

# 座屈止め補剛材付きブレースの挙動に関する実験的研究

——座屈止め補剛材の効果について——

品 部 祐 児      高 橋 泰 彦

## Experimental Study on Elasto-Plastic Behavior of Braced Steel Frame with Stiffening Member

——Effect of Stiffening Member——

Yuji Shinabe      Yasuhiko Takahashi

### Abstract

To investigate the restraint provided by a brace joint and the effectiveness of a stiffening member in the elasto-plastic range, the authors carried out experiments of Z-shape braced steel frames having stiffening members with slenderness ratios (35, 50) and cross sections (C-shape, round steel bar) as parameters. The following conclusions were obtained regarding the experiment results: ① A joint of double-gusset type is fixed to a very high degree. ② As slenderness ratio is decreased by provision of the stiffening member, buckling load become higher and the capacity of maintaining strength is improved. ③ Before reaching maximum load, no significant difference is observed between a C-shape and a round steel bar. ④ A C-shape is better for a stiffening member than a round steel bar. ⑤ A stiffening member is not very effective when slenderness ratio is small.

### 概 要

座屈止め補剛材付きブレース架構の大型模型実験を行い、ブレース継手部の拘束、ブレース弾塑性域での座屈止め補剛材の有効性について調査した。パラメータとしては、ブレース細長比(35, 50)、座屈止め補剛材の断面(C形鋼, 丸鋼)を採用した。実験結果から次のことが判明した。① ダブルガセットプレート形式の継手は固定度が非常に大きい。② 座屈止め補剛材により細長比は低減し、座屈耐力の上昇と、耐荷能力の改善があった。③ 最大耐力に達するまでは、座屈止め補剛材の断面の相違による性状の変化はなかった。④ 座屈止め補剛材としては、丸鋼よりC形鋼のほうが優れている。⑤ 座屈止め補剛材は、細長比が小さい場合には、あまり有効ではない。

## 1. はじめに

鉄骨造の建物に組込まれるブレースの中央部に、水平に座屈止め補剛材を設置することにより、面内方向の細長比を低減させて、架構全体の耐力、靱性を確保しようとする設計方法がある。このようなブレースの研究<sup>1)2)</sup>は、過去にいくつか行われているが、いろいろな断面の座屈止め補剛材を実際に架構に組込み、ブレースの細長比を変化させるとともに、弾塑性域での座屈止め補剛材の有効性について検討した研究<sup>3)</sup>は少なく、十分データがあるとは言いがたい。

本報告は、座屈止め補剛材にC形鋼を使用し、ブレースだけでなく、高力ボルト接合部も実大の1/2に忠実に縮小した試験体を製作し、地震時を想定した水平加力の実験を行うことにより、ブレース端部の拘束や弾塑性域での座屈止め補剛材の有効性を調査することを目的として実施した。

## 2. 実験計画

### 2.1 試験体

試験体のパラメータはブレースの細長比 $\lambda$  (35, 50)、座屈止め補剛材の種類(C形鋼, 丸鋼)の2種類であり、座屈止め補剛材の無い標準的なもの( $\lambda=100$ )も含めて実験した。なお、細長比 $\lambda$ は、図-1に示した節点間距離 $L$ を座屈長さとして求めた見かけの細長比である。試験体は1層1スパンの片ブレース構造とし、これらのパラメータより4体製作した。その組合せは、表-1の通りである。また、試験体寸法および断面は、図-1の通りである。丸鋼については、座屈止め補剛材の簡略化の検討を意図している。試験体名称は、最初のSZが鉄骨Z型ブレースを、次の数字が見かけの面内細長比を、最後の記号が座屈止め補剛材無し(O)、丸鋼補剛材(R)、C形鋼補剛材(C)を示している。なお、SZ-100・Oは座屈止め補剛材の無い試験体である。

