

フランジに開口を有する箱形断面鋼柱の補強方法

Reinforcements of Steel Box Columns with Openings in Flanges

中村雅樹*, 藤井堅**, 曳野誠也***, 上野谷実****

Masaki NAKAMURA, Katashi FUJII, Seiya HIKINO and Minoru UENOYA

*福山大学助手 工学部建設環境工学科 (〒729-0292 福山市学園町1番地三蔵)

**工博 広島大学助教授 大学院工学研究科社会環境システム専攻 (〒739-0046 東広島市鏡山1丁目4-1)

***工修 大日本コンサルタント(株) (〒170-0003 東京都豊島区駒込3-23-1)

****工博 福山大学教授 工学部建設環境工学科 (〒729-0292 福山市学園町1番地三蔵)

Cyclic loading tests of cantilever steel box columns with openings were carried out. Lateral cyclic displacement was applied increasingly to the steel box columns under the constant axial load which was 10% of the compression yield load of the specimen without the opening. The openings are perforated in the flanges of the bottom panels of the columns. The shapes of the reinforcements around the openings were investigated in order to retain the load-carrying capacity and the ductility of the specimen without the opening. Test result showed that the rib plates are more effective than the doubling plates in the shapes of the reinforcements around the openings.

Key Words: Steel box column, Opening, Reinforcement, Cyclic loading test, Strength, Ductility

1. まえがき

補剛板を用いた箱形鋼製橋脚は、製作・架設上あるいは維持管理のためにマンホール（開口部）を設置することが多い¹⁾。このようなマンホールは、剛性の低下やマンホール周辺の応力集中などにより、強度や変形性能を低下させる。ところが、このマンホールについての補強には明確な設計基準がないことから^{2), 3)}、現在のマンホールの補強設計は開口にともなう欠損断面の補充や応力集中の緩和が目的で行われている。兵庫県南部地震（平成7年1月17日）では、鋼製橋脚のうち、基部に設けられたマンホールによる被害が多かったことが報告されている⁴⁾。

開口部のない箱形断面鋼柱の耐震性能に関する研究は、すでに盛んに行われている⁵⁾⁻⁷⁾。著者らは、箱形断面鋼柱の基部のウェブに開口部を有する供試体について水平繰返し載荷実験を行い、開口部の有無とその補強が耐力および変形性能に及ぼす影響を実験的に明らかにした^{10), 11), 12), 13), 14)}。これより、箱形断面鋼柱の基部にマンホールを設けると、開口部周辺では応力集中により降伏が早まり、最大水平荷重以降に局部座屈の進展が著しく、強度および変形性能は大きく低下する。この開口部を小判型のダブリングプレートで補強すると、ダブリングプレートが厚いほど、開口部の応力集中は大きく低下するが、その反面ダブリングプレートが厚いとダブリングプレート外縁に局部座屈が集中すること、また、開口部周辺をパネル厚と同じ板厚の矩形のダブリングプレートで広範囲に補強すると、最大荷重は大きくなるが、座屈によってエネルギー吸収量は最大荷重後に大きく低下することなどを明らかにした。

開口部の補強方法は、断面欠損を補い、応力集中を緩和するダブリングプレート（補剛板）と面外剛性を補うリブを用いて行われることが多い。既設鋼製橋脚のマンホールの補強はダブリングプレートによる補強がほとんどである¹⁾。地震時における座屈による損傷を軽減するためには、断面欠損を補うダブリングプレートより面外剛性を高めるリブによる補強が有効となる。開口部の補強方法と補強量において、ダブリングプレートによる過度の強度増加は前述のように、その補強部の周辺に局部座屈を集中させ、橋脚全体の变形性能を低下させることも考えられる。したがって、単調載荷の耐力力に対する強度^{15), 16), 17)}にとどまらず、繰返し載荷による強度および変形性能を明らかにし、開口部を適切な方法で補強することによって、鋼製橋脚全体の強度および変形性能を向上させることが求められる。

本研究の目的はフランジ面に開口部を有する箱形断面鋼柱に一定軸圧縮荷重のもとで水平繰返し載荷実験を行い、無孔箱形断面鋼柱の強度と変形性能まで高めるためのダブリング補強とリブ補強を比較して効果的な補強方法を提案することである。

2. 実験概要

2.1 供試体

本実験で用いる供試体は、図-1に示すように実構造物の幅厚比パラメータ^{18), 19)}に合わせた約1/5スケールの正方形箱形断面鋼柱で、補剛板パネルと縦補剛材の板厚はいずれも4.5mmで、材質はSS400である。実験供試体は同一の鋼板から製作した。表-1にその機械的性質を示す。供試体の高さは1930mmで、外

ダイヤフラムは柱基部から板厚 9 mm、板幅 90 mm を 400 mm ピッチに配置している。開口部は偏心を避けるために柱基部の双方のフランジパネル中央（水平荷重軸に直角の面）に設けている。開口部の形状は建設省および首都高速道路公団で標準的に用いられている形状(400×600 mmの小判型)をもとに、実構造物と供試体の縮尺を考慮して 80×120 mm とした。供試体幅に対する開口幅の開口率は 0.2 である。縦補剛材の剛比は、必要剛比の 3 倍程度にすることにより 20～40% 程度の塑性率の上昇が図れると報告されていることから⁹⁾、縦補剛材(45×4.5mm)は必要剛比 $\gamma_{l,req}$ の 3 倍にした。なお、開口にともなう全断面の欠損率は 12%、フランジ断面の欠損率は 23% で、幅厚比パラメータ R_R は 0.41 で R_F は 0.52 である。供試体の縦補剛材は箱形断面内での溶接施工上の理由、および縦補剛材の座屈挙動観察のために箱形断面の外面に設けた。また、ダイヤフラムは内でも外でも同様な役目をし、その影響も小さいと考え、縦補剛材との関係から外ダイヤフラムとした。供試体を組み立てる溶接のサイズは、ウェブとフランジの取り合い部についてはレ形の開先を取り溶接した。その他の部位は両側脚長 4.5mm を基本として隅肉溶接を行った。

本実験では、箱形断面鋼柱の開口部が補強された供試体 4 体と、開口部を有するが補強されていない供試体、そして無孔供試体の計 6 体を用いた。

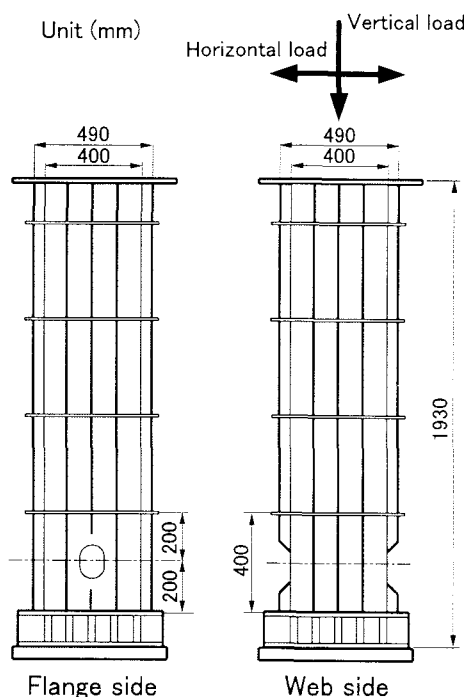


図-1 箱形断面鋼柱供試体

表-1 実験供試体の機械的性質

降伏応力 σ_y (MPa)	引張強度 σ_u (MPa)	ポアソン比 ν	弾性係数 E (GPa)
250	416	0.29	201

2.2 開口部の補強形状

開口部をダブリングプレートおよびリブで補強した供試体の補強形状を図-2に示す。表-2に実験供試体の開口中央断面における欠損断面積および補強断面積（片側フランジ断面積）について示す。

