有孔座屈拘束ブレースの開発に関する 基礎的研究

近藤 加奈1・葛 漢彬2・賈 良玖3

 ¹学生会員 名城大学大学院 社会基盤デザイン工学専攻(〒468-8502名古屋市天白区塩釜口 1-501) E-mail:183433002@ccmailg.meijo-u.ac.jp
²フェロー 名城大学教授 理工学部社会基盤デザイン工学科(〒468-8502名古屋市天白区塩釜口 1-501) E-mail:gehanbin@meijo-u.ac.jp
³名城大学 総合研究所(〒468-8502名古屋市天白区塩釜口 1-501) E-mail:LJ JIA@hotmail.com

本研究では、従来の座屈拘束ブレース(BRB)に着目し、芯材にスリット孔を設けた新型の制震ダンパー である、有孔座屈拘束ブレース(P-BRB)の開発を試み、5本の異なる芯材を有する供試体の漸増変位繰り 返し載荷を行った.同一形状のスリット孔を芯材に設け、スリット孔の配置と個数の変化(スリット孔に おける最小断面幅の細長比λおよびスリット孔間長とスリット孔長の比η)が芯材の変形性能に及ぼす影 響を実験と解析により検証した.その結果、P-BRBは面外方向の曲げ変形に加え、面内方向のせん断変形 による変形性能向上がみられ、安定した履歴曲線を有することを示した.

Key Words: P-BRB, BRB, deformation performance, cyclic loading

1. 緒言

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 いおり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 30.

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^のの重要性が 再認識されることとなった.

本研究では、従来の BRB に着目し、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. 通常の BRB では、圧縮時、圧縮荷重の増加とともに主 に面外方向の曲げ変形が発生し、多波座屈状態が生じる が、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.

そこで、「芯材に設けられたスリット孔における最小 断面幅の細長比 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-変位履歴曲線を用いてエネルギー吸収量 および累積塑性変形を算出し、これらパラメータが変形 性能と損傷状況に与える影響を検討する.

また,実験供試体を対象とした数値シミュレーション を行い,変形メカニズム解明の手法を確立することで, 今後の改良モデルの設計に活用する. なお,考案した P-BRBは,アーチ橋等の斜材すなわち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、スリット孔を複数設 けた芯材にアンボンド材を塗布し、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. 鋼種は SS400 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 lmm の隙間を空けている.ま た、本研究では P-BRB の変形メカニズムを明らかにす ることを目的としているため、供試体の変形可能長は、 実構造物に用いられる制震ダンパーよりも大幅に縮小し ている.

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 形および面内方向のせん断変形ともに発生することで変 形性能の向上を図るメカニズムとなっている.

各供試体の芯材の変形可能長 *L* と板厚 *t*の値はすべて 同一としており、スリット孔の形状も同一である.

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 における最小断面幅の細長比 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.

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

ここで, *r* は断面二次半径, *I* は断面二次モーメント, *A* は最小断面積である.本研究では, 図-2 に示す赤枠部 分を単一の柱と考え, *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 を 5.8, 10.4 および 17.3 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 *S* とスリット孔長 *a* から式(2) を用いて算出される.

$$\eta = \frac{S}{a} \tag{2}$$

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%、60%および 100%と変動させた.

本実験に用いられた MTS 試験機の許容値は、荷重± 500kN,ストローク±75mm となっている.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、片側完全固定、片側 載荷方向以外拘束とし、載荷パターンは、1 サイクル毎 の漸増変位繰り返し載荷であり、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⁸.

$$v_F = \frac{P_{\max}}{P_y} = \frac{1}{\frac{P_y}{P_E^R} + (\frac{P_yL}{M_y^R} \cdot \frac{a+d+e}{L})} \ge 3.0$$
(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、a 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、 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、 $v_F \ge 3.0$ であるから、全体座屈を防止することが できる。



表-1 芯材の材料試験結果

鋼種	E[GPa]	$\sigma_{y}[MPa]$	v	$\mathcal{E}_{st}[\%]$	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, $\sigma_{j}=降伏応力$, v=ポアソン比, $\varepsilon_{s}=ひずみ硬化開始時のひずみ$, $\sigma_{u}=引張強度$, $\varepsilon_{u}=引張強度時のひずみ$, $\delta_{e}=(ht)$ で率.

