

[135] ねじりと曲げせん断を受ける部材のじん性制御の可能性について

正会員 ○ 竹村 寿一 (明治大学大学院)
 正会員 狩野 芳一 (明治大学工学部)
 正会員 中山 達雄 (大林組技術研究所)

1. はじめに

曲げせん断振りを受けるはりの破壊性状は複雑であるが、大別すれば引張側主筋の降伏を伴う曲げ型の靱性に富む破壊と、振れせん断複合型の比較的もろい破壊とがある⁽¹⁾。我が国では、一般に、耐震上靱性に富む部材を設計することが課題となるが、本論は振りを含む組合せ応力が生じるはりにおいても、耐力のみでなくじん性の確保を目的とする実用設計法が成り立つことを示そうとしたものである。

2. 中山・狩野の提案式

中山・狩野は、先に小型正方形断面のはりに対して振れせん断破壊の耐力を算定する実験式を示した⁽¹⁾。中山は、これを大型長方形断面にも適用できるように修正して式1を提案した⁽²⁾。また、曲げ破壊の耐力はあばら筋量によってあまり変化しないこと⁽³⁾に着目して、式2を提案した。既往の実験結果に対する各式の適合性を図1、図2に示す。先ず式2によって曲げ補強筋を求め、次いで式1で式2による曲げ降伏時せん断力を上回る耐力を得るようにあばら筋を定めれば、曲げ破壊型の部材が設計できる。

$$(K_u \tau_{su})^2 + (K_t \tau_{tu})^2 = (10.1 k u k p \sqrt{F_c} + \frac{6.85 a t \sigma_{vy}}{s \cdot B})^2 \dots (1)$$

$$(M_u / M_o)^2 + (T_u / T_o)^2 = 1 \dots (2)$$

$\tau_{su} = Q_u / B j$, $\tau_{tu} = 2 T_u / B^2 (D - B / 3)$
 $M_o = 0.9 a t \sigma_{tyd}$ (純曲げ耐力)
 $T_o = 2 A' A_t \sigma_{ry} / \psi$ (軸筋支配純振り耐力, R_{aush})
 (適用範囲) $1 \leq M / Q d \leq 4$, $1.5 \leq K_u \leq 3.6$, $0.70 \leq k u \leq 0.90$, $P_w \leq 0.6\%$
 (記号) $K_u = \frac{M}{Q d} + 0.368$ a: ねじれスパン長さ $d_e = d / \{w - (w - 1) / (\rho u - 1)\}$
 $K_t = 2.8 \frac{a}{2b(1+w)} + 0.8$ s: あばら筋間隔 $w = d / b$
 $k_u = \sqrt[4]{8/d_e}$ A', ψ : あばら筋で囲まれた核の面積, 周長 $\rho u = \tau_{tu} / \tau_{su}$
 $k_p = P_t^{0.25}$ (P_t は % 単位) at, B, D, d, j, σ_{ry} , σ_{vy} : 説明者略

