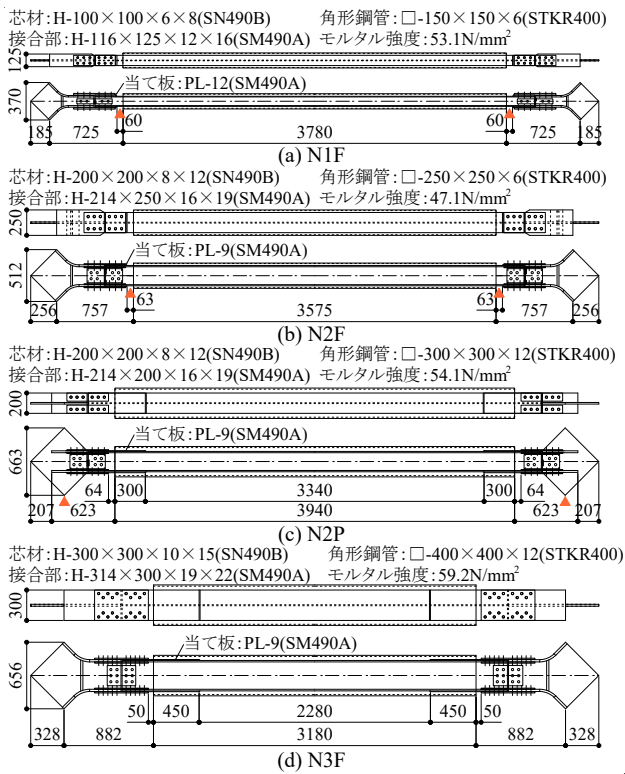


図-2 試験体の形状・寸法

Fig.2 Details of specimens

表-1 試験体の一覧

Table 1 List of specimens

試験体名	芯材			角形鋼管				接合部							
	cA (mm ²)	cL (mm)	cN_y (kN)	bI_y (mm ⁴)	bL (mm)	bN_{cr} (kN)	$b\alpha$	jA (mm ²)	jN_y (kN)	$j\alpha_y$	jZ_p (mm ³)	jM_p (kN・m)	jL (mm)	jN_{cr} (kN)	$j\alpha_{cr}$
N1F	2104	3900	952	1.15×10^7	3780	1514	1.41	5008	1806	1.90	2.21×10^5	80	1450	1507	1.58
N2F	6208	3700	2656	5.67×10^7	3575	7466	2.35	12316	4399	1.66	1.05×10^6	374	1514	4168	1.57
N2P		3340		1.83×10^8	3940	23851	2.32	10416	3722	1.40	8.65×10^5	308	1246	3504	1.32
N3F	11700	2280	4095	4.53×10^8	3180	59646	1.87	18330	7423	1.81	2.27×10^6	940	1744	7322	1.79

【芯材】 cA :降伏区間断面積, cL :降伏区間長さ, cN_y :降伏軸力

【角形鋼管】 bI_y :断面二次モーメント, bL :長さ, bN_{cr} :オイラー座屈荷重, $b\alpha$:安全率

【接合部】 jA :断面積, jN_y :降伏軸力, $j\alpha_y$:安全率, jZ_p :塑性断面係数, jM_p :全塑性モーメント, jL :座屈長さ, jN_{cr} :座屈耐力, $j\alpha_{cr}$:安全率

$a + e + s$ は初期たわみと偏心量とクリアランスの合計で5mmと仮定し、 M_y^p は角形鋼管の降伏曲げ耐力を、 M は軸力 cN_y 作用時の貫入部の全塑性曲げ耐力を表す。

3.1.2 加力方法

加力装置を図-3に示す。加力はK形配置の場合と片流れ配置の場合を想定した2通りで実施した。試験体は45°に傾斜して設置し、K形配置(N1F, N2F, N2P)の場合には単曲率の曲げモーメントが作用するように、柱脚にピンを設けた柱の頂部を水平ジャッキにより押し引きした。片流れ配置(N3F)の場合には複曲率の曲げモーメントが作用するように、鉛直ジャッキにより階高を一定に保持しつつ、加力梁を水平ジャッキにより押し引きした。加力は正負交番繰返し漸増载荷とし、層間変形角 R で1/400, 1/200, 1/100, 1/67, 1/50, 1/33を各2サイクル载荷し、除荷後単調载荷により最大変形性能を確認した。

3.1.3 実験結果

実験結果一覧を表-3に、水平荷重-層間変形角関係を図-4に示す。荷重が不連続に繰返し増減しているのは、継手部にすべりが生じたためである。耐力上昇率は引張側で1.15~1.42、圧縮側で1.25~1.56であった。いずれの試験体も層間変形角 $R = \pm 1/50$ 以上の十分な変形性能を示し、特に接合部端部を剛接合したN1F, N2F, N3Fでは $R = \pm 1/33$ まで加力しても耐力低下は見られなかった。最終破壊性状として、N1Fは $R = 1/25$ の圧縮側で接合部に構面外方向への座屈が発生した。N2Fは $R = 1/25$ の圧縮側で芯材突出部に局部座屈が生じた。N2Pは $R = 1/33$ の圧縮側で接合部に構面外方向への座屈が生じた。N3Fは $R = 1/25$ の引張側で損傷しないことを確認して実験を終了した。

