曲げと圧縮をうける SN 鋼正方形中空断面部材の耐力と変形能力

STRENGTH AND ROTATION CAPACITY OF SHS BEAM-COLUMNS

加藤 勉*
Ben KATO

Maximum strength and plastic rotation capacity of square hollow section members made of SN-steel subjected to axial compression and bending are investigated. Square hollow sections include a) fabricated by welding four plates and b) hot finished. The equivalent width-to-thickness ratio of compression side flange of square hollow section members under combined compression and bending are assessed using experimental results. The prediction formulae on maximum strength and plastic rotation capacity are derived by combining the theoretical moment-rotation relationship and the maximum buckling strength of compression side flange defined by the equivalent width-to-thickness ratio. The prediction thus obtained are compared with experimental results to show the satisfactory correlation. The width-to-thickness ratio limitations according to ductility demand levels are suggested.

Keywords : SN-steel, square hollow section, local buckling, rotation capacity, maximum strength

SN 鋼, 正方形中空断面, 局部座屈, 回転能力, 最大耐力

1. 序

本研究は材料の降伏比が制御された SN 鋼材よりなる正方形中空断面部材の最大耐力, 塑性回転能力を評価したものである。正方形中空断面は 4 枚の鋼板を溶接集成したものと熱間圧延によって一体成形したものの 2 種類を含む。この種部材の最大耐力, 塑性回転能力は共に断面を構成する板要素の局部座屈強さで決まる。

研究の手順は下記の通りである。

1. 幅厚比を変数とする一連の短柱実験の結果を統計的に処理して短柱の最大圧縮応力度を板要素の局部座屈に関する一般化幅厚比の関数として表わす。
2. 曲げと圧縮をうける部材では断面内に応力勾配が生じ, その局部座屈強さは 1. で得た中心圧縮のそれより強くなるので, その効果を既往の実験結果¹⁾を用いて査定し, 曲げと圧縮をうける場合の等価幅厚比を導く。
3. 軸圧縮力とせん断荷重をうける片持梁の固定端モーメントと塑性回転角の関係を断面最外縁応力度を媒介変数とする理論式で与え, 最外縁応力度を上記局部座屈最大応力度と等値することにより, 局部座屈に支配される部材の最大耐力, 塑性回転能力を断面の幅厚比の関数として表現する。これにより所要の塑性

回転能力を発揮するのに必要な断面の幅厚比を査定することができ。

4. 幅厚比, 軸力比を変数とする部材実験の結果と 3. で得た予測値を比較することにより予測式の妥当性を検証する。

上記手順のうち, 1, 3. は既に得た手法^{2) 3)}を踏襲するものであるが, 2. は本研究で初めて試みられたものである。

最後に要求される塑性回転能力に応じた断面の幅厚比制限値を提案する。

2. 短柱圧縮試験(stub-column test)の結果^{4) 5)}

正方形中空断面材は熱間圧延材(以下 HOT と略記する)と鋼板溶接集成材(以下 WELD と略記する)の 2 種類を含む。HOT は SN 490 および SN 400 の規格に適合するものであり, WELD は降伏比を 0.8 以下に抑えた 60 キロ級高張力鋼である。材料の応力-歪関係はいずれも明確な降伏点を有し, 降伏滑りの後歪硬化を起すものである。表 1 に成品から採取した引張試験片による材料の降伏点, 降伏比の範囲, 短柱の幅厚比, 試験個数 n (HOT では同一幅厚比のものを 3 個ずつ試験している)を示す

* 東洋大学工学部 教授・工博

Prof., Toyo Univ., Faculty of Eng., Dr. Eng.

短柱圧縮試験から得られる応力～歪曲線はFig.1のように大別され、幅厚比の増大につれてa～cに移行する。幅厚比の小さい場合、a、は降伏後滑り領域、 ϵ_p をへて歪硬化が起り最大応力度、 σ_m に達する。歪硬化係数を E_{st} とする。幅厚比のやや大きい場合、b、は降伏後滑り領域が現れるが歪硬化を起こすことなく耐力低下に至る（ $\epsilon_p=0$ を含む）。更に幅厚比が増大すると降伏以前に局部座屈崩壊する、c。