No.	供試体名	L[mm]	t_c [mm]	a[mm]	<i>b</i> [mm]	S[mm]	λ	η [%]
1	P-BRB-S5.8-HS20				30	10	5.8	20
2	P-BRB-S10.4-HS20				16.7	10	10.4	20
3	P-BRB-S17.3-HS20	670	10	50	10	10	17.3	20
4	P-BRB-S5.8-HS60				30	30	5.8	60
5	P-BRB-S5.8-HS100				30	50	5.8	100

表-2 各供試体の構造パラメータ

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、S=スリット孔間長、 λ=最小断面における細長比(a/r)、n=スリット孔間長とスリット孔長の比(S/a).



3. 実験結果

本実験では、引張側の最大荷重に対して荷重が 30%低 下した時点で載荷を中断し、実験を終了した.

(1) 実験供試体

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

No.1 供試体は、本研究のスリット孔数および配置の 基準となっている. No.1 供試体に設けられたスリット 孔は 10 個であり、芯材の中央に設けられたストッパー を境に5個ずつ対称の位置に設置した. 写真-1 に No.1 供試体の実験終了後の様子を示す. 写真-1b)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 が引 張を受けた際においても確認はできるが、本実験では芯 材にスリット孔を設けているため、写真-1c)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.このき裂は、芯材が面内方向のせん 断変形によるものであると考えられる.

本供試体の累積エネルギー吸収量(以降 *E*_nと呼称) は 82194kN・mm なり,累積塑性変形(以降 CID と呼称) は 59.9%となった.これらの 2 つの値は,それぞれ荷重 一変位履歴曲線が描く総面積によって算出される⁹.だ が,これらの値は載荷パターンに大きく依存することに 注意されたい.よって本研究ではこれらを実験供試体間 の比較にのみ用いることとする.



全体 a)



b) ストッパー付近の損傷状況



c) スリット孔の損傷状況







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

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 に No.2 供試体 の実験終了後の様子を示す.写真-2b)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.また、写真-2d)より実験終了 直前の Half cycle に受けた圧縮力による面内方向のせん 断変形が確認できる. これは芯材の面内方向にせん断力 が作用したことによるせん断変形であると考えられ、写 真-2e)示すように、芯材の面外方向の曲げ変形発生も

確認した. これらより芯材にスリット孔を設けたことに よる P-BRB の機構を満たすことができていることがい える. また, Enは 65427 kN·mm, CID は 54.8%となり, No.1 供試体よりも小さい結果となった. これは、引張 力と圧縮力を繰り返し与えることで、スリット孔の角部 が拘束材に食い込み、過度な面外方向の変形を制限した ためであると考えられる. 今後, 全体座屈を防止し, か つ面外方向の変形を最大限考慮できるように面外隙間量 を検討する必要がある.



a) 全体



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

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、すなわちスリット孔を 30 個設けるように設計 した. 写真-3 に No.3 供試体の実験終了後の様子を示す. 写真-3b)より、移動端側のリブ付近においてネッキン 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-3c)よ り、き裂発生が著しく少ないことがわかる. また、No.2 供試体と同様、写真-3d)示すように面内方向のせん断 変形が顕著に現れていることを確認した一方で、芯材に と拘束材の接触とみられる傷が再度確認されたことから 面外方向の曲げ変形が制限された可能性があると考えら れる.

No.3 供試体の E_n は 20340kN・mm, CID は 19.1%となり, No.1 および No.2 供試体よりも著しく低下し,耐力に乏 しいため,十分に変形することができないと考えられる.

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 に No.4 供試体の実験終了後の様子を示す.写真-4b)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-4c)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は非常に 小さいことがわかった.

No.4 供試体の *E*_nは 77674kN・mm, CID は 56.1%となり, No.1 供試体との大きな差異はみられなかった.



写真-5 No.5 P-BRB-S5.8HS100の実験終了後の様子

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 に No.5 供試体の実験終了後の様子を示す. 写真-5b)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、スリット孔の間隔を広げた場合でも、写真-5c)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が非常に小さいことがわかった.これは、スリット孔の間隔を広げることで変形部が大きくなるためせん断力が集中的に作用せず、変形に乏しくなったと考えらえる.

No.5 供試体の E_n は 77132N·mm, CID は 54.7%となり, No.1 供試体および No.4 供試体との大きな差異はみられ なかった.

(2) 各パラメータの影響

表-3 に各供試体の限界値,図-3 に各供試体の荷重 -変位履歴曲線および図-4 に各パラメータ毎に比較し た平均応力-平均ひずみ履歴曲線を示す.表-3 に示し た初期剛性 K_{cal}は、写真-6 に示すように、芯材を4つ の各パーツに分け、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、No2 供試体の場合、N=10 となる.