各試験体の荷重-変形関係の骨格曲線を図-5に示す。いずれの試験体も塑性変形倍率が9.0以上であり、筋かいの種別BA⁴相当となる構造特性係数 $D_s = 0.25$ から逆

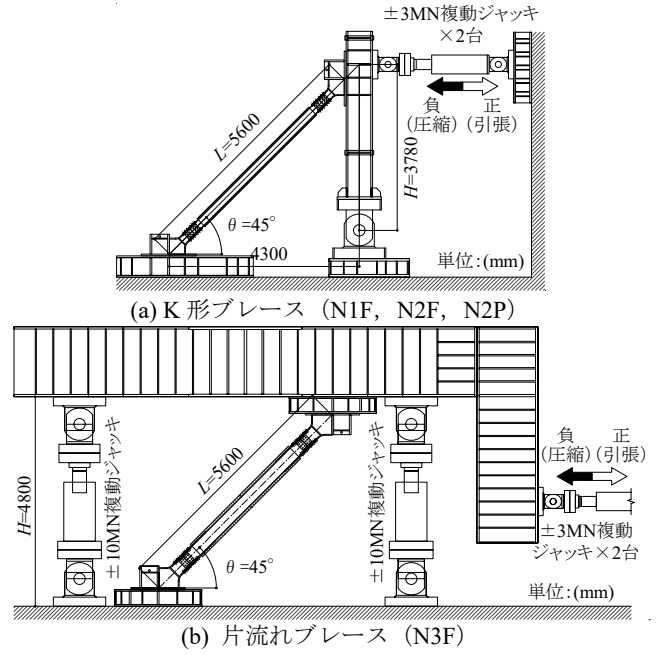


図-3 加力装置

Fig.3 Loading setup

表-3 実験結果一覧

Table 3 Results of tests

試験体	N_{max} (kN)	N_{min} (kN)	$\frac{N_{max}}{cN_y}$	$\frac{N_{min}}{cN_y}$	ϵ_{max} (%)	ϵ_{min} (%)	$\Sigma\epsilon_p$ (%)	η	R_{max} (rad)
N1F	1093	-1193	1.15	1.25	1.98	-2.36	21.2	95.9	-0.04
N2F	3319	-3565	1.25	1.34	1.82	-1.97	20.0	96.1	-0.04
N2P	3342	-3451	1.26	1.30	1.98	-1.62	16.6	79.4	-0.03
N3F	6061	-6657	1.42	1.56	3.41	-2.76	48.3	270.8	0.04

N_{max} :最大引張軸力, N_{min} :最大圧縮軸力, ϵ_{max} :降伏区間最大引張歪み, ϵ_{min} :降伏区間最大圧縮歪み, $\Sigma\epsilon_p$:降伏区間累積塑性歪み, η :降伏区間累積塑性変形倍率, R_{max} :最終サイクル

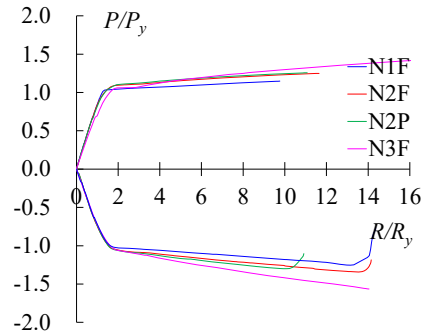


図-5 骨格曲線

Fig.5 Skelton curve

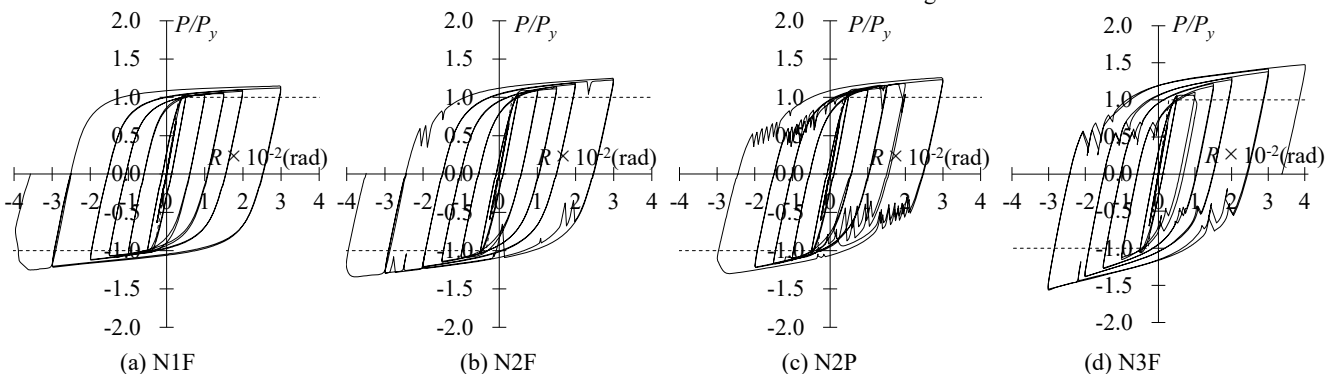


図-4 水平荷重-層間変形角関係
Fig.4 Horizontal load - story drift angle relationships

算される必要塑性変形倍率 7.5 以上の変形性能を有していた。

3.2 構面外実験

3.2.1 試験体

試験体一覧を表-4 に、試験体の形状・寸法を図-6 に示す。試験体の構成は前項 3.1.1 と同様で、G2FS のみ芯材に低降伏点鋼 LY225 の溶接組立 H 形鋼を用いた。使用した鋼材の機械的性質は前掲表-2 に示す。