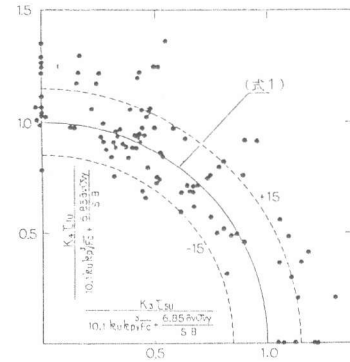


図1. 式1の適合性

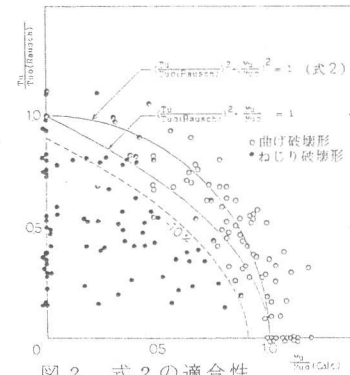


図2. 式2の適合性

3. 実験計画

試験体は中山・狩野の提案式に基づき計画した。コンクリート強度は、 280 kg/cm^2 、軸方向筋は全て四隅に D22 を配置し、あばら筋量を変動因子として、式1と式2から振りせん断耐力と曲げ耐力が等しく曲げ破壊と振れせん断複合破壊が同時に生じるよう期待した 3BST-5-II, 3BST-10-II を基準に、振れせん断耐力をそれらの 120% とし曲げ破壊を期待した 3BST-5-III, 3BST-10-III, また振りせん断耐力を前述の 80% とし振りせん断複合破壊を期待した 3BST-5-I, 3BST-10-I の合計 6 体とした。実験は偏心距離 5 cm, 10 cm の 2 種で 3 体ずつ行った。表1には試験体種別を使用材料強度も含めて示した。また、試験体形状を図4に示した。尚曲げ破壊面を中央スタブ面とするために中央スタブは溶接金網で曲げ補強した。図3には中山・狩野式、式1、式2の相関曲線上に各試験体の補強

ねじりせん断 複合破壊	曲げせん断 ねじり混合破壊	曲げ破壊
D: 3BST-10-I A: 3BST-5-I	E: 3BST-10-II B: 3BST-5-II	F: 3BST-10-III C: 3BST-5-III

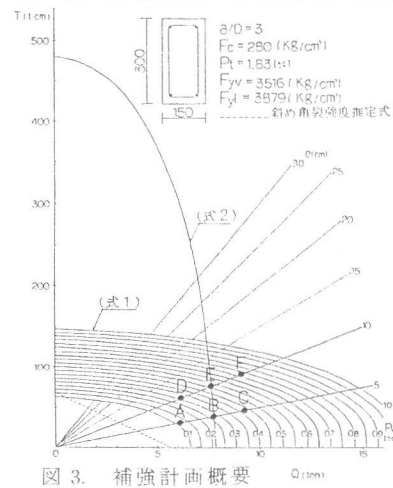


図3. 補強計画概要

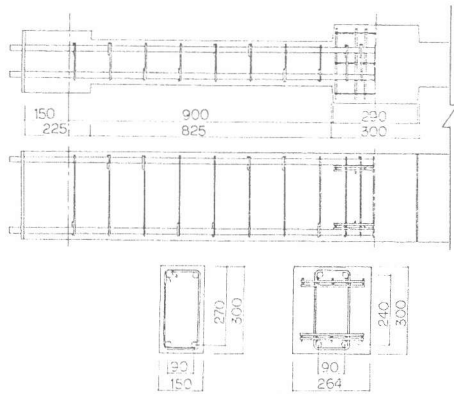


図4. 試験体形状

計画を示した。

4. 実験方法

加力は図5に示すように試験体中央及び両端に鉄骨ばりを固定して3点支持とし、中央に集中荷重を加えた。また図5には組み合わせ荷重時の各応力算定式も示した。測定は図6に示す測定装置に取り付けた電気式変位計の測定値をマイコンにより制御し、単位ねじれ角、相対たわみ、材端回転角の形で記録した。また鉄筋のひずみ度の測定は、軸方向筋では中央スタブ面及びせん断スパンの3等分点、あばら筋では短辺中央及び長辺の3等分点に貼ったストレングスを用いて測定した。

5. 実験結果

各試験体の実験結果を表2に示す。また荷重Qと変形δの関係は偏心距離別に図8、図10に示した。振りモーメントTと単位ねじれ角φの関係は省略したがQ-δ関係と類似であり、全試験体とも部材降伏と同時に振れ変形にも塑性的変形性状が現われた。図7には代表的な試験体で耐力を決定したスパンの部材降伏時の亀裂展開図と補強筋のひずみ分布を示した。これらの試験体は部材降伏以後以下に示すように変化した。3BST-5-Iは引張側軸方向筋のひずみは変化がなく、両側面共あばら筋が多数降伏した。3BST-10-Iは引張側軸方向筋のひずみは減少し、降伏ひずみを下回り、あばら筋は両側面及び上下面で多数降伏し、振れせん断応力度と曲げせん断応力度が逆向きに作用する面(以後外面と呼び反対側を内面と呼ぶ)で亀裂に沿ってコンクリートの圧潰が生じた。また3BST-10-IIIは内面、上面であばら筋は降伏したが、外面では降伏が認められなかった。

