

論文

[2081] 非対称曲げモーメントを受ける X 形配筋柱の耐震性能

正会員 ○倉本 洋 (鴻池組 技術研究所)

正会員 南 宏一 (大阪工業大学工学部)

1. 序

筆者らは、既に、鉄筋コンクリート (R/C) 短柱のせん断破壊および付着割裂破壊の防止と耐震性能の向上を目的として、一方向 X 形配筋柱 [1,2] および二方向 X 形配筋柱 [3] に関する実験的かつ理論的研究を継続的に行なってきており、X 形配筋法の耐震有効性を明らかにしてきた。それらの研究は、全て、逆対称曲げ・せん断力を受ける柱を対象としたものであり、柱に対して、曲げとせん断による組合せ応力が最も厳しい状態における耐震性能を検討したものである。しかしながら、X 形配筋柱において逆対称曲げ・せん断の応力状態は、X 形主筋を最も有効に作用させるものであり、逆に、実設計で対象とすることが多い非対称曲げ・せん断の応力状態下における X 形配筋柱の挙動、あるいは X 形主筋の負担せん断力の評価については、明確にされていない。

そこで、同一形状でせん断スパン比および軸力比の異なる X 形配筋柱 6 体の非対称曲げモーメント載荷実験を行なった。本論では、実験結果より、X 形配筋柱の強度と靱性および X 形主筋のせん断力負担効果に及ぼすせん断スパン比の影響を検討し、さらに、非対称曲げモーメントを受ける X 形配筋柱のせん断抵抗機構をモデル化し、せん断抵抗性状の理論的把握を試みる。

2. 実験計画

図 1 に試験体の形状寸法および配筋状況を示す。実験に用いた試験体は、全て一方向 X 形配筋柱 (X 形主筋比: $\beta = 0.57$) であり、柱長さ: $L=90\text{cm}$ 、柱断面: $b \times D=30\text{cm} \times 30\text{cm}$ である。主筋には D10 および D13 (共に SD35) を用い、全引張主筋比: $P_t=0.74\%$ とした。せん断補強筋には ウルボン 5 ϕ (スパイラル配筋) を使用し、せん断補強筋比は $P_w=0.44\%$ とした。表 1 に使用材料の力学的特性を示す。実験変数には、せん断スパン比および軸力比を選択し、せん断スパン比: a/D は 1.5 (逆対称曲げ)、2.0 および 3.0 (片持ち梁型) の 3 種類、軸力比: $n (= N/(b \cdot D \cdot F_c))$ は 0.1 および 0.3 の 2 種類とした。表 2 に実験計画を示す。

表 1 使用材料の力学的特性 (単位: kgf/cm^2)

平行主筋	: D10	$\sigma_u = 3643$
X 形主筋	: D13	$\sigma_u = 3714$
せん断補強筋	: 5 ϕ	$\sigma_{wu} = 12750$: 0.2% cutoff
コンクリート		$F_c = 340$

表 2 実験計画

作用軸力 $N(\text{tf})$	軸力比 n	試験体名		
30.6	0.1	J 1 1	J 1 2	J 1 3
91.8	0.3	J 3 1	J 3 2	J 3 3
せん断スパン比: a/D		1.5	2.0	3.0
せん断補強筋比		: $P_w = 0.44\%$		
引張主筋比 (X 形主筋も含む)		: $P_t = 0.74\%$		
柱長さ比		: $L/D = 3.0$		