試験体数は全 7 体で、芯材断面と接合部形状を実験変数とした。各試験体名の数字と末尾の記号 (F・P)

は芯材断面せいと前項 3.1.1 で述べた接合部の支持条件を表す。G1F-a は N1F と同形状で、G1F-b は接合部のフランジ幅を G1F-a よりも 1.2 倍に大きくした。G2P-a は補強当て板の貫入長さを $1.9H$ ($=380\text{mm}$, H : 芯材せい) とした。G2P-b は貫入長さを $1.5H$ ($=300\text{mm}$) とし、接合部フランジおよび補強当て板の幅を $1.15B$ ($=230\text{mm}$, B : 芯材幅) とした。G2FS は鋼管内部で LY225 と SM490A を板継ぎ溶接し、かつ接合部端部のフランジを曲げ加工して柱・梁に接合した試験体で、補剛材端近傍および接合部端部での塑性ヒンジ形成を防止した。

表-4 試験体一覧
Table 4 List of specimens

試験体	芯材			角形鋼管			接合部									
	cA (mm^2)	cL (mm)	cN_y (kN)	bI_y (mm^4)	bL (mm)	bN_{cr} (kN)	$b\alpha$	jA (mm^2)	jN_y (kN)	$j\alpha_y$	jZ_p (mm^3)	jM_p ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	jL (mm)	jN_{cr} (kN)	$j\alpha_{cr}$	
G1F-a	2104	2694	952	1.15×10^7	2550	3.58×10^4	2.57	5008	1806	1.90	1.28×10^5	46	1450	1507	1.58	
G1F-b		2670	789		2510	3.68×10^4	3.76	6708	2387	3.03	2.17×10^5	77	1490	2095	2.66	
G2F	6208	2830	2656	5.67×10^7	2492	1.85×10^4	4.16	12316	4399	1.66	6.05×10^5	374	1514	4168	1.57	
G2P-a		1540	2328		1.83×10^8	2300	7.01×10^4	1.81	12144	4239	1.82	4.56×10^5	158	1700	3844	1.65
G2P-b		1700						2.91	13464	4695	2.02	5.98×10^5	207		4384	1.88
G3F	11700	1336	4095	4.53×10^8	2236	1.83×10^5	2.02	18330	7423	1.81	1.01×10^6	430	1764	7322	1.79	
G2FS	9066	1666	2436	1.43×10^8	2266	9.34×10^4	3.36	10624	3796	1.56	4.22×10^5	150	1732	3424	1.41	

【芯材】 cA :降伏区間断面積, cL :降伏区間長さ, cN_y :降伏軸力

【角形鋼管】 bI_y :断面二次モーメント, bL :長さ, bN_{cr} :オイラー座屈荷重, $b\alpha$:安全率

【接合部】 jA :断面積, jN_y :降伏軸力, $j\alpha_y$:安全率, jZ_p :塑性断面係数, jM_p :全塑性モーメント, jL :座屈長さ, jN_{cr} :座屈耐力, $j\alpha_{cr}$:安全率