ブレースは、H-150×150×6×9のH形断面として、面内弱軸方向に配置した。取り付け方法は、図-2に示すようなダブルガセットプレート形式（フランジ部9mm、ウェブ部6mm）の高力ボルト摩擦接合とした。また、試験体の細長比は、スパン長を変えることにより変化させた。

座屈止め補剛材は、C-100×50×3.2のC形鋼とφ16の丸鋼を採用した。取り付け方法は、図-3のようにブレースと柱に溶接したガセットプレート（4.5mm）に、C形鋼のウェブを水平にし、ブレースの左右で向きが逆になるように配置しウェブのみ高力ボルト（4-M12）で締付けた。丸鋼は、両端に溶接した平板を介してボルトで取り付けられた。なお、丸鋼には初期張力として0.45tf(ε=100μ)を導入した。

また、ブレース、座屈止め補剛材に使用した鋼材（SS400）の機械的特性は表-2に示す通りである。

2.2 実験方法

荷重方法は図-4に示すように、左右の梁芯位置に2台の油圧ジャッキ（容量100tf）を取り付け、荷重の1/2を引張ジャッキで、1/2を圧縮ジャッキで荷重した。繰返し加力は、水平変位の制御のもとで行い、図-5の加力パターンで実施した。すなわち、第一サイクルは完全弾性範囲（短期許容耐力）での加力で、第二サイクル以降はR=1/200, 1/100, 1/50, 1/25の変位で2回ずつ繰返ししながら漸増荷重した。ただし、実験中にき裂や破断が発生した場合は、その時点で実験終了とした。なお、ブレースに圧縮力がかかる時を正荷重とした。

3. 実験結果および考察

3.1 実験結果

表-3に実験結果の荷重一覧および最終破壊状況を示す。なお、図表にはラーメンの負担する荷重を削除し、ブレースのみが負担する水平荷重で表示した。（以後、荷重はすべてブレースのみが負担する荷重である。）

表-3には、座屈耐力としてブレースに面内変形が生じはじめた時の荷重（表中、面内と表示）、ブレース中央部の上下縁のひずみの逆転が生じた時の荷重（ひずみ）、正荷重の最大荷重（最大耐力）の3通り記載しているが、本報告では、最大荷重を座屈荷重として扱う。なお、ブレースは座屈による面内変形の発生、ひずみの逆転、フランジ局部座屈の発生、最大荷重、耐力低下と続き、破壊に至った。

また、最大荷重までの座屈モードは、SZ-100・Oが面内1次の座屈モードで、他の3体は面内2次の座屈モードであった。

3.2 荷重-変形関係

図-6に荷重(Q)-変形(δ)関係のグラフを示す。Q-δ関係には、破線で初期剛性計算値、座屈長さ係数α<sub>D</sub>(0.5:SZ-100・O, 0.7:SZ-50・C, SZ-50・R, SZ-35・R)を使用して、S規準<sup>4)</sup>に基づく方法で求めた座屈荷重計算値(Q<sub>cr<sup>D</sup></sub>)および実験で確認された面内座屈発生時(▼

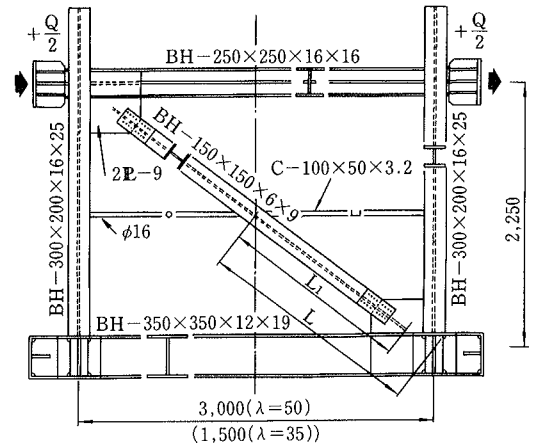


図-1 試験体詳細および座屈長さ

表-1 パラメータの組合せ

ブレース細長比	面内細長比	
	λ=35シリーズ	λ=50シリーズ
座屈止め補剛材	—	—
補剛材無し	—	SZ-100・O (但し、λ=100)
補剛材有り	丸鋼使用	SZ-35・R
	C形鋼使用	—

