

論文 塑性理論に基づいた SRC 部材の終局強度型設計式に関する研究

土井 希祐^{*1)}、斎藤 博之^{*2)}

要旨： 現行の建築学会 SRC 構造計算規準は、せん断設計式が実験式に基づいており、短スパンの部材において大幅に安全側の評価となる等、不合理な面が認められ、明確な理論に裏付けられた設計式の定式化が望まれている。著者らは、塑性理論に基づく SRC 部材の終局耐力式である修正加藤称原式を提案し、実験結果との対応が良好であることを示した。本論文においては、設計式の定式化を念頭に置き、修正加藤称原式の簡略化式である設計式 9.6 を提案すると共に、モデル供試体に関する検討結果から、同式が修正加藤称原式と同等の計算精度を有する耐力評価式であることを明らかにした。

キーワード： SRC 部材, 塑性理論, 終局耐力, 設計式

1. はじめに

現行の建築学会 SRC 構造計算規準は、せん断設計式が実験式に基づいており、スパンが短い部材において大幅に安全側の評価となる等、不合理な面が認められ、明確な理論に裏付けられた設計式の定式化が望まれている。

著者等は、塑性理論に基づく SRC 部材の終局耐力式である修正加藤称原式を提案し、せん断破壊、及び曲げ破壊の何れの領域においても実験結果との対応が良好であることを示した。[1]、[2]（図-1参照）しかし、修正加藤称原式は複雑な耐力式であり、設計式として用いるためには、簡略化等の改善が必要である。本論文は、設計式の定式化を念頭に置き、修正加藤称原式を簡略化したクローズドな形の耐力式である設計式 9.6 を提案し、その妥当性を検討したものである。

2. 修正加藤称原式

H 形鋼を用いた SRC 部材が、一定軸力下で、H 形鋼断面の強軸回り曲げモーメントを受ける場合の修正加藤称原式を以下に示す。荷重条件、記号、寸法等は、図-1～3、及び注1)による。なお、(1)式において、 $\{M(x, s\sigma)\}$ は $M(x, s\sigma)$ の最大値を表すものとする。

$$M = \max\{M(x, s\sigma)\} = \max\{sM(x) + hM + tM(x, s\sigma)\} \quad (1)$$

(1)式において、

$$sM(x) = sQ(x) \cdot a = x \cdot tw \cdot s\tau y \cdot a \quad (2)$$

$$hM = \alpha \cdot rMp \quad (\because \alpha = hQy \cdot a / rMp \leq 1) \quad (3)$$

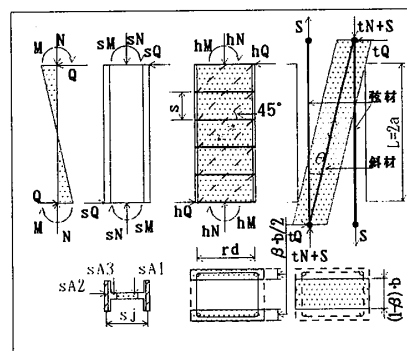


図-1 修正加藤称原式の耐荷機構

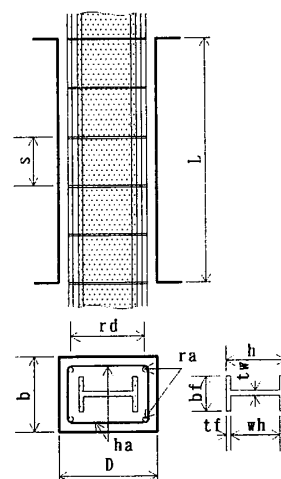


図-2 各部の記号、寸法

*1 新潟大学助手 工学部建設学科、工博（正会員）

*2 新潟大学大学院 工学部建設学科

$$tM(x, s\sigma) = tQ(x, s\sigma) \cdot a = N_0' \cdot a \cdot \{\sqrt{\lambda^2 + 4 \cdot u \cdot (1-u)} - \lambda\} / 2 \quad (4)$$

