

ねじり荷重を受ける鉄筋コンクリート部材の耐力

RESISTANCE OF REINFORCED CONCRETE MEMBER SUBJECTED TO TORSION

佐伯 昇*・高田宣之**・藤田嘉夫***

By Noboru SAEKI, Nobuyuki TAKADA and Yoshio FUJITA

There are two theories to estimate the ultimate torsional strength of reinforced concrete members. One is space truss theory and the other is skew-bending theory. On the space truss theory it is convenient to derive the equilibrium and kinematic conditions and to develop the research of reinforced concrete member subjected to combined torsion and bending. This paper is an attempt to clear the torsional resistance of reinforced concrete members based on the space truss model. It is assumed that the angle of direction of cracking will be fixed so that shear strain is minimum. The three patterns of the failure by longitudinal bar, transverse hoop bar or concrete struts are determined by the conditions of the angle of cracking. From the results of the comparison of experimental and theoretical torsional resistance, the proposed theory is shown to be available.

Keywords: reinforced concrete, torsional resistance, space truss model

1. ま え が き

ねじりを受ける無筋コンクリート部材、ひびわれ前の鉄筋コンクリート部材、あるいは、ひびわれ発生を許さないプレストレストコンクリート部材に対する解析は弾性理論が適用され、軸方向に変形が生じない円柱、あるいは円管断面のねじりに対してはCoulombの理論(1787年)、矩形断面のように軸方向にそりが生ずる断面ではSt.-Venantの理論(1864年)、薄肉閉断面に対してはBredtの理論(1896年)が用いられる。薄肉で曲げねじりを考慮する場合には、Wagnerの理論(1939年)あるいはBornscheuer¹⁾および著者²⁾らの解析および研究がある。ひびわれ後の鉄筋コンクリートのねじり耐力の研究は1929年にRausch³⁾によって発表され、それ以来多くの研究がなされてきた。これらの流れには大きく分けて2つあり、1つは立体トラス理論⁴⁾によるものであり、もう1つは斜め曲げ理論⁵⁾によるものである。一方、破壊時の荷重分担の能力からみると、軸方向鉄筋、横方向鉄筋の降伏を基準に考えるもの^{6),7)}と、コンクリー

ト強度も破壊時の分担に加えるもの^{8),9)}とがある。

わが国でもねじりに関する多くの研究があり、無筋コンクリートのねじりを伴う複合荷重下の変形および破壊挙動については坪井¹⁰⁾、小阪¹¹⁾および著者¹²⁾らの実験研究があり、ねじりとの組合せ荷重下の鉄筋コンクリート部材の設計法に関する研究では狩野¹³⁾、泉¹⁴⁾、松島¹⁵⁾らがある。また、ねじり耐力、変形挙動については船越¹⁶⁾、児島¹⁷⁾、岡本¹⁸⁾、著者ら¹⁹⁾の研究がある。本報告ではこれらの複合荷重下の挙動を見直すため、純ねじりの場合について、立体トラスモデルを基本として、力のつり合い条件およびひずみの適合条件を整理した。また、ひびわれ方向については、せん断ひずみが最小になるように伝播すると仮定して誘導し、ねじり耐力の検討を行った。ひびわれ方向の条件によって、破壊パターンは軸方向鉄筋の降伏、横方向鉄筋の降伏およびコンクリートの圧壊による3種に分類され、これらの最小値を耐力の算定式とした。

2. 立体トラス理論による解析

(1) 力のつり合い条件

中実断面を仮想厚さ t_e をもつ中空断面と置き換えて、力のつり合いを考える立体トラス理論は、薄肉閉断面を仮想し、Bredtのねじり理論を適用することになる。図

* 正会員 工博 北海道大学助教授 工学部土木工学科
(〒060 札幌市北区北13条西8丁目)

** 正会員 北海道大学助手 工学部土木工学科(同上)

*** 正会員 工博 北海道大学教授 工学部土木工学科(同上)

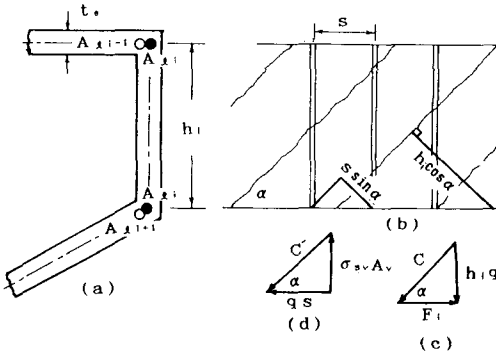


図-1 力のつり合い

—1に示すように軸方向と直角に断面を切って、長さ h_i の部分を考えて、つり合いから斜材に作用する圧縮力 C は次のようになる。

$$C = h_i q / \sin \alpha \dots\dots\dots (1)$$

q はせん断力で Bredt の理論により $T/2A_0$ で表わされる。 T はねじりモーメント、 A_0 は中面を囲む面積である。後述するように、中面の取り方を軸方向鉄筋の中心を結ぶ面と、軸方向鉄筋断面外側（スターラップの内側）を結ぶ面の、2つの場合を検討している。一方、コンクリートの圧縮応力を σ_c とすると、 h_i の幅にかかる圧縮力の面積は $t_e h_i \cos \alpha$ であり、 C との関係は

$$C = \sigma_c t_e h_i \cos \alpha \dots\dots\dots (2)$$

となる。よってコンクリートの斜材の応力は

$$\sigma_c = q / (t_e \sin \alpha \cos \alpha) \dots\dots\dots (3)$$

となる。

軸方向力は図-1(c) より

$$F_i = q h_i \cot \alpha \dots\dots\dots (4)$$

となり、この力は軸方向鉄筋によって分担される。

$$F_i = A_{i1} \sigma_{si} \dots\dots\dots (5)$$

中面の周長に沿って和をとると

$$\sum_{i=1}^n F_i = q a_0 \cot \alpha \dots\dots\dots (6)$$

となる。一方

$$\sum_{i=1}^n F_i = \sum_{i=1}^n A_{i1} \sigma_{si} = A_1 \sigma_{s1} \dots\dots\dots (7)$$