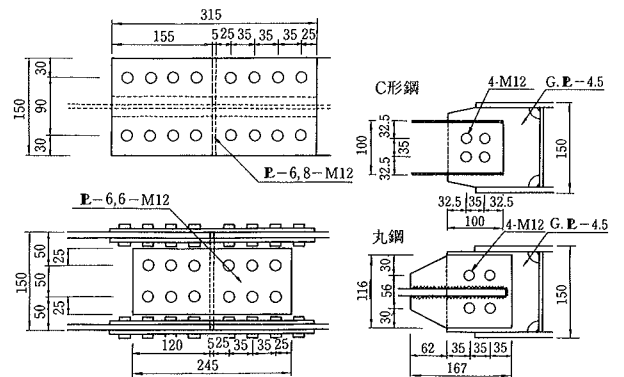


図-2 ブレース継手部詳細 図-3 補剛材取り付け詳細

表-2 鋼材の機械的特性

鋼材	降伏点 (kgf/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (kgf/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)
φ16	33.6	48.3	32.2
E3.2	31.5	42.2	29.3
E6	33.5	47.7	28.4
E9	28.9	44.6	30.4

表-3 実験結果

試験体名	全体座屈(tf)			破壊状況
	面内	ひずみ	最大耐力	
SZ-100・O	66.2	73.6	77.7	継手部のS, Ⅱ第一ボルト孔破断
SZ-50・C	77.4	77.4	85.1	継手部のS, Ⅱ第一ボルト孔破断
SZ-50・R	79.1	82.7	86.4	プレースウェブ隅肉溶接熱影響部破断
SZ-35・R	56.3	57.7	61.5	継手部のS, Ⅱ第一ボルト孔破断

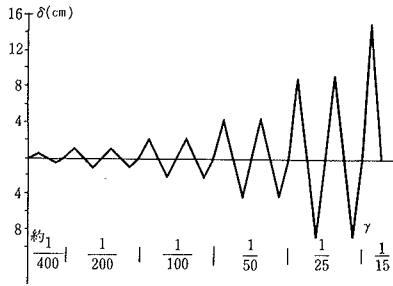


図-5 加力パターン

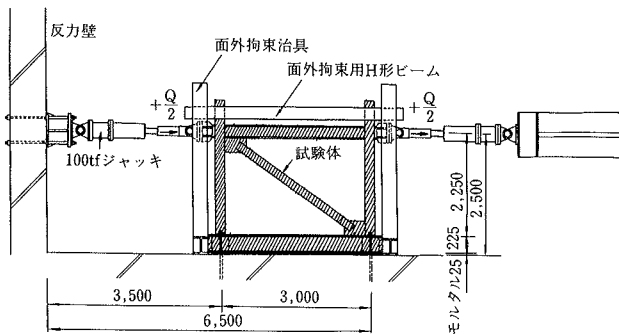


図-4 加力装置概要

印), 局部座屈発生時(▽印)を併記した。同図より初期剛性はよく対応していると思われるが, 座屈荷重計算値は実験結果より下回る傾向がある。また, SZ-100・O以外は, その計算値が面内座屈発生時の荷重(▼印)とほぼ一致している。なお, 図中にある凹部は, ボルト継手部にすべりが発生したことを示している。

3.3 変形能力

表-4に破壊が生じた時の層間変形角を示す。座屈止め補剛材の無いSZ-100・Oは,  $\gamma=1/50$ であるのに対し, その他の試験体は,  $\gamma=1/25$ 以上を示し2倍以上の変形能力を持っていることがわかる。これより変形能力は, 座屈止め補剛材の存在により, 大きく改善されている。

