

〈一般研究課題〉 実物大高性能制震ダンパーの開発と
その実用化に関する研究
助成研究者 名城大学 葛 漢彬



実物大高性能制震ダンパーの開発と その実用化に関する研究

葛 漢彬
(名城大学)

Development of High-Performance Seismic Damper and Its Applications

Hanbin Ge
(Meijo University)

Abstract :

In this study, the performance test of the Perforated Buckling Restrained Braces (P-BRBs) that the shape of the core plate was changed was conducted in order to improve the deformability of the conventional BRBs. By conducting incremental displacement repeated loading tests of five specimens, the behavior of the core plate that has slit holes with the same shape was confirmed. Furthermore, the deformation of the core plate influenced by varying the arrangement and the number of slit holes was evaluated.

As a result, it was confirmed that PBRBs showed a stable hysteresis curve because out-of-plane and in-plane of the core plate were deformed by bending and shearing force.

1. はじめに

1995年1月に発生した兵庫県南部地震以降、既設橋梁の耐震補強に関する検討および工事が数多く進められており¹⁾、土木構造物の耐震性能向上を目的とした方策として、エネルギー吸収デバイスの設置による耐震性向上策が挙げられる²⁾。この方策は、地震時に大きな損傷を起こさせる部材をエネルギー吸収性能に優れたデバイスに限定させることで、それ以外の部材の損傷を極力小さくするという方策であり、その中の1つとして、制震ダンパーの設置が挙げられる。制震ダンパーは、主構造自体にエネルギー吸収機構を組み込み、地震で発生したエネルギーを吸収・消散させる

ことで主構造の受ける地震エネルギーを最小にすることが可能である。その一種である履歴ダンパーの代表的なものとして、座屈拘束ブレース(Buckling-Restrained Brace, 以降BRBと呼称)があり、これまでにBRBに関する様々な研究が精力的に行われている³⁾⁻⁷⁾。

近年発生した2011年3月の東北地方太平洋沖地震および2016年4月の熊本地震では、本震後に強い余震が連続的に複数回発生し、主構造が大地震に耐えきれず、多くの社会基盤に甚大な被害をもたらした。これらにより、複数回連続的に発生する地震動およびレベル2地震動を超える地震動への対策として、制震ダンパーには更なる性能が要求されるようになり、橋梁のライフサイクルにわたって取り換え不要(大地震に3回程度耐え得ること)である高機能制震ダンパーの開発⁵⁾の重要性が再認識されることとなった。

また、萩野谷らの研究⁶⁾では、軸力を伝達する軸力管の一部が低降伏鋼管(スリットを設けている)である三重管ブレースを考案し、優れた耐震性能を得たことを示している。そこで、本研究では、ラチス柱(Lattice column)にあるような単一柱(後述の本研究に用いた供試体の最小断面部)に着目し、従来のBRBの芯材にスリット孔を設けた有孔座屈拘束ブレース(Perforated Buckling-Restrained Brace, 以降P-BRBと呼称)の開発研究を行う。従来のAll Steel BRBでは圧縮時、圧縮変形とともに主に面外方向の曲げ変形が発生し、多波座屈状態が生じる一方で、スリット孔を設けたP-BRBでは、面外方向の曲げ変形に加えて、面内方向のせん断変形および曲げ変形が発生する。そのため、P-BRBでは圧縮荷重を受けた際、芯材に発生する面内変形を従来のBRBよりも卓越させることで、変形性能向上を図る機構となっている。さらに、芯材にスリット孔を設けたことにより、断面積が減少し、耐力が低下することがあるが、従来の芯材よりも中央部の断面積が小さくなることで急速に降伏し、せん断剛性が低下する。これより、圧縮荷重下において曲げ変形に加え、せん断変形が顕著に現れることで変形性能を向上させ、塑性変形箇所を分散させることで安定かつ優れたエネルギー吸収能力を得ることができると考えられる。

そこで、「芯材に設けられたスリット孔における最小断面部(単一柱)の細長比 λ 」, 「スリット孔間長とスリット孔長の比 η 」の2つのパラメータを変動させた5本の供試体の漸増変位繰り返し載荷試験を行う。そして、実験から得られた荷重-変位履歴曲線, 平均応力-平均ひずみ履歴曲線および実験終了後の破壊状況の比較により、これらの2つの主要パラメータが変形性能と損傷状況に与える影響を検討する。なお、考案したP-BRBは、アーチ橋等の斜材(2次部材)に使用することを想定している。