実験結果を整理してa、b、c、の幅厚比範囲を定め、aについては応力上昇率 $s = \sigma_m / \sigma_y$ 、 ϵ_p 、 E_{st} を、又bについては ϵ_p 、（ $s = 1$ ）を一般化細長比（幅厚比）、 λ 、を変数として統計的に評価した。尚この統計処理において鋼種間に有意の差が現れなかったので表1の全試験結果を母数として処理した。

2.1. $s \sim \lambda$ 関係

一般化細長比、 λ 、は下式で与えられる

$$\lambda = \sqrt{\frac{N_y}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{A \cdot \sigma_y}{A \cdot k E (t/B)^2}} = \sqrt{\frac{1}{k} \frac{\sigma_y}{E} \left(\frac{B}{t} \right)}$$

非弾性域におけるkの値は予測できないので、回帰式の係数に反映させるものとして、

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \left(\frac{B}{t} \right)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

記号： E：弾性係数

σ_y ：降伏点

t：正方形中空断面の板厚

B：正方形中空断面の幅

を一般化細長比として用いる。

Fig.2は実験から得た $s = \sigma_m / \sigma_y$ と λ の関係をプロットしたものである。

$s > 1$ の領域について直線回帰を行うと

$$\frac{1}{s} = 0.295\lambda^2 + 0.65, \quad \lambda < 1.09 \quad \dots\dots\dots (2)$$

を得る。

又 $1.09 \leq \lambda \leq 1.8$ の区間では $s = 1$ （ $\sigma_m = \sigma_y$ ）を保ち得る。 E_{st} の値は λ によって変動するが平均的に $E/E_{st} = 4.2$ と査定した。

2.2. $\epsilon_p \sim \lambda$ 関係

$s \geq 1$ の領域即ち $\lambda \leq 1.8$ の区間について ϵ_p (%) $\sim \lambda^{-2}$ の関係をプロットするとFig.3となる。

これを直線回帰すると

$$\epsilon_p = 2.043 \lambda^{-2} - 0.952, \quad (\epsilon_p \text{ in } \%) \quad \dots\dots\dots (3)$$

を得る。

Table 1.

Mechanical properties and width-to-thickness ratio of stub-columns

		降伏点 σ_y N/mm ²	降伏比Y	B/t	n
HOT	SN490	368~453	0.66~0.78	15.7~46.1	16 × 3
	SN400	277~351	0.65~0.75	27.3~44.6	4 × 3
WELD		453	0.77	12 ~ 34	18

Fig.1 Stress-strain relations of stub-columns

Fig.2 $s \sim \lambda$ relation

Fig.3 $\epsilon_p \sim \lambda$ relation

3. 等価幅厚比

曲げと圧縮（又は曲げ）をうける部材ではウェブに当たる鋼板には応力勾配が生じ、圧縮フランジの局部座屈を拘束するので応力上昇率 s は2式で与えられるものより大きくなる。正方形中空断面部材の塑性域に於けるこの拘束効果については未だ知見が無いので既往の実験結果¹⁾を用いてこの拘束効果を評価する。文献1では前記60キロ級高張力鋼よりなる正方形中空断面部材を用いて、幅厚比5種類、軸力比3種類の組合せについて部材実験を行っている。

実験変数、実験結果の一覧を表2に示す。

Table 2. Test specimens and result of beam-column tests

B/t	19.44			23.39			27.33			31.17			33.05		
ρ	0	0.25	0.5	0	0.25	0.5	0	0.25	0.5	0	0.25	0.5	0	0.25	0.5
τ_e	1.34	1.44	1.69	1.16	1.17	1.24	1.13	1.11	1.13	1.07	1.02	1.04	1.07	0.98	0.98

Fig.4 Stress distribution at critical state

表中 $\rho = N/N_y$: 軸力比, 又 $\tau_e = M_u/M_{pc}$ で M_u は実験で得た最大曲げモーメント, M_{pc} は軸力をうける断面の全塑性モーメント (軸力, 0を含む) である。

M_{pc} から M_u 迄の耐力上昇は圧縮フランジの局部座屈応力度上昇 $s \cdot \sigma_y$ によるものと考えられるので M_u は近似的に圧縮フランジ最大応力度が $s \cdot \sigma_y$ に達した時の全塑性モーメントであると考えたとその値 tM_u は, (Fig.4 参照)

$$tM_u = \frac{1}{8} B' N_y [3 - 4(\rho/s)^2] s \quad \dots\dots\dots (4)$$

となる。

M_{pc} は $s = 1$ とおいて

$$M_{pc} = \frac{1}{8} B' N_y (3 - 4\rho^2) \quad \dots\dots\dots (5)$$

である。

記号: $B' = B - t$, $N_y = A \sigma_y$, $\rho = N/N_y$: 軸力比

従って計算による τ は

$$\tau = \frac{t M_u}{M_{pc}} \left[\frac{3 - 4(\rho/s)^2}{3 - 4\rho^2} \right] s \quad \dots\dots\dots (6)$$