図中の FN は開口部のない無孔供試体、FH は開口部を補強していない供試体である。また FDR4.5(160×4.5×360 mm)、FDR9.0(160×9.0×360 mm)は開口部周辺の部分パネル全体を覆う長方形のダブリングプレートですみ肉溶接している。一般に、ダブリング補強は開口に伴う欠損断面積を補うためにダブリングプレートの補強断面積比が 1 もしくは、それ以上とする場合が多い。実験に用いた 2 体のダブリング補強された供試体の縦補剛材を含んだ補強断面積比は、SDR4.5 および SDR9.0 それぞれ 0.48 および 0.96 である。ダブリングプレートによる補強は、このように面的に補って応力集中の低減を目的としている。しかし、ダブリングプレートによる補強は面外剛性の増加をあまり期待できない。面外剛性の増加にはリブで補強するのが最適である。FSD は水平リブと斜めリブを組み合わせた補強形式であり、水平リブは 45×4.5×195.5 mm、斜めリブは 45×4.5×133.7mm である。FSV は水平リブと垂直リブを組み合わせた補強形式であり、水平・垂直リブともに寸法は 45×4.5×195.5 mm である。

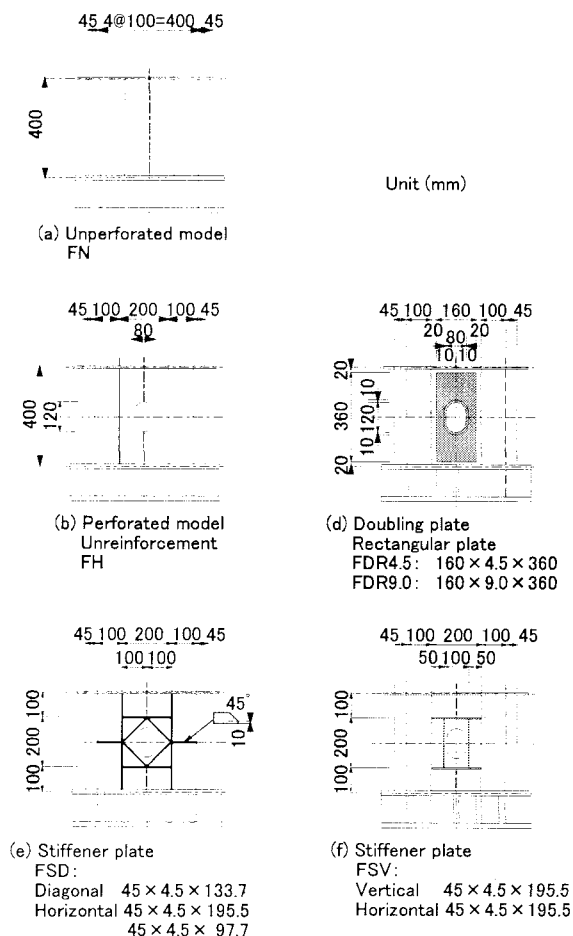


図-2 開口部の補強形状と供試体名

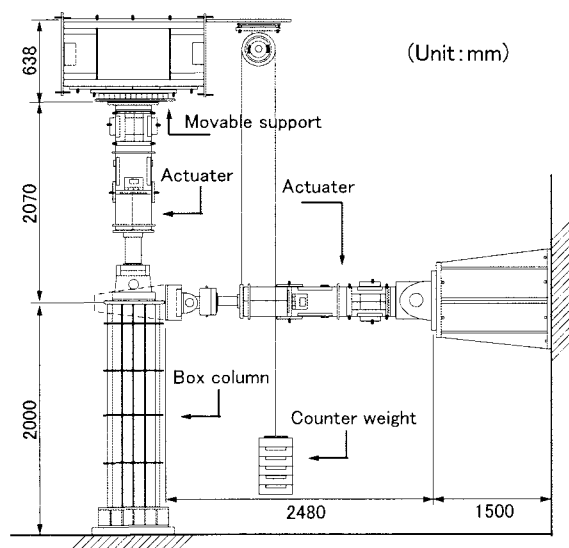
表－2 片側フランジにおける開口中央断面の欠損断面積および補強断面積

供試体	断面積 $A(\text{mm}^2)$	欠損断面積 $A_h(\text{mm}^2)$	補強断面積 $A_r(\text{mm}^2)$	補強断面積比 A_r/A_h	FN に対する 断面積比 A/A_{FN}
FN	2408 (1800)	0 (0)	0	—	1.00 (1.00)
FH	1845 (1440)	563 (360)	0	—	0.77 (0.80)
FDR4.5	2115 (1710)	563 (360)	270	0.48 (0.75)	0.88 (0.95)
FDR9.0	2385 (1980)	563 (360)	540	0.96 (1.50)	0.99 (1.10)
FSV	2250 (1845)	563 (360)	405	0.72 (1.13)	0.93 (1.03)
FSD	2418 (2013)	563 (360)	573	1.02 (1.59)	1.00 (1.12)

ただし、() 内は縦補剛材を含まないフランジ断面積に関する値

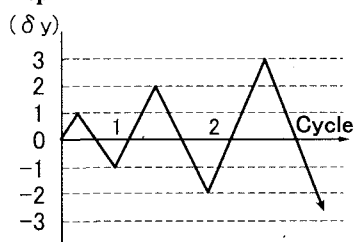
2.3 載荷方法

本実験で用いた載荷装置を図－3に示す。一定軸力および水平繰返し荷重には油圧サーボ式アクチュエーターを用いて載荷した。鉛直方向のアクチュエーターは、常に鉛直方向に一定軸力が作用するように、水平移動台に据え付けられている。また、水平繰返し荷重用のアクチュエーターは自重の影響を小さくするためにカウンターウェイトで吊られている。



