

論文

[2097] ねじりを受ける矩形およびT形RC部材の変形状について

志村和紀*¹・原田希樹*²・佐伯 昇*³

1. まえがき

ねじりを受けるRC部材の代表的な解析モデルの一つとして立体トラスモデルが挙げられる。このモデルは基本のモデルに数多くの修正が加えられて発達してきたが、ねじりひびわれ発生前はトラス機構が成立していないと考えられることなどから、変形を過大に評価することが指摘されている。一方、部材をRC平板でモデル化した手法が発達してきており[1][2]、変形挙動についても把握できると報告されている。これは立体トラスモデルでは扱えないコンクリートの引張応力、あるいは付着性状などを考慮することができるため、より合理的な解析手法であると考えられるが、部材のかぶり厚さの影響、矩形断面以外の部材への適用性などについて検討を行う必要があると考えられる。本研究は、RC矩形断面およびT形断面部材の純ねじり実験を行い、かぶり厚さおよび断面形状の相異が耐力・変形挙動に及ぼす影響を調べ、RC平板モデルの適用性について検討したものである。

2. 解析方法

図-1に示すように、中実断面のRC部材をねじりに対して有効な中空断面に置き換え、作用トルクに対して一様のせん断流 q が、ねじりに対する有効厚 t_d に分布すると仮定する。この中空断面を構成する壁のRC平板要素について、以下に述べる力の釣合条件、変形の適合条件より基本式を導く。

RC平板要素には図-2に示すように軸方向(l 軸)の直応力(σ_{sl} :軸方向鉄筋応力, σ_{cl} :コンクリートの軸方向応力), 横方向(t 軸)の直応力(σ_{st} :横方向鉄筋応力, σ_{ct} :コンクリートの横方向応力)およびコンクリートのせん断応力 τ_{lt} が生じる。また、 l 軸とコンクリートの主応力方向の成す角を α 、コンクリートの主応力を σ_d (圧縮主応力方向)、 σ_r (引張主応力方向)とし、モールの応力円を用いコンクリートの応力を求め、純ねじりの条件より $\int \sigma_{cl} dA = \Sigma \sigma_{st}$, $\int \sigma_{cl} dA = \Sigma \sigma_{sl}$ とすれば、RC平板の釣合条件式が得られる。

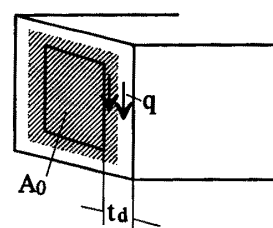


図-1 ねじりの有効断面

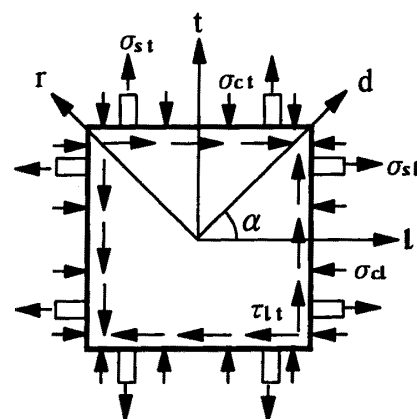


図-2 RC平板要素

* 1 北海道大学助手、工学部土木工学科、工修（正会員）

* 2 北海道大学大学院、工学研究科土木工学専攻

* 3 北海道大学教授、工学部土木工学科、工博（正会員）

$$\sigma_d \cos^2 \alpha - \sigma_r \sin^2 \alpha - \sigma_{sl} A_{sl} / (p_0 \cdot t_d) = 0 \quad (1)$$

$$\sigma_d \sin^2 \alpha - \sigma_r \cos^2 \alpha - \sigma_{st} A_{st} / (s \cdot t_d) = 0 \quad (2)$$

$$\tau_{lt} = (\sigma_d + \sigma_r) \sin \alpha \cdot \cos \alpha \quad (3)$$

A_{sl} : 全軸方向鉄筋断面積、 p_0 : せん断流の中心線の長さ、

A_{st} : 横方向鉄筋 1 本の断面積、 s : 横方向鉄筋間隔

また、モールのひずみ円より R C 平板の適合条件式が得られる。

$$\epsilon_l = \epsilon_r \sin^2 \alpha - \epsilon_d \cos^2 \alpha \quad (4)$$

$$\epsilon_t = \epsilon_r \cos^2 \alpha - \epsilon_d \sin^2 \alpha \quad (5)$$

$$\gamma_{lt} = 2(\epsilon_r + \epsilon_d) \sin \alpha \cdot \cos \alpha \quad (6)$$