6. 破壊モード

破壊モードの判定には、主としてひずみ分布、荷重と変形の関係、単位ねじり角φ-たわみδ-材端回転角θの

表1. 試験体種別

Beam	B×D b×d cm	コンクリート強度		T Q cm	T M	軸方向筋			あばら筋			m		
		Fc kg/cm ²	Ft kg/cm ²			配筋率	Fy kg/cm ²	Pt %	PI %	配筋率	Fyv kg/cm ²		Pw %	Pv %
3BST-5-I	150 225	282	31.8						4φ 11.4%		2507	0.15	0.19	13.05
3BST-5-II		297	33.5	5	0.056				D6 15.6%			0.27	0.35	5.19
3BST-5-III	15×30	284	32.0						D6 10.0%			0.47	0.55	3.30
3BST-10-I	12×27	276	25.5			4-D22	3790	1.91	3.44	D6 13.8%	3516	0.31	0.40	4.54
3BST-10-II		282	29.7	10	0.111					D6 8.2%		0.52	0.67	2.71
3BST-10-III		287	30.8							D6 5.9%		0.72	0.97	1.95

※鉄筋の降伏強度の計算には公称断面積を用いた。

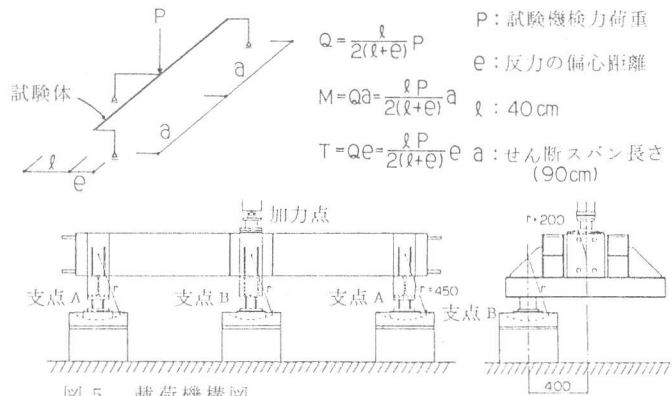


図5. 載荷機構図

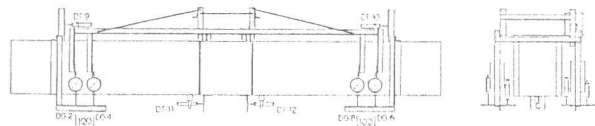


図6. 測定装置

表2. 実験結果一覧

Beam	曲げ亀裂発生時			斜め亀裂発生時			部材降伏時			最大耐力時		
	M (t·cm)	T (t·cm)	Q (ton)	M (t·cm)	T (t·cm)	Q (ton)	M (t·cm)	T (t·cm)	Q (ton)	M (t·cm)	T (t·cm)	Q (ton)
3BST-5-I	1.6	8.9	1.8	2.6	14.5	2.9	5.8	32.2	6.5	5.8	32.2	6.5
3BST-5-II	2.1	12.0	2.4	3.4	18.8	3.8	7.5	42.0	8.4	7.5	42.2	8.4
3BST-5-III	1.4	7.8	1.6	2.8	15.6	3.1	7.5	41.9	8.4	7.9	44.4	8.9
3BST-10-I	1.3	14.0	1.4	2.0	22.1	2.2	6.8	75.0	7.5	6.8	75.0	7.5
3BST-10-II	1.4	16.0	1.6	2.0	22.1	2.2	7.1	78.8	7.9	7.4	82.4	8.2
3BST-10-III	1.6	18.1	1.8	2.2	24.1	2.4	7.2	80.0	8.0	7.9	88.0	8.8

の関係を用いた。実験結果で示した試験体を例にとると、3BST-10-Iは荷重が最大耐力後急激に低下し、ぜい性的な破壊となったが、図11に示すようにたわみ量に比べてねじれ変