図－3 2軸載荷装置

Horizontal Displacement



図－4 載荷サイクル概念図

載荷実験は、まず供試体に所定の軸力 P_v を一定に保持した後、供試体頭頂部に正負の繰返し水平荷重を静的に載荷した。一定軸力 P_v は全断面降伏荷重 $P_y (= \sigma_y A)$ の 10% で $P_v = 225.4 \text{ kN}$ とした。この値は、既設鋼製橋脚における軸力成分の平均的な値と考えることができる¹⁾。載荷方法は西川⁹⁾らにしたがった。すなわち、供試体のフランジパネル最下端が降伏するときの載荷点の水平変位を δ_y とすると、 δ_y を片振幅とした両振り載荷を行い、以降変位 δ_y の整数倍の変位を片振幅とした両振り載荷を、 $\pm 2, \pm 3, \pm 4, \dots$ というように漸次振幅を増加させながら、十分に大きな水平変位および変形が生じ、かつ水平反力が降伏時の値よりも十分に下がるまで載荷を行った。本実験では繰返し荷重の載荷条件として、各荷重段階における繰返し回数を 1 回ずつとした。載荷サイクル概念図を図－4に示す。フランジ開口載荷実験の基本変位は以下のように算出した。

$$\delta_y = \frac{H_y h^3}{3EI} \quad (1)$$

ここに、

$$H_y = \left(\sigma_y - \frac{P_v}{A} \right) \frac{Z}{h} \quad (2)$$

である。ここで、 h ＝供試体長、 EI ＝供試体曲げ剛性、 H_y ＝降伏水平荷重、 P_v ＝軸力、 A ＝断面積、 Z ＝断面係数、 σ_y ＝鋼材の降伏応力であり、 H_y および σ_y の計算にはSS400の公称降伏応力である $\sigma_y = 235 \text{ MPa}$ を用いた。このとき、 $A = 95.5 \text{ cm}^2$ 、 $I = 25400 \text{ cm}^4$ 、 $Z = 1270 \text{ cm}^3$ 、 $h = 180 \text{ cm}$ 、 $P_v = 225.4 \text{ kN}$ 、 $H_y = 149.3 \text{ kN}$ より、降伏水平変位 δ_y は5.5mmとなる。ところがアンカーボルトの伸びなどによる供試体の剛体回転によって、実際に無孔供試体の柱基部が公称降伏応力235MPaに達した水平変位は12.0mmであった。したがって、本実験では $\delta_y = 12.0 \text{ mm}$ を降伏水平変位の基準として載荷を行った。また、本実験においてFHは、アクチュエーターの故障により $+\delta_y$ の段階で水平変位が28.5mmまで進んだため、1 δ_y 目は片振幅を28.5mmとする載荷の方法をとった。2サイクル目からその他の供試体サイクル（3 δ_y 以降に当る）と同じ振幅に合わせた。

3. 実験結果と考察

3.1 水平変位履歴曲線および包絡線

フランジ開口の各供試体の水平変位－荷重履歴曲線を無孔供試体 FN と比較したものを図－5(a)～(c)に示す。またその包絡線を図－6(a)～(c)に示す。これらの図の水平変位は、供試体基部の剛体回転を水平変位に換算した値で補正して表している。そのときの降伏水平変位 δ_y は 9.5mm である。また水平変位はその降伏水平変位 δ_y で、水平荷重は降伏水平荷重 H_y で無次元化している。各供試体の履歴曲線と無孔供試体 FN を比較すると、いずれの供試体も $2\delta_y$ 付近まではほぼ同じ履歴をたどり、 $2\delta_y$ 以降から $3\delta_y \sim 4\delta_y$ 付近の最大水平荷重前後において供試体ごとに耐力力の差が生じている。

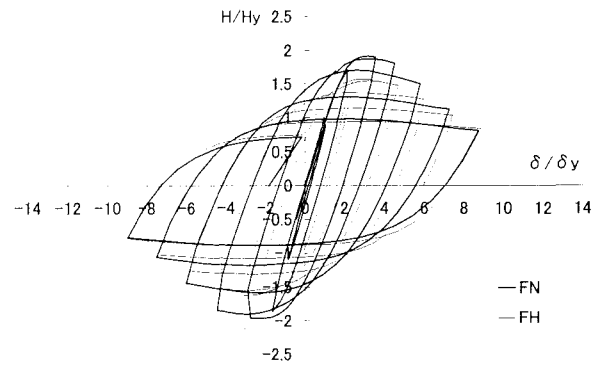
最大荷重となるのは FN, FH, FDR4.5 および FDR9.0 が $3\delta_y$ 、またリブ補強の 2 体が $4\delta_y$ と、いずれの供試体もフランジパネルにおける面外たわみが確認される段階（図－7 参照）で最大荷重となる傾向を示している。最大荷重値を比較してみると、FN が $3\delta_y$ にて $H/H_y=1.9$ であるのに対し、FH は $H/H_y=1.6$ 程度となり、開口を補強しない場合は 15% 以上の耐力力の低下を招く結果となっている。この耐力力の低下は全断面に対する欠損率 12% とフランジ断面に対する欠損率 23% の間となる。ダブリング補強の FDR4.5 および FDR9.0 も FN と同じく $3\delta_y$ において最大荷重となる。しかし FDR9.0 が FN とほぼ同等の $H/H_y=1.9$ 程度であるのに対し、FDR4.5 は $H/H_y=1.7$ 程度と、最大荷重で 10% の耐力力の低下がみられた。一方、リブ補強されている FSV および FSD の最大荷重はともに $4\delta_y$ でみられ、 $H/H_y=1.9$ 程度となった。FSV および FSD が荷重のピークとなる $4\delta_y$ では、FN を含めいずれの供試体でも荷重が低下しており、最大荷重の低かった FH および FDR4.5 は $H/H_y=1.5$ 、 1.6 程度にまで耐力力が低下している。

補強による耐力力の向上は無孔供試体の耐力力と同程度が望ましい。最大荷重について、ダブリング補強 FDR9.0 およびリブ補強の 2 体は無孔供試体 FN のもつ耐力力とほぼ同程度であることから、これらの補強形式はこのような観点からは望ましい補強といえる。さらにリブ補強の 2 体に関しては、他の供試体が荷重の低下を起こす時点でも耐力力の低下はなく、変形性能も優れていると判断できる。

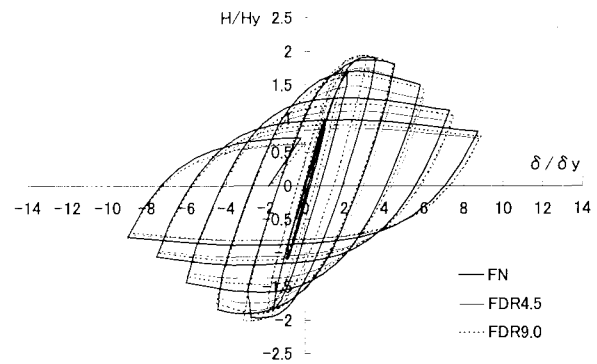
$7\delta_y$ まで荷重が進んだ段階では、フランジおよびウェブパネルの大規模な変形およびクラック（写真－1 参照）の発生によって、リブ補強以外の供試体では耐力力の差はなくなり、 $H/H_y=0.7 \sim 0.8$ 程度（FN は $H/H_y=0.8$ ）にまで低下している。しかし、リブ補強 FSV および FSD は $7\delta_y$ の段階でそれぞれ $H/H_y=1$ 、 1.3 程度の耐力力を有しており、 $H/H_y=0.8$ （FN の $7\delta_y$ 目における耐力力）程度にまで低下したのは FSV で $8\delta_y$ 、FSD で $9\delta_y$ であった。なお、クラックは水平変位が最大水平変位から反転してしばらくするとフランジとウェブの隅角部溶接線に対して直角方向に発生することが多い。