3.4 最大耐力と耐力低下の傾向

図-7に耐力低下の傾向を示す。なお, 同図は図-3のQ- $\delta$ 曲線の包絡線を基準化した図である。

図-7(a)では座屈止め補剛材の有無, 種類による比較をしている。最大耐力を比較すると, 明らかに座屈止め補剛材のある試験体の方が大きいのがわかる。また, 最大耐力に達するまでは, 座屈止め補剛材の種類による性状の変化は見られない。しかし, 最大耐力後の耐力低下の性状を比較すると, SZ-50・Cには極端な荷重低下が見られないのに対し, SZ-50・Rでは $\gamma=1/100$ の不連続部で, SZ-100・Oでは $\gamma=1/100\sim 1/50$ の間で荷重が急激に低下していることがわかる。これより耐力低下の傾向は, 座屈止め補剛材の有無, 種類によって, 大きく影響を受けることがわかる。

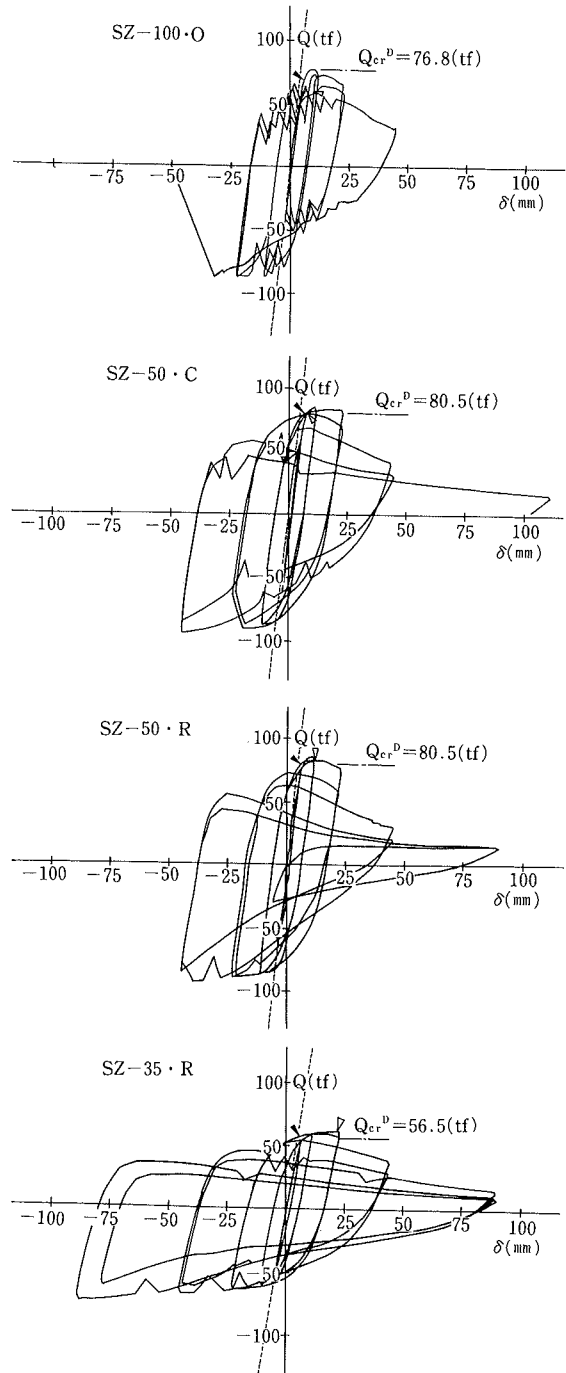
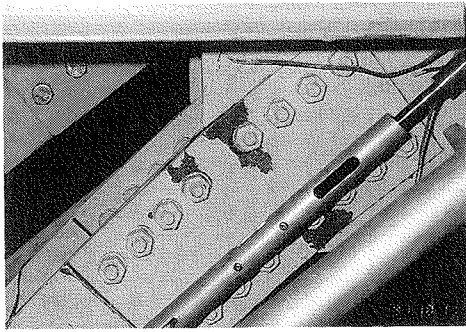