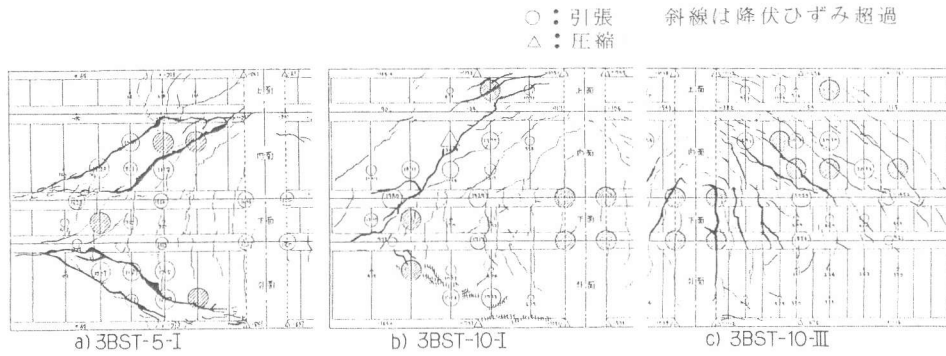


図7. キレット展開図(ひずみ分布図)

形量が増大してあばら筋が上、下面を含めて多数降伏することからねじれ型破壊と判断される。3BST-5-Iも最大耐力後急激な荷重の低下が生じたが、図9に示すように材端回転角の増加よりたわみの増加が大きく、部材のずれを生じるせん断破壊型と判断される。3BST-10-IIIは引張軸方向筋の降伏が顕著で靱性に富む安定したQ- δ 関係を示し、たわみと材端回転角関係も図11に示すように比列直線関係を示すことから曲げ型破壊と判断される。表5には各試験体の判定結果を示した。この結果から、ねじりモーメントが作用してもあばら筋量の増減により破壊モードの制御の可能性が

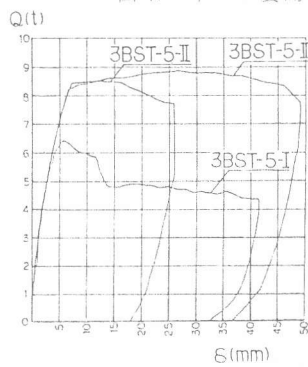


図8. Q- δ 曲線

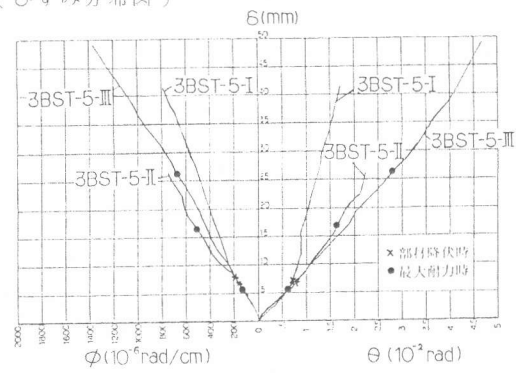


図9. ϕ - δ - θ 関係

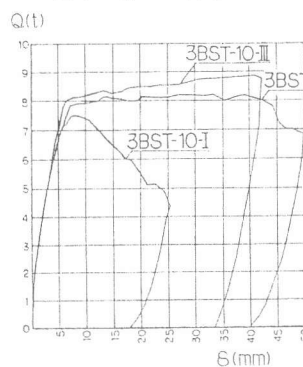


図10. Q- δ 曲線

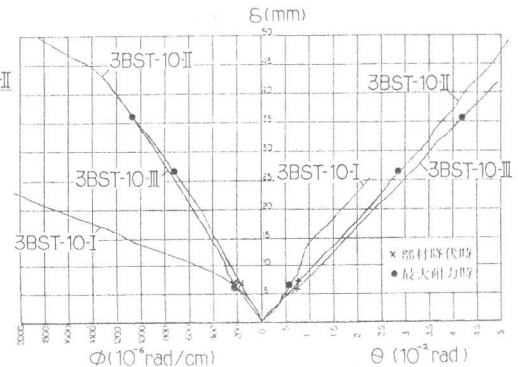


図11. ϕ - δ - θ 関係

示唆された。また同一偏心距離で軸方向筋の降伏を伴う破壊となった試験体では、あばら筋量の増加により若干曲げ耐力が増加することが認められた。一方、同程度の補強を施した3BST-5-IIと3BST-10-Iが偏心距離の相違により異なる破壊モードを呈した事から、破壊モードがねじりの影響で変化する事が明らかである。