(4)式において、

$$\begin{aligned} (2S_0 + tN) / N_0' & \quad (-2S_0 \leq tN < N_1 : \text{曲げ破壊}) \\ u = 1/2 & \quad (N_1 \leq tN \leq N_2 : \text{せん断破壊}) \\ (tN - 2S_0) / N_0' & \quad (N_2 < tN \leq N_3 : \text{曲げ破壊}) \end{aligned} \quad (5)$$

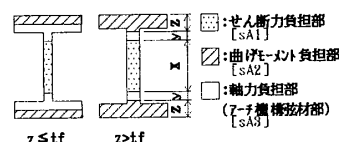


図-3 鉄骨部分の応力分担

(5)式において、

$$\begin{aligned} N_1 &= N_0' / 2 - 2S_0, \quad N_2 = N_0' / 2 + 2S_0, \quad N_3 = N_0' + 2S_0 \\ S_0 &= (1 - \alpha) \cdot r_a \cdot r \sigma y \geq 0 \\ N_0' &= (1 - \beta) \cdot b \cdot D \cdot F_c \quad (\because \beta = 2pw \cdot h \sigma y / F_c \leq 2r_a \cdot r \sigma y / (F_c \cdot b \cdot a)) \end{aligned}$$

また、

$$tN = tN(x, s\sigma) = N - sN(x, s\sigma) - hN \quad (6)$$

$$sN(x, s\sigma) = \{tw \cdot (wh - x) + 2bf \cdot (tf - z)\} s\sigma \quad (wQy \cdot a < fMp, \text{または } sM(x) \leq fMp \text{ のとき}) \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \because z &= h/2 - \sqrt{(h/2)^2 - sM(x) / (bf \cdot s\sigma y)} \\ &= 2 \cdot tw \cdot (h - x - 2z) s\sigma \quad (sM(x) > fMp \text{ のとき}) \\ \because z &= h/2 - \sqrt{(wh/2)^2 - \{sM(x) - fMp\} / (tw \cdot s\sigma y)} \end{aligned} \quad (8)$$

$$hN = hQ = hM/a$$

$$0 \leq x \leq wh, \quad 0 \leq z \leq (h - x)/2$$

注1) $wQy = wA \cdot s\tau y$, $fMp = fA \cdot s\sigma y \cdot (h - tf)$, $hQy = pw \cdot h \sigma y \cdot b \cdot rd$, $rMp = r_a \cdot r \sigma y \cdot rd$

$$wh = h - 2 \cdot tf, \quad fA = bf \cdot tf, \quad wA = tw \cdot wh, \quad pw = ha / (b \cdot s), \quad \lambda = L/D, \quad a = L/2$$

$s\sigma y$: 鉄骨降伏応力度、 $s\tau y$: 鉄骨降伏せん断応力度 ($=s\sigma y / \sqrt{3}$)

$s\sigma$: 鉄骨軸力負担(7-7機構弦材)部応力度 ($\leq s\sigma y$)

$r\sigma y$: 主筋降伏応力度、 $h\sigma y$: 7-7筋降伏応力度、 F_c : コンクリート圧縮強度

3. 設計式 9 6

(1)式をクローズドな形に表すことは煩雑であり、終局耐力を求める為には数値的な反復計算が必要となる。そこで、十分な計算精度を保持した簡略化式である設計式 9 6 を導出した。設計式 9 6 の導出において、表-1に示す様に、せん断破壊領域、及び曲げ破壊領域を定義する。表-1における境界軸力 $N_1 \sim N_4$ は、以下の様に表される。

表-1 破壊領域区分

$$N_1 = -(sNy + rNy) \quad (9)$$

$$N_2 = -sN' + hN + N_0' / 2 - 2 \cdot S_0 \quad (10)$$

$$N_3 = sN' + hN + N_0' / 2 + 2 \cdot S_0 \quad (11)$$

$$N_4 = sNy + rNy + N_0 \quad (12)$$

軸力条件	破壊モード	耐力式
$N_1 \leq N < N_2$	曲げ破壊	Mbu
$N_2 \leq N \leq N_3$	せん断破壊	Msu
$N_3 < N \leq N_4$	曲げ破壊	Mbu