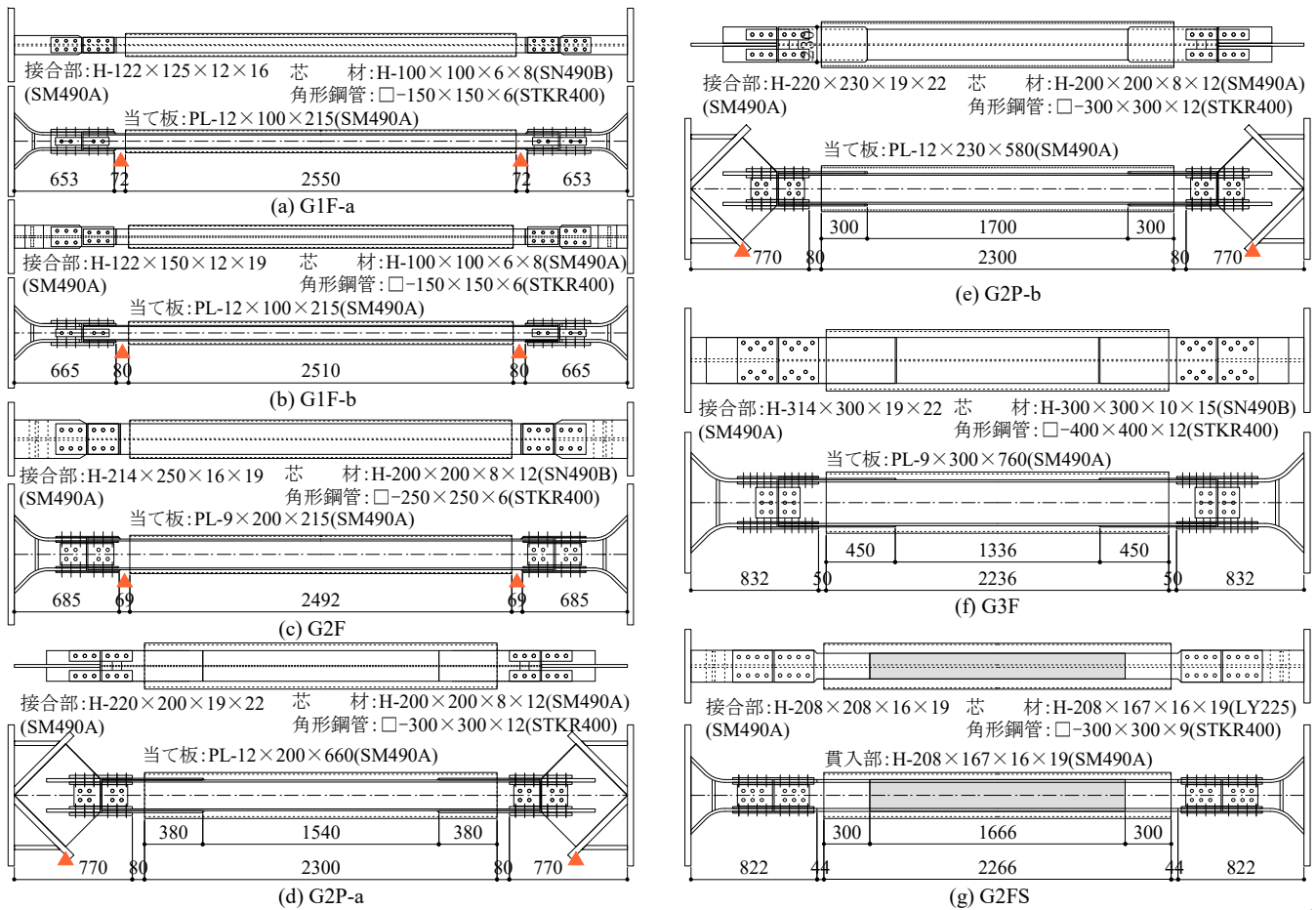


図-6 試験体の形状・寸法

Fig.6 Details of specimens

(▲: 想定される塑性ヒンジ位置)

3.2.2 加力方法

加力装置を図-7 に示す。試験体は加力装置内面内方向に対して弱軸（構面外）方向に配置した。加力は、試験体を 45° に傾斜させた場合に相当する高さ (4000/√2=2828mm) を用いた層間変形角 R を基準とし、水平ジャッキで $R=1/100$ に相当する初期構面外変形を与えた後、 $R=1/400, 1/200, 1/100, 1/67, 1/50, 1/40, 1/33$ に相当する材軸方向変形を与える正負交番繰返し漸増载荷とした。

3.2.3 実験結果

実験結果一覧を表-5 に、軸力-軸ひずみ関係を図-8 に示す。軸ひずみは座屈補剛材両端部間で計測した芯材の材軸方向変形から貫入部の弾性変形を減じ塑性化部長さで除した値である。荷重の不連続な増減は、継手部にすべりが生じたためである。最終破壊状況を写真-1 に示す。G1F-aを除くすべての試験体で、 $R=\pm 1/50$ 以上の変形性能を有していた。G1F-a では $R=1/50$ の圧

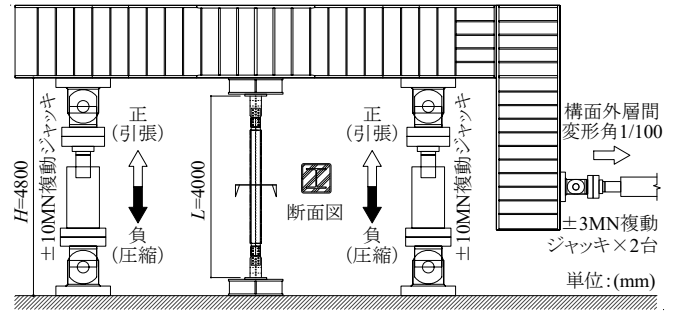


図-7 加力装置

Fig.7 Loading setup

表-5 実験結果一覧

Table 5 Results of tests

試験体	$\frac{N_{max}}{cN_y}$	$\frac{N_{max}}{cN_y}$	ϵ_{max} (%)	ϵ_{min} (%)	R_{max} (rad)	破壊状況
G1F-a	1.05	1.10	1.45	-1.23	-1/50	構面外座屈
G1F-b	1.26	1.41	2.23	-2.09	-1/33	局部座屈
G2F	1.20	1.27	2.24	-2.24	-1/33	局部座屈
G2P-a	1.33	1.54	3.11	-3.16	-1/40	局部座屈
G2P-b	1.37	1.52	2.87	-2.83	-1/40	局部座屈
G3F	1.42	1.62	3.62	-3.55	+1/33	引張破断
G2FS	1.28	1.40	4.04	-3.44	+1/29	損傷なし