7. 靱性の評価

表3にはねじれ変形、たわみ変形の塑性率を示した。今回塑性率は部材降伏時の変形量に対する最大耐力時の変形量と定義した。この表から明らかなように、同一偏心距離でもあばら筋量の増加に伴う破壊モードの変化により明確に靱性に影響が現われている。また、同様な破壊モードを呈した試験体では偏心距離が大きい試験体のほうが靱性は向上しているが、これはあばら筋量の差によるものと考えられる。

8. 提案式の適合性

表4には実験結果の終局時せん断力、中山・狩野式、式1、式2による振りせん断複合破壊耐力及び曲げ型破壊耐力、大野・荒川式(下限式、平均式)によるせん断耐力、e関数法による曲げ終局時せん断力及び実験値とそれぞれの比を示した。中山・狩野式(式1)はねじりせん断複合破壊及びねじり・せん断の影響の現われた試験体の何れに対しても安全側の値を示しているが、偏心距離が大きくなるとその適合性は安全側にはあるが若干低くな

表 3. 塑性率の評価

Beam	ねじれ変形			曲げせん断たわみ変形		
	部材降伏時	最大耐力時	塑性率	部材降伏時	最大耐力時	塑性率
	$\phi_y \cdot 10^4 \frac{rad}{cm}$	$\phi_u \cdot 10^4 \frac{rad}{cm}$	ϕ_u / ϕ_y	δ_y (mm)	δ_u (mm)	δ_u / δ_y
3BST-5-I	137.78	137.78	1.00	5.89	5.89	1.00
3BST-5-II	199.61	485.09	2.43	8.11	15.85	1.95
3BST-5-III	205.67	700.42	3.41	8.31	27.01	3.25
3BST-10-I	288.31	288.31	1.00	7.55	7.55	1.00
3BST-10-II	222.74	958.51	4.30	8.47	33.40	3.94
3BST-10-III	210.70	1096.68 以上	5.20 以上	6.56	36.95 以上	5.62 以上

表 4. 耐力の比較

Beam	実験値		中山・狩野式				大野・荒川式				e関数法	
	$1Q_u$ (ton)	nQ_u (ton)	$1Q_u$ (ton)	nQ_u (ton)	$1Q_u$ (ton)	nQ_{um} (ton)	$1Q_u$ (ton)	nQ_{um} (ton)	$1Q_u$ (ton)	nQ_u (ton)	$1Q_u$ (ton)	nQ_u (ton)
3BST-5-I	6.45	6.12	1.05	—	—	5.60	1.15	6.53	0.99	7.84	—	—
3BST-5-II	8.45	7.83	1.07	7.72	1.09	6.82	1.24	7.50	1.13	7.85	1.07	—
3BST-5-III	8.88	9.23	—	—	1.15	7.45	—	8.12	—	7.84	1.13	—
偏心率5cmのシリーズ平均	—	—	1.06	—	1.12	—	1.20	—	1.06	—	1.10	—
3BST-10-I	7.50	6.11	1.23	—	—	6.84	1.11	7.49	1.01	7.84	—	—
3BST-10-II	8.24	7.67	1.07	7.76	1.06	7.82	1.05	8.49	0.97	7.84	1.05	—
3BST-10-III	8.80	9.17	—	—	1.13	8.59	—	9.27	—	7.84	1.12	—
偏心率10cmのシリーズ平均	—	—	1.15	—	1.10	—	1.08	—	0.99	—	1.09	—
全体平均	—	—	1.11	—	1.11	—	1.14	—	1.03	—	1.09	—