となる。

6式の τ を実験値 τ_e (表2) と等置すると, 7式を得る。

$$s^2 = \tau_e \left(1 - \frac{4}{3} \rho^2 \right) s - \frac{4}{3} \rho^2 = 0 \quad \dots\dots\dots (7)$$

7式より得る s は実験値で τ_e に対応する圧縮フランジの応力上昇率 s_e である。

この s_e を2式の s に代入することにより各試験体の等価幅厚比 B_e/t を算出する, 即ち

$$\frac{B_e}{t} = 40.16(1/s_e - 0.65)^{1/2} \quad \dots\dots\dots (8)$$

但し, $1/s_e$ は材料の降伏比 Y 以下になり得ない。

各試験体について B_e/t を7, 8式より算出し, λ, ρ を変数としてプロットすると Fig.5 となる。

Fig.5 $B_e/B \sim \rho, \lambda^2$ relation

図において $\lambda^2 = 0.793$ ($\lambda = 0.89$) では $\gamma = B_e/B$ の値が小さくなっているが, この領域では s は座屈強さでなく材料の降伏比 Y で決まっている。即ち座屈が問題とならない領域である。

今 $\lambda = 0.89$ の場合を除き, $\lambda = 1.07 \sim 1.52$, $\rho = 0 \sim 0.5$ の範囲について平面回帰を行うと9式を得る。

$$\frac{B_e}{t} = (0.8673 + 0.131\rho - 0.0864\lambda^2) \frac{B}{t} \quad \dots\dots\dots (9)$$

すなわち断面内に応力勾配のある時の等価細長比は,

$$\lambda_e = \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \left(\frac{B_e}{t} \right)$$

に9式の B_e/t を入れて, 次式となる、

$$\lambda_e = (0.8673 + 0.131\rho - 0.0864\lambda^2) \lambda \quad \dots\dots\dots (10)$$

4. 最大耐力, 塑性回転能力の予測値と実験値の比較

4.1 最大耐力, 塑性回転能力

文献2, 3において曲げと軸力をうける片持梁部材の最大耐力, M_u は 11 式で, 又塑性回転能力, η_ϕ は 13 式で予測し得ることを示した。これらの予測式は断面を等価な 2 つの平行フランジに置換して導いた解析解である。

1) 最大耐力

$$M_u = (s - \rho)M_p, \quad M_{pc} = (1 - \rho)M_p \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$\tau_t = \frac{M_u}{M_{pc}} = \frac{s - \rho}{1 - \rho} \quad \dots\dots\dots (12)$$

記号: M_p : 曲げのみをうける時の全塑性モーメント,

τ_t : 曲げ耐力上昇率の理論値

2) 塑性回転能力

$$\left. \begin{aligned} \rho = 0 \text{ のとき,} \\ \eta_\phi = \frac{s-1}{2s^2} \left[\frac{E}{E_{st}} (s-1)(1+2s) + 3 \left(\frac{\epsilon_p}{\epsilon_y} \right) (1+s) \right] \\ \rho > \frac{s-1}{2} \text{ のとき,} \\ \eta_\phi = \frac{s-1}{4(s-\rho)^2(1-\rho)} \left[\frac{E}{E_{st}} (s-1)(1+2s-3\rho) + 3 \left(\frac{\epsilon_p}{\epsilon_y} \right) (1+s-2\rho) \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

Fig.6 Definition of ϕ_u

記号: $\eta_\phi = \frac{\phi_u}{\phi_y}$: 1: 塑性回転能力の部材角表示 (Fig.6 参照)

ϕ_y : 降伏時の部材角, ϵ_y : 降伏歪

$0 < \rho \leq \frac{s-1}{2}$ の場合は本実験の対象とならないので省略する。

11~13 式の s は 2 式中の λ に 10 式の λ_e を代入して, 又 13 式の ϵ_p は 3 式中の λ に 10 式の λ_e を代入して夫々算出する。 $E/E_{st} = 42$ とする。