ここに、

$$sN' = 2 \cdot bf \cdot (tf - z') \cdot s\sigma y \quad (\because z' = \{h - \sqrt{h^2 - 4 \cdot wQy \cdot a / (bf \cdot s\sigma y)}\} \leq tf)$$

$$sNy = (2 \cdot fA + wA) \cdot s\sigma y, \quad rNy = 2 \cdot r_a \cdot r \sigma y$$

せん断破壊領域における部材耐力 Msu は、以下の様に表されるものとする。

$$Msu = (sQsu + hQsu + tQsu) \cdot a \quad (13)$$

ここに、

$$sQ_{su} = \begin{cases} wQ_y & wQ_y \cdot a < fM_p \\ (h-2 \cdot z) \cdot tw \cdot \sigma_y & wQ_y \cdot a \geq fM_p \end{cases} \quad (14)$$

$$(\because z = tf + u - \sqrt{u^2/4 - (fM_p - sQ_y \cdot a)/(tw \cdot \sigma_y)} \quad , u = 2\sqrt{3}a/3 + wh)$$

$$hQ_{su} = hM/a \quad (15)$$

$$tQ_{su} = N_0' \cdot (\sqrt{\lambda^2 + 1} - \lambda)/2 \quad (16)$$

曲げ破壊領域における部材耐力 M_{bu} は、高軸力側の場合、図-4に示す様に、圧縮降伏点 $(0, N_4)$ 、せん断破壊領域との境界点 (M_{su}, N_3) 、及び鉄骨負担曲げモーメント $sM=0$ 、鉄骨負担軸力 $sN = sN_y$ となる点 $A (M_A, N_A)$ の3点を通る2次曲線により表されるものとする。低軸力側においても同様とする。図-5に示す様に、修正加藤称原式における部材の全耐力 (M, N) は、鉄骨負担耐力 (sM, sN) とアーチ機構負担耐力 (tM, tN) との一般化累加、及びトラス機構負担耐力 (hM, hN) との単純累加によって求められる。即ち、

$$M = sM + hM + tM \quad (17)$$

$$N = sN + hN + tN \quad (18)$$

ここで、 (hM, hN) は一定値であるから、図-6に示す様に、 (sM, sN) 、及び (tM, tN) についてのみ考える。 $(sM, sN) = (0, sN_y)$ であるから、図-6における $(0, sN_y)$ と (tM, tN) のベクトル和が最大となる時の終点 A' が、図-4における A 点に対応する。このとき、図-6に示す様に、 (tM, tN) の包絡線の接線の傾きが、 $(0, sN_y)$ における (sM, sN) の包絡線の接線の傾きと等しくなる。鉄骨部分が圧縮降伏する近傍 $(sM \approx 0, sN \approx sN_y)$ において、

$$sM = x \cdot tw \cdot w \cdot \sigma_y \cdot a \quad (19)$$

$$sN = tw \cdot (wh - x) \cdot w \cdot \sigma_y + 2bf \cdot (tf - z) \cdot f \cdot \sigma_y \quad (20)$$

ここに、

$$z = h/2 - \{(h/2)^2 - sM/(bf \cdot f \cdot \sigma_y)\}^{1/2} \quad (21)$$

(19)~(21)式より、

$$\frac{dsM}{dsN} = \frac{dsM}{dx} \cdot \frac{dx}{dz} \cdot \frac{dz}{dsN} = -\{(\frac{h}{2})^2 - \frac{sM}{bf \cdot f \cdot \sigma_y}\}^{1/2} / [\frac{\sqrt{3}}{a} \cdot \{(\frac{h}{2})^2 - \frac{sM}{bf \cdot f \cdot \sigma_y}\}^{1/2} + 1] \quad (22)$$

一方、

$$tM = \frac{1}{2} N_0' \cdot \lambda \cdot a \cdot \{1 + (\frac{2}{\lambda})^2 \cdot \frac{tN - 2S_0}{N_0'} \cdot (1 - \frac{tN - 2S_0}{N_0'})\}^{1/2} - 1 \quad (23)$$

$$\frac{dtM}{dtN} = a \cdot (1 - 2 \cdot \frac{tN - 2S_0}{N_0'}) / \{\lambda^2 + 4 \cdot \frac{tN - 2S_0}{N_0'} \cdot (1 - \frac{tN - 2S_0}{N_0'})\}^{1/2} \quad (24)$$