以上から、開口部周辺を補強しない場合、また母材と同じ板厚によるダブリング補強（補強断面積比=0.48）では、最大荷重

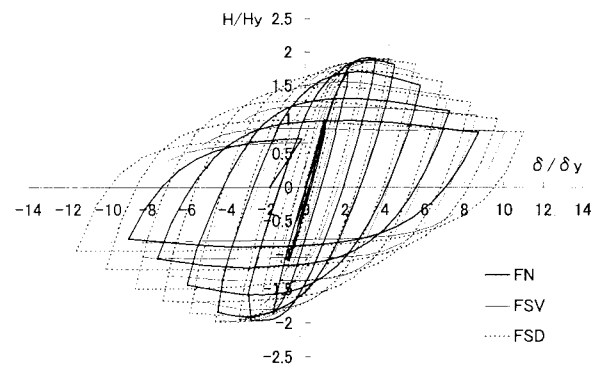
において 10%～15% の低下、および最大荷重後において急激な耐力力低下が認められることから、耐震性に関して十分な補強効果が得られているとは言えない。一方、母材の倍の板厚によるダブリング補強（補強断面積比=0.96）およびリブ補強では、最大荷重は無孔供試体とほぼ同等にまで耐力力を改善することができている。中でもリブ補強は、最大荷重後における耐力力のゆるやかな低減および変形性能においても大きな補強効果が認められる。



(a) 水平荷重－水平変位 (FH, FN)

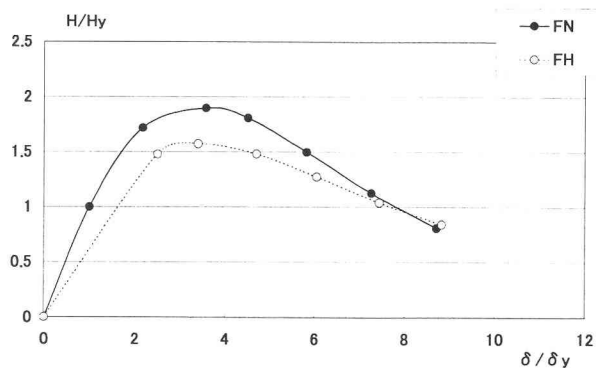


(b) 水平荷重－水平変位 (FDR4.5, FDR9.0, FN)

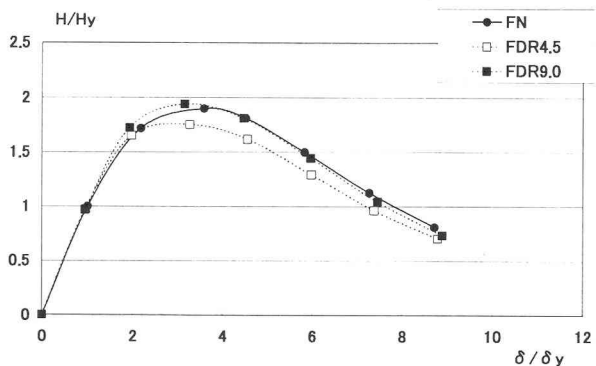


(c) 水平荷重－水平変位 (FSV, FSD, FN)

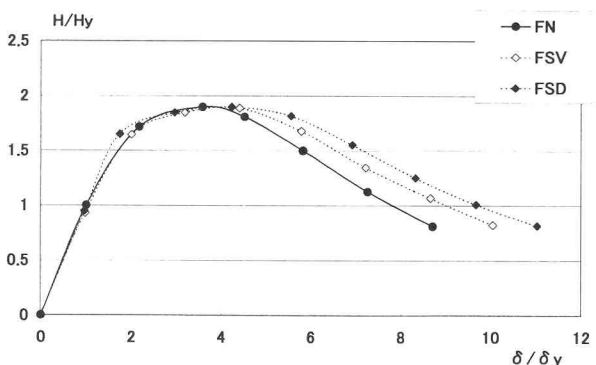
図－5 水平変位履歴曲線



(a) 水平荷重－水平変位 (FH, FN)

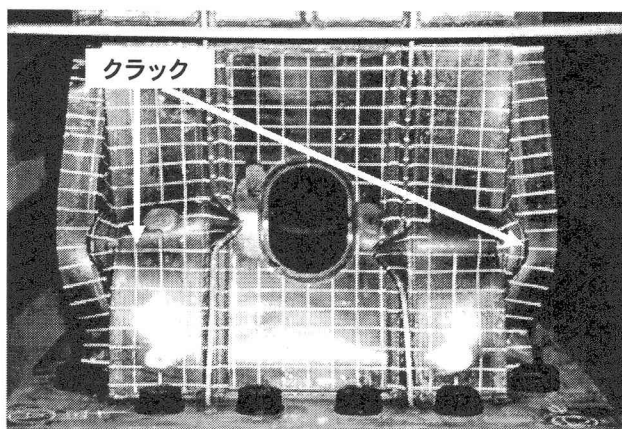


(b) 水平荷重－水平変位 (FDR4.5, FDR9.0, FN)

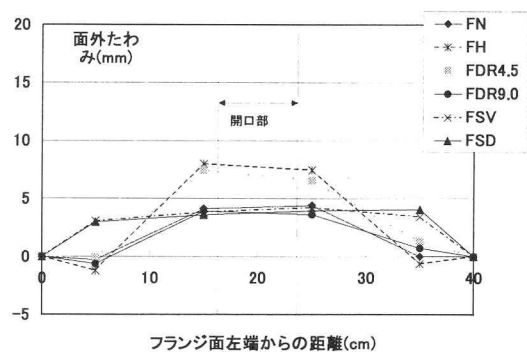


(c) 水平荷重－水平変位 (FSV, FSD, FN)

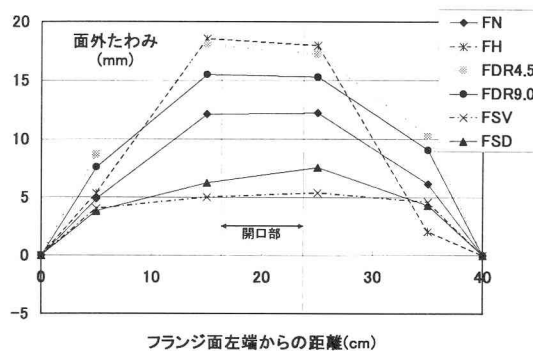
図－6 包絡線



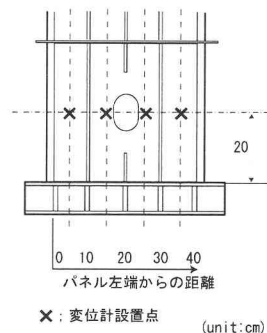
写真－1 クラックの発生 (FDR4.5)



(a) 面外たわみ(3δy)



(b) 面外たわみ(4δy)



図－7 開口部周辺の面外たわみ

3.2 面外たわみ性状

無孔供試体は $2\delta_y$ で縦補剛材に局部座屈が発生し、 $3\delta_y$ （最大荷重）でフランジパネルに小さい局部座屈が発生し、 $4\delta_y$ になるとフランジパネルの面外たわみは残留するようになり、ウェブパネルにも局部座屈が発生した。 $6\delta_y$ になるとクラックが発生した。

開口部付近のたわみ形状を把握するため、最大荷重となる水平変位 $3\delta_y$ および $4\delta_y$ 付近において、フランジのパネル基部より20cmの高さの開口中央断面の面外たわみを図－7(a),(b)に示す。図中の横軸はフランジパネル左端からの距離(cm)、縦軸はたわみ(mm)を示す。

図－7(a)から、 $3\delta_y$ の時点では無補強 FH およびダブリング補強 FDR4.5 以外の供試体において面外たわみはあまり大きくなく、3.5mm 程度であるが、FH および FDR4.5 はすでにこの時点でその他の供試体よりも 1.4 倍程度の大きな面外たわみが発