とおくと、軸方向鉄筋応力は

$$\sigma_{s1} = q a_0 \cot \alpha / A_1 \dots\dots\dots (8)$$

となる。 A_1 は全軸方向鉄筋断面積、 a_0 は中面の周長である。軸方向に断面を切って横方向鉄筋間隔 s の長さを考えると図-1(d) に示すようなつり合い条件から、横方向鉄筋応力は下式となる。

$$\sigma_{sv} = q s \tan \alpha / A_v \dots\dots\dots (9)$$

s は横方向鉄筋間隔、 A_v は横方向鉄筋断面積である。また $C' = q s / \cos \alpha$ 、 $\sigma_c = C' / t_e s \sin \alpha$ であり式 (3) と一致する。 C' は図-1(d) に示すように、スターラッ

プ応力を求める場合、つり合いに出てくるコンクリートの圧縮力である。

(2) ひびわれ方向の算定

Lampert⁴⁾、Hsu^{20), 21)} の論文にみられるように鉄筋およびコンクリートの変形によるせん断ひずみを求める場合、矩形エレメントを用いている。ここでは、ひびわれ方向と一致させた斜角エレメントを用いた。鉄筋はひびわれ発生によって、力を発揮し、応力を分担する。ねじり荷重の場合はひびわれは角度 α の方向に入り、この状態で軸方向鉄筋、スターラップに応力が伝わり、鉄筋が伸び、回転によってせん断変形する。またコンクリートはひびわれ方向に圧縮されて、せん断変形する。この仮想のひびわれ状態における変形挙動、適合条件を説明する場合、角度 α をもった斜角エレメントを用いるのが便利である。

a) 軸方向鉄筋の伸び変形によるせん断ひずみ

軸方向鉄筋のひずみを ϵ_1 とすると伸びは $\Delta x \epsilon_1$ となる。

図-2に示すように、せん断変形は、A点を中心として半径 AB' で回転する軌跡とD点を中心として半径 DB の軌跡との交点 B'' が作る $\angle B'AB''$ である。CDも同様に回転し、 CD' となる。このように軸方向鉄筋の伸びによるせん断ひずみ γ_1 は下式のようになる。

$$\gamma_1 = \epsilon_1 \cot \alpha \dots\dots\dots (10)$$

b) 横方向鉄筋の伸び変形によるせん断ひずみ

a) と同様に、横方向鉄筋はその方向に $\Delta y \epsilon_v \sin \alpha$ だけ伸びる。

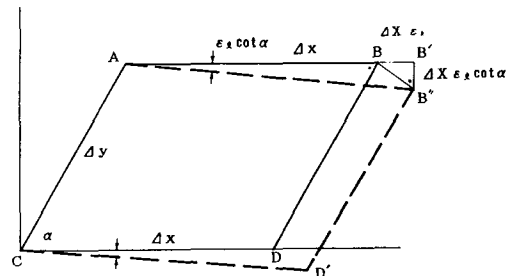


図-2 軸方向鉄筋の伸びによるせん断ひずみ

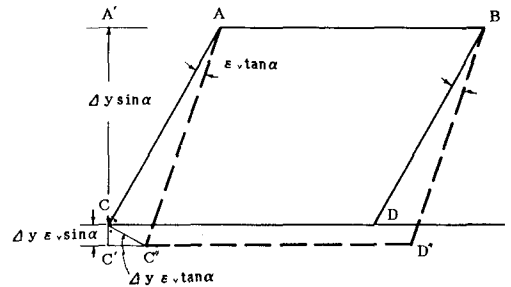


図-3 横方向鉄筋の伸びによるせん断ひずみ

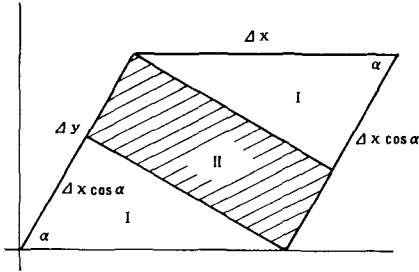


図-4 圧縮変形によってせん断ひずみを起こす2成分

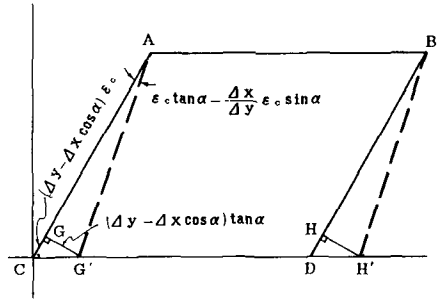


図-6 圧縮変形によるせん断ひずみ (II)

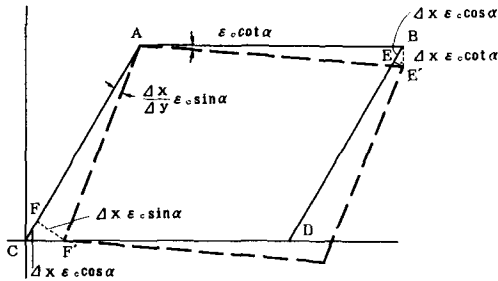


図-5 圧縮変形によるせん断ひずみ (I)