図-6 荷重-変形関係



SZ-50・C  
写真-1 破壊状況



SZ-50・R  
写真-2 破壊状況

図-7 (b) には、細長比の相違による比較を示す。最大耐力を比較すると、明らかに細長比の小さいSZ-35・Rの方が大きいことがわかる。また、SZ-35・Rは耐力低下の傾向も他の試験体より緩やかである。具体的には、 $\gamma=1/50$  時の最大耐力に対する荷重の比は、SZ-100・Oが40%、SZ-50・Cが50%、SZ-50・Rが35%であるのに対し、SZ-35・Rでは63%と最も安定した耐荷能力を持っていた。

### 3.5 破壊状況

破壊形状は表-3に示したように、継手部スプライスプレートの第一ボルト孔が破断したタイプと、局部座屈の顕著な箇所ウェブの隅肉溶接熱影響部が破断したタイプの2通りあった。

まず、継手部スプライスプレートの第一ボルト孔が破断したタイプは、ブレースに引張力が作用する状態 (SZ-100・O, SZ-35・R) と圧縮力が作用する状態 (SZ-50・C: 写真-1) の両方が確認された。この原因は、破断した位置 (写真-1 参照) から判断して、ボルト孔の欠損を有するブレース端部継手部に、軸力の他にたわみ ( $\Delta$ ) による2次曲げモーメント ( $N \cdot \Delta$ ) が繰返し作用したためと考えられる。

ウェブの隅肉溶接熱影響部が破断したタイプ (SZ-50・R: 写真-2) は、ブレースに面内変形が増加するに伴い局部座屈発生位置に大きなねじれ変形が集中し、その局部座屈発生位置のフランジに発生したしわが繰返しにより拡大されたり、修復されたりすることにより、ウ

表-4 終局時の層間変形角

試験体名	SZ-100・O	SZ-50・C	SZ-50・R	SZ-35・R
層間変形角	1/50	1/20	1/25	1/25

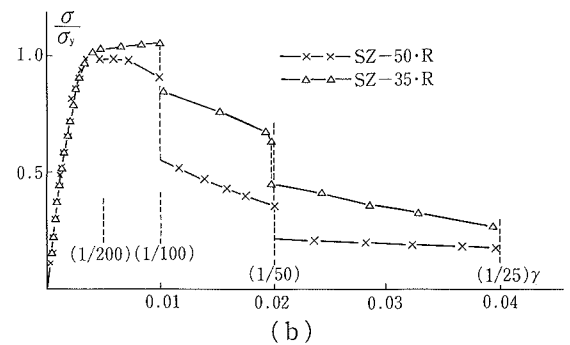
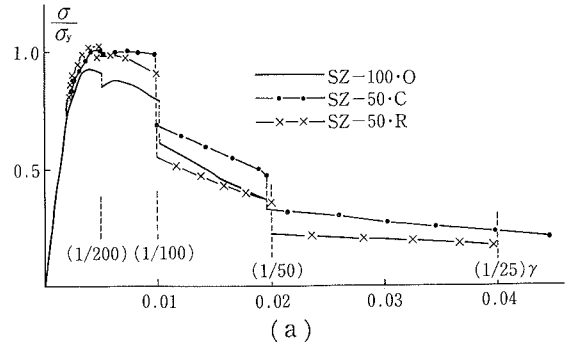