生している。また、リブ補強供試体以外は開口周辺に面外たわみが集中し、急増する形となっていることがわかる。ウェブパネルの図は示していないが、FH、FDR4.5、FDR9.0のウェブのパネルの座屈は $3\delta_y$ に発生している。図-7(b)に示すように $4\delta_y$ になるとたわみに全体座屈の変形が生じ始めるのがわかる。そして特にFH、FDR4.5およびFDR9.0は無孔供試体FNより大きなたわみを発生しているのに対して、リブで補強されたFSVおよびFSDのたわみは無孔供試体FNより小さいことが特徴的である。FN、FSVおよびFSDのウェブのパネルの座屈は $4\delta_y$ に発生している。

したがって開口周辺をリブによって補強する方法は、開口周辺の面外たわみを抑制し、変形性能を向上させることがわかる。

3.3 水平荷重-鉛直変位履歴曲線

図-8(a)~(c)に、水平荷重と供試体頂部の鉛直変位の履歴曲線を示す。これらの図は横軸に水平荷重、縦軸に鉛直変位を示しており、 $7\delta_y$ までの各供試体の水平荷重-鉛直変位履歴曲線をFNのものと比較している。

この図より、フランジ面において局部座屈が進行していない $1\delta_y \sim 2\delta_y$ の段階においては、いずれの供試体においても鉛直変位は小さく、ほぼ同じ挙動を示している。しかし、 $3\delta_y \sim 4\delta_y$ における最大水平荷重以降は、基部パネルの局部座屈の増大による耐力低下とともに、鉛直変位が急増している。最大水平荷重以降、水平荷重が反転し始めてしばらくすると鉛直変位が減少している。この鉛直変位の減少は反転した水平荷重によって、フランジパネルおよびウェブパネルの局部座屈による面外たわみが復元することにより生じると考えられる。同様な現象は鈴木ら⁷⁾の鋼製柱の実験においても現れている。

7サイクル目終了時点の鉛直変位を比較すると、FN、FH、FDR4.5およびFDR9.0の鉛直変位はそれぞれ-20.5mm、-19.3mm、-20.2mmおよび-20.4mmであり、FNと比較して、FHで1.2mm、その他の2体で0.2mmとさほど大きな差はみられない。これは、面外たわみの性状で述べたように、フランジパネルに全体座屈が生じていることに起因すると考えられる。

一方、FSVは-15.5mm、FSDは-13.3mmと、リブ補強された供試体と無孔供試体では7サイクル目終了時点の鉛直変位で5mm以上小さい。これはリブ補強供試体のクラックの発生が他の供試体より $1 \sim 2\delta_y$ 遅いこと（ $7 \sim 8\delta_y$ ）、および局部座屈によるたわみも小さいことに起因すると考えられる。

4. エネルギー吸収量および塑性率による補強効果の検討

4.1 エネルギー吸収量

地震外力に対しどの程度エネルギーを吸収できるかを判断するための指標をエネルギー吸収性能という。ここではエネルギー吸収量を用いた変形性能評価を行い、補強形式による変形性能の改善効果を調べる。

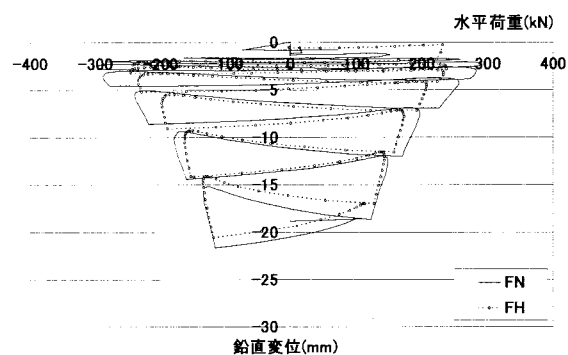
供試体の水平荷重-水平変位履歴曲線において、サイクルごとのループが囲む面積をそのサイクルにおける供試体の受け持

つエネルギー吸収量と呼び、各サイクルのエネルギー吸収量を破壊とみなせる点まで累積した値を累積エネルギー吸収量という。破壊点の定義については、水平荷重が降伏荷重を越えて最大荷重を経過し、再び降伏荷重にまで低下した点とする。

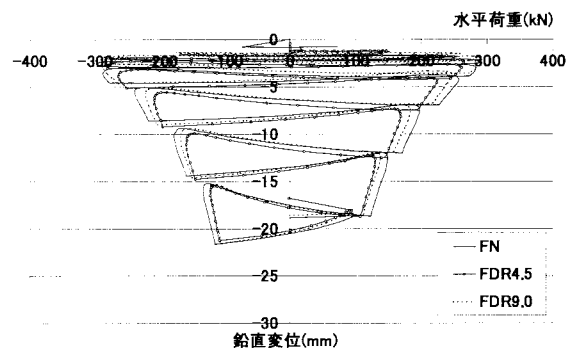
一方、宇佐美ら⁴⁾は、エネルギー吸収性能を次のように評価している。水平荷重-水平変位履歴曲線の包絡線において、水平荷重が最大荷重 H_m から低下して、再び初期降伏荷重 H_y で交わる点を破壊点と定義する場合、破壊点に到達するまでに吸収する累積履歴吸収エネルギーを E_f とすると、正規化された量 E'_f を次の式(3)で定義する。

$$E'_f = E_f / E_c \quad (3)$$

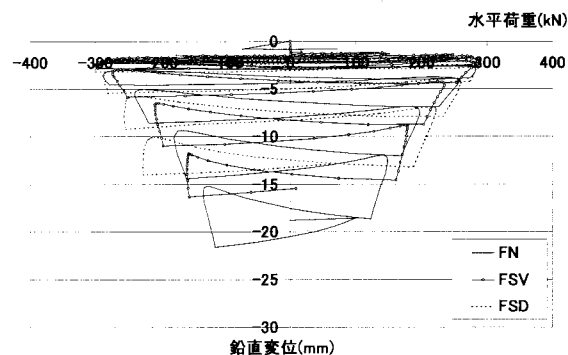
ここで、 $E_c = H_y \cdot \delta_y / 2$ であり、 δ_y は降伏水平荷重 H_y に対応する水平変位である。



(a) 水平荷重-鉛直変位 (FH)



(b) 水平荷重-鉛直変位 (FDR4.5, FDR9.0)



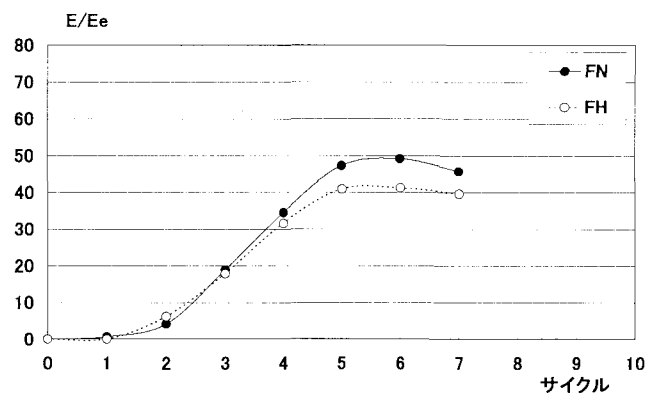
(c) 水平荷重-鉛直変位 (FSV, FSD)