なお、式(1)から式(6)の応力およびひずみは平板厚さ方向の平均応力および平均ひずみである。

薄肉閉断面のねじり角とせん断ひずみの関係より、

$$\theta = \gamma_{lt} \cdot p_0 / (2A_0) \quad (7)$$

θ : ねじり角、 A_0 : せん断流の中心線で囲まれる面積

ねじりを受ける平板に生じる曲げ変形より、

$$\psi = \theta \cdot \sin 2\alpha \quad (8)$$

$$\epsilon_{ds} = \psi \cdot t_d \quad (9)$$

ψ : 平板の主応力方向に生じる曲げ変形の曲率

ϵ_{ds} : 平板の圧縮主応力方向の縁ひずみ

式(6), (7), (8), (9)より、

$$\epsilon_r = \frac{A_0 \cdot \epsilon_d}{t_d \cdot p_0 \cdot \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha} - \epsilon_d \quad (10)$$

トルクとせん断流によるモーメント

の釣合より、

$$T = 2q \cdot A_0 \quad (11)$$

q : せん断流 ($= \tau_{lt} \cdot t_d$)

計算の手順は図-3に示したように、コンクリートの縁圧縮ひずみ ϵ_{ds} を与え、 α および t_d を仮定し、式(1)および

式(2)の成り立つ解を求めた。鉄筋の応力-ひずみ関係は完全弾塑性とした(表-1)。圧縮部コンクリートは圧縮-引張の2軸応力下にあるため、ソフニングを考慮したVecchio-Collinsモデル[3]を使用した。引張コンクリートについてはテンションスティフニングの適用性について検討することとした。

解析および実験に用いた断面の形状・寸法を表-2および図-4に示す。

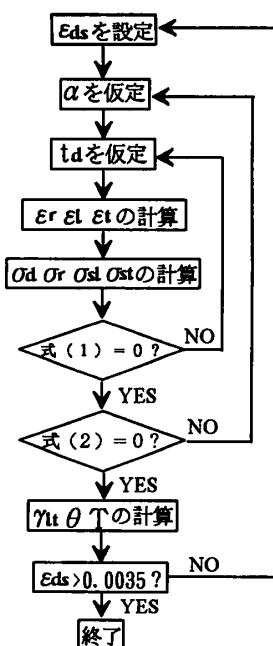


図-3 計算の流れ

表-1 鉄筋

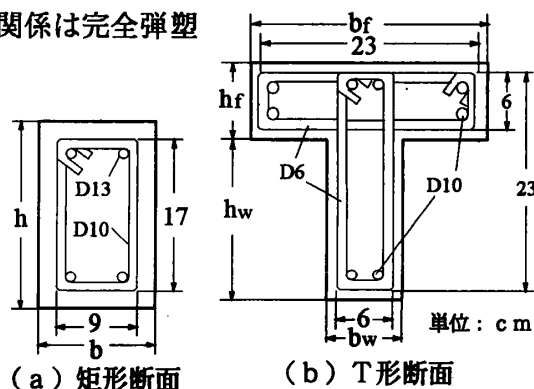
鉄筋	降伏点 kgf/cm ²
D 6	4 1 6 8
D 10	3 9 5 3
D 13	3 7 0 1

$E_s = 2.1 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$

表-2 断面

供試体	かぶり cm	h cm	b cm	hf cm	bf cm	hw cm	bw cm	s cm	圧縮強度 kgf/cm ²
矩 R1	0.5	17	9					5	359
矩 R2	2.0	20	12					5	346
矩 R3	3.5	23	15					5	326
T T1	0.3			6	23	17	6	10	364
T T2	1.3			8	25	17	8	10	400
T T3	1.3			8	25	17	8	5	333