図-7 包絡線

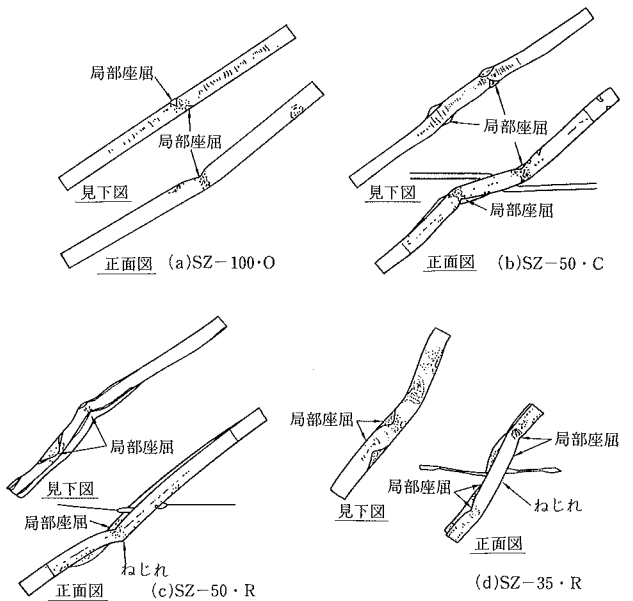


図-8 終局時状態

ェブの隅肉溶接熱影響部にき裂が入り、それが進展していったためと考えられる。

### 3.6 終局時の変形状態

各試験体の終局状態における正面および上部から見た変形モードを図-8 (a) ~ (d) に示す。各試験体の終局

表-5 座屈耐力実験値と計算値の比較

試験体名		SZ-100・O	SZ-50・C	SZ-50・R	SZ-35・R
実験値	座屈耐力 ( $Q_{cr}^e$ )	77.7	85.1	86.4	61.5
計算値	$\alpha_D$ による座屈耐力( $Q_{cr}^D$ )( $Q_{cr}^e/Q_{cr}^D$ )	76.8(1.01)	80.5(1.06)	80.5(1.07)	56.5(1.09)
	$\alpha_E$ による座屈耐力( $Q_{cr}^E$ )( $Q_{cr}^e/Q_{cr}^E$ )	78.0(0.99)	80.7(1.05)	80.7(1.06)	57.0(1.07)

UNIT : tf

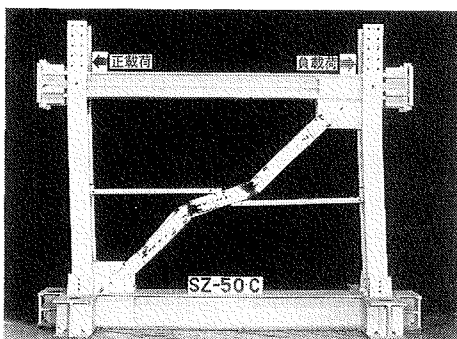


写真-3 終局時状態

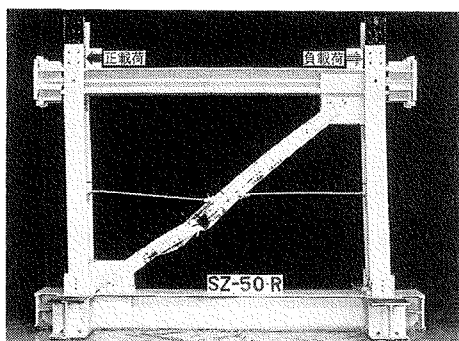


写真-4 終局時状態

時の変形状態は以下の通りである。

① 無補剛のSZ-100・Oのプレースは、面内1次の座屈モードのまま破壊に至り、座屈発生位置の両フランジに局部座屈がほぼ材軸対称に発生した。また、面外には変形は生じていない。

② C形鋼補剛のSZ-50・Cのプレースは、完全な面内2次の座屈モードとなり、面外には変形が生じていない。また、面内変形が最大位置の両フランジに局部座屈が材軸対称に発生した。

③ 丸鋼補剛のSZ-50・Rは、図-8(c)の様にプレースの下半分で局部座屈が左右異なったフランジ位置に発生し、一部が面外に突き出るようにねじれを伴って変形した。

④ 丸鋼補剛で細長比の小さい試験体(SZ-35・R)には、図-8(d)の様にプレースの上下で左右フランジに非対称の位置で局部座屈が発生した。そのため、卓越した面内2次の座屈モード以外に、面外1次の座屈モードとねじれのモードが混在した形になっている。