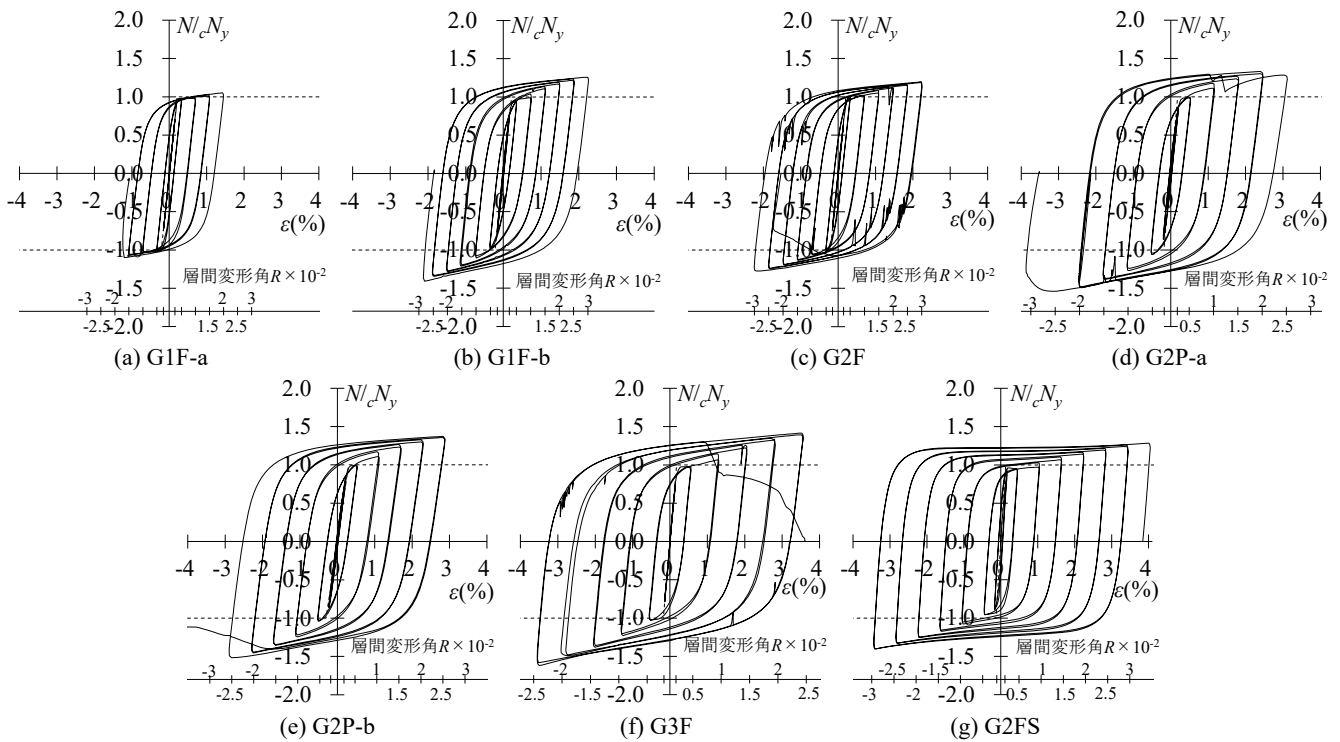


図-8 軸力-軸ひずみ関係

Fig.8 Axial load - axial strain relationships



(a) G1F-a

(b) G2F

(c) G2P-a

(d) G2P-b

写真-1 最終破壊状況

Photo.1 Ultimate failure mode

縮側で接合部の構面外座屈が生じた。G1F-bおよびG2Fでは座屈補剛材端の芯材に局部座屈が生じた。G2P-aは座屈補剛材端の芯材および当て板に局部座屈が生じた。G2P-bは座屈補剛材内の当て板の縮み代部の芯材に局部座屈が生じ、補剛鋼管にはらみ出しが生じた。G3Fは芯材塑性化部に破断が生じた。

構面外座屈に対する計算耐力一覧を表-6に、軸力と接合部の構面外変形関係を図-9に示す。構面外座屈荷重 N_{lim} は文献1)に示される設計式を準用した式(2)~(4)により算出した。

$$N_{lim} = \min\{N_{lim1}, N_{lim2}\} \quad (2)$$

$$N_{lim1} = \frac{(M_p^r - M_0^r)/a_r + N_{cr}^r}{(M_p^r - M_0^r)/(a_r \cdot N_{cr}^r) + 1} \quad (3)$$

$$N_{lim2} = \frac{[(M_p^g - M_0^g) + (M_p^r - M_0^r)]/a_r}{[(M_p^g - M_0^g) + (M_p^r - M_0^r)]/(a_r \cdot N_{cr}^r) + 1} \quad (4)$$