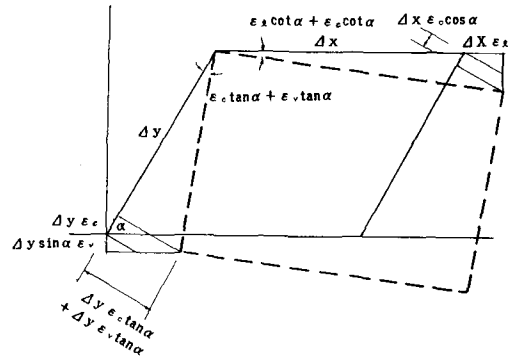


図-7 せん断ひずみ

図-3に示すようにA'C'を半径にして回転させ、一方ACを半径にして回転させて交差する点C''がせん断変形後の点である。一方、BDも同様にしてD''が求まり、BDは回転してBD''になる。横方向鉄筋の伸びによるせん断ひずみ γ_0 は下式のようなになる。

$$\gamma_0 = \epsilon_v \tan \alpha \dots\dots\dots(11)$$

c) コンクリートの圧縮変形によるせん断ひずみ

圧縮変形によるせん断ひずみは2つの成分に分けられる。図-4に示すように、1つは圧縮される長さが一定でないためにエレメントがゆがめられる変形を生ずる部分(Iの部分)と、一方は一樣な圧縮変形によってせん断ひずみを生ずる部分(斜線部によるIIの部分)とに分けられる。前者の場合は図-5に示すように、BDおよびCA上にそれぞれBはEに、CはFまで圧縮される。これらの値は同じで $\Delta x \epsilon_c \cos \alpha$ である。これらの点はひずみの適合条件によって、Fは半径AFの回転によってF'に、またEは半径ABおよび半径DEの回転によって生ずる交点E'に移る。これらの変形によりせん断ひずみ γ_{c1} は下式のようなになる。

$$\gamma_{c1} = \epsilon_c \cot \alpha + \Delta x / \Delta y \cdot \epsilon_c \sin \alpha \dots\dots\dots(12)$$

一方、一樣な圧縮変形によるせん断ひずみは図-6に示すように、CAおよびDBの方向に一樣にそれぞれG、Hまで圧縮される。その値は $(\Delta y - \Delta x \cos \alpha) \epsilon_c$ である。半径AGおよびBHが回転し、それぞれAG'およびBH'に移動する。これによるせん断ひずみ γ_{c2} は次のようになる。

$$\gamma_{c2} = \epsilon_c \tan \alpha - \Delta x / \Delta y \cdot \epsilon_c \sin \alpha \dots\dots\dots(13)$$

すなわち圧縮変形による全体のひずみ γ_c は下式のようなになる。

$$\gamma_c = \gamma_{c1} + \gamma_{c2} = \epsilon_c (\tan \alpha + \cot \alpha) \dots\dots\dots(14)$$

ϵ_t , ϵ_v , ϵ_c による全部のせん断ひずみ γ を幾何的に表わすと図-7のようになる。また値は下式のようなになる。

$$\gamma = \epsilon_t \cot \alpha + \epsilon_v \tan \alpha + \epsilon_c (\tan \alpha + \cot \alpha) \dots\dots\dots(15)$$

また式(3), (8), (9)より、軸方向鉄筋、横方向鉄筋およびコンクリートのひずみは下式のようなになる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_t &= qa_0 \cot \alpha / (E_s A_t) \\ \epsilon_v &= qs \tan \alpha / (E_s A_v) \\ \epsilon_c &= q / (E_c t_e \sin \alpha \cos \alpha) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(16)$$

これを式(15)に代入するとせん断ひずみは下式となる。

$$\gamma = \frac{qa_0}{E_s A_t} \cot^2 \alpha + \frac{qs}{E_s A_v} \tan^2 \alpha + \frac{q}{E_c t_e \cos^2 \alpha \sin^2 \alpha} \dots\dots\dots(17)$$

ひびわれ方向は、せん断ひずみが最小になるように伝播すると仮定すると、ひびわれ方向 α は下式のようなになる。

$$\tan^4 \alpha = \frac{\left(\frac{a_0}{A_t} + \frac{n}{t_e} \right)}{\left(\frac{s}{A_v} + \frac{n}{t_e} \right)} = k^4 \dots\dots\dots(18)$$

ある条件などを決定する場合に、微分して極値を取ることがよく用いられる。グリフィス理論の場合では弾性

および表面エネルギーの差に対してひびわれ長さで微分し、極値を利用している。上述の $\gamma=0$ はせん断エネルギー $(\frac{1}{2}G\gamma^2)$ の極値を取ったとも考えられ、せん断エネルギーがある一定値（ここでは最小値）になる条件で破壊（ここではひびわれ）が決まると仮定している。

この式の n は E_s/E_c で耐力の計算で 15 を用いている。 k の値に対する n による影響は、 n が大きくなっても、 n が分子および分母に入っているため、あまり大きな変化はしない。コンクリートの軟化に対する検討はさらに研究が必要と考えられる。