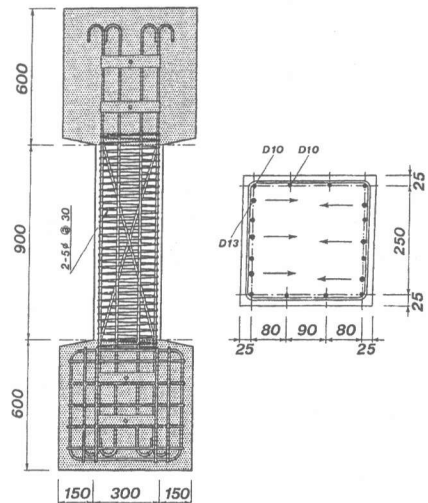


図 1 試験体の形状寸法

表3 最大強度

試験体名	実験値 Q _{exd.} (tf)		理論値 曲げ せん断 Q _f (tf) Q _s (tf)		実験値/理論値			
	(正)	(負)			Q _{exd.} /Q _f (正) (負)	Q _{exd.} /Q _s (正) (負)		
J 1 1	23.04	24.84	23.49	23.50	0.98	1.06	0.98	1.06
J 1 2	17.25	17.88	17.61	16.17	0.98	1.02	1.07	1.11
J 1 3	11.64	11.04	11.74	10.76	0.99	0.94	1.08	1.03
J 3 1	34.23	34.23	35.59	33.60	0.96	0.96	1.02	1.02
J 3 2	25.71	27.15	26.69	24.18	0.96	1.02	1.06	1.12
J 3 3	17.43	18.42	17.79	15.31	0.98	1.04	1.14	1.20

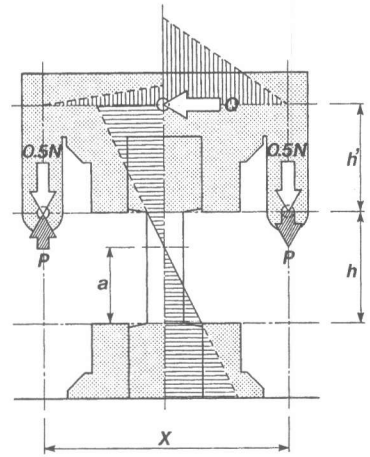


図2 荷重システム

3. 実験方法

実験は、非対称曲げモーメント荷重装置[4]を用いて、図2に示すように、一定圧縮力:Nを柱頭に付加した後、水平力:Qと曲げ戻し力:Pをそれぞれ独立に制御しながら荷重することによって行った。なお、曲げ戻し力:Pは、(1)式による。

$$P = (h+h'-a) \cdot Q/X = (1.75-a) \cdot Q/2 \quad (1)$$

4. 実験結果

4.1 履歴曲線

図3に各試験体の履歴曲線を示す。図中の点線は P-δ 効果の影響を、一点鎖線は曲げ強度:Q_fをそれぞれ表し、さらに二点鎖線で与えられている耐力線は、後述の理論解析によって求められた理論せん断強度:Q_sを示す。また、表3に最大強度および理論強度を示す。なお、Q_fおよびQ_sは、せん断スパン長さの2倍を柱長さとして求めている。

軸力比がn=0.1の試験体では、せん断スパン比に関わらず、各試験体共にR=0.010rad.でほぼ曲げ強度に達しており、それ以後、強度劣化がほとんどなく、X形配筋柱特有のエネルギー消費能力の大きな安定した曲げ破壊系の履歴曲線を示した。また、せん断スパン比が小さくなるほど最大強度および初期剛性は大きくなるが、最大強度時以降、R=0.050rad.の最終変形時まで包絡線の勾配の差異は認められなかった。

軸力比がn=0.3の各試験体においても、n=0.1の試験体と同様に R=0.010rad.でほぼ曲げ強度に達し、強度劣化が少なく、エネルギー消費能力の大きな曲げ破壊系の履歴曲線を示した。また、せん断スパン比に関わらず、各試験体の最大強度時以後の包絡線の勾配は、R=0.030rad.程度の大変形時までほとんど差がないが、それ以後、すなわち、かぶりコンクリートの剥離が顕著となった後、平行主筋の座屈の影響で、せん断スパン比が小さいほど強度低下が若干大きくなる傾向が認められた。

今回の実験の範囲では、同一軸力下であれば、X形配筋柱の耐震性能に関して、せん断スパン比はその強度のみに影響し、履歴性状には影響しないことが示される。すなわち、柱長さ比 L/D=3程度の短柱でも、X形配筋法を適用することによって、せん断スパン比に関わらず、せん断破壊および付着割裂破壊を防止でき、曲げ破壊系の復元力特性を確保できる。