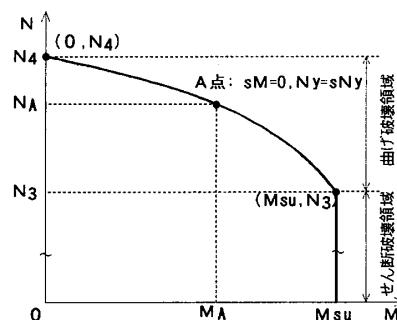


図-4 曲げ破壊領域耐力式

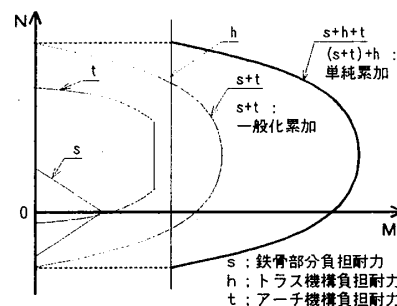


図-5 修正加藤称原式

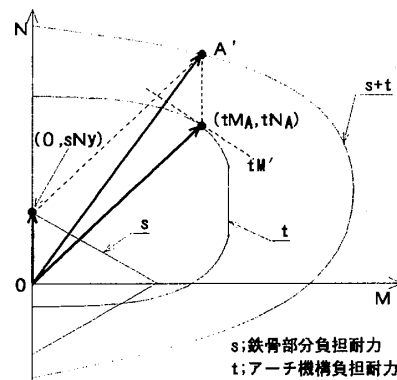


図-6 (sM, sN) と (tM, tN) の一般化累加

(22)、及び(24)式より、

$$\frac{dtM}{dtN} = \frac{dsM}{dsN}, sM=0 = \frac{-h \cdot a}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \quad (25)$$

$$4 \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 \right\} \cdot \left(\frac{tN - 2S_0}{N_0'} \right)^2 - 4 \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 \right\} \cdot \left(\frac{tN - 2S_0}{N_0'} \right) + 1 - \lambda^2 \cdot \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 = 0 \quad (26)$$

$$\therefore \frac{tN - 2S_0}{N_0'} = \frac{1}{2} \cdot [1 - (1 + \lambda^2)^{1/2} \cdot \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right) / \left\{ 1 + \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 \right\}^{1/2}] \quad (27)$$

従って、

$$tNA = \frac{N_0'}{2} \cdot [1 - (1 + \lambda^2)^{1/2} \cdot \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right) / \left\{ 1 + \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 \right\}^{1/2}] + 2S_0 \quad (28)$$

$$tMA = \frac{1}{2} N_0' \cdot a \cdot [(1 + \lambda^2)^{1/2} - \lambda \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 \right\}^{1/2}] / \left\{ 1 + \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 \right\}^{1/2} \quad (29)$$

(MA, NA) = (hM + tMA, sNy + hN + tNA)より、Mbuは以下の様に表される。

$$Mbu = q \cdot (N - p)^2 + r \quad (30)$$

ここに、

$$p = \{ MA \cdot (N_3 - N_4) \cdot (N_3 + N_4) - M_{su} \cdot (NA - N_4) \cdot (NA + N_4) \} / [2 \cdot \{ MA \cdot (N_3 - N_4) - M_{su} \cdot (NA - N_4) \}] \quad (31)$$

$$q = (MA - M_{su}) / \{ (NA - p)^2 - (N_3 - p)^2 \} \quad (32)$$

$$r = -q \cdot (N_4 - p)^2 \quad (33)$$

低軸力側曲げ破壊領域においては、(28)式を

$$tNA = \frac{N_0'}{2} \cdot [1 + (1 + \lambda^2)^{1/2} \cdot \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right) / \left\{ 1 + \left(\frac{-h}{\sqrt{3 \cdot h + 2a}} \right)^2 \right\}^{1/2}] - 2S_0 \quad (28')$$