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

$$K_i = \frac{--1}{L_i} \tag{5}$$

a) λによる比較

ここでは、スリット孔における最小断面幅の細長比 λ

について No.1, No2 および No.3 供試体の比較による考 察を述べる. なお,本実験では細長比 λ をそれぞれ 5.8, 10.4 および 17.3 と変動させることで,スリット孔の長さ 方向における列数が 1 列, 2 列および 3 列となるように 設計した. 図-4a)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,各サイクルにおいての最大平均応力は, 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最大平均応 力が高いと思われる.また,表-3 より,全ての供試体 において最大圧縮力と最大引張力の比は 1.30 以下を示 していることから P-BRB に作用する引張力と圧縮力は つり合っていることがわかる.

すなわち,スリット孔を多く有する供試体ほど,面外 方向および面内方向の変形が発生しやすいことが考えら れ,このことは,初期剛性においても表-3より,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 と比べ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により向上できると期待される.

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. なお、本実験ではスリット孔間長とスリット孔 長の比ηをそれぞれ 20%、60%および 100%と変動させることで、スリット孔の個数を 10個、8 個および 6 個となるように設計した.

図-4b)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.一 方で、各サイクルにおいての最大平均応力は、 No.5 供 試体が最も大きい値を示す.また、表-3の最大圧縮力

No.	供試体名	$C_{max}[kN]$	T _{max} [kN]	$ C_{max}/T_{max} $	K _{cal}
1	P-BRB-S5.8-HS20	-282	236	1.19	184
2	P-BRB-S10.4-HS20	-265	203	1.30	160
3	P-BRB-S17.3-HS20	-140	157	1.23	134
4	P-BRB-S5.8-HS60	-290	236	1.23	193
5	P-BRB-S5.8-HS100	-300	240	1.25	197

表-3 各供試体の限界値

Note: C_{max}=最大圧縮力, T_{max}=最大引張力, |C_{max}/T_{max}|=最大圧縮力と最大引張力の比, K_{ca}=初期剛性.





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

400 200 荷重[kN] 0 -200 -400 -20 0 20 40 変位[mm]

d)

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



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の比較



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



図-5 解析モデル (No.2 供試体)

 C_{max} と最大引張力 T_{max} の比をみても突出した違いはみられなかった。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、剛性が増加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変形可能長が大きくなるため、供試体全体としての変形部が増加することで、剛性が高くなったと考えられる。

すなわち、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等の結果を示していることから、 変形性能に大きな影響を及ぼすことは考えにくいと思わ れる.

4. 解析概要

(1) 解析モデル

本解析は、実験のみでは判断が難しい載荷中の供試体 のひずみ集中および破断過程を解明するために行った. 解析モデルは、フィラープレートおよび拘束材と芯材の 接触が重要となるため、厚さ方向に接触設定が容易なソ リッド要素を用いた.また、解析実行時間を短縮させる ために完全積分に比べて1次低い6面体1次の低減積分 要素 C3D8R を用いた.ひずみが集中すると思われるス リット孔の周りのみ細かい要素で分割し、その他の部分 は解析時間の効率化のため粗い要素で分割した.図-5 に、例として No2 供試体の解析モデルを示す.境界条 件と載荷パターンは、実験と同様である.また、ボルト は対応する2枚の拘束材とフィラープレートの3つのボ ルトの穴の内側の面を中央の参照点とカップリング拘束 することで模擬する.また、ABAQUS/Explicitを用いて、 接触による不連続性に伴う複合非線形を考慮し、変形メ カニズムの数値シミュレーションを行った.

(2) 応カーひずみ関係と延性破壊モデル

本解析では、ネッキング後の荷重-変位履歴曲線を精 度よくシミュレーションするため、真応力-真ひずみ関 係は、次に示す手法(Power Low Tangent 法、以降 PLT 法 と呼称)¹⁰⁾を用いる.

ネッキング発生までは、従来と同様に公称応カー公称 ひずみ曲線から真応カー真ひずみ曲線を定めるが、ネッ キング後については、1)ネッキング発生後の硬化率(真 応カ—真ひずみ曲線の傾き)は指数則に従う.2)ネッキ ング発生後の硬化率は次第に減少する.以上2つを仮定 することで、ネッキング発生後の真応カー真ひずみ関係 の傾きは、式(6)と定義することができる.

$$\frac{\mathrm{d}\,\sigma}{\mathrm{d}\,\varepsilon} = \sigma_{neck} \cdot [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{neck})^n] \tag{6}$$

ここで, n は硬化率の減少速度によって決定される材料 パラメータであるが,材料試験の結果から 0.50 と決定 されている¹⁰.