式(3)は座屈補剛材端部に塑性ヒンジを形成した上で、接合部に座屈を生じる状態を、式(4)は補剛材端部と接合部端部に塑性ヒンジが生じる状態を崩壊機構として仮定している。座屈補剛材端部での塑性ヒンジ形成を許容するG1F-a, G1F-b, G2Fは補剛材端部に曲げモーメントが生じず、接合部端部に座屈補剛材とのなす角度による偏心圧縮の曲げモーメントが作用するとした。一方、接合部端部に塑性ヒンジ形成を許容するG2P-a, G2P-bは、構面外変形に伴う曲げモーメントは生じないものとした。G3F, G2FSでは、補剛材端部と接合部端部の耐力を比較し、補剛材端部に早期に塑性ヒンジを形成する場合には、接合部端部には座屈補剛材とのなす角度による偏心圧縮の曲げモーメントが作用するとし、接合部端部に早期に塑性ヒンジを形成する場合には、接合部端部の曲げ耐力を接合部長さに応じて低減した曲げモーメントが補剛材端部に作用するとした。

表-6 構面外座屈に対する計算耐力

Table 6 Calculated strength of out-of-plane buckling

試験体	a_r (mm)	N_{cr}^r (kN)	M_0^r (kN·m)	M_p^r (kN·m)	M_0^g (kN·m)	M_p^g (kN·m)	N_{cr}^r (kN)	N_{lim1} (kN)	N_{lim2} (kN)	N_{lim} (kN)	α
G1F-a	11.9	5024	0	0	13.1	33.7	1495	1495	1288	1288	1.22
G1F-b	13.2	10296	0	0	21.4	46.9	2092	2092	1629	1629	2.07
G2F	11.6	32146	0	0	37.7	79.7	3792	3792	3264	3264	1.23
G2P-a	3.5	20606	0	16.4	0	0	3790	3790	3838	3790	1.65
G2P-b	3.5	31303	0	16.7	0	0	4285	4285	4099	4099	1.76
G3F	3.3	64472	0	0	23.3	49.4	7166	7166	6972	6972	1.63
G2FS	4.5	19215	0	0	15.5	34.4	3424	3424	3452	3424	1.42

a_r :接合部の偏心量, N_{cr}^r :接合部の座屈荷重, M_0^r :座屈補剛材端に作用する曲げモーメント, M_p^r :座屈補剛材端の全塑性モーメント, M_0^g :接合部端部に作用する曲げモーメント, M_p^g :接合部端部の全塑性曲げモーメント, N_{cr}^r :接合部の短期許容圧縮荷重