4.2 実験結果との比較

実験は定軸力下の単純支持ばりに中央集中荷重を加える形で行われた。断面の幅厚比, 軸力比を変数としている。溶接集成正方形中空断面部材の実験方法, 実験結果については文献 1 に報告されている。熱間圧延正方形中空断面部材も同様の方法で実験を行った。

各試験体の実験変数, 実験結果を表 3 に示す。

Table 3. Test results and their prediction of beam-columns

Code	variable		moment capacity			rotation capacity		
	B/t	ρ	τ_e	τ_t	τ_e/τ_t	η_{ϕ_e}	η_{ϕ_t}	$\eta_{\phi_e}/\eta_{\phi_t}$
W20.0 (1)	19.41	0	1.34	1.34	1.0	15.0	11.0	1.4
W20.0 (2)	19.46	0	1.33	1.34	0.99	9.8	10.9	0.9
W20.25(1)	19.41	0.25	1.46	1.48	0.99	7.6	7.6	1.0
W20.25(2)	19.46	0.25	1.41	1.48	0.95	9.0	7.6	1.2
W20.50(1)	19.41	0.50	1.72	1.72	1.0	8.5	12.7	0.7
W20.50(2)	19.46	0.50	1.65	1.72	0.96	8.4	12.6	0.7
W24.0 (1)	23.38	0	1.15	1.18	0.97	7.2	5.7	1.3
W24.0 (2)	23.40	0	1.17	1.17	1.0	5.5	5.4	1.0
W24.25(1)	23.38	0.25	1.16	1.20	0.97	3.6	3.7	1.0
W24.25(2)	23.40	0.25	1.22	1.20	1.02	3.5	3.6	1.0
W24.50(1)	23.38	0.50	1.21	1.26	0.96	3.0	5.8	0.5
W24.50(2)	23.40	0.50	1.27	1.26	1.01	3.1	5.6	0.6
W28.0 (1)	27.42	0	1.15	1.10	1.05	3.1	2.3	1.3
W28.0 (2)	27.24	0	1.11	1.12	0.99	3.8	2.9	1.3
W28.25(1)	27.42	0.25	1.15	1.12	1.03	1.5	1.5	1.0
W28.25(2)	27.24	0.25	1.06	1.12	0.95	1.4	1.6	0.9
W28.50(1)	27.42	0.50	1.14	1.12	1.02	1.7	1.9	0.9
W28.50(2)	27.24	0.50	1.11	1.12	0.99	1.2	2.0	0.6
W32.0 (1)	31.11	0	1.08	1.07	1.01	2.4	1.3	1.8
W32.0 (2)	31.24	0	1.06	1.07	0.99	1.9	1.2	1.6
W32.25(1)	31.11	0.25	1.02	1.05	0.97	0.9	0.5	1.8
W32.25(2)	31.24	0.25	1.01	1.05	0.96	0.6	0.46	1.3
W32.50(1)	31.11	0.50	1.02	1.02	1.0	0.8	0.14	5.7
W32.50(2)	31.22	0.50	1.06	1.02	1.04	0.7	0.12	5.8
W34.0	33.05	0	1.07	1.05	1.02	1.4	0.82	1.7
W34.25	33.05	0.25	0.98	1.03	0.95	0.5	0.19	2.6
W34.50	33.18	0.50	0.98	0.98	1.0	0.6	—	—
H20.40	31.75	0.203	1.02	1.09	0.94	1.03	1.31	0.75
H35.40	40.40	0.248	1.06	1.02	1.04	0.74	0.3	2.5
H25.49	27.47	0.175	1.17	1.18	0.99	3.02	3.68	0.82

試験体の Code は, W は溶接集成材で, 最初の 2 桁の数字は幅厚比の目標値, 続く数値は目標軸力比(%), (1), (2) は同一断面で材長の異なるものである。H は熱間圧延材で最初の 2 桁の数字は公称断面幅 (cm), 次の 2 桁の数字は鋼種 (SN400, SN490) である。

$\tau = M_u/M_{pc}$ は最大曲げ耐力の全塑性曲げモーメントに対する比で, τ_e は実験で得た最大曲げモーメントを M_{pc} (5 式) で除したもので, τ_t は 12 式による予測値である。又塑性回転能力については η_ϕ が実験で得た回転能力である。このうち幅厚比の小さい試験体では最大耐力を保持しながら塑性変形が進行し, 限界変形値を特定し難いものがあった。このような場合には耐力が 95% 迄低下した時の変形を用いて評価した。