かぶり: コンクリート表面から横方向鉄筋中心までの距離



(a) 矩形断面

(b) T形断面

図-4 断面形状

3. 実験概要

実験は図-5に示すように、試験体の一端にねじり用ドラムを取り付け、ドラムの周囲に取付けたワイヤーをモーターにより引張ることによりトルクを作用させ、試験体の他端には油圧ジャッキを取付け反力を得た。ねじり角は変位計によって測定した。

Rシリーズ（矩形断面）は表-2および図-4に示すようにかぶり厚さを3種に変化させ、耐力、変形状に及ぼすかぶりの影響を検討することとした。なお、横方向鉄筋で囲まれた部分の寸法は全ての試験体で同一である。

Tシリーズ（T形断面）はかぶり厚さを2種に変化させ、横方向鉄筋を密に配置したものについても実験を行った。

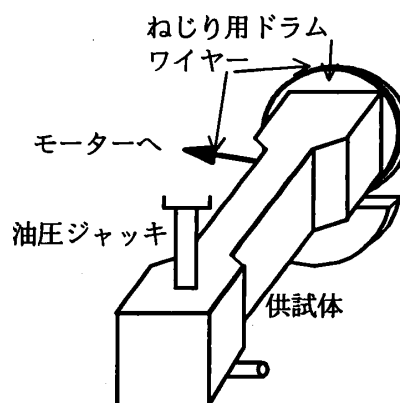


図-5 実験装置

4. 実験および計算結果

(1) テンションスティフニングの検討

引張部コンクリートはひびわれ発生後も鉄筋との付着作用によって引張力を分担し、部材の引張剛性が高まることが知られている（テンションスティフニング）。そこで、本解析におけるテンションスティフニングの適用性について検討した。図-6に引張部コンクリートの応力-ひずみ関係を引張強度に達した後は応力を分担しないとしたものとテンション

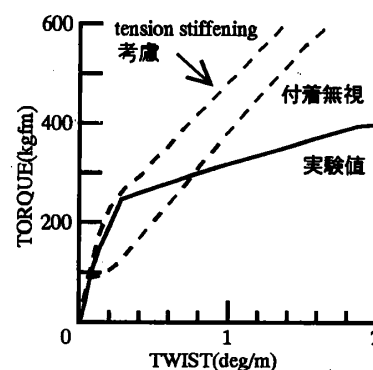


図-6 TENSION STIFFENINGの影響

スティフニングを考慮した岡村らのモデル[4]を用いた解析結果を実験値と共に示す。これによれば、付着による応力分担を考慮しないものは実験値に比べ直線的な領域が短く、早期から塑性的な性状を示す。一方、テンションスティフニングを考慮したものは直線領域が実験値とほぼ一致する。この差は、主にコンクリートの引張応力-ひずみ関係における塑性流れ部の有無から生じると考えられる。また、テンションスティフニングを考慮した場合の耐力の増加は考慮しない場合に比べR2試験体で約6%であった。

(2) 解析に及ぼすかぶりの影響

実験結果の一例をテンションスティフニングを考慮したRC平板モデルによる計算値と共に図-7に示す。計算は部材の全断面を有効としたものとかぶりコンクリートを無視したものについて行った。全断面を有効とした場合、ひびわれ発生付近までは実験値と良く一致したが、以後の剛性の低下が現れず、耐力は実験値を大きく上回った。また、かぶりを無視した場合は初期の剛性が小さく現れ、過大な変形を示すが、次第に実験値に近づく。そこで、ひびわれ発生付近までは全

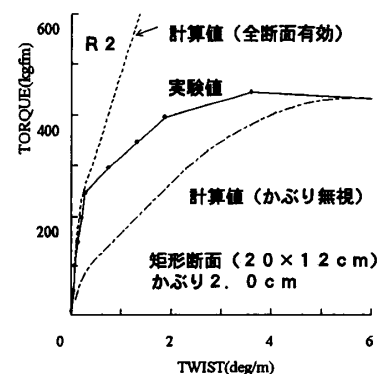


図-7 解析上のかぶりの影響

断面を有効とし、それ以降はせん断ひずみを指標にかぶりを減少させていく方法を試み、次のような有効かぶり式を仮定した。

$$\begin{aligned} \gamma_{lt} \leq \gamma_0 & \quad C_e = C \\ \gamma_{lt} > \gamma_0 & \quad C_e = C \left\{ 1 - \left(\frac{\gamma_{lt} - \gamma_0}{\gamma_1 - \gamma_0} \right)^a \right\} \end{aligned}$$