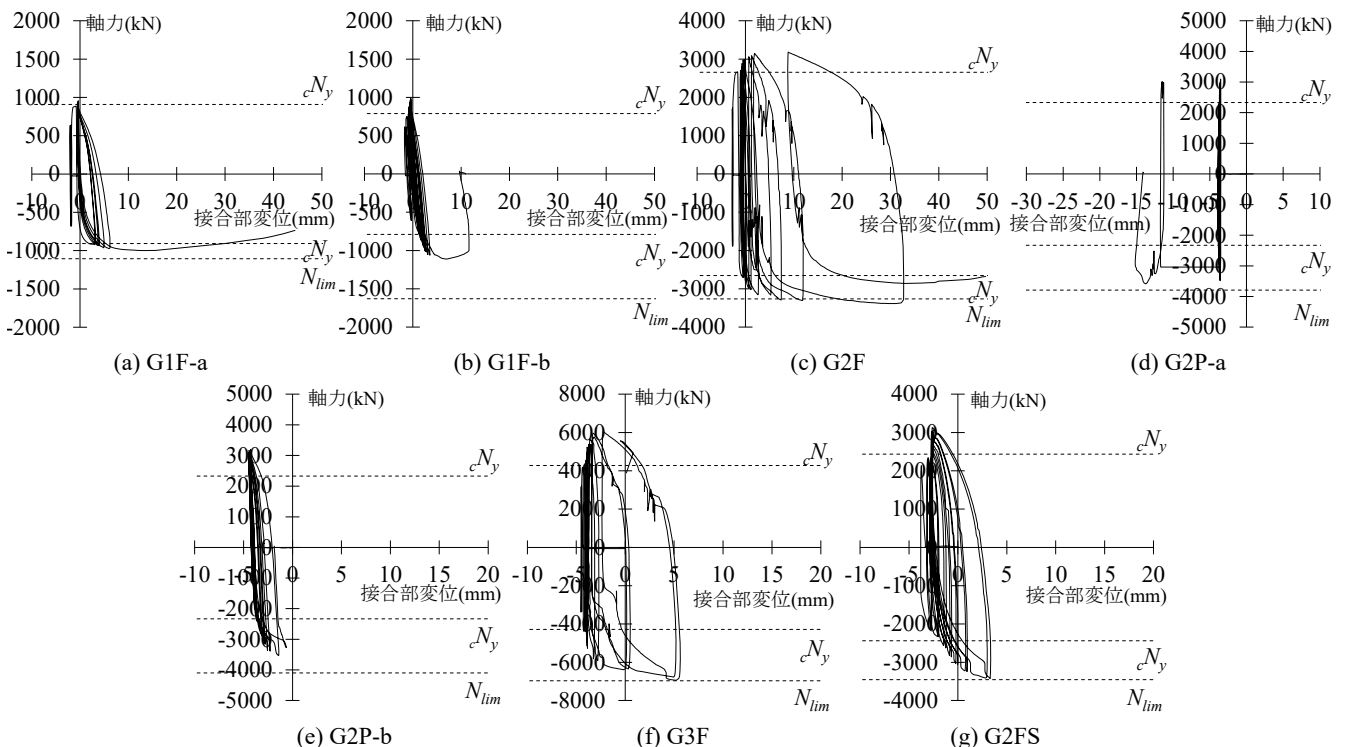


図-9 軸力-接合部の構面外変位関係

Fig.9 Axial load - out-of-plane displacement relationships

G1F-b と G2P-b を除く試験体において、最大耐力と計算耐力 N_{lim} はよく対応している。G1F-b と G2P-b は接合部での破壊ではなかったため、式(2)~(4)では評価できていない。接合部において破壊が生じた試験体は、最大耐力となる加力サイクルにて不安定構造となるため、接合部の構面外変形が急激に進展した。特に補剛材端部に塑性ヒンジを許容した G1F-a, G1F-b, G2F は接合部の構面外変形量が大きい。

3.3 疲労性能確認実験

3.3.1 試験体

試験体一覧を表-7 に、試験体の形状・寸法を図-10 に示す。試験体は全 4 体で、ひずみ振幅および加力方法を実験変数とした。いずれの試験体も同一寸法とし、実構造物を模擬した実大のブレースである。芯材の塑性化部には低降伏点鋼 LY225 の溶接組立 H 形鋼を用い、座屈補剛材内で SM490A の貫入部と板継ぎ溶接をした。接合部は欠損断面で降伏しないようにフランジを貫入

部よりも拡幅し、曲げ加工して柱・梁に接合した。その他の試験体の構成は前項 3.1.1 と同様である。使用した鋼材の機械的性質は前掲表-2 に示す。

3.3.2 加力方法

加力装置は前掲図-3 に示す。加力方法は前項 3.1.2 と同様で、ブレース配置による作用曲げモーメントの影響について検討した。加力は載荷速度を 0.02%/s とし、芯材が破断するまで、正負交番一定振幅の繰返し加力を行った。目標ひずみ振幅は、塑性化部の軸ひずみを 4 水準 (0.75%, 1.5%, 3.0%, 4.5%) に設定した。

3.3.3 実験結果

実験結果一覧を表-8 に示す。破壊性状はすべての試験体において芯材塑性化部での破断であった。

最もひずみ振幅の小さい N2FS-c と最も大きい N2FS-d の応力-ひずみ関係を図-11 に、各試験体の応力振幅の推移を図-12 に示す。ここで応力はブレースに作用する軸力を芯材塑性化部の断面積で除した値であり、ひずみは座屈補剛材両端部間で計測した芯材の材軸方向変形から貫入部の弾性変形を減じ芯材塑性化部長さで除した値である。ひずみ振幅が大きいほど応力振幅が増大する傾向が見られ、応力上昇率は N2FS-d において最大で 1.51 であった。亀裂発生後の応力振幅の推移は、ひずみ振幅が小さい場合には繰返し載荷により徐々に応力振幅が低下したが、ひずみ振幅が大きい場合には急激に破断が生じた。

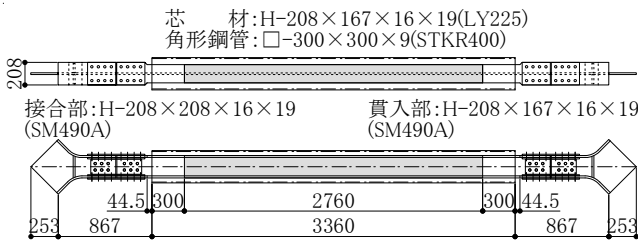


図-10 試験体の形状・寸法
Fig.10 Details of specimens

表-7 試験体一覧

Table 7 List of specimens

試験体	塑性化部			角形鋼管					貫入部			接合部			モルタル	目標軸ひずみ	加力方法	
	cA (mm ²)	cL (mm)	cN_y (kN)	bI_y (mm ⁴)	bL (mm)	bN_{cr} (kN)	bM_y (kN·m)	$b\alpha$	inA (mm ²)	inN_y (kN)	$in\alpha_y$	jA (mm ²)	jN_y (kN)	$j\alpha_y$				σ_B (N/mm ²)
N2FS-a	9066	2760	2436	1.43×10^8	3360	18882	406	3.02	9066	3241	1.33	10624	3796	1.56	53.2	3.0	K 形	
N2FS-b			2283				324	2.15		3269	1.43		3824	1.67	58.2	1.5		
N2FS-c			2283				324	2.15		3269	1.43		3824	1.67	50.3	0.75		片流れ
N2FS-d			2283				324	2.15		3269	1.43		3824	1.67	49.6	4.5		

【塑性化部】 cA :断面積, cL :長さ, cN_y :降伏軸力
 【角形鋼管】 bI_y :断面二次モーメント, bL :長さ, bN_{cr} :オイラー座屈荷重, bM_y :降伏曲げモーメント, $b\alpha$:安全率
 【貫入部】 inA :断面積, inN_y :降伏軸力, $in\alpha_y$:安全率 【接合部】 jA :断面積, jN_y :降伏軸力, $j\alpha_y$:安全率