4.2 X形主筋の応力度分布

図4に部材角R=0.015rad.における軸力比n=0.3の各試験体のX形主筋のひずみから求めた応力度分布を示す。図中の○、△および□印は、それぞれ試験体J31、J32 およびJ33の応力度分布を表す。また、実線および点線は、それぞれ正荷重時および負荷重時を表し、一点鎖線は、主筋の降伏応力度σ_vを示す。

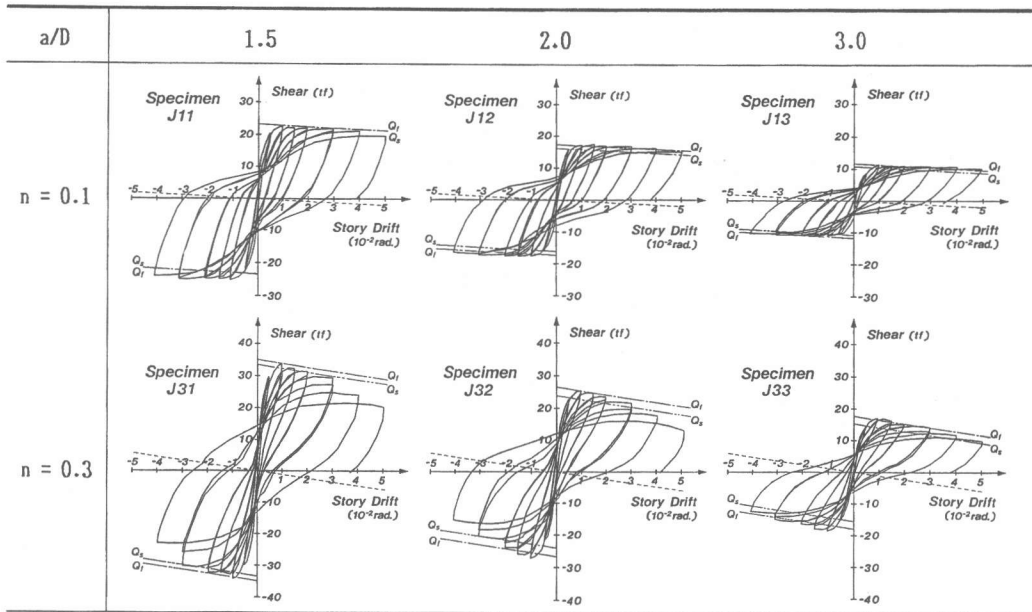


図3 履歴曲線

逆対称曲げ・せん断载荷の試験体 J31では、正载荷時および負载荷時共に、部材の最大強度時 ($R=0.010\text{rad.}$) 以後の変位振幅で、圧縮側および引張側の X 形主筋が、共に、全長に渡ってほぼ降伏応力度に達しており、X 形主筋がトラス材として有効に作用していることが示される。一方、非対称曲げモーメント载荷の試験体 J32 および J33 では、正载荷時および負载荷時共に、柱脚部において、それぞれ圧縮側および引張側 X 形主筋共に降伏応力度に達しているが、柱頭部に近づくに従って応力度が減少している。また、この応力度の減少の割合は、