C : かぶり C_e : 有効かぶり a : 定数
 γ_{lt} : 式(6)により計算されるせん断ひずみ
 γ_0 : かぶりが減少を始めるときのせん断ひずみ
 γ_1 : かぶりが0となるときのせん断ひずみ

式中の γ_0 は全断面を有効とした場合のトルク-ねじり角関係において計算値が実験値から離れる点の計算上のせん断ひずみであり、R1、R2およびR3でそれぞれ約0.00031, 0.00023および0.00034で平均0.00029となり、 $\gamma_0 = 0.0003$ とした。 γ_1 はかぶりを無視した場合のトルク-ねじり角関係において計算値が実験値と一致する点あるいは漸近する点であり、R1、R2およびR3でそれぞれ約0.0037, 0.0037および0.0034で平均0.0036となり、 $\gamma_1 = 0.0035$ とした。 a については図-8に示すように、小さな値ほど初期から有効かぶりの減少が大きくなる性質を有しており、Rシリーズの実験値と比較した結果、 $a = 0.6$ を得た(図-9)。このようにして有効かぶりを考慮して解析を行った結果を図-10に示したが、実験の挙動を比較的良く捉えることができ、最大トルクの実験値に対する比はR1, R2, R3でそれぞれ0.82, 1.05, 0.98であった。なお、全断面を有効とした場合に対する有効かぶりを考慮することによる最大トルクの低減量はR2で約53%であり、テンションスティフニングによる増加量が6%であったことと比較すれば、解析に対するかぶりの影響はきわめて大きいことがわかる。

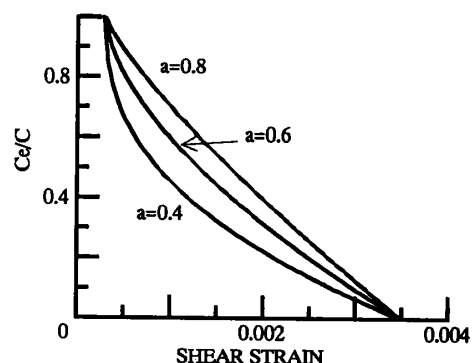


図-8 有効かぶりの低減指数 a

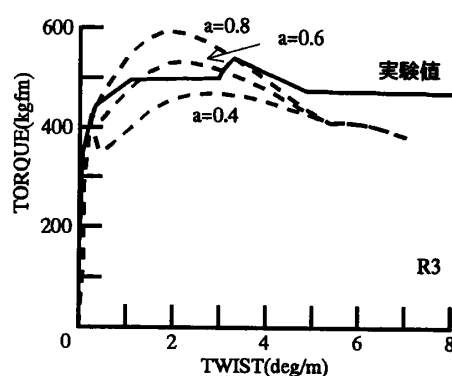


図-9 解析に及ぼす a の影響

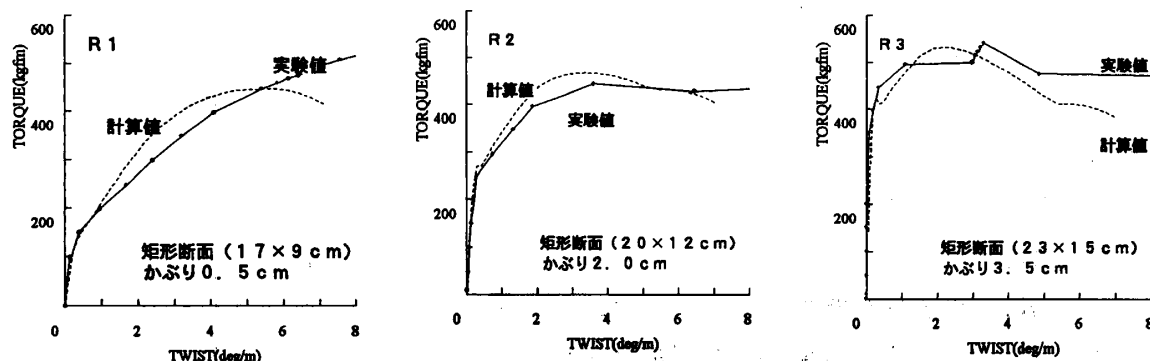


図-10 実験・解析結果 (Rシリーズ)