2. 実験概要

P-BRBは、図1に示すように、簡単なレーザー加工によるスリット孔を複数設けた芯材にアンボンド材(ブチルゴム)を塗布し、フィラープレートおよび拘束材で挟み込み、ボルトで固定する構成となっている。スリット孔には、ひずみ集中を緩和し、孔部での早期破壊を防ぐため、楕円形を採用している。鋼種はSS400材である。芯材の材料試験結果および供試体の構造パラメータをそれぞれ表1, 表2に示す。材料試験は拘束材とフィラープレートは塑性化しないことから、芯材のみについて行った。また、芯材の面内方向および面外方向は1mmの隙間を空けている。また、本研究で用いた実験供試体は、実験装置の都合上、板厚 t_c や変形可能長 L などの寸法を小さくしているが、スリット孔における最小断面部(単一柱)の細長比 λ などの無次元化されたパラメータを用いる

ことで、実構造物に用いられる制震ダンパーの設計に参考できると考えられる。従来のBRBの変形は、主に軸方向の圧縮変形(すなわち面外方向の曲げ変形)によるものであったが、開発したP-BRBでは、圧縮時に従来のBRBに比べ面内方向にせん断変形も生じさせる。すなわち面外方向の曲げ変形に加え、面内方向のせん断変形および曲げ変形とも発生することで変形性能向上を図るメカニズムとなっている。

次に、本研究において重要な2つのパラメータについて説明する。図2に供試体詳細図を示すスリット孔における最小断面部(単一柱)の細長比 λ は、図2に示すように、供試体の長さ方向におけるスリット孔長 a と最小断面幅 b から式(1)を用いて算出される。

$$\lambda = \frac{a}{r} = \frac{a}{\sqrt{I/A}} = \frac{2\sqrt{3}a}{b} \quad (1)$$

ここで、 r は断面二次半径、 I は断面二次モーメント($=b^3t_c/12$)、 A は断面積($=bt_c$)である。本研究では、図2に示す赤枠部分を単一柱と考え、 r 、 I 、 A はこの単一柱における値となっている。スリット孔の個数の違いから、細長比 λ (Slenderness ratio, 表2の供試体名ではSと表記)を5.8(スリット孔10個, すなわち1列)、10.4(スリット孔20個, すなわち2列)および17.3(スリット孔30個, すなわち3列)と変動させた。

スリット孔間長とスリット孔長の比 η は、図2に示すように、スリット孔間長 c とスリット孔長 a から式(2)を用いて算出される。

$$\eta = \frac{c}{a} \quad (2)$$

スリット孔の配置の違いから、スリット孔間長とスリット孔長の比 η (Hole Spacing, 表2の供試体名ではHSと表記)を20%(スリット孔10個)、60%(スリット孔8個)および100%(スリット孔6個)と変動させた。

本実験では、エムティーエスジャパン製の高荷重試験システム、以降MTS試験機と呼称)を用いた。MTS試験機の許容値は、荷重 $\pm 500\text{kN}$ 、ストローク $\pm 75\text{mm}$ である。変位計は、芯材の移動端と固定端の変位、拘束材の剛体変位を測定するように設置した。境界条件は、片側で完全固定、もう片側では荷重方向以外全て拘束とし、荷重パターンは、1サイクル毎の漸増変位繰り返し荷重であり、1サイクル目を1.0%(変形可能長 L に対する伸び δ の割合)とし、以降1サイクル毎に1.0%増加させる。

また、P-BRBの全体座屈を防止するため、式(3)を用いて、安全係数 v_F の照査を行った⁵⁾

$$v_F = \frac{P_{\max}}{P_y} = \frac{1}{\frac{P_y}{P_E^R} + \left(\frac{P_y L}{M_y^R} \cdot \frac{\omega + d + e}{L} \right)} \geq 3.0 \quad (3)$$

ここで、 P_{\max} は最大軸圧縮力、 P_y は芯材の降伏軸力、 P_E^R は拘束材のオイラーの座屈荷重、 L は変形可能長、 M_y^R は拘束材の曲げモーメント、 ω は芯材の中央たわみ、 d は面外隙間量、 e は軸圧縮力の偏心量である。その結果、安全係数 v_F はスリット孔の配列が1列、2列および3列の芯材では、それぞれ10.3、12.4および15.5となり、すべての芯材で、 $v_F \geq 3.0$ となり、全体座屈を防止することができる。