表-8 実験結果一覧

Table 8 Results of tests

試験体	N_f (回)	$\Delta\sigma$ (N/mm ²)	$\Delta\epsilon_t$ (%)	$\Delta\epsilon_p$ (%)	$\Sigma\epsilon_p$ (%)	W_p (kN·m)	η
N2FS-a	44	676	2.96	2.64	232	1.79×10^4	1769
N2FS-b	150	587	1.50	1.21	366	2.38×10^4	2795
N2FS-c	315	498	0.76	0.51	324	1.64×10^4	2652
N2FS-d	23	713	4.53	4.18	192	1.56×10^4	1576

N_f :破断繰返し回数, $\Delta\sigma$:応力全振幅の全サイクルの平均,
 $\Delta\epsilon_t$:ひずみ全振幅の全サイクルの平均, $\Delta\epsilon_p$:塑性ひずみ振幅の全サイクルの平均, $\Sigma\epsilon_p$:塑性ひずみの全サイクルの和,
 W_p :荷重-変形曲線で囲まれた部分の面積の総和, η :累積塑性変形倍率

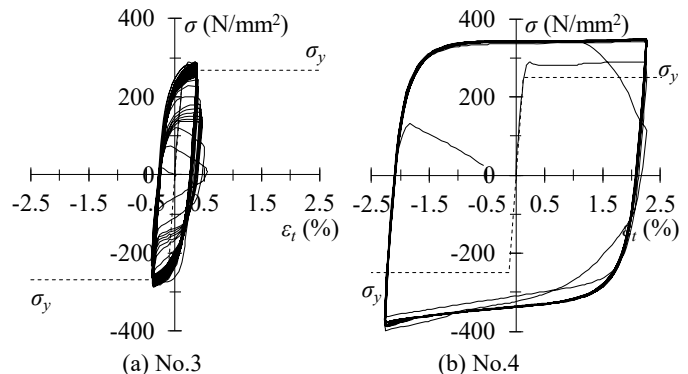


図-11 応力-ひずみ関係

Fig.11 Stress - strain relationships

塑性ひずみ振幅 $\Delta\varepsilon_p$ と破断繰返し回数 N_f の関係を両対数軸で図-13 に示す。各試験体は両対数軸上でほぼ直線関係にあることから、加力形式による顕著な差異は見られず、疲労性能に及ぼす作用曲げモーメントの影響が小さいことが確認できる。また両者の関係に Manson-Coffin 則を適用すると次式が得られる。

$$\Delta\varepsilon_p = 0.493 \cdot N_f^{-0.773} \quad (5)$$

4. まとめ

芯材に H 形鋼を、座屈補剛材にモルタル充填角形鋼管を用いた座屈拘束ブレースの実大構造実験を実施し、以下の知見を得た。

- (1) 層間変形角 1/50~1/33 の変形に対して、安定した履歴性状を有しており、従来のシェイプアップブレースと同様に筋かいの種別 BA 相当の変形性能を示した。
- (2) 接合部フランジの拡幅や補剛材内への芯材補強部の貫入により、構面外層間変形角 1/100 の変形状態で、構面内層間変形角 1/50 以上の安定した履歴性状を有していることを確認した。
- (3) 接合部端部および補剛材端部の条件に応じた接合部の構面外座屈条件について、既往の設計式により評価できることを確認した。
- (4) 塑性ひずみ振幅と破断繰返し回数の関係に対して、Manson-Coffin 則を適用し、疲労曲線式を示した。
- (5) K 形配置と片流れ配置の作用曲げモーメントの違いによる構造性能への影響が小さいことを確認した。

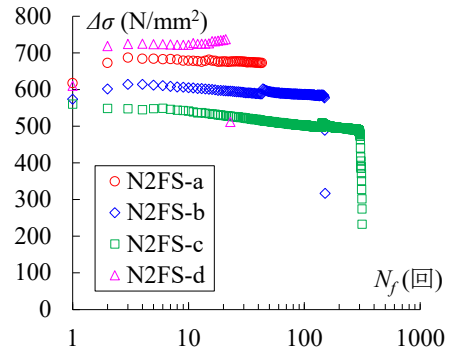


図-12 応力振幅の推移
Fig.12 Transition of stress amplitude

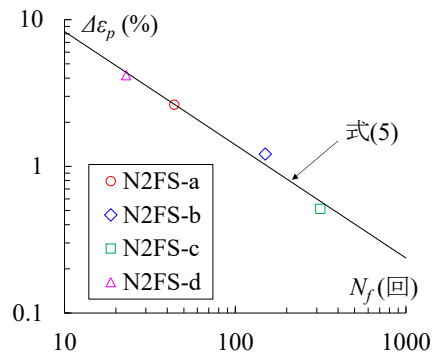


図-13 塑性ひずみ振幅-破断繰返し回数関係
Fig.13 Plastic strain amplitude - number of cycles to fracture relationship

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針，2018。
- 2) 髯高裕治，辻田修，成原弘之：座屈拘束ブレースに関する実験的研究（その 2 両端固定の実験），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.913-914，2000。
- 3) 日本建築学会：鋼構造許容応力度設計規準，2019。
- 4) 建築行政情報センター，日本建築防災協会：2020 年版建築物の構造関係技術基準解説書，2020。