$\alpha=45^\circ$ になるのは
 $P_t = P_v \dots\dots\dots(19)$

ここで、 $P_t = \frac{A_t}{A}$: 軸方向鉄筋比

$P_v = \frac{A_v}{A} \cdot \frac{a_0}{s}$: 横方向鉄筋比、 A は全断面積である。

(3) 破壊パターン

式 (3), (8), (9) の α に式 (18) を代入して、横方向鉄筋の降伏、軸方向鉄筋の降伏およびコンクリートが圧壊するときのねじり耐力を求め、ねじり耐力の最小値を選んで、これを各破壊パターンによるねじり耐力とした。ひびわれ角の大小の条件によって破壊パターンが決まる。

a) 横方向鉄筋降伏による破壊ねじりモーメント

$\tan^2 \alpha \geq \beta_1$ かつ $\cot^2 \alpha \leq \beta_2 - 1$ のとき
 $T_B = \frac{2 A_0 A_v f_{vy}}{k s} \dots\dots\dots(20)$

b) 軸方向鉄筋降伏による破壊ねじりモーメント

$\tan^2 \alpha \leq \beta_1$ かつ $\tan^2 \alpha \leq \beta_1 \beta_2 - 1$ のとき
 $T_B = \frac{2 k A_0 A_t f_{ty}}{a_0} \dots\dots\dots(21)$

c) コンクリートの圧壊による破壊ねじりモーメント
 $\tan^2 \alpha \geq \beta_1 \beta_2 - 1$ かつ $\cot^2 \alpha \geq \beta_2 - 1$ のとき

$T_B = \frac{2 A_0 k t_e f_{cb}}{k^2 + 1} \dots\dots\dots(22)$

ここで

$\beta_1 = \frac{a_0}{s} \cdot \frac{A_v}{A_t} \cdot \frac{f_{vy}}{f_{ty}}, \beta_2 = \frac{s t_e}{A_v} \cdot \frac{f_{cb}}{f_{vy}} \dots\dots\dots(23)$

f_{ty} = 軸方向鉄筋の降伏点

f_{vy} = 横方向鉄筋の降伏点

f_{cb} = コンクリートの圧縮強度

(4) 有効厚さ

CEB 指針⁷⁾にみられるように、一般に有効厚さは $b_0/6$ (b_0 は矩形断面の短辺のコーナ軸方向鉄筋断面の中心間隔) が取られている。ねじり耐力の実験においても、ほぼ妥当な値²²⁾であるが、ここでは断面形状による影響を考慮した。中実断面を中空断面に置き換えている

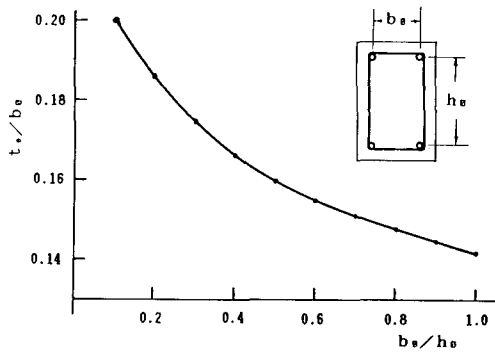


図-8 有効厚の算定

ことは St.-Venant 理論から Bredt の理論に変えることであり、その橋渡しとして有効厚さの設定がある。中実断面の St.-Venant のねじり応力分布の最大せん断応力が、ひびわれ後において軸方向鉄筋、横方向鉄筋で囲まれる有効厚さに集中的に流れると仮定して有効厚さの算定を行った。ここでは矩形断面を対象として中実断面の長辺中央に発生する最大せん断応力 τ_{max} が有効厚さに一様に流れるとすると、 t_e は下式で算定される。

$(\frac{t_e}{b})^3 - (\frac{t_e}{b})^2 (1+P) + P(\frac{t_e}{b}) - \frac{1}{6} f(P)P = 0 \dots\dots(24)$

ここで $P = h/b$, $f(P) = \tau_{max}$ を求めるときの St.-Venant の係数である。

h = 矩形の長辺, b = 矩形の短辺

図-8 にその結果を示す。 $h_0/b_0 \doteq h/b$, $t_e/b_0 \doteq t_e/b$ として近似している。

3. 実験方法

実験装置は図-9 に示すように軸方向の変形による拘束を除くためエキスパンションジョイントを用い、角度に対する拘束を除くためユニバーサルジョイントを用いた。载荷は一端を固定し、他端をねじり用ドラムを介してワイヤーロープによりねじりモーメントを作用させた。これにより大変形まで载荷することが可能である。ねじり角の測定はねじり角測定用の半円形板を供試体に固定し、ねじり角に伴う変形を電気抵抗値の変化に置き換え、ねじり角を測定した。一方、荷重測定も XY レコーダに記録し、トルク-ねじり角図を描き記録した。その他、パーパーゲージによる鉄筋ひずみ、コンクリートひずみ

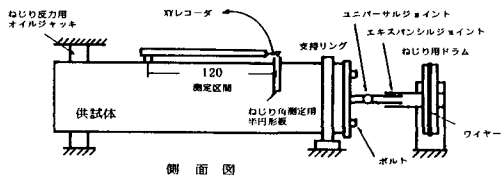
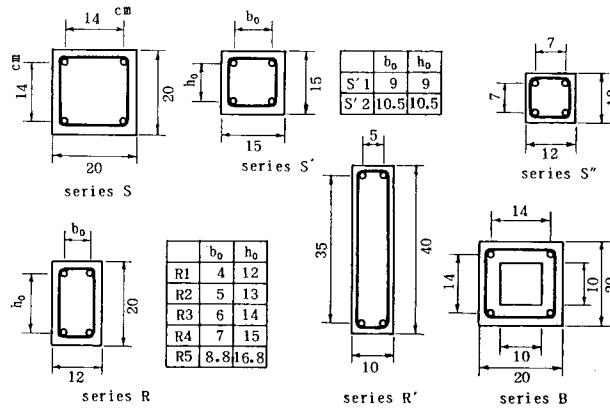