とし、(31)～(33)式において、 $N_3 \rightarrow N_2$ 、 $N_4 \rightarrow N_1$ と置き換えればよい。また、十字形鉄骨を用いたSRC部材についても、H形鋼を用いた場合と同様に、設計式96を導くことができる。

4. 設計式96の検討、及び考察

文献[2]に掲載されたSRC実験データベースから、一定軸力下で逆対称曲げモーメントを受ける供試体に関するデータを抽出し、設計式96と実験結果との対応を検討した。データ数は、H形鋼を用いたもの135体、十字形鋼を用いたもの40体である。表-2に、(実験耐力/計算耐力)の平均値、及び変動係数を示す。設計式96の実験結果との対応は、修正加藤称原式と同等であり、建築学会SRC計算規準式[6]と比較して大幅に改善されていると考えられる。

次に、H形鉄骨、及び十字形鉄骨を用いたSRC部材について、図-7、及び表-3に示す各5体

表-2 実験値との比較

	H形鋼			十字形鋼		
	提案式*1)	理論式*2)	規準式*3)	提案式*1)	理論式*2)	規準式*3)
平均値	1.06	1.07	1.15	0.959	0.964	1.35
変動係数	0.143	0.144	0.323	0.204	0.205	0.353

*1) 設計式96、*2) 修正加藤称原式、*3) 建築学会SRC計算規準式

のモデル供試体を設定し、シアスパン比(a/D)、帯筋量(p_w)、及びコンクリート圧縮強度(F_c)をパラメータとし、表-4に示す①～⑩の18ケースについてM-N相関を求めた。このM-N相関図に基づいて、修正加藤称原式との対応を検討し、さらに、提案式2 [3]、[4]、及び建築学会S R C計算規準式との比較検討を行った。M-N相関図の一部を、図-8～11に示す。

設計式9.6は、せん断破壊領域においては、修正加藤称原式の耐力と一致し、軸力範囲も一致する。また、曲げ破壊領域においても、計算パラメータに、その精度を左右されることなく、全域に渡り、修正加藤称原式との対応は良好である。これに対して、提案式2は、曲げ破壊領域における修正加藤称原式との対応が計算パラメータに左右され、十分な精度を持っているとは言えない。また、建築学会S R C計算規準式は、特にせん断破壊領域における耐力評価が、修正加藤称原式と比較して大幅に安全側となっている。

表-3 鉄骨断面

	NAME	H×bf×tw×tf(mm)
H形	H1	H- 90× 72×4× 6
	H2	H-105× 84×4× 7
	H3	H-120× 96×5× 8
	H4	H-135×108×7×10
	H5	H-150×120×9×12
十字形	C1	2H-120× 60×3× 6
	C2	2H-130× 68×3× 7
	C3	2H-140× 75×4× 8
	C4	2H-150× 85×5×10
	C5	2H-160×100×6×12

表-4 計算パラメータ一覧

		$P_w=0.4(\%)$ $F_c(\text{Kg/cm}^2)$	$F_c=210(\text{Kg/cm}^2)$ $P_w(\%)$
$a/D=1$	①	$F_c=150$	⑩ $P_w=0.2$
	②	$F_c=240$	⑪ $P_w=0.4$
	③	$F_c=320$	⑫ $P_w=0.6$
$a/D=2$	④	$F_c=150$	⑬ $P_w=0.2$
	⑤	$F_c=240$	⑭ $P_w=0.4$
	⑥	$F_c=320$	⑮ $P_w=0.6$
$a/D=3$	⑦	$F_c=150$	⑯ $P_w=0.2$
	⑧	$F_c=240$	⑰ $P_w=0.4$
	⑨	$F_c=320$	⑱ $P_w=0.6$