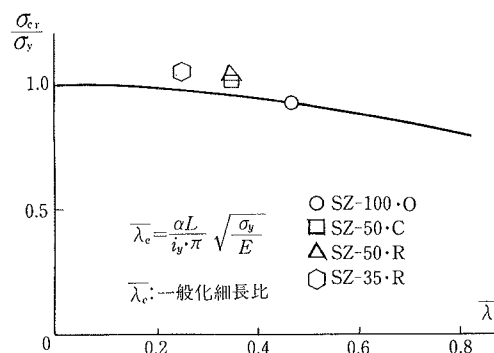


図-9 最大耐力一般化細長比関係

### 3.7 座屈長さ係数 ( $\alpha_E$ )

表-5に座屈荷重の実験値 ( $Q_{cr}^e$ ) と、 $\alpha_D$ を用いた計算値 ( $Q_{cr}^D$ ) の比較を示す。同表より、SZ-100・Oはほぼ一致しているが、他の試験体は計算値を上回っていることがわかる。この理由は、細長比の小さい領域<sup>9)</sup>でのひずみ硬化と、継手部の固定度の影響と考えられる。そこで、継手部の固定度を試験体のディテールと座屈モードから推定し、合理的な座屈長さ係数 ( $\alpha_E$ ) を推定することとする。

$Q_{cr}^D$ では図-1のLの $\alpha_D$ 倍を座屈長さと考えた。しかし、実際の接合ディテールでは柱・はり接合部の剛域や、ガセットプレートがあり、座屈モードの対象となるプレースの長さ $L_1$ はLより短く、図-1の様に考えることができよう。なお、 $L_1$ は柱ウェブとガセットプレート上端の交点と座屈止め補剛材取付け位置との距離であり、Lの約90%の長さである。ゆえに、 $L_e$ とLとの関係は $L_e = \alpha_D L_1$ にLを代入し安全側に評価すると、以下の通りとなる。

- ・SZ-100・O  $L_e = 0.45L$  ( $\alpha_E = 0.45$ )
- ・SZ-50・C  $L_e = 0.65L$  ( $\alpha_E = 0.65$ )
- ・SZ-50・R  $L_e = 0.65L$  ( $\alpha_E = 0.65$ )
- ・SZ-35・R  $L_e = 0.65L$  ( $\alpha_E = 0.65$ )

この結果を図-9に示すS規準式<sup>4)</sup>の曲線にプロットすると、若干高めではあるがひずみ硬化の影響を考えるとほぼ妥当と考えられる。また、それぞれの $\alpha_E$ で求めた座屈荷重 ( $Q_{cr}^E$ ) と実験値との比較は表-5に示す通りである。

### 3.8 座屈止め補剛材の効果

座屈止め補剛材は座屈耐力に達するまでは種類に関係

なく能力を十分発揮するが、座屈後は種類により異なる。

C形鋼補剛材の両端はガセットプレート1枚でプレース、柱に接続されている。そのため、面内曲げ剛性は小さく、プレースは補剛材取り付け位置でピン支持と考えられる(図-3参照)。しかし、面外曲げ剛性はかなり大きく、補剛材取り付け位置でのプレースの面外たわみ、ねじれを拘束する効果は十分あった。また、C形鋼は降伏が起こらず終局時まで有効に働いたため、プレースには極端な性状の劣化は見られなかった。また、軸方向剛性も十分大きく、補剛材取り付け位置での面内たわみも拘束した(写真-3)。なお、座屈止め補剛材で測定した最大軸力はプレース軸力の約6%であり、2%以上の軸力<sup>3)</sup>が作用していた。