図-9 実験装置 (単位: cm)



図一〇 供試体断面形状 (単位: cm)

を測定した。

実験断面は図一〇に示すように断面形状によるねじり耐力の相違をみるため、正方形断面(シリーズ S, S', S''), 矩形断面(シリーズ R, R') および箱形断面(シリーズ B) を用いた。シリーズ R ではかぶり厚さを変化させて、中面の変化によるねじり耐力を測定し、立体ト

ラス理論の適用範囲について検討した。また箱形断面の有効厚さについて考察を行った。横方向鉄筋比に対する軸方向鉄筋比の比 $m(P_t/P_v)$ を変化させ、ねじり耐力の変化挙動およびコンクリート強度の変化によるねじり耐力の影響について調べた。表一は実験桁の断面諸元、鉄筋降伏点、コンクリート強度および実験結果である。

表一 供試体諸元および実験結果

BEAM	t_0/b_0	A_s	A_v	S	f _{ay}	f _{vy}	f _{cb}	m	T _{exp}	T _{con1}	T _{con1}	(1)		
													cm	kgf/cm ²
S	S 1	0.142	4D13	D10	9	3865	3701	273	0.98	0.910	1.060	1.17	C	
	S 2	0.142	4D13	D10	15	3865	3701	298	0.98	0.620	0.760	1.23	S	
	S' 1	0.142	4D10	D10	10	4224	4224	289	0.91	0.260	0.299	1.15	C	
	S' 2	0.142	4D13	D10	7	3865	3701	323	0.97	0.505	0.530	1.05	C	
S'	S' 1	0.142	4D10	D10	10	4224	4224	222	1.10	0.115	0.108	0.94	C	
R 1	R1 1	0.171	4D10	D 6	4.2	3868	2655	316	0.99	0.278	0.104	0.37	C	
	R1 2	0.171	4D13	D10	6	3730	3868	354	1.04	0.400	0.116	0.29	C	
	R1 3	0.171	4D10	D10	10	3868	3868	353	1.01	0.200	0.116	0.58	C	
	R 2	R2 1	0.167	4D10	D 6	4.7	3868	2655	312	1.00	0.310	0.169	0.55	C
	R 2	R2 2	0.167	4D13	D10	6	4288	4224	302	1.18	0.320	0.164	0.51	C
	R 3	R3 1	0.164	4D10	D 6	5.2	3868	2655	347	1.01	0.365	0.277	0.76	S
		R3 2	0.164	4D10	D10	6	3701	3701	291	0.50	0.370	0.240	0.65	C
		R3 3	0.164	4D13	D10	7	3865	3701	298	1.01	0.400	0.246	0.62	C
		R3 4	0.164	2D 6, 13	D10	10	3515*	3868	305	0.91	0.322	0.252	0.78	C
	R 4	R3 5	0.164	2D10, 13	D10	10	3782*	3868	290	1.14	0.360	0.240	0.67	C
R3 6		0.164	2D 6, 16	D10	10	3630*	3868	337	1.29	0.330	0.278	0.84	C	
R3 7		0.164	2D10, 16	D10	10	3808*	3868	335	1.51	0.395	0.276	0.70	C	
R3 8		0.164	4D10	D10	12	3701	3701	257	1.00	0.275	0.212	0.77	C	
R3 9		0.164	4D10	D10	12	3868	3868	285	1.01	0.325	0.236	0.72	C	
R310		0.164	4D10	D10	12	3868	3868	288	1.01	0.275	0.238	0.87	C	
R 4		R4 1	0.161	4D10	D 6	5.5	3868	2655	321	0.98	0.460	0.327	0.71	S
R4 2		0.161	4D13	D10	7.5	3730	3868	316	1.01	0.495	0.374	0.76	C	
R4 3		0.161	4D13	D10	7.5	3730	3868	302	1.01	0.485	0.358	0.74	C	
R4 4		0.161	4D10	D10	10	4224	4224	336	0.91	0.345	0.400	1.16	C	
R 5	R4 5	0.161	4D10	D10	10	4224	4224	483	0.91	0.480	0.575	1.20	C	
	R4 6	0.161	4D10	D10	10	4224	4224	266	0.91	0.325	0.317	0.97	C	
	R4 7	0.161	4D10	D10	13	3868	3868	336	1.01	0.355	0.397	1.12	C	
	R4 8	0.161	4D10	D10	13	3868	3868	343	1.01	0.325	0.406	1.25	C	
	R4 9	0.161	4D 6	D10	14	3288	4224	315	0.57	0.215	0.202	0.94	L	
	R5 1	0.158	4D10	D 6	6.5	3868	2655	328	1.02	0.530	0.391	1.74	S	
	R'	R' 1	0.193	4D13	D10	12	4288	4224	304	1.07	0.780	0.513	0.66	C
	B	B 1	0.142	4D13	D10	9	3865	3701	288	0.98	0.885	1.120	1.27	C
		B 2	0.142	4D13	D10	9	3865	3701	286	0.98	0.970	1.110	1.15	C