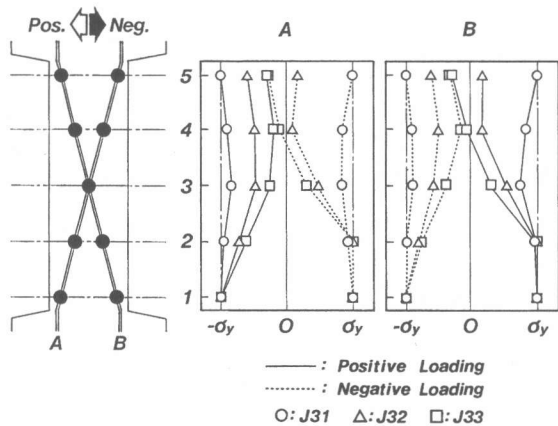


図4 X形主筋の応力度分布

せん断スパン比が大きくなるほど、すなわち、柱頭モーメントの柱脚モーメントに対する割合が小さくなるほど大きくなり、さらに、柱脚部で引張側となる X 形主筋のほうが圧縮側主筋に比して減少割合が大きい傾向にある。すなわち、X 形主筋とコンクリート間には付着応力が存在していることになる。また、その付着応力は、柱脚部で引張側となる X 形主筋では柱中央部から柱頭部の範囲で大きく、逆に、圧縮側主筋では柱脚部から柱中央部の範囲で大きくなる傾向にある。なお、このような付着応力が存在するという傾向は、軸力比 $n=0.1$ の試験体においても認められた。

これらのことより、非対称曲げモーメントを受ける X 形配筋柱の場合、X 形主筋によるせん断抵抗機構は、従来、逆対称曲げ・せん断载荷の場合に仮定していた X 形主筋のみによるトラス機構 [1] だけでは説明することができず、さらに、X 形主筋とコンクリート間に生じる付着力を考慮する必要があることが示される。

5. せん断強度解析

5.1 解析モデル

図5に本解析に用いた解析モデルを示す。非対称曲げモーメントを受けるX形配筋柱のせん断抵抗機構を、1) X形主筋、平行主筋、せん断補筋筋、および幅 t で材軸と45°の角度をなすコンクリート斜め圧縮束材で構成される「複合トラス機構」(図5(c))と、2) 柱幅 b から複合トラス機構で用いたコンクリート幅を減じた幅 $b_o (= b - t)$ を柱幅とする通常の鉄筋コンクリート部材の「はり機構」と「アーチ機構」(図5(a)および(b)) [1] に分類できるものと仮定する。それぞれのせん断抵抗機構に対して、静的許容応力場を満たす強度を求め、さらに、その強度に対して拡張累加強度理論[1]を適用して部材の強度を求める。ただし、各せん断抵抗機構における非対称曲げモーメントは、せん断スパン長 a に応じて

$$M_a/M_b = b_o M_a / b M_b = a M_a / a M_b = t M_a / t M_b = \alpha \tag{2}$$

ここに、 α : 非対称係数 $(= (L-a)/a)$ 、 L : 部材長

の関係があり、さらに、図5における左端曲げモーメントとせん断力の関係は、

$$M_a/Q = b_o M_a / b Q = a M_a / a Q = t M_a / t Q = a \tag{3}$$

を満足することが必要である。

5.2 複合トラス機構

非対称曲げモーメントを受けるX形配筋柱におけるX形主筋によるせん断抵抗機構として新たに導入した複合トラス機構は、さらに、図6に示す3つのせん断抵抗機構、すなわち、X形トラス機構、K形トラス機構および弦機構から構成されるものと仮定する。4.2節で述べたように、非対称曲げモーメントを受ける場合、X形トラス機構の左右材端では、X形主筋に大きさの異なる引張力 $t T_a$ および $t T_b$ と圧縮力 $t C_a$ および $t C_b$ が生じ、この系の釣合を満足させるためには、X形主筋とコンクリート間に付着力が必要となる。ここで、X形主筋に沿って分布する平均付着応力を τ_B と仮定すると、 τ_B は非対称係数 α によって次式で与えられる。

$$\tau_B = (1 - \alpha) (t T_a + t C_a) \cdot \cos \theta / (2 \cdot \psi_d \cdot L) \tag{4}$$