図-8 水平荷重-鉛直変位履歴曲線

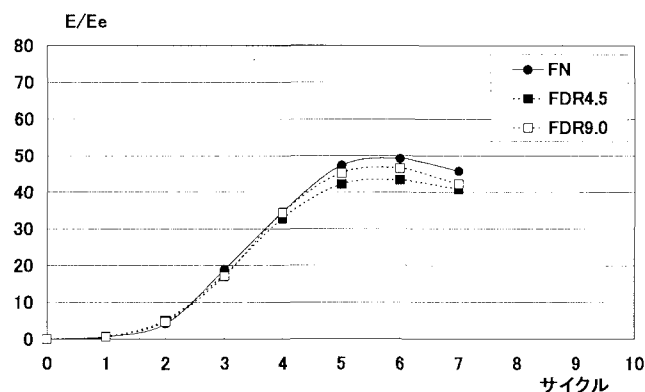
これらのエネルギー吸収量を用いた変形性能評価を行い、本実験から得られた各供試体の補強効果を以下にまとめる。

図-9(a)~(c)は、サイクルごとに算出したエネルギー吸収量を無孔供試体 FN と比較したものである。水平変位は降伏変位 δ_y で、エネルギー吸収量は降伏時のエネルギー吸収量 E_e で無次元化している。

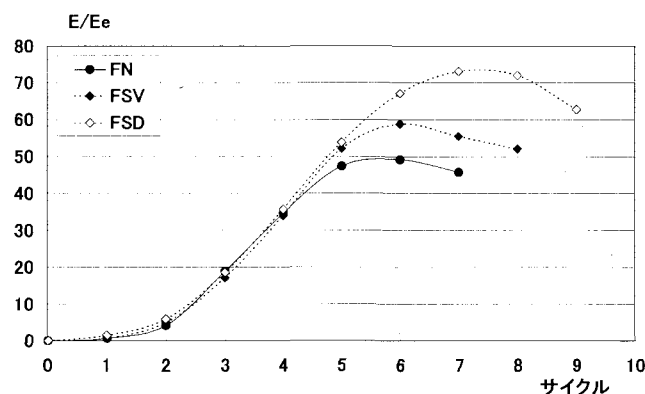
この図より、各供試体の 1 サイクル当りのエネルギー吸収量は、先に示した最大荷重後(図-7(a)~(c))も増加し、6~7 サイクル付近で最大となり、その後減少する。つまり、耐荷力低下後も供試体はエネルギー吸収性能を維持しており、最終的に



(a) エネルギー吸収量 (FH)



(b) エネルギー吸収量 (FDR4.5, FDR9.0)



(c) エネルギー吸収量 (FSV, FSD)

図-9 各サイクルのエネルギー吸収量

クラックの発生を限界に吸収性能が低下していることがわかる。

無補強 FH, ダブリング補強 FDR4.5 および FDR9.0 は、無孔供試体 FN と同様に 6 サイクルにおいてエネルギー吸収量がピークとなる。また、6 サイクルにおけるエネルギー吸収量は $FN(E/E_e=50)$ よりも FH, FDR4.5 および FDR9.0 でそれぞれ 16%, 12% および 5% 低い結果となった。一方、リブ補強供試体については FSV が 6 サイクル, FSD が 7 サイクルで最大値となるが、いずれも無孔供試体 FN を大きく上回り、FN のエネルギー吸収量のピーク値よりもそれぞれ 20% および 49% 程度高い。

以上より、エネルギー吸収量の特徴およびその補強効果として以下のようなことが言える。

クラック発生時期まではいずれの供試体においても十分なエネルギー吸収性能を有しているが、クラック発生とともにその吸収性能が低下すること、また耐荷力の向上、およびクラック発生時期が遅れることでエネルギー吸収性能が大幅に向上することがわかった。特にフランジパネルの局部座屈が一点に集中せず細かなたわみがパネル全体に分散した FSD は、今回の供試体の中でもエネルギー吸収性能が著しく改善されていることが確認された。

無孔供試体と同程度またはそれ以上のエネルギー吸収性能の確保を目的とした場合、開口周辺をリブで補強することにより大幅なエネルギー吸収性能の改善が期待できる。また、補強断面積比 0.96 程度のダブリング補強を用いれば、無孔供試体とほぼ同等なエネルギー吸収性能の確保が期待できる。

また表-3に、上に述べたエネルギー吸収量をまとめて示す。この表では、弾性応答作用力 H_e とそれを降伏水平荷重 H_y で無次元化したもの、また正規化したエネルギー吸収量 E'_f を、供試体ごとに無孔供試体 FN と比較している。比率は無孔供試体 FN を基準として表した。サーボの故障によって 1 サイクル目のループのない FH は弾性応答作用力 H_e を算出していない。正規化したエネルギー吸収量 E'_f については 1 サイクル目のエネルギー吸収量が小さいと推測できることから、1 サイクル目のエネルギー吸収量のない値を示している。

この表から、 H_e/H_y を無孔供試体 FN と比較すると、ダブリング供試体 FDR9.0 がほぼ同等、リブ補強供試体 FSV が FN より 10% 程度上回り、FSD が 17% 程度も上回っている。また、累積

表-3 エネルギー吸収量の比較

供試体	エネルギー吸収量				
	H_e (kN)	H_e/H_y	FN の H_e/H_y に対する 比率 (%)	E'_f	FN の E'_f に対する 比率 (%)
FN	690	4.57	100	154	100
FH	-	-	-	138	90
FDR4.5	670	4.43	97	141	91
FDR9.0	679	4.50	98	148	96
FSV	755	5.00	109	222	144
FSD	806	5.34	117	327	217

エネルギー吸収量を考慮した E_f では、エネルギー吸収量の最大値の傾向と同様、ダブリング供試体は 4%～9% 程度の低下、リブ補強供試体は無孔供試体 FN を大きく上回る結果となった。

特に初期降伏荷重にまで耐荷力が低下した破壊点までの累積エネルギー吸収量を示す E_f では、リブ補強供試体は無孔供試体 FN と比較しても 1～2 サイクル分のループ面積が多くなり（破壊点到達のサイクル: FN=6 サイクル, FSV=7 サイクル, FSD=8 サイクル）、クラック発生時期の遅延が累積エネルギー吸収量の増加として顕著に現れている。また、ダブリング供試体 FDR9.0 は最大荷重以降のエネルギー吸収量の増加が無孔供試体 FN よりも小さかったため、結果として、無孔供試体 FN までのエネルギー吸収性能は確保されなかった。

よって、どちらのエネルギー吸収性能評価からも補強効果はリブ補強がダブリング補強より有効であることがわかる。

4.2 塑性率

構造物の変形性能を評価する指標の 1 つとして、エネルギー吸収量の他に塑性率があげられる。塑性率の定義式は、降伏時水平変位 δ_y とある点における変位 δ_x の比で表されるが、現在塑性率の定義については標準的なものはなく、種々の定義式が使用されている。したがって本実験では、以下に挙げるような塑性率を用いて、変形性能評価を試みる。