* 面積で平均した応力

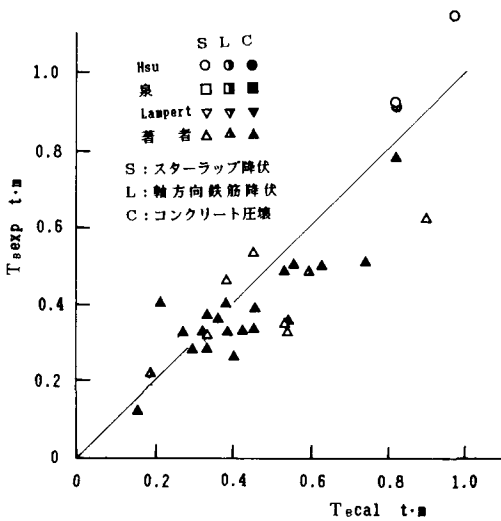
(1) C: コンクリート圧壊
L: 軸方向鉄筋降伏
S: スターラップ降伏

4. 実験結果および考察

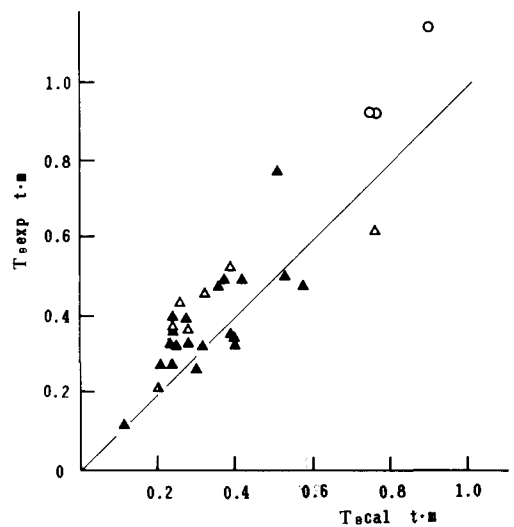
(1) 破壊ねじりモーメント

軸方向鉄筋と横方向鉄筋によってねじりモーメントによって生ずる引張力を支えている。このことから、中面を軸方向鉄筋と横方向鉄筋の間、すなわち横方向鉄筋の内側の囲まれる面（コーナの軸方向鉄筋断面の外側間、短辺 b_0 、長辺 h_0 ）と取る方法が考えられる。図—11, 12は b_0, h_0 を取って算定し、実験結果と比較したものである。実験結果とよい対応を示している。Hsuのデータ⁹⁾は全部で52個で正方形、矩形、箱形断面形状をもち、全鉄筋比 $P_t(P_t+P_c)$ が0.8~6.4%, m は0.2~5.0の範囲で1.0前後が多く、幅の広い実験である。Lampert

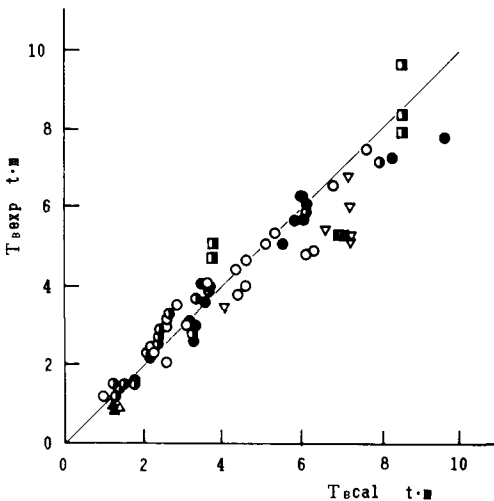
のデータ²²⁾は箱形断面のもので、全鉄筋比0.6~1.2%, $m=0.8\sim 1.1$ の範囲のものである。泉のデータ²⁴⁾は正方形および矩形断面で全鉄筋比0.4~4%, $m=1$ である。著者および泉, Lampertの実験値が算定値より低めに出ている傾向がある。これらの値を安全側にもっていくために、中面の取り方をコーナの軸方向鉄筋断面の中心間隔（短辺で b_0 、長辺で h_0 ）として算定し、実験結果と比較したものが図—13, 14である。この中面の取り方の方が安全側により対応をすることがわかる。算定値の方が実験値より小さく算定する傾向を示すが以後これを用いて考察する。図—11, 12, 13および14でのS, L, Cの区別は計算結果から出たもので、中面の取り方によって破壊パターンが変化する場合もある。



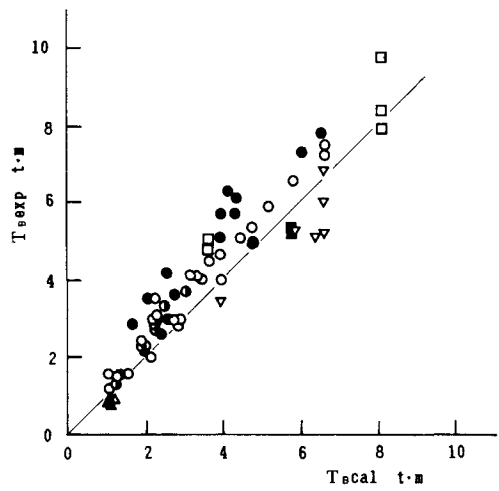
図—11 破壊ねじりモーメント ($T_{bcal} < 1.0 \text{ t}\cdot\text{m}$) (b_0, h_0 採用)



図—13 破壊ねじりモーメント ($T_{bcal} < 1.0 \text{ t}\cdot\text{m}$) (b_0, h_0 採用)



図—12 破壊ねじりモーメント ($T_{bcal} > 1.0 \text{ t}\cdot\text{m}$) (b_0, h_0 採用)



図—14 破壊ねじりモーメント ($T_{bcal} > 1.0 \text{ t}\cdot\text{m}$) (b_0, h_0 採用)