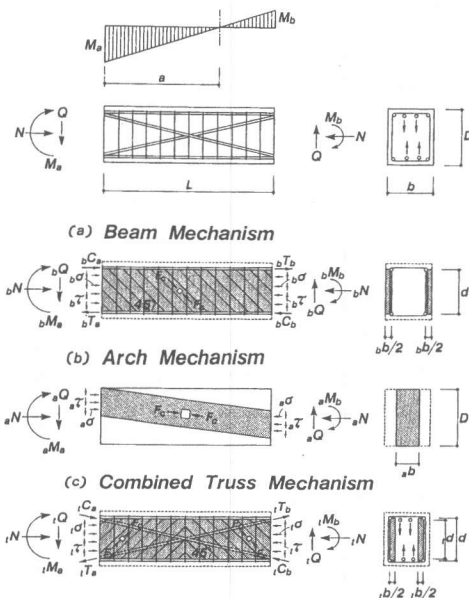


図5 せん断抵抗機構

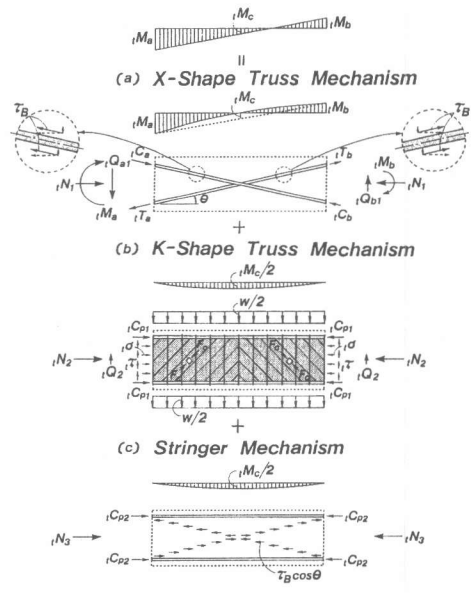


図6 複合トラス機構

ここに、 θ : X形主筋の材軸となす角度、 ψ_d : X形主筋の周長

この平均付着応力 τ_B の鉛直成分が、部材長 L に沿って部材上下面に等分布荷重として作用し、K形トラス機構が形成され、さらに、 τ_B の水平成分によって生じる偶力に抵抗するために弦機構が形成されるものと仮定する。

K形トラス機構に作用する単位長さ当りの荷重を ω とすると、 ω は(4)式より

$$\omega = (1-\alpha)(tT_a+tC_a) \cdot \sin \theta / L \quad (5)$$

と得られ、K形トラス機構に使用される片側平行主筋比 $:_tP_{t1}$ 、せん断補強筋比 $:_tP_w$ およびコンクリート斜め圧縮束材の幅 $:_tb$ は、それぞれ次式で与えられる。

$$_tP_{t1} = (1-\alpha)(tT_a+tC_a) \cdot \sin \theta \cdot L / (8 \cdot b \cdot D^2 \cdot d_1 \cdot \sigma_u) \quad (6)$$

$$_tP_w = (1-\alpha)(tT_a+tC_a) \cdot \sin \theta / (2 \cdot b \cdot d \cdot \sigma_{uw}) \quad (7)$$

$$_tb = (1-\alpha)(tT_a+tC_a) \cdot \sin \theta / (d \cdot F_c) \quad (8)$$

ここに、 d : 平行主筋の主筋間隔、 $d_1=d/D$ 、 σ_u : 平行主筋の降伏応力度

σ_{uw} : せん断補強筋の降伏応力度、 F_c : コンクリートの一軸圧縮強度

ここで求めた $_tb$ は、K形トラス機構の両端部で必要とされるコンクリート幅に相当する。すなわち、コンクリート斜め圧縮束材の角度を 45° と固定しているため、一組のせん断補強筋の平均引張応力度の材軸方向の分布は、分布荷重の影響で一様には成らず、平均引張応力度は、両材端部で最大となる[5]。そこで、 $_tb$ はこの最大引張応力度に釣合うように設定した。

また、弦機構において、偶力の作用によって左端より x の位置に生じる曲げモーメント $:M_{oD}(x)$ は、(4)式より

$$M_{oD}(x) = (1-\alpha)(tT_a+tC_a) \cdot \cos \theta \cdot (L-x) \cdot x \cdot d / (2 \cdot L^2) \quad (9)$$