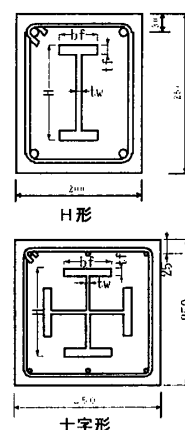


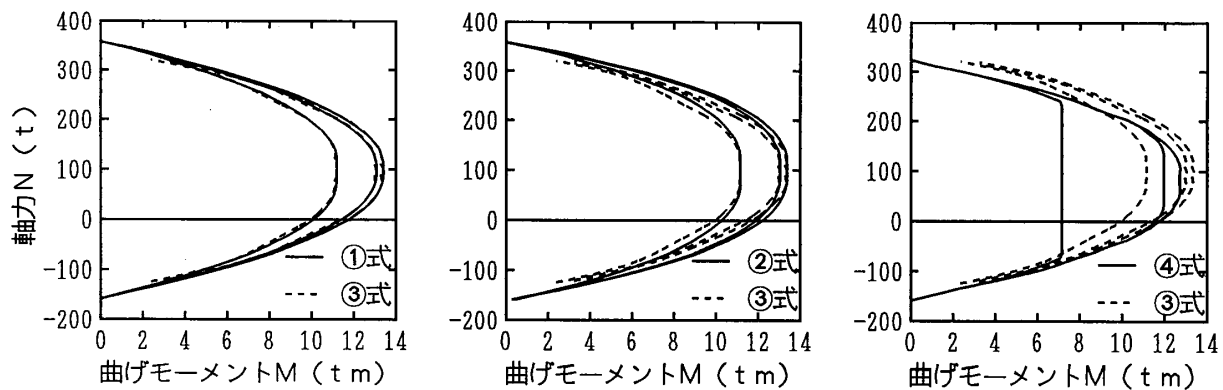
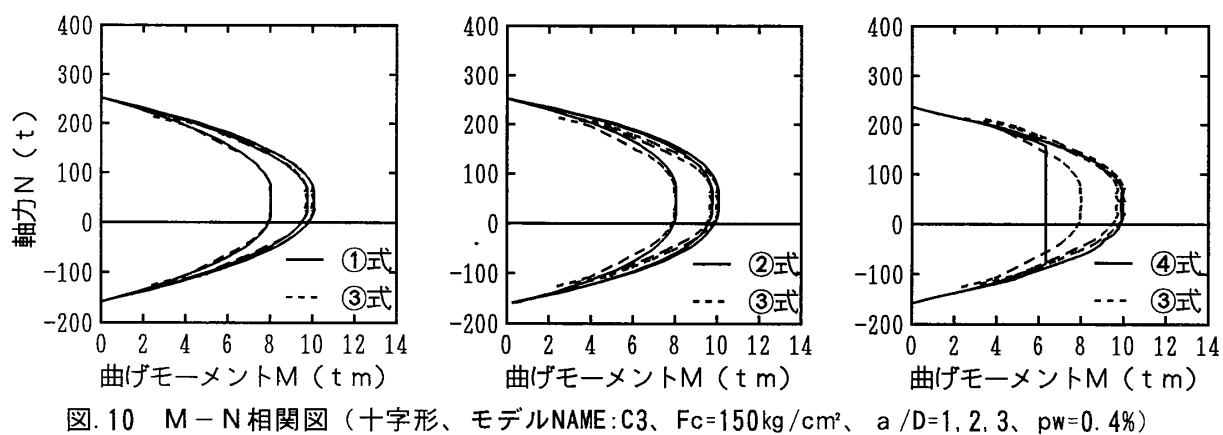
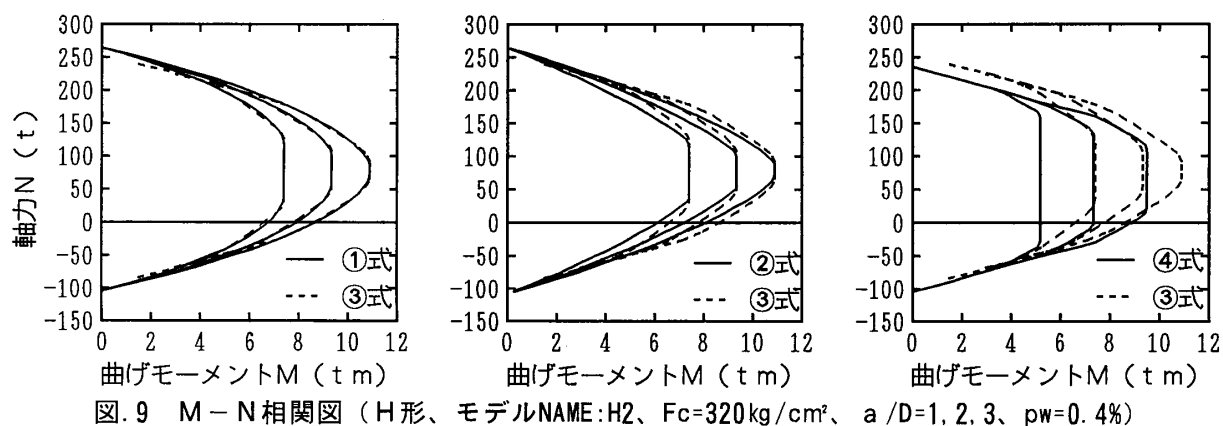
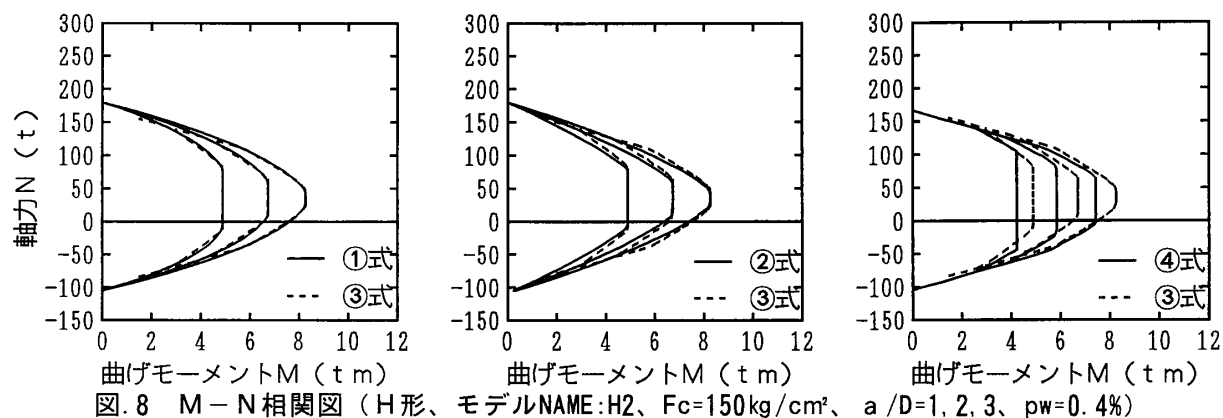
図-7モデル供試体断面図