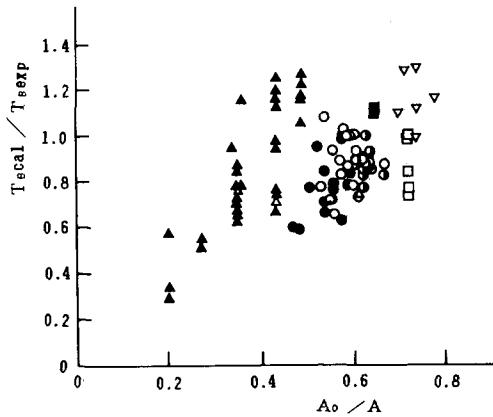


図-15 A_0/A と立体トラス理論の適用性

(2) A_0/A による立体トラス理論の適用性

かぶり厚さ,あるいは軸方向鉄筋,横方向鉄筋によって組み立てられた籠構造が断面の周辺から内部に入っていくに従って立体トラスとしての作用が効かなくなる.この影響をみるため,全断面積 A と A_0 の比を取って調べた.特にシリーズRはこのためのものであるが,Hsu, Lampert, 泉の全データで整理したのが図-15である.

A_0/A が 0.35 以上であれば立体トラス理論による算定値との適合はよく, A_0/A が 0.3 以下である R_1, R_2 の実験では算定値は実験値よりかなり小さく計算され,安全側ではあるが,この理論の適用外と考えられる. A_0/A が大きくなり 0.8 まで算定値と実験値がほぼ対応しており,この算定式の適用範囲は,これらの実験では A_0/A が 0.35 以上, 0.8 以下である. 0.8 が限界であるかどうかは明らかではないが,この範囲で実用上から問題は少ないと考えられる.適用外の R_1, R_2 のデータはこの外の考察では除いている.

(3) m と立体トラス理論の適用性

式 (19) により,ひびわれ角度が 45° になるのは $m=1$ のときである. m が 1 より大きく変化すると,立体トラス理論が成立しないことが考えられる.図-16 は m に対する T_{bcal}/T_{bexp} (破壊ねじりモーメント算定値/実験値)の比をプロットしたものである. $m=0.2 \sim 5$ の範囲のデータで特に変化はない傾向にある. $m=0.5 \sim 1.5$ では $m=1$ の性状に近いと考えられる.

(4) 箱形断面の場合の破壊性状およびその他

箱形の形状を表わすために,全断面 A (中空を含む) に対する中空部面積 \bar{A} の比と T_{bcal}/T_{bexp} を表わしたのが図-17である.箱形断面でも,有効厚さを式 (24) の算定で用いたものが適用されることがわかる.その範囲は \bar{A}/A で 0.25~0.4 程度である.また実際の箱形断面の厚さ t と有効厚さ t_e の比, t/t_e は 1.4~2.5 の範囲にある. t が t_e より小さい場合は,もちろん t の厚

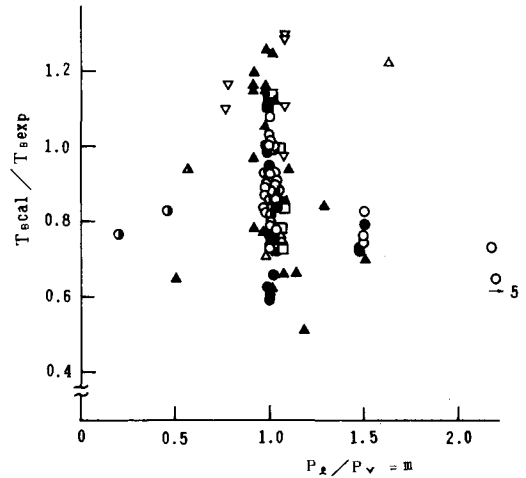


図-16 m と立体トラス理論の適用性

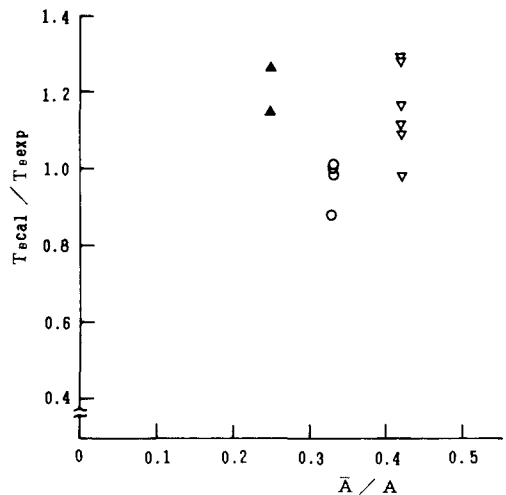


図-17 箱形断面に対する立体トラス理論の適用性

さが優先する.

その他,コンクリートで圧壊する場合は,ねじり耐力はコンクリート強度,あるいは t_e に支配され,軸方向鉄筋,横方向鉄筋による破壊の場合はコンクリート強度,有効厚さにはあまり関係なく,鉄筋量,降伏点が問題となる.