と与えられ、弦機構に使用される片側平行主筋比 $:_tP_{t2}$ は、 $_tP_{t2}=M_{oD}(L/2)/(b \cdot D^2 \cdot d_1 \cdot \sigma_u)$ より

$$_tP_{t2} = (1-\alpha)(tT_a+tC_a) \cdot \sin \theta \cdot L / (8 \cdot b \cdot D^2 \cdot d_1 \cdot \sigma_u) = _tP_{t1} \quad (10)$$

と求められ、部材に配筋されている平行主筋比およびせん断補強筋比をそれぞれ P_t および P_w とすると、はり機構に使用される引張平行主筋比 $:_bP_t$ およびせん断補強筋比 $:_bP_w$ は、それぞれ $_bP_t = P_t - _tP_{t1} - _tP_{t2}$ および $_bP_w = P_w - _tP_w$ となる。

複合トラス機構の $_tn-q$ ($_tN/(b \cdot D \cdot F_c) - _tQ/(b \cdot D \cdot F_c)$) 相関方程式は、式(2)~式(10)において、 $_tT_a = _tC_a = d_a t \cdot d \cdot \sigma_u$ ($d_a t$: X形主筋の片側断面積、 $d \cdot \sigma_u$: X形主筋の降伏応力度)とし、X形トラス機構、K形トラス機構および弦機構のそれぞれにおいて、曲げモーメント、せん断力および軸力の釣合を満たすことによって、次式として与えられる。

$$_tq = -(1+\alpha)(_tn - 2 \cdot d \cdot \Phi \cdot \cos \theta - 2 \cdot \sigma \cdot \Phi_t) / \{2 \cdot \cot \theta - (1-\alpha)(1-L/d)\} \quad (11)$$

$$_tq = (1+\alpha)(_tn + 2 \cdot d \cdot \Phi \cdot \cos \theta + 2 \cdot \sigma \cdot \Phi_t) / \{2 \cdot \cot \theta + (1-\alpha)(1+L/d)\} \quad (12)$$

ここに、 $d \cdot \Phi = d_a t \cdot d \cdot \sigma_u / (b \cdot D \cdot F_c)$ 、 $\sigma \cdot \Phi_t = (_tP_{t1} + _tP_{t2}) \cdot \sigma_u / F_c$

式(11)および(12)は $\alpha=1$ のとき、逆対称曲げの場合のトラス機構の $_tn-q$ 相関方程式と一致する。

なお、非対称曲げモーメントを受けるX形配筋柱の $n-q$ 相関曲線は、柱幅 $:_ob (=b-tb)$ 、柱せい $:D$ 、柱長 $:2 \cdot a$ 、引張平行主筋比 $:_bP_t (=P_t - _tP_{t1} - _tP_{t2})$ およびせん断補強筋比 $:_bP_w (=P_w - _tP_w)$ の平行配筋柱の $n-q$ 相関曲線に複合トラス機構による $_tn-q$ 相関曲線を拡張累加強度理論に基づいて累加することによって得られる。

5.3 解析結果

図7に本実験に用いたX形配筋柱の $n-q$ 相関曲線を示す。なお、図中には、各試験体の正載荷時および負載荷時の最大強度をそれぞれ○印および●印で示している。表3にも示したように、

本解析による理論せん断強度に対する実験値の比率の平均値： m は、せん断スパン比： $a/D=1.5, 2.0$ および 3.0 の試験体で、それぞれ $m=1.02, 1.06$ および 1.11 であり、 a/D が大きくなるほど理論値が若干安全側の評価を与える傾向にあるが、本解析によるせん断耐力予測精度は、概ね良好であると言えよう。