Tシリーズについての計算は、T形断面の形状そのままにせん断流を仮定した解析1と、T形断面を二つの矩形断面が重なったものと仮定した解析2について行った。有効かぶりの算定ではRシリーズと同じ定数を用いた。計算結果を図-11に示すが、解析1、解析2共に実験値に比べ幾分小さな耐力を示すものの実験値の挙動を概ね表していると考えられる。最大耐力の実験値に対する比は解析1、解析2でそれぞれ0.75~0.94, 0.80~0.97であり、解析2の方が多少高い耐力を示したが、両者にはあまり大きな差は見られなかった。

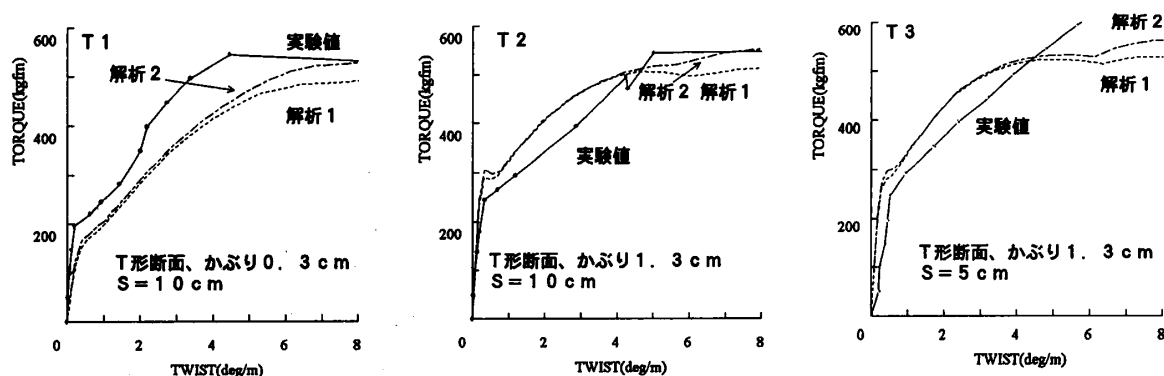


図-11 実験・解析結果 (Tシリーズ)

(3) 既往の実験データとの比較

本解析法の適用性を検討するため、既往の実験データとの比較を行った。

図-12に長滝ら[1]のかぶりを変化させた正方形断面部材の実験結果との比較を示す。これによれば、計算値はかぶりが大きい場合にひびわれ発生後にトルクが一時低下する現象が見られ、最大トルクの生じるねじり角に差が生じるものの、最大トルクの計算値の実験値に対する比は、0.96~0.99であり、最大トルクの評価に対しては良好であると考えられる。

図-13にHsuの実験[5]との比較の例を示す。Gシリーズは鉄筋比を変化させた実験であり、断面寸法は同一のものである。これによれば、鉄筋比が高くなるに従い、最大トルク付近の塑性変形を小さく評価する傾向があるが、変形挙動は概ね評価できると考えられ、最大トルクの実験値に対する比は0.86~1.09であった。