丸鋼補剛材は、曲げ剛性が低いことと、降伏とにより、早期に全塑性状態になり、補剛材両端のプレースおよび柱の取り付け位置は全方向ピン支持状態となる(図-3参照)。そのため、面外たわみ、ねじれに対しては拘束効果が低く、特に細長比が大きい試験体(SZ-50・R)は、塑性域でプレース下半分にねじれ座屈を許容することになり(写真-4)、 $\gamma=1/100\sim 1/50$ の間でSZ-100・Oより耐力が低下している(図-7(a)参照)。また、丸鋼の断面積はC形鋼の約1/3で、軸方向剛性はかなり小さい。しかし、SZ-50・Rは $\gamma=1/200$ で、SZ-35・Rは $\gamma=1/100$ で最大耐力に達し、更に、SZ-50・Rは $\gamma=1/100$ でも最大耐力の約90%を維持していた(図-7(a)参照)。そのため、補剛材取り付け位置での面内たわみを抑える効果は十分あったと言える。なお、座屈止め補剛材で測定できた軸力はプレース軸力に対して、SZ-50・Rで2.81%、SZ-35・Rで0.81%とSZ-50・Cと比較して小さい。これは、丸鋼が早期に降伏し、軸力に換算できなくなったためである。

#### 4. 座屈止め補剛材付きプレースの設計上の注意点

座屈止め補剛材付きプレースを設計する上で以下の点に注意する必要がある。

① 座屈長さ係数は、本報告では補剛材無しで0.45、補剛材付きで0.65となったが、継手部の詳細により若干の違いが生じるため、設計では安全側を取る意味で補剛材無しで0.5、補剛材付きで0.7として良い。

② プレース継手部には、軸力の他に2次曲げモーメントの影響も考慮する。

③ 丸鋼補剛材でも取り付け位置の面内たわみを拘束できる。設計の有効範囲は、座屈耐力( $\gamma=1/200$ 程度)に達するまでである。

④ 本実験で採用した様なプロポーシヨンのC形鋼

は補剛材として有効で、 $\gamma>1/100$ まで安定した変形能力を維持させる。

⑤ 補剛材を選択するときは、

- ・軸方向剛性はあまり大きいものでなくてもよい。
- ・面外曲げ剛性はプレースの面外変形、ねじれ変形を拘束できる程度の部材を使用する。
- ・細長比が小さい場合は、補剛材はあまり効果がないことを考慮する。
- ・補剛材にプレース軸力の2%以上の軸力が作用することを考慮する。

#### 5. まとめ

座屈止め補剛材付きプレースの載荷実験を行った結果、以下の事がわかった。

① ダブルガセットプレート形式の継手は、両端の固定度が非常に大きい。

② プレース継手部の破断は、2次曲げモーメントの影響を受ける。

③ 座屈止め補剛材により細長比は低減し、座屈モードが1次から2次に変わり、座屈耐力が上昇し、耐荷能力が改善された。

④ プレース塑性域の性状は、補剛材の種類により異なる。

⑤ 細長比が非常に小さい場合は、ひずみ硬化の影響が顕著に現れ、ねじれなどによる性状劣化が少ない。

#### 謝 辞

本実験を行うにあたり、(株)日本設計の和田肇允次長、人見泰義主任技師、東陽町NTビル新築工事事務所の山本祐司所長、大川勝義主任に多大なる協力を得た。ここに記して感謝の意を表す。

#### 参考文献

- 1) 最相, 田中, 高梨, 宇田川: 圧縮材の横方向補剛について, 日本建築学会論文報告集, 第184号, p. 73~79, (1971. 6)
- 2) 松井, 松村: 圧縮材の支点の補剛に関する研究, (その1), 日本建築学会論文報告集, 第205号, p. 23~29, (1973. 3), (その2), 日本建築学会論文報告集, 第208号, p. 15~21, (1973. 6)
- 3) 川村, 世良, 他: 異なる補剛材を有する圧縮形プレース架構の実験(その1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, p. 1347~1350, (1989. 10)
- 4) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, 日本建築学会, p. 8, (1991. 2)
- 5) 若林: 鉄骨構造学詳論, 丸善株式会社, p. 151~152, (1985. 5)