図8は、せん断スパン比の相違に伴う複合トラス機構（実線）およびはり機構（点線）の n - q 相関曲線の形状の変化を示したものである。せん断スパン長が a のときの複合トラス機構の最大負担せん断力： $t q_m$ は、逆対称曲げの場合のせん断スパン長および最大負担せん断力をそれぞれ a_0 および $t q_{m0}$ とすると、 $t q_m = a_0 \cdot t q_{m0} / a$ となり、複合トラス機構の最大負担せん断力は、せん断スパン比の増加に伴い a_0/a に比例して減少することが示される。一方、はり機構の最大負担せん断力： $b q_m$ は、逆対称曲げの場合の最大負担せん断力を $b q_{m0}$ とすると、 $b q_m = b q_{m0} \cdot (a_0/a)^2$ となり、はり機構の最大負担せん断力は、せん断スパン比の増加に伴い $(a_0/a)^2$ に比例して減少する。すなわち、非対称曲げモーメントを受けるX形配筋柱の場合、複合トラス機構における負担せん断力の減少やK形トラス機構の形成に伴うせん断補強効果の低減よりも、むしろ、K形トラス機構および弦機構の形成に伴う曲げ補強効果の低減によるはり機構の負担せん断力の減少の方が、部材のせん断強度に及ぼす影響が大きいと考えられる。

6. 結論

本論で得た結論を以下に要約する。

- 1) X形配筋柱の耐震性能に及ぼすせん断スパン比の影響は、同一軸力下においては強度のみに関係し、短柱の場合でも、X形配筋法の適用は、せん断スパン比に関わらず、R/C柱のせん断破壊および付着割裂破壊を防止し、曲げ破壊系の復元力特性の確保を可能にする。
- 2) 非対称曲げモーメントを受けるX形配筋柱の場合、X形主筋のせん断抵抗機構としては、X形トラス機構、K形トラス機構、および弦機構から成る「複合トラス機構」が存在する。
- 3) 非対称曲げモーメントを受けるX形配筋柱のせん断強度は、はり機構、アーチ機構および複合トラス機構の各々の強度の累加によって適切に評価できる。
- 4) X形配筋柱に非対称曲げモーメントが作用する場合、複合トラス機構におけるK形トラス機構および弦機構の形成に伴い、はり機構に寄与できる曲げ補強効果が低減し、部材耐力に影響を及ぼす可能性がある。

7. 参考文献

- [1] 南 宏一：X形配筋柱の弾塑性性状に関する基礎的研究、京都大学学位請求論文、1984、182pp.
- [2] 倉本 洋、宮井清忠、南 宏一、若林 實：高軸力を受けるX形配筋柱の強度と靱性、第8回コンクリート工学年次講演会論文集、1986、pp.821-824
- [3] 倉本 洋、宮井清忠、南 宏一、若林 實：二方向X形配筋柱の耐震性能、構造工学論文集、Vol. 32B、1986、pp.171-182
- [4] 倉本 洋、塚本尚由、宮井清忠、南 宏一：逆非対称曲げモーメントを受けるX形配筋柱の弾塑性挙動（その1）、日本建築学会大会学術講演梗概集（関東）、1988、pp.681-682
- [5] Hsu, T. T. C.: TORSION OF REINFORCED CONCRETE, Van Nostrand Reinhold Company, 1984, pp.281-317

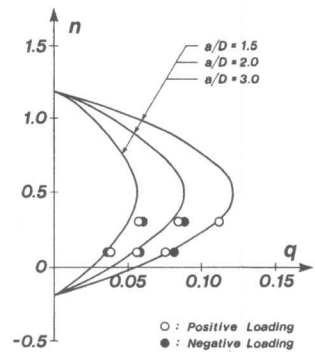


図7 n - q 相関曲線

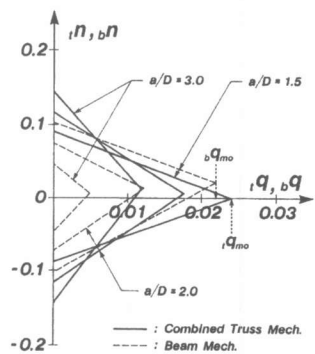


図8 $t n - t q$ 相関曲線および $b n - b q$ 相関曲線の比較