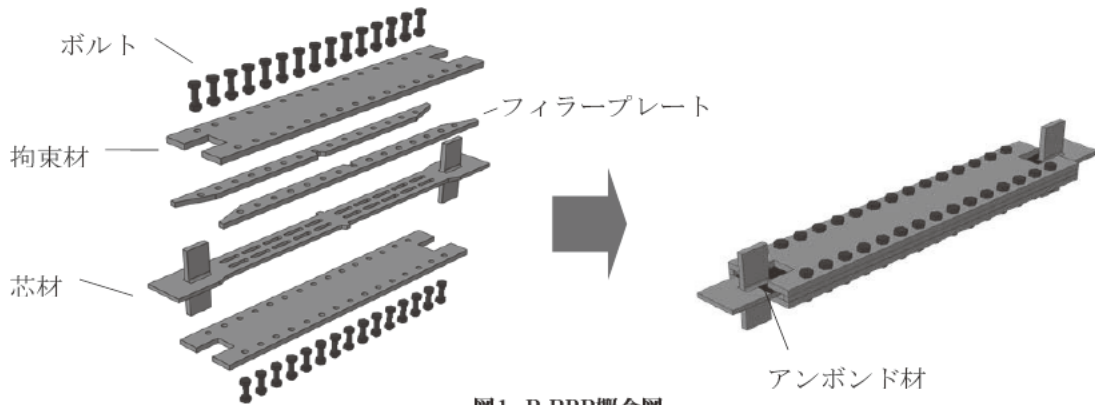


図1. P-BRB概念図

表1. 芯材の材料試験結果

鋼種	E [GPa]	σ_y [MPa]	ν	ε_{st} [%]	σ_u [MPa]	ε_u [%]	δ_e [%]
SS400	204	276	0.280	0.840	415	19.0	30.4

Note: E =ヤング率, σ_y =降伏応力, ν =ポアソン比, ε_{st} =ひずみ硬化開始時のひずみ, σ_u =引張強度, ε_u =引張強度時のひずみ, δ_e =伸び率.

表2. 各供試体の構造パラメータ

No.	供試体名	L [mm]	t_c [mm]	a [mm]	b [mm]	c [mm]	A_{min} [mm ²]	λ	η [%]
1	P-BRB-S5.8-HS20	670	10	50	30	10	600	5.8	20
2	P-BRB-S10.4-HS20				16.7	10	500	10.4	20
3	P-BRB-S17.3-HS20				10	10	400	17.3	20
4	P-BRB-S5.8-HS60				30	30	600	5.8	60
5	P-BRB-S5.8-HS100				30	50	600	5.8	100

Note: L =変形可能長, t_c =芯材の板厚, a =スリット孔長, b =最小断面幅, c =スリット孔間長, A_{min} =最小断面積, λ =最小断面部(単一柱)の細長比(a/r), η =スリット孔間長とスリット孔長の比(c/a).

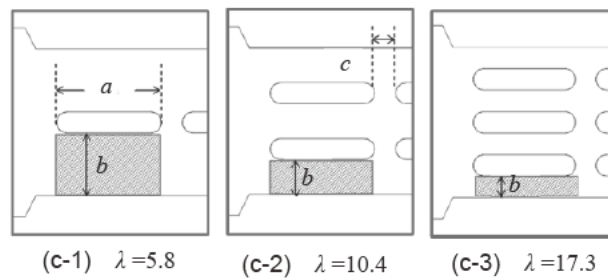
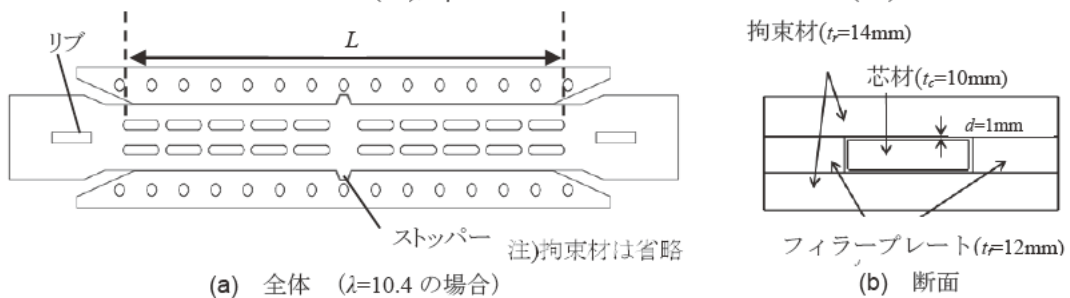


図2. 供試体詳細図

3. 実験結果

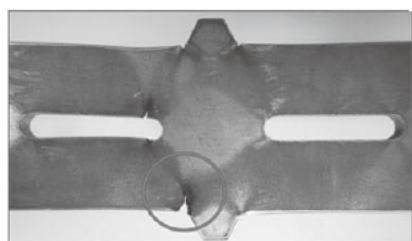
3.1 変形モード

a) No.1 P-BRB-S5.8-HS20

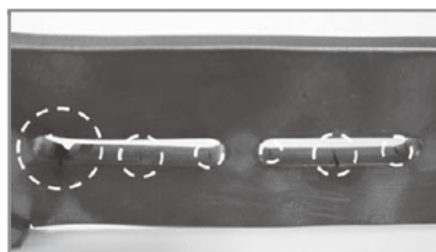
No.1供試体に設けられたスリット孔は10個であり、芯材中央ストッパーを境に5個ずつ対称の位置に設置した。写真1(a)にNo.1供試体の実験終了後の様子を示す。写真1(b)より、芯材の中央に設けられたストッパー付近において、き裂が大きく進展していることがわかる。ストッパー付近においてき裂が進展し破断に至るケースは従来のBRBにおいても確認はできたが、本実験では芯材にスリット孔を設けているため、写真1(c)より、スリット孔の端部および中央部においてもき裂が進展していることがわかる。図3(a)より、安定した履歴特性を描くことができています。