ることが認められる。大野・荒川式では、下限式の場合中山・狩野式と同様に全て安全側の値となる。一方、平均式では全体的に良く適合しているが、危険側の値を示すものもあり、両式とも偏心距離が大きくなると安全率が低下し危険側になる可能性が十分に予想される。一方、曲げ型破壊及び軸方向筋の降伏を伴う破壊となった試験体に対して中山・狩野式(式2)は比較的良く適合している。同様にe関数法でも10%程度の誤差内で適合しているが、これは今回のように比較的偏心距離の小さいものに対しては、実験でもねじりモーメントによる曲げ耐力への顕著な影響は見られなかったことに起因すると考えられる。

表 5. 破壊モードの適合性

	実験結果	中山・狩野式	荒川(下限式)e関数	荒川(平均式)e関数
3BST-5-I	せん断破壊	ねじりせん断複合破壊	せん断破壊	せん断破壊
3BST-5-II	曲げせん断ねじり混合破壊	曲げせん断ねじり混合破壊	せん断破壊	せん断破壊
3BST-5-III	曲げ破壊	曲げ破壊	せん断破壊	曲げ破壊
3BST-10-I	ねじり破壊	ねじりせん断複合破壊	せん断破壊	せん断破壊
3BST-10-II	曲げねじり混合破壊	曲げせん断ねじり混合破壊	曲げせん断破壊	曲げ破壊
3BST-10-III	曲げ破壊	曲げ破壊	曲げ破壊	曲げ破壊

表5には(6.破壊モード)で判定した各試験体の破壊モードと中山・狩野式により予想される破壊モード及び、大野・荒川式(下限式, 平均式)とe関数法とで予想される破壊モードを示した。これより中山・狩野式によればねじりが作用した梁の破壊モードを良く推定できると考えられる。一方、大野・荒川式とe関数法での予想モードも今回のように作用ねじりモーメントが小さい場合では、ねじりが加わっても安全側に予想できることが認められる。しかし、同程度のあばら筋量で補強した3BST-5-IIと3BST-10-Iで、後者が若干過補強にもかかわらずせん断耐力は3BST-10-Iが低いこと、及び両者の破壊モードが異なることに注目すると、ねじりモーメントが過大に作用する場合には大野・荒川式のようにねじりの影響を考慮していないせん断耐力推定式では問題が生じる恐れのあることが予想される。

9. むすび

今回の実験によって以下の各項を明らかにした。尚、今後、偏心率の大きい場合の検討も必要である。

- i) 振りと曲げせん断を受けるはりにおいても、あばら筋量を増すだけで脆性の振れせん断型破壊を防止し、曲げ型の靱性に富む破壊モードを生じさせることが可能である。
- ii) あばら筋量が同一でも、せん断力の偏心率が大きくなると破壊モードは曲げ型から振れ形へ変化するので、破壊モードの制御には組み合わせ応力による相互作用を考慮する必要がある。
- iii) 中山・狩野の提案式は、組合せ応力部材の耐力をやや過少に評価するが、破壊モードの判定に有効である。
- iv) 今回の実験範囲では、大野・荒川式とe関数法を用いた振りの影響を無視して破壊モードを判定しても安全側の結果となったが、偏心率が大きくなると危険側に近づく。

(謝辞) 本研究は1983年度文部省科学研究費補助金の援助のもとに行なわれたもので、本研究の遂行に関し御助力を頂いた明治大学助手高木仁之氏、実験及び結果の整理において小沢聰君、山田弘君、小高哲也君、早瀬元明君らの御協力を得たことを感謝いたします。また、材料の入手に当たり神戸製鋼社の御協力を得ました。

(参考文献) 1) 中山達雄, 狩野芳一 “曲げせん断とねじりを受ける鉄筋コンクリートはりの実験的研究” 論文報告集 282号
 2) 中山達雄 “ねじりを受ける鉄筋コンクリートに関する実験的研究” 明治大学学位請求論文 昭和56年
 3) 狩野芳一, 中山達雄 “組合せ応力によるRC構造の破壊に関する研究(その3. 曲げと振りを受けるはりの耐力について-1)” 論文報告集 昭和40年