5. 結 論

(1) ねじり荷重を受ける鉄筋コンクリート桁の破壊パターンは,軸方向鉄筋の降伏,横方向鉄筋の降伏,およびコンクリートの圧壊の3種に分けられ,ひびわれ角度の条件により破壊パターンと破壊ねじりモーメントが決まる.破壊ねじりモーメントの算定式は実験値とよい対応を示し,ねじり耐力の算定に有効である.適用の範囲は全断面に対する中面に囲まれる面積の比が 0.35~

0.8, 横方向鉄筋比に対する軸方向鉄筋比の比が0.2~5程度である。

(2) コンクリートの圧壊時のねじり耐力は、コンクリート強度、有効厚さに支配され、軸および横方向鉄筋の降伏によるねじり耐力は、有効厚さにはあまり関係なく、それぞれの鉄筋量が支配的となる。

(3) 上述の結論は立体トラス理論から導いたもので、中面の取り方は矩形断面の場合、コーナの軸方向鉄筋断面の中心の間隔で取るのが安全側の算定となる。

(4) 立体トラス理論における有効厚さを、矩形断面の場合、St.-Venant理論による最大せん断応力が有効厚さに一様に流れると仮定して求めた厚さとして、破壊ねじりモーメントを算定した結果、実験値とよい対応を示していた。

なお、本研究には文部省科学研究費補助金が授与されました。

参 考 文 献

- 1) Bornscheuer, F.W. : Systematische Darstellung des Biege und Verdrehvorgangs unterbesonderer Berücksichtigung der Wölbkraft Torsion, Stahlbau 21-1, pp. 1~12, Januar 1952.
- 2) 佐伯 昇 : 二次せん断変形を考慮した曲げねじり理論と数値計算, 土木学会論文報告集, 第209号, pp. 27~36, 1973.
- 3) Rausch, E. : Drillung, Schub und Scheren in Stahlbetonbau, 3rd Edition, Deutscher Ingenieur-Verlag GmbH, Düsseldorf, pp. 168, 1952.
- 4) Lampert, P. : Post Cracking Stiffness of Reinforced Concrete Beams in Torsion and Bending, Publication, No. 71-20, Feb. 1971, Univ. of Toronto, Dept. of Civil Engineering.
- 5) Hsu, T. T. C. : Torsion of Structural Concrete-plain Concrete Rectangular Sections, ACI sp-18, pp. 203~238, 1966.
- 6) Cowan, J. : An Elastic Theory for the Torsional Strength of Rectangular Reinforced Concrete Beams, Magazine of Concrete Research, pp. 3~8, July, 1950.
- 7) Thurlimann, B. : Torsional Strength of Reinforced and Prestressed Concrete Beams—CEB Approach, ACI, sp 59-7.
- 8) Cowan, J. : The Strength of Plain, Reinforced and Prestressed Concrete under the Action of Combined Stresses, with Particular Reference to the Combined Bending and Torsion of Rectangular Sections, Magazine of Concrete Research, pp. 75~86, Dec. 1953.
- 9) Hsu, T. T. C. : Torsion of Structural Concrete—Behaviour of Reinforced Concrete Rectangular Members, ACI, sp-10, pp. 261~306, 1966.
- 10) Tsuboi, Y. and Suenaga, Y. : Experimental Study on Failure of Plain Concrete under Combined Stress, Part 3, 日本建築学会論文報告集, 64号, 1960.
- 11) 小阪・谷川 : 圧縮とねじりの組合せ応力を受ける各種骨材を用いたコンクリートの破壊条件, 日本建築学会論文報告集, 166号, 1969年.
- 12) 佐伯 昇・高田宣之・藤田嘉夫 : 圧縮-ねじり荷重下のコンクリートの変形と破壊挙動, 土木学会論文報告集, 308号, pp. 99~108, 1981.
- 13) 狩野芳一・泉 満明 : コンクリート部材の振りについて (1), (2), コンクリートジャーナル, Vol. 4, No. 1, pp. 39~55, 1966, Vol. 4, No. 3~4, pp. 138~155, 1966.
- 14) 泉 満明 : コンクリート部材の終局ねじり強度の算定と設計法に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 305, pp. 111~124, Jan. 1981.
- 15) 松島 博 : ねじりを受ける鉄筋コンクリート部材の設計法に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 218号, pp. 87~101, 1973.
- 16) 船越 稔・岡本享久・南 和孝 : ねじりを受ける鉄筋コンクリート梁の力学的性状, セメント技術年報, Vol. 36, pp. 462~465, 1982.
- 17) 児島孝之・高木直章・和田教志 : 鉄筋コンクリート部材の変形適合ねじりに関する一実験, 日本コンクリート工学年次講演会論文集, Vol. 6, pp. 533~536, 1984.
- 18) 岡本享久・長滝重義 : 曲げせん断とねじりを同時に受ける鉄筋コンクリート部材の耐力と変形, 土木学会論文集, Vol. 360/V-3, pp. 81~89, 1985.
- 19) 藤田嘉夫・佐伯 昇・小野茂信 : 曲げとねじりを受けるRC桁のひびわれモーメントと破壊強度について, セメント技術年報, Vol. 32, pp. 417~420, 1978年.
- 20) Hsu, T. T. C. : Post-Cracking Torsional Rigidity of Reinforced Concrete Sections, J. of ACI, pp. 352~360, May 1973.
- 21) Hsu, T. T. C. and Mo, Y. L. : Softening of Concrete in Torsional Members—Theory and Test, J. of ACI, pp. 290~303, May-June 1985.
- 22) 佐伯 昇・藤田嘉夫・桑島隆一 : ねじり荷重による鉄筋コンクリート部材の非弾性挙動, 土木学会北海道支部論文集, pp. 552~557, 1985.
- 23) Lampert, P. and Collins, P. : The Effects of Stirrup Spacing and Longitudinal Restraining on the Behaviour of Reinforced Concrete Beams Subjected to Pure Torsion, Publication 71-22, Univ. of Toronto, Dept. of Civil Engineering, 1971.
- 24) 泉 満明 : ねじりと曲げの組合せモーメントを受けるコンクリート部材の設計法に関する研究, 学位論文, 1981. (1987.5.9・受付)