(a) 全体



(b) ストッパー付近の損傷状況

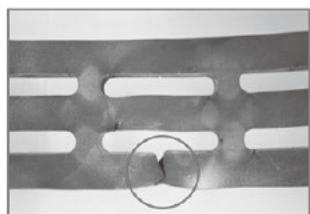


(c) スリット孔の損傷状況

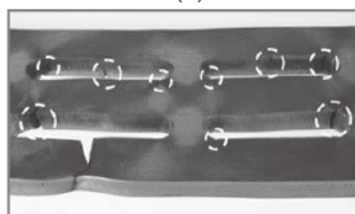
写真1. No.1 P-BRB-S5.8HS20の実験終了後の様子



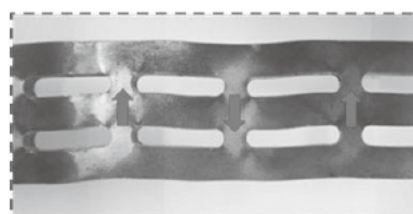
(a) 全体



(b) き裂進展および破断状況



(c) スリット孔の損傷状況



(d) 面内方向の変形

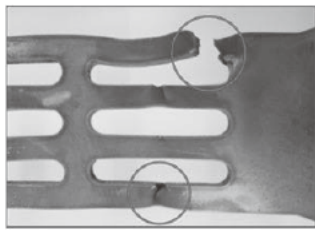


(e) 面外方向の曲げ変形

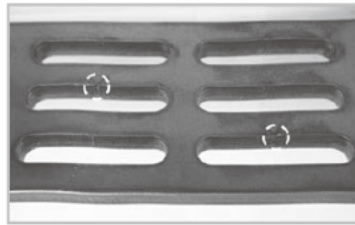
写真2. No.2 P-BRB-S10.4HS20の実験終了後の様子



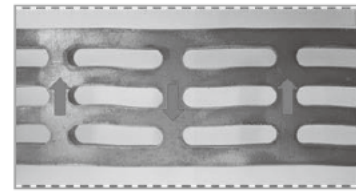
(a) 全体



(b) き裂進展および破断状況



(c) スリット孔の損傷状況

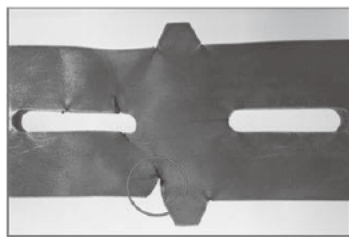


(d) 面内方向の変形

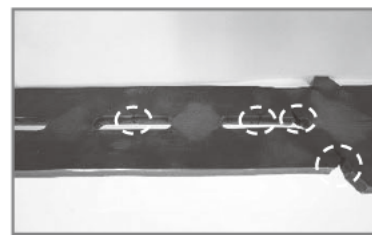
写真3. No.3 P-BRB-S17.3HS20の実験終了後の様子



(a) 全体



(b) ストッパー付近の損傷状況



(c) スリット孔の損傷状況

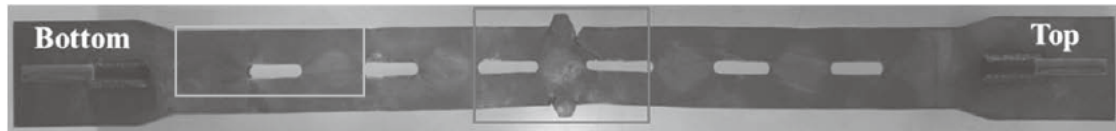
写真4. No.4 P-BRB-S5.8HS60の実験終了後の様子

b) No.2 P-BRB-S10.4-HS20

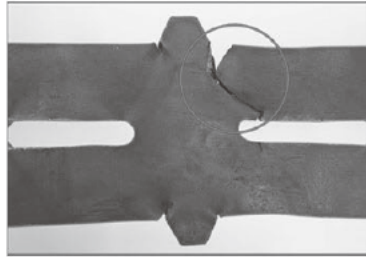
No.2供試体は No.1供試体よりも設けられたスリット孔が倍の20個となっている。写真2(a)にNo.2供試体の実験終了後の様子を示す。写真2(b)より、No.1供試体と異なり、ストッパー付近ではなく、芯材の移動端側に設けられたスリット孔においてき裂が大きく進展していることが確認された。写真2(c)より、No.1供試体同様に、スリット孔端部および中央部においてのき裂発生および進展が数多く確認された。また写真2(d)より芯材の面内方向のせん断変形および曲げ変形、写真2(e)より芯材の面外方向の曲げ変形発生が確認できる。これらより芯材にスリット孔を設けたことによるP-BRBの変形機構を満たすことができていることがいえる。図3(b)より、圧縮側において荷重が上昇した箇所が確認された。これは引張力と圧縮力を繰り返し与えることで、スリット孔とスリット孔の間(角部)が、拘束材と接触したとみられる複数の傷が確認されたことから、過度な面外方向の曲げ変形を制限したためであると考えられる。