これらより、ネッキング発生前の真応カー真ひずみ曲線は、指数則に従うため、ネッキング発生後は式(6)を積分することで式(7)を得ることができる.

$$\sigma = \sigma_{neck} \cdot (1 + \varepsilon - \varepsilon_{neck}) - \frac{\sigma_{neck}}{1 + n} (\varepsilon - \varepsilon_{neck})^{n+1}$$
(7)

次に,延性破壊モデルについて述べる.式(8)に延性 き裂発生時の要素の損傷を定義する.

$$dD_{ini} = \begin{cases} \frac{d\varepsilon_{eq}}{\frac{-\frac{3}{2}T}{2}} & \left(T \ge -\frac{1}{3}\right) \\ 0 & \left(T < -\frac{1}{3}\right) \end{cases}$$
(8)

ここで、de_aは相当塑性ひずみの微小増分であり、異なる応力三軸度下では損傷は線形であると仮定し、D_m=1

に達した時に破壊すると定義している.χは延性破壊パ ラメータ,Tは応力三軸度である.また、本解析では漸 増変位繰り返し載荷試験においてのき裂進展から破断ま でを精度よくシミュレーションするため、式(9)に示す き裂進展の定義D_{prop}を用いる. ここで、 ε_{eq} は相当塑性ひずみ、 L_e は要素の特性長さ(ソ リッド要素では体積立方根)、 G_f は損傷進展エネルギー、 $\sigma_{m}=1$ は $D_{m}=1$ 達成時の応力である、 $D_{prop}=1$ 達成時に要素 の応力が 0 となり要素が削除される、すなわちき裂が発 生すると定義している.

$$D_{prop} = \frac{\varepsilon_{eq} \cdot L_e}{2G_f / \sigma_{ini}} \tag{9}$$

No.	供封休夕	破断時の Half cycle 数			
	快武件石	実験	解析		
1	P-BRB-S5.8-HS20	11	11		
2	P-BRB-S10.4-HS20	11	11		
3	P-BRB-S17.3-HS20	7	11		
4	P-BRB-S5.8-HS60	11	11		
5	P-BRB-S5.8-HS100	11	13		

表-4 実験と解析の破断時の Half cycle 数の比較



面外方向の変形

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



面外方向の変形

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



面外方向の変形

c) No.3 P-BRB-S17.4-HS20

図-6 各供試体の8Half cycle 終了時の相当塑性ひずみコンター図



5. 解析結果

表-4に実験と解析の破断時の Half cycle 数の比較を, 図-6 に 8Half cycle 終了時の No.1~No.3 供試体の解析コ ンター図を示す. なお, 前述でスリット孔間長とスリッ ト孔長の比 n は変形メカニズムに大きく影響しないこと が示されたため、No.4、No.5 供試体の解析コンター図は 示していない. 表 -4 より, 破断時の Half cycle 数は No.3, No.5 供試体を除いて同等の結果が得られた. No.3 供試 体は, 図-6より, 圧縮荷重時に No.1, No.2 供試体と比 べ、最小断面幅にひずみ集中が少なく、均等にひずみが 分散されたためネッキングが発生せず破断に至らなかっ たと考えられる. また, No.3 供試体において面内方向 のせん断変形が顕著にみられ, No.2 供試体の方が面外 方向の曲げ変形が大きいことが確認できた. これらより, 細長比 λ を大きくすると面内方向の変形が支配的になり、 面外方向の変形が小さくなることで,変形性能が低下す ることが明らかであると考えられる.