実験値と予測値の対応は最大曲げ耐力については全幅厚比, 軸力比領域について極めて良好である。塑性回転能力については幅厚比が大きく, 高軸力比の場合に, 実験値は予測値より大きな値となった。大幅厚比, 高軸力の部材では η_ϕ の絶対値が極めて小さく安定性に欠けるので, 実部材の不可避の幾何学的, 材料的不整が挙動に影響を与えるものと思われる。

5. 幅厚比制限

Fig.7は $\eta_\phi \sim \lambda$ 関係を4.1の手法によって求めたものである。一般に塑性変形能力は $\rho = 0.3$ 近傍で最も小さくなるので²⁾ $\rho = 0.3$ の場合で柱 (beam-column) を代表させた。

図の横軸下段のKは1式 $B/t = \sqrt{E} \cdot \lambda / \sqrt{\sigma_y} = K / \sqrt{\sigma_y}$ のKでE, σ_y 共 ton/cm^2 の単位である。

文献6では $\eta_\phi \geq 4$ のものを Class I, $4 > \eta_\phi \geq 2$ のものを Class II, $2 > \eta_\phi \geq 0$ のものを Class IIIとして区分している。この区分に従って各クラス幅厚比の限界値を示すと Table 4 になる。

Fig.7によれば、はりの場合 Class IIIの幅厚比はより大きな値を取り得ることになるが、平面回帰式, 9, の算出に用いた λ の範囲から外れることになるので $\lambda = 2.0$ を以て制限値としている。

Fig.7 $\eta_\phi \sim \lambda$ relation

Table 4. B/t limitation

	Class I	Class II	Class III
beam-column ($\rho = 0.3$)	$52.3/\sqrt{\sigma_y}$	$58.2/\sqrt{\sigma_y}$	$73.3/\sqrt{\sigma_y}$
beam ($\rho = 0$)	$56.8/\sqrt{\sigma_y}$	$64.2/\sqrt{\sigma_y}$	$91.7/\sqrt{\sigma_y}$

6. 結

S N鋼材よりなる正方形中空断面材の最大耐力, 塑性回転能力を理論, 実験の両面から検討し, 夫々に対する予測式を提示した。予測式は溶接集成断面, 熱間圧延断面の区別なく, 又材料の降伏点は $277 \sim 453 \text{ N/mm}^2$ の範囲にわたって適用できることが判った。文献6に示される幅厚比制限値はS N鋼規格制定以前のS S 4 1, S M 5 0材の実験結果に基づいて定められたものであり, 有効幅厚比の評価はやや恣意的で, 鋼材の降伏比は制御されていないものであるが(但し, 比較的古い時期の鋼材で一般に降伏比は低い), 結果として本予測式に基づいて査定した制限値と大差ないものとなっている。

謝辞

本研究中, 熱間成形正方形中空断面材 (S N鋼) に関する資料は, (財) 熔接研究所「S N鋼箱形断面材の構造性能に関する研究」から引用した。試験材料はナカジマ鋼管(株)により提供された。関係各位に謝意を表する。

引用文献

- 1) 井上哲郎, 低降伏比高張力鋼箱形断面梁およびビームコラムの終局耐力と変形能力, 構造工学論文集, vol.38B, 431-441, 1992年3月
- 2) Ben Kato, Deformation Capacity of Steel Structures, J. Construct. Steel Research, 17, 33-94, 1990, Elsevier Science Publishers, England
- 3) 加藤 勉, 井上哲郎, 高張力鋼箱形断面材の局部座屈と変形能力, 日本建築学会構造系論文集, 第444号, 115-123, 1993年2月
- 4) 井上哲郎, 桑村 仁, 降伏棚のある低降伏比 60 キロ高張力鋼短柱の応力-ひずみ特性 (十字形および箱形断面), 構造工学論文集, vol.37B, 225-238, 1991年3月
- 5) 桑村 仁, 武谷政國, 松本由香, 熱間成形および冷間成形角形鋼管の局部座屈特性, 日本建築学会構造系論文集, 第493号, 121-129, 1997年3月
- 6) 鋼構造限界状態設計規準(案)・同解説, P.11, 日本建築学会, 1991年9月

(1998年4月23日原稿受理, 1998年8月21日採用決定)