5. まとめ

修正加藤称原式の簡略化により導かれた設計式9.6は、曲げ破壊領域、及びせん断破壊領域の何れにおいても、十分な計算精度を有し、S R C部材の終局耐力式として有効であり、保有水平耐力の検討における、部材の終局耐力算定式として用いることが可能であると考えられる。今後の課題は、設計荷重に対して、所要の鉄骨断面、主筋量、及び帯筋量等を算定する手順を定式化することである。

参考文献

- 1) 望月嘉人、上井希祐、称原良一、皆川未央：S R C部材の終局耐力式に関する研究 その1、その2、日本建築学会大会梗概集 構造Ⅱ pp1653-1656、1993.9
- 2) 望月嘉人：塑性理論に基づいたS R C部材の終局強度型設計法の開発に関する研究、新潟大学修士論文 1994.2
- 3) 望月嘉人、土井希祐、上平貴昭：塑性理論に基づいたS R C部材の終局強度型設計法に関する研究 その1、その2、日本建築学会大会梗概集 構造Ⅱ pp1773-1776、1994.9
- 4) 鈴木芳孝、土井希祐：塑性理論に基づいたS R C部材の終局強度型設計法に関する研究 その3、その4、日本建築学会大会梗概集 構造Ⅲ pp671-674、1995.8
- 5) 斎藤博之、土井希祐：「塑性理論に基づいたS R C部材の終局強度型設計式に関する研究 その5、その6、日本建築学会大会梗概集 構造Ⅲ pp879-882、1996.9
- 6) 日本建築学会、鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1987.6



注) ①式: 設計式96、 ②式: 提案式.2、 ③式: 修正加藤称原式、 ④式: 建築学会規準式