c) No.3 P-BRB-S17.3-HS20

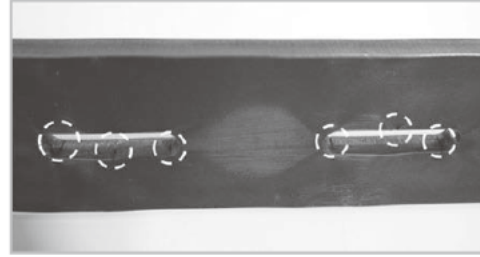
No.3供試体は No.1供試体よりさらに最小断面幅 b を小さくする、すなわちスリット孔を30個設けるように設計した。写真3(a)にNo.3供試体の実験終了後の様子を示す。写真3(b)より、移動端側のリブ付近のスリット孔においてネッキングが集中し、破断に至った。このため、No.1供試体およびNo.2供試体に比べ、各スリット孔には写真3(c)より、き裂発生が著しく少ないことから、破



(a) 全体



(b) ストッパー付近の損傷状況



(c) スリット孔の損傷状況

写真5. No.5 P-BRB-S5.8HS100の実験終了後の様子

断に至った箇所において、スリット孔を設ける際のレーザー加工で発生した微小な傷(当たり傷)による初期欠陥である可能性があるため、解析において再度同数のスリット孔を有する芯材の変形性能の影響を検討する必要があると考えられる。また、No.2供試体同様、写真3(d)に示すように面内方向のせん断変形および曲げ変形が顕著に現れていることを確認した。これらより、スリット孔を複数列設けることによって面内方向のせん断変形および曲げ変形を発生させることが可能であると考えられる。一方で、No.2供試体同様の芯材と拘束材の接触による傷を確認した。

d) No.4 P-BRB-S5.8-HS60

No.4供試体は、No.1供試体と同様に芯材の長さ方向におけるスリット孔の列数は1列であるが、スリット孔間長とスリット孔長の比 η がNo.1供試体の3倍を有するため、スリット孔は8個となっている。写真4(a)にNo.4供試体の実験終了後の様子を示す。写真4(b)より、No.4供試体はNo.1供試体と同様、芯材の中央のストッパー付近でのき裂が大きく進展している。また、写真4(c)に示されたように、スリット孔の端部および中央部においてき裂発生を確認した。一方で、No.2およびNo.3供試体で見られた面内方向のせん断変形および曲げ変形は非常に小さく、顕著にはみられないことから、P-BRBの変形性能の機構は満たすことができなかった。

e) No.5 P-BRB-S5.8-HS100

No.5供試体は、スリット孔間長とスリット孔長の比 η が100%であるため、スリット孔1つ分に対してスリット孔間を設けている。写真5(a)にNo.5供試体の実験終了後の様子を示す。写真5(b)より芯材の中央のストッパー付近でのき裂進展がみられ、スリット孔間隔を広げた場合でも、写真5(c)に示すようにスリット孔の端部および中央部にき裂が発生した。また、No.4供試体と同様、面内方向のせん断変形および曲げ変形が非常に小さく、P-BRBの変形性能の機構は満たしていない。これは、スリット孔の間隔を広げることでせん断力が作用するとされる変形部が大きくなるため、集中せずに面内方向のせん断変形に乏しくなったと考えられる。