次に、各パラメータ毎に、き裂発生までの損傷指数 Dini と相当塑性ひずみ関係を図-7 に示す. 前述のよう に(4.解析概要)今回用いた延性破壊モデルでは、応力 三軸度 Tが-1/3 より小さいときは損傷を蓄積しないと仮 定している. 図-7a)より, No.2 供試体が最も小さい相 当塑性ひずみで損傷指数に達したため、ひずみ集中が他 の供試体と比べ、緩和されていることがわかる.これは、 面内方向および面外方向の両者で顕著に変形がみられた ためであると考えられる.また, No.1 供試体は他の供 試体と比べ、スリット孔が少ない分、ネッキング発生箇 所が限定されることからひずみが蓄積したのだと考えら れる. これらは、スリット孔の適切な配置によりひずみ 集中に差が生じることが考えられ、今後検討する必要が ある. また, 図-7b)より, No.5 供試体において損傷に 至るまでのひずみの蓄積が著しく大きいことがわかる. これは、実験においてスリット孔の間隔を広げることで

変形部が大きくなるため変形は小さいと考えられたが, 解析において,ひずみの分散がより顕著にみられること が確認できた.一方で,No4 供試体ではひずみが若干 ではあるが No1 供試体に比べ集中している.よって, スリット孔間長とスリット孔長の比 η は,ひずみの蓄 積・分散に大きく関与していることが明らかであるため 再度検討を重ねる必要がある.

これらより、芯材にスリット孔を設けたことによる面 外方向の曲げ変形に加え、面内方向のせん断変形を確認 し顕著に効果が発揮されていること、変形メカニズム解 明および破断を模擬できた.

6. 結言および今後の研究課題

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 載荷実験および数値シミュレーションを行い、破壊状況、 エネルギー吸収量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.

- 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、最小断面幅が大きく影響して いると考えられる.
- 実験において、圧縮荷重下においてスリット孔を 多く有する供試体ほど、軸方向圧縮および曲げ変 形により面内方向および面外方向の変形が顕著で あることが確認できた。
- 実験において、細長比んが大きくなるにつれて、 耐力、初期剛性およびエネルギー吸収量は低下す る一方で、スリット孔間長とスリット孔長の比 η

は、すべての限界値において同等の結果となった. これらにより、変形性能向上のためには細長比ん が大きく影響していると考えられる.

- 4. 解析において、細長比んが大きすぎると、面内方 向のせん断変形が支配的となり、面外方向の変形 は小さくなるため P-BRBの変形性能は低下するこ とが確認された.
- 5. 解析において、スリット孔間長とスリット孔長の 比ηは、変形性能向上には大きく影響はしないが、 ひずみの蓄積・分散において顕著に違いがみられ たため、大きく影響していることが考えられる.
- 解析において、PLT 法および延性破壊モデルを用いることで、破断を精度よくシミュレーションすることができ、変形メカニズムを解明することができた。

今回の検討では、面外方向の変形が顕著にみられたが、 拘束材との接触で摩擦力が発生したことによる応力上昇 を踏まえ、面外隙間量を調整する必要がある.また、エ ネルギー吸収量および CID などは載荷パターンに大き く依存するため、載荷パターンの違いによって考察する 必要がある.そして、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、提案する必要 がある.

参考文献

- 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,1033, 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.

- 小池洋平,谷中聡久,宇佐美勉,葛漢彬,尾下里治,佐 合大,鵜野禎史:高機能補剛せん断パネルダンパーの開 発に関する実験的研究,構造工学論文集,Vol.54A, pp.372-381,2008.
- 宇佐美勉,佐藤崇:座屈拘束ブレースの低サイクル疲労 実験と照査法,構造工学論文集,Vol.56A, pp.486-498, 2010.
- 5) 宇佐美勉,渡辺直起,河村洋行,葛西昭,織田博孝:制 震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの全体座屈,構造 工学論文集,Vol.52A, pp.37-48, 2006.
- 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.
- 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.
- 佐藤崇,宇佐美勉,葛西昭:高機能座屈拘束ブレースの 性能実験,第11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,B1-2, pp.51-58,2008.
- 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),第 73 巻 4 号, pp.I-321-333, 2017.
- Jia, L. J. and Kuwamura, H: Ductile fracture simulation of structural steels under monotonic tension, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.140, No.5, pp.04013115-1-12, 2014.

(受付)

FUNDAMENTAL STUDY ON DEVELOPMENT OF PERFPRATED BUCKLING-RESTRAINED BRACES

Kana KONDO, Hanbin GE and Liang-Jiu JIA

In this study, experimental study on sesmic performance of five perforated bucling-restrained braces (P-BRBs) was conducted under cyclic incremental loading, aiming to improve ductility of conventional buckling-restrained braces. Numerical simulation of the five specimes was also conducted Not, Effects of the slenderness ratio of the stub column between two neighboring holes, and the hole-spacing-to-hole-length ratio were investigated. Both out-of-plane flexural deformation and inplate shear deformation were observed in the P-BRBs. Stable hysteretic curves were obtained and the deformation capacity was improved for the additional inplate shear deformation.