もっとも一般的に使われる塑性率 μ_m は、水平荷重-水平変位履歴曲線の包絡線における最大水平荷重 H_m に対する変位 δ_m と、降伏水平荷重 H_y に対する変位 δ_y ($=9.5\text{mm}$) との比で、

$$\mu_m = \delta_m / \delta_y \quad (4)$$

と表せる。本実験における各供試体の塑性率を式(4)により示すと、表-4 のようになる。

表-4 から、無孔供試体の塑性率 μ_m と比較すると、無補強供試体およびダブリング補強供試体は 5%～12% 低い。一方リブ補強供試体は約 20% 高い。これは、図-7 (a)～(c) の水平荷重-水平変位の包絡線で示したように、最大荷重はいずれの供試体においてもフランジパネルの座屈が進み、ウェブパネルの座屈が発生する付近で現れるが、リブ補強供試体は局部座屈の発生時期が遅れることに起因すると考えられる。

一方、最大水平荷重 H_{max} からある程度耐荷力が低下した点の変位を用いて塑性率を定義する方法がある。その一般的なものとして、 H_{max} の 95% 値に対応する供試体の変位 δ_{95} との比、

$$\mu_{95} = \delta_{95} / \delta_y \quad (5)$$

で表される。本実験における各供試体の μ_{95} を示すと、表-5 のようになる。

ここでもリブ補強の 2 体は FN と比較しても 14%～25% 高く、リブによる補強が有効であることがわかる。リブ補強において塑性率 μ_m では FSD より FSV が高いが、塑性率 μ_{95} では FSV より FSD が高くなり、FSD は最大荷重後の変形性能に優れている

ことがわかる。

表-2, 3, 4 および 5 におけるダブリング補強とリブ補強の補強断面積比と強度、エネルギー吸収量、塑性率 μ_m および塑性率 μ_{95} を図-10 に示す。これらより、補強断面積比 1 について比較すると、図-10 (a) に示す最大水平荷重ではダブリング補強 FDR9.0 とリブ補強 FSD はほとんど強度の差がないが、図-10 (b) に示すエネルギー吸収量ではリブ補強 FSD がダブリング補強 FDR9.0 より約 2.2 倍の補強効果がみられる。また、図-10 (c), (d) に示す塑性率でも、リブ補強 FSD はダブリング補強 FDR9.0 より約 1.2 から 1.3 倍の補強効果がみられる。

また、補強断面積比が 0.72 のリブ補強 FSV は強度において無孔供試体程度の強度を確保している。エネルギー吸収量においてダブリング補強 FDR4.5 および FDR9.0 は無孔供試体とほぼ同程度であるのに対して、リブ補強 FSV は無孔供試体より約 1.4 倍である。さらに、ダブリング補強 FDR4.5 および FDR9.0 の塑性率は無孔供試体よりわずかに低下するが、リブ補強 FSV の塑性率は約 1.1 から 1.2 倍に増加する。したがって、開口部を補強する場合、リブ補強は補強断面積比を少なくとも 0.72 まで下げることができる。

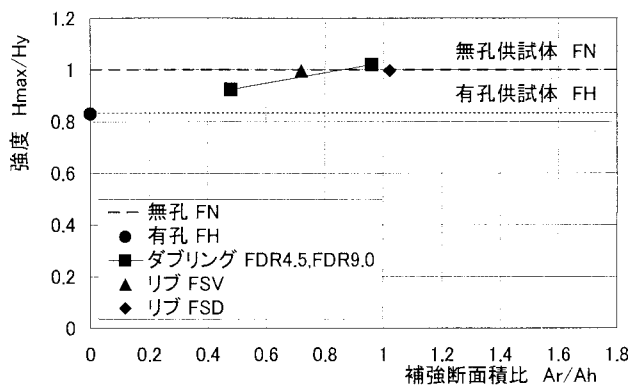
以上のことから、開口部を設けた箱形断面鋼柱の補強方法において、ダブリング補強とリブ補強の補強断面積比を 1 にする場合、強度においてほとんど差はないが、変形性能においてリブ補強はダブリング補強より大きな補強効果が得られる。また、補強断面積比 0.72 のリブ補強でも無孔供試体と同等以上の強度、エネルギー吸収量および塑性率を確保できることから、リブ補強が効果的な補強方法であることがわかる。

表-4 塑性率 μ_m の比較

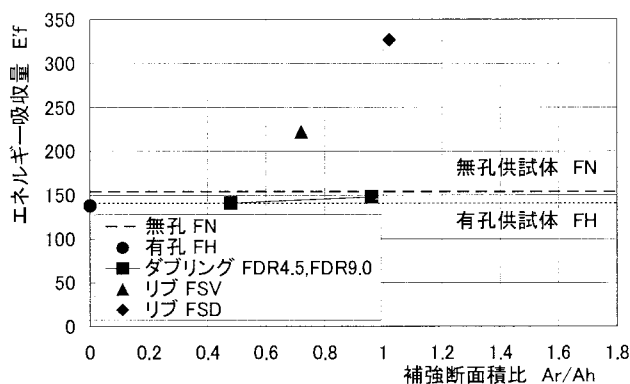
供試体	δ_{max} (mm)	H_{max} (kN)	μ_m $= \delta_{max} / \delta_y$	FN に対する比率 (%)
FN	34.0	287	3.58	100
FH	32.3	238	3.40	95
FDR4.5	31.0	265	3.26	91
FDR9.0	29.9	293	3.14	88
FSV	41.9	286	4.41	123
FSD	40.2	286	4.23	118

表-5 塑性率 μ_{95} の比較

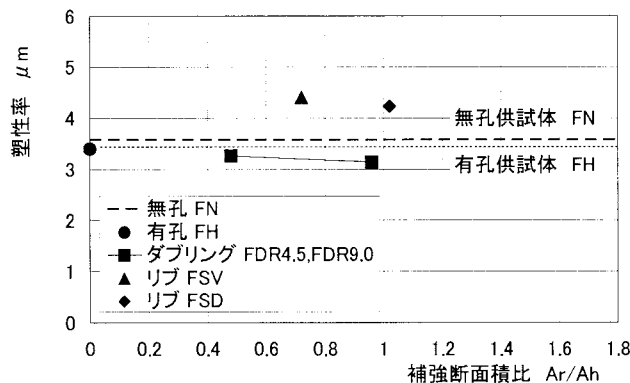
供試体	δ_{95} (cm)	H_{95} (kN)	μ_{95} $= \delta_{95} / \delta_y$	FN に対する比率 (%)
FN	43.5	272	4.58	100
FH	42.5	225	4.47	98
FDR4.5	41.2	251	4.37	95
FDR9.0	40.9	278	4.30	94
FSV	49.5	271	5.21	114
FSD	54.3	272	5.71	125