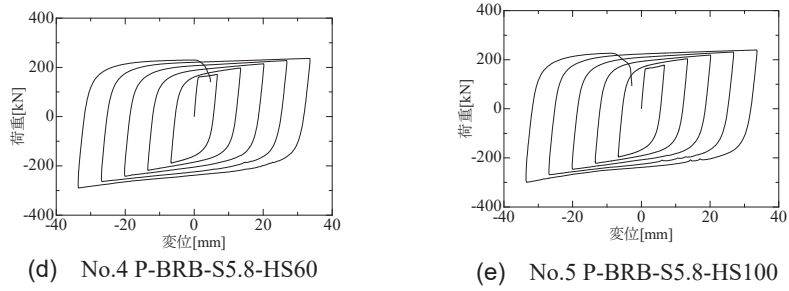
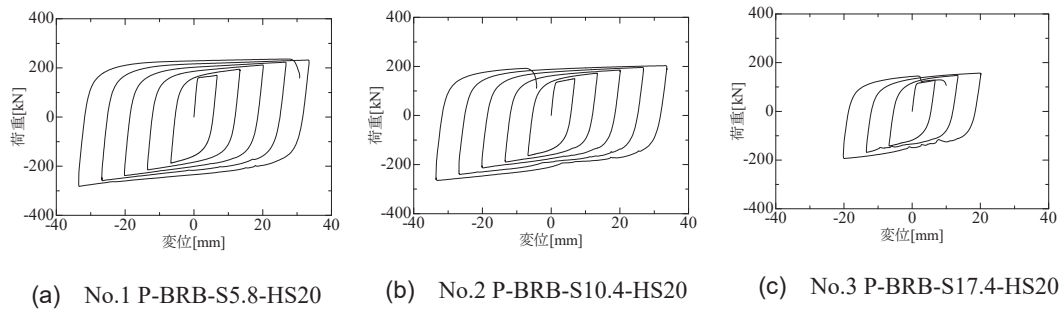


図3. 各供試体の荷重-変位履歴曲線

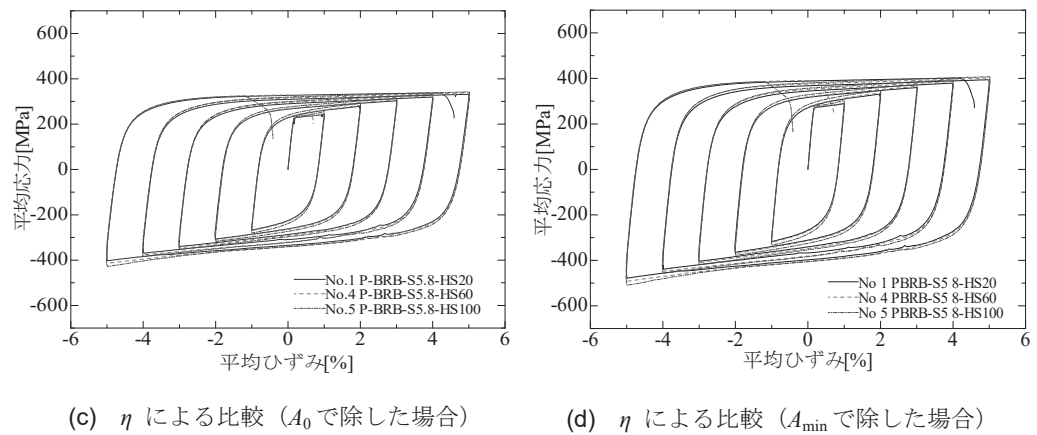
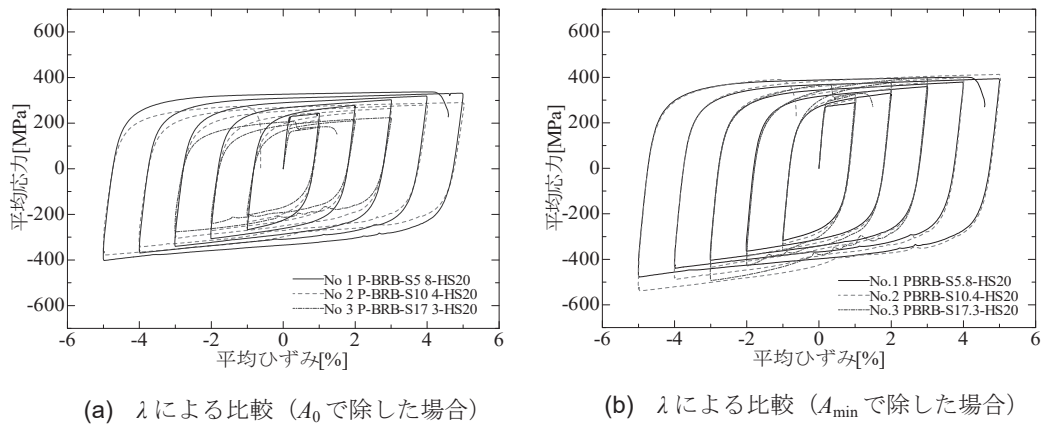


図4. 各パラメータ変動による平均応力-平均ひずみ履歴曲線

表3. 各供試体の実験結果

No.	C_{max} [kN]	T_{max} [kN]	K_0 [kN/mm]	K_1 [kN/mm]	K_2 [kN/mm]	K_3 [kN/mm]	K_4 [kN/mm]	K_{cal} [kN/mm]	K_{cal}/K_0
1	-282	236	167	3329	14420	2472	3940	184	1.10
2	-265	203	142		14420	2064		160	1.13
3	-140	157	116		14420	1648		134	1.15
4	-290	236	171		4807	2472		193	1.13
5	-300	240	171		2884	2472		197	1.15

Note: C_{max} =最大圧縮荷重, T_{max} =最大引張荷重, K_0 =初期剛性 (実験値), K_1 =リブ付近部の初期剛性, K_2 =スリット孔間長部の初期剛性, K_3 =スリット孔部の初期剛性, K_4 =ストッパー付近部の初期剛性, K_{cal} =初期剛性 (理論値), K_{cal}/K_0 =理論値と実験値の初期剛性比.