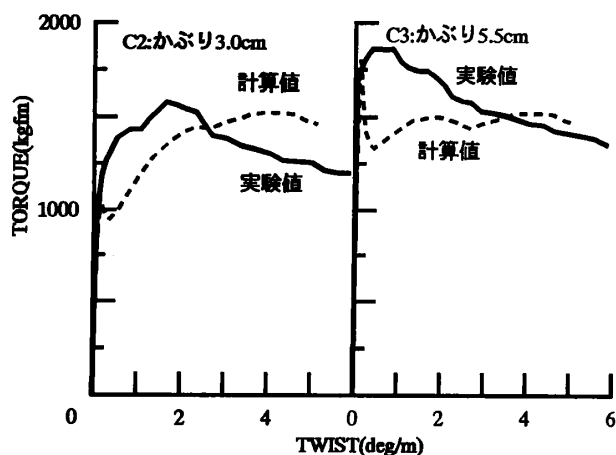


図-12 既往の実験[1]との比較

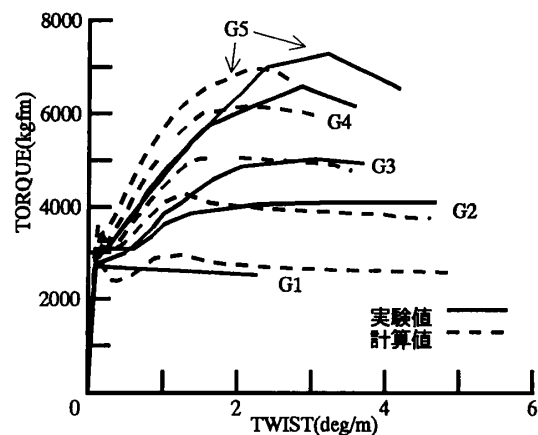


図-13 既往の実験[2]との比較

最大トルクについて既往の実験データとの比較を行った結果を表-3に示す。
これによれば、最大トルクの実験値に対する比は全64データの平均で0.97であり、ほぼ良好な精度で推定できると考えられる。

表-3 最大トルクの計算値と実験値

研究者	シリーズ	データ数	断面	h cm	b cm	h/b	b/b ₀	Tucal/Tutest(平均)	
H s u [5]	B	10	矩形中実	38.1	25.4	1.50	1.18	0.85-1.09	1.01
	D	4	矩形中空	38.1	25.4	1.50	1.18	1.03-1.13	1.08
	M	6	矩形中実	38.1	25.4	1.50	1.18	0.88-0.92	0.91
	I	5	矩形中実	38.1	25.4	1.50	1.18	0.96-1.02	0.99
	J	4	矩形中実	38.1	25.4	1.50	1.18	0.77-0.95	0.86
	G	8	矩形中実	50.8	25.4	2.00	1.18	0.85-1.08	0.98
	N	5	矩形中実	30.5	15.2	2.00	1.17	0.95-1.03	1.00
	K	4	矩形中実	49.5	15.2	3.25	1.33	0.66-0.83	0.77
	C	6	正方形中実	25.4	25.4	1.00	1.18	0.79-1.10	0.96
長瀧[1]	C	3	正方形中実	20.0-30.0	20.0-30.0	1.00	1.05-1.58	0.96-0.99	0.98
	S	3	正方形中実	30.0	30.0	1.00	1.15	1.09-1.21	1.17
著者	R	3	矩形中実	17.0-23.0	9.0-15.0	1.53-1.89	1.13-1.88	0.82-1.05	0.95
	T	3	T形中実	23.0-25.0	6.0-8.0	3.13-3.83	1.20-1.60	0.80-1.01	0.93
		計	64					全平均	0.97

h : 断面高さ、b : 断面幅、b₀ : 断面内横方向鉄筋間距離、Tucal : 最大トルクの計算値、Tutest : 最大トルクの実験値

5. まとめ

- (1) RC平板モデルを用いたねじり解析は、テンションスティフニングを考慮することにより、初期変形を評価することができ、有効かぶりを考慮することによりひびわれ発生後の変形性状を把握することが可能である。
- (2) T形断面に対するRC平板モデルの解析は、耐力を幾分小さく評価するものの、適用は可能と考えられる。

参考文献

- 1) 長瀧重義・李 承漢・岡本享久：鉄筋コンクリート部材のねじり耐荷機構に関する一考察，土木学会論文集，No. 390/V8, 1988
- 2) 二羽淳一郎・桧貝 勇・守屋紀和：ねじりを受けるRC棒部材に関する解析的研究，土木学会論文集，No. 420/V13, 1990
- 3) Vecchio, F. J. and Collins, M. P.: The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear, ACI Journal, Vol. 83, No. 2, 1986
- 4) 岡村 甫・前川宏一：鉄筋コンクリートにおける非線形有限要素法解析，土木学会論文集，No. 360/V3, 1985
- 5) Hsu, T. T. C.: Torsion of Structural Concrete Behaviour of Reinforced Concrete Rectangular Members, ACI SP-18, 1968