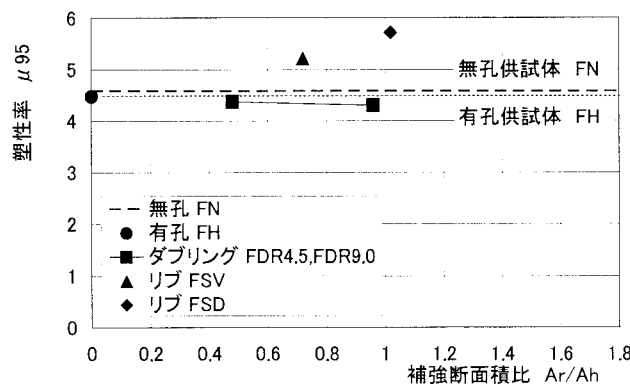
(a) 強度－補強断面積比



(b) エネルギー吸収量－補強断面積比



(c) 塑性率 μ_m －補強断面積比



(d) 塑性率 μ_{95} －補強断面積比

図－10 補強断面積比に対する強度および変形性能

5. 結論

本研究では、約 1/5 スケール箱形断面鋼柱の供試体に、一定軸圧縮力の下で水平繰返し曲げ載荷実験を行い、箱形断面鋼柱の基部のフランジ面に設けた開口部が耐震性へ及ぼす影響や無孔箱形断面鋼柱の強度と変形性能まで向上させるための補強方法について考察した。用いた供試体は、無孔供試体、フランジ幅に対する開口幅の開口率が 0.2 の無補強供試体、および開口を補強した箱形断面鋼柱モデル 4 体(ダブリング補強 2 体、リブ補強 2 体)の計 6 体である。本実験から得られた知見をまとめて以下に示す。

- 1) 無孔供試体は最大荷重の $3\delta_y$ でフランジパネルに小さい局部座屈が発生する。 $4\delta_y$ になると面外たわみが残留するようになり、ウェブパネルにも局部座屈が発生する。 $6\delta_y$ になるとコーナー部にクラックが発生した。
- 2) 無補強供試体の開口部に生じた局部座屈は、 $4\delta_y$ 以降になると繰返し水平力の増加に伴いパネルの全体座屈波形へと拡大する。これにともない面外たわみや鉛直変位が増加するため、耐荷力および変形性能が低下し、クラックを早期に誘発するおそれがある。
- 3) 矩形のダブリング補強では補強断面積比を 1.0 程度にすれば開口による耐荷力および変形性能の低下を無孔供試体と同程度まで向上させることができる。
- 4) リブを垂直に配置した補強 FSV は補強断面積比を 0.7 程度で補強すると、無孔供試体の耐荷力まで向上させ、変形性能もかなり向上させる。リブを斜めに配置した補強 FSD は補強断面積比(リブの断面積は FSV と同一)を 1.0 程度で補強すると、無孔供試体の耐荷力まで向上させ、変形性能も大幅に向上させる。
- 5) 補強断面積比 1 について比較すると、最大水平強度ではダブリング補強とリブ補強はほとんど差がないが、エネルギー吸収量ではリブ補強がダブリング補強より約 2.2 倍の補強効果がみられる。また、塑性率でも、リブ補強がダブリング補強より約 1.2 から 1.3 倍の補強効果がみられる。
- 6) 補強断面積比 0.7 程度のリブ補強でも無孔供試体と同等以上の強度、エネルギー吸収量および塑性率を確保できることから、効果的な補強方法としてリブ補強を提案する。

最後に、本実験に際し川田工業㈱より供試体の製作など御協力を賜りました。ここに記してお礼申し上げます。

参考文献

- 1) 中井博, 北田俊行, 鈴木巖, 堀江佳平, 祝賢治: 開口部を有する圧縮補剛板の実績調査, 橋梁と基礎, Vol.30, No.9, pp.31-38, 1996.9.
- 2) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, I 共通編およびII 鋼橋編, 丸善, 2002.3.
- 3) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, V 耐震設計編, 丸

- 善, 2002.3.
- 4) 兵庫県南部地震道路橋震災対策委員会：兵庫県南部地震における道路橋の被災に関する調査中間報告, 1995.3.
 - 5) 宇佐美勉, 今井康幸, 青木徹彦, 伊藤義人：繰り返し荷重を受ける鋼圧縮部材の強度と変形能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.37A, 土木学会, pp.93-106, 1991.3.
 - 6) 宇佐美勉, 水谷慎吾, 青木徹彦, 伊藤義人, 安波博道：補剛箱形断面鋼圧縮部材の繰り返し弾塑性挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.38A, 土木学会, pp.105-117, 1992.3.
 - 7) 宇佐美勉, 坂野茂, 是津文章, 青木徹彦：鋼製橋脚モデルの繰り返し弾塑性挙動に及ぼす荷重履歴の影響, 構造工学論文集, Vol.39A, 土木学会, pp.235-247, 1993.3.
 - 8) 鈴木森晶, 宇佐見勉, 竹本潔史：鋼製橋脚モデルの静的および準静的挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.507/I-30, pp.99-108, 1995.1.
 - 9) 西川和廣, 山本悟司, 名取暢, 寺尾圭史, 安波博道, 寺田昌弘：既設鋼製橋脚の耐震性能改善方法に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.42A, 土木学会, pp.975-986, 1996.3.
 - 10) 中村雅樹, 藤井堅, 上野谷実：繰り返し荷重を受ける箱形鋼柱の強度と変形能に及ぼすマンホールの影響, 鋼製橋脚の非線形数値解析と耐震設計に関する論文集, 土木学会, pp.123-128, 1997.5.
 - 11) 中村雅樹, 藤井堅, 上野谷実, 小谷口良隆：漸増繰り返し荷重を受ける箱形鋼柱の強度と変形能に及ぼすマンホールの影響, 構造工学論文集, Vol.44A, 土木学会, pp.159-168, 1998.3.
 - 12) 中村雅樹, 藤井堅, 有吉孝文, 上野谷実：ダブリング補強されたマンホールを有する鋼製橋脚の変形能, 構造工学論文集, Vol.45A, 土木学会, pp.175-183, 1999.3.
 - 13) Katasi Fujii, Masaki Nakamura, Minoru Uenoya, Ronny: On Reinforcement of Square Steel Plates with a Hole under Cyclic Shearing Force, First International Structural Engineering and Construction Conference (ISEC-01), Honolulu, Hawaii, pp.925-930, 2001.
 - 14) Masaki Nakamura, Katasi Fujii, Seiya Hikino, Minoru Uenoya: On The Reinforcements Around A Manhole In Steel Bridge Box-Pier For Seismic Resistance, The Eight East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering & Construction (EASEC-8), Singapore, 2001.
 - 15) 中村雅樹, 藤井堅, 上野谷実, 松田誠治：終局強度に注目した有孔補剛板の孔補強, 構造工学論文集, Vol.43A, 土木学会, pp.125-133, 1997.3.
 - 16) 中井 博, 北田俊行, 鈴木 巖, 堀江佳平, 祝 賢治, 水原昌弘：開口部を有する圧縮補剛板の耐荷力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.43A, 土木学会, pp.135-146, 1997.3.
 - 17) 桜井孝昌, 忠 和男, 都築修治, 後藤芳顯：角形断面鋼製橋脚のダクティリティ性能, 鋼製橋脚の非線形解析と耐震設計に関する論文集, 土木学会, pp.129-134, 1997.5.
 - 18) 中井博, 河井章好, 吉川紀, 北田俊行, 酒造敏廣：鋼製ラーメン橋脚の実績調査（上）, 橋梁と基礎, Vol.16, No.6, pp.35-40, 1982.6.
 - 19) 中井博, 河井章好, 吉川紀, 北田俊行, 酒造敏廣：鋼製ラーメン橋脚の実績調査（下）, 橋梁と基礎, Vol.16, No.7, pp.43-49, 1982.7.

(2003 年 9 月 12 日受付)