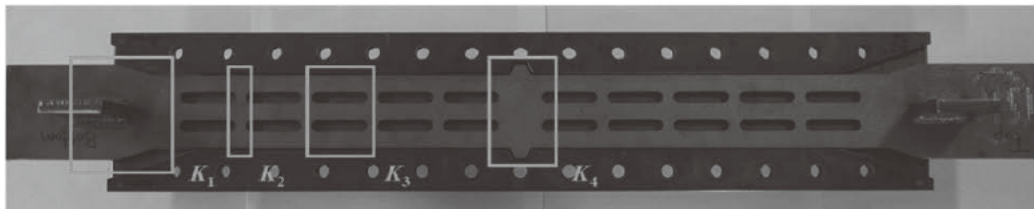


写真6. 初期剛性 K_{cal} 算出のための各パーツ分割方法(No.2供試体)

3.2 各パラメータの影響

図4に各パラメータ変動による平均応力-平均ひずみ履歴曲線の比較および表3に各供試体の最大引張・最大圧縮荷重および初期剛性を示す.

図4より, No.1供試体から順に最大ひずみは, 5.0%, 5.0%, 3.0%, 5.0%, 3.0%となり, すべての供試体において最大ひずみ $\epsilon_n \geq 3\%$ となり, 高機能BRBの目標性能⁵⁾を満たすことができている. スリット孔を適切に設けることにより, 従来のBRBよりも大きな変形性能の向上を期待できる.

また, No.1供試体から順に累積塑性変形(CID)は59.9%, 54.8%, 19.1%, 56.1%, 54.7%となり, 累積エネルギー吸収量(ΣE)は82.2kJ, 65.4kJ, 20.3kJ, 77.8kJ, 77.1kJとなった. これらの値は, 荷重-変位履歴曲線が描く総面積⁷⁾によって算出されるが, 载荷パターンに大きく依存することに注意されたい.

平均応力はスリット孔を有さない場合の断面積 A_0 (700mm²)または, 最小断面積 A_n (表2)で除し, 平均ひずみは変形可能長 L で除した値となっている. 本研究では, 各主要パラメータが変形性能などに与える影響を検討するため, 断面積の減少による耐力低下の影響や载荷パターンへの依存を考慮した平均応力および平均ひずみを用いて評価する. 表3に示した初期剛性(実験値) K_0 は, 1 Half cycle目の荷重-変位履歴曲線より算出し, 初期剛性(理論値) K_{cal} は, 写真6に示すように, 芯材を4つのパーツ(K_1 =リブ付近部, K_2 =スリット孔間長部, K_3 =スリット孔部, K_4 =ストッパー付近部)に分け, 芯材の形状に伴い, 各供試体の初期剛性を算出した. なお, 各パーツは互いに直列結合していると考え, 式(4)および式(5)を用いて算出する. また, 式(4)の N はスリット孔の配置数(偶数)であり, No.2供試体の場合, $N=10$ となる.

$$\frac{1}{K_{\text{cal}}} = \frac{1}{K_1} \times 2 + \frac{1}{K_2} \times (N-2) + \frac{1}{K_3} \times N + \frac{1}{K_4} \quad (4)$$

$$K_i = \frac{EA_i}{L_i} \quad (i=1, 2, 3, 4) \quad (5)$$

表3に示す K_{cal}/K_0 より、全ての供試体において1.15以下であったことから、初期剛性の実験値と理論値は、同程度の結果となっていることがわかる。

a) λ による比較

ここでは、スリット孔における最小断面部(単一柱)の細長比 λ についてNo.1, No.2およびNo.3供試体の比較による考察を述べる。図4(a), (b)より、No.1供試体の耐力が最も大きく、細長比 λ が大きくなるにつれて低下していることがわかる。一方で、各サイクルにおける最大平均応力は、細長比 λ が大きいものほど高い値を示していることが確認できる。これは、フィラープレートおよび拘束材が芯材との接触時に摩擦力が生じることが起因であると考えられる。すなわち、スリット孔を多く有する供試体ほど、面内方向のせん断変形および曲げ変形が発生しやすいことが考えられ、このことは、表3初期剛性においても、細長比 λ が大きくなるにつれて剛性が低下していくことで明らかである。

以上のことより、変形性能については、従来のBRBと比較すると、面外方向の曲げ変形に加え、顕著に現れた面内方向のせん断変形および曲げ変形により向上できると期待される。また、3列のスリット孔を設けることによって耐力の低下が著しく確認されたこと、および1列・2列のスリット孔を設けた供試体では同程度の結果を得ることができ、P-BRBの変形性能の機構を満たすことから、本実験で検討した範囲内では、スリット孔における最小断面部(単一柱)の細長比 λ は10.4以下が望ましいと考えられる。

b) η による比較

ここでは、スリット孔間長とスリット孔長の比 η についてNo.1, No.4およびNo.5供試体の比較による考察を述べる。

図4(c), (d)より、すべての供試体において安定した履歴曲線を描き、耐力についても大きな差はみられないが、スリット孔の個数が少ない(孔間長が大きい)ほど早く破断に至った。これより、塑性変形箇所の分散が見込められると考えられる。また、初期剛性においては、スリット孔間長とスリット孔長の比 η が大きくなるにつれて若干ではあるが、剛性が増大していくことがわかる。これはスリット孔間部を単一柱と考えた場合、 η が大きくなるにつれてスリット孔間長 c (変形可能部)が大きくなり、 K_2 の初期剛性は式(5)の関係により低下する一方で、スリット孔の数が少なくなり(No.4供試体では、スリット孔8個、No.5供試体では、スリット孔6個)、 K_3 の初期剛性の比率が増大することで、供試体全体としては、変形可能部の増加に伴い、剛性が高くなったと考えられる。

すなわち、すべての供試体において同程度の結果を示しているが、本実験で検討した範囲内ではスリット孔間長とスリット孔長の比 η は20%(スリット孔10個)が最も良いと考えられる。

4. おわりに

本研究は、芯材にスリット孔を設けた有孔座屈拘束ブレース(P-BRB)の開発研究のため、漸増変位繰り返し載荷実験を行い、破壊状況、最大ひずみ、CIDや初期剛性にスリット孔の個数や配置

が与える影響などについて検討した。以下に本研究から得られた主な知見を示す。

1. 実験において、スリット孔の配置列が1列の場合、供試体中央に設けられたストッパー部でき裂が進展し、2, 3列の場合は、設置されたスリット孔の端部および中央部でき裂発生を確認した。ネッキング限定箇所には、最小断面部(単一柱)が大きく影響していると考えられる。
2. 実験において、圧縮荷重下においてスリット孔を有する供試体は、面外方向の曲げ変形に加え、面内方向のせん断変形および曲げ変形が顕著にみられ、最大ひずみが3.0~5.0%に達したことから、P-BRBの変形性能の機構および高機能BRBの目標性能を満たし、変形性能向上を確認できた。
3. 実験において、最小断面部(単一柱)の細長比 λ が大きくなるにつれて、耐力および初期剛性の低下を確認し、本実験の検討範囲内では $\lambda \leq 10.4$ が望ましい結果となった。
4. 実験において、スリット孔間長とスリット孔長の比 η は、すべての供試体において同程度の結果を示したことから、本実験の検討範囲内では $\eta=20\%$ が望ましい結果となった。

今回の検討では、実験進行上、1%ひずみ増分による漸増変位繰り返し載荷パターンとしたため、CIDは70%以下となったが、これは載荷パターンに大きく依存することから、載荷パターンの違いについて詳しく調査する必要がある。そして、パラメトリック解析による適切なスリット孔配置を検討することで、改良モデルを設計し、実構造物への設置を想定した多くの大型実験による更なる検討を行う必要がある。

参考文献

- 1) 四条利久磨, 森下邦弘, 川島一彦, 浦辻和幸, 田中昭人: ダンパーブレースによる新王渡橋(仮称)の耐震性向上, 土木学会第58回年次学術講演会講演概要集, I-033, pp.65-66, 2003.
- 2) 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.
- 3) 金治英貞, 尾立圭巳, 鈴木直人, 井上一朗, 藤野陽三: 座屈拘束ブレースを有する既設長大橋フレーム構造における制震性能評価, 土木学会論文集A1(構造・地震工学), Vol.67, No.1, pp.137-148, 2011.
- 4) 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.
- 5) 宇佐美勉, 佐藤崇, 葛西昭: 高機能座屈拘束ブレースの開発研究, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.719-729, 2009.
- 6) 萩野谷学, 田口孝, 長尾直治, 神谷隆: スリット孔を有する座屈拘束ブレースの力学特性に関する実験的研究, 鋼構造論文集, 第15巻, 第57号, pp.35-43, 2008.
- 7) 猪飼豊樹, 丸山陸也, 賈良玖, 葛漢彬: 魚骨型座屈拘束ブレース(FB-BRB)の開発に関するパイロット研究, 土木学会論文集A1(構造・地震工学), Vol.73, No.4, pp.I_321